

14 - я Международная
научно-
техническая
конференция

**ФИЗИЧЕСКИЕ И КОМПЬЮ-
ТЕРНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ**

24 – 25 сентября
2008 г

г. Харьков

Харьковская научно-производственная корпорация "ФЭД"
Харьковский национальный экономический университет
Одесский национальный политехнический университет
Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"
Ассоциация технологов-машиностроителей Украины
Институт сверхтвердых материалов НАН Украины
Институт проблем машиностроения НАН Украины
Институт машин и систем НАН Украины
Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»
Харьковский национальный технический университет радиоэлектроники
Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства
Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет
Харьковская государственная академия железнодорожного транспорта
Донецкий национальный технический университет
Сумской государственный университет
Национальная Металлургическая Академия Украины
Севастопольский национальный технический университет
Восточно-украинский национальный университет им. В. Даля
Луцкий государственный технический университет
Московский государственный открытый университет
Тульский государственный университет
Курский государственный технический университет
Ульяновский государственный технический университет
Саратовский государственный технический университет
Пермский государственный технический университет
ГП "Завод им. Малышева"
АО "Мотор - Січ"
ХГ Авиационное производственное предприятие
ХГ Приборостроительный завод им. Шевченко
ОАО Завод "Потенциал"
ЗАО Завод "Южкабель"
ОАО ХМЗ "Свет шахтера"
НТК "Эльбор-4", г. Харьков
ЧП "Физико-техническая лаборатория", г. Днепропетровск
Высшая техническая школа, Цвикау, Германия
Международная академия по развитию технологий, Кельн, Германия
Компания "Foxenergy", Верона, Италия
Жешувский технологический университет, Польша
Кафедра UNESCO "Интеллектуальное моделирование и адаптация нетрадиционных технологий к проблемам перспективного обучения и общественного прогресса"

ТРУДЫ 14-Й МЕЖДУНАРОДНОЙ НАУЧНО- ТЕХНИЧЕСКОЙ КОНФЕРЕНЦИИ

"ФИЗИЧЕСКИЕ И КОМПЬЮТЕРНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ"

**INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND
TECHNICAL CONFERENCE**

Харьков 2008

УДК 62-65: 621.382.82

Физические и компьютерные технологии.

Труды 14-й Международной научно-технической конференции, 24-25 сентября 2008г.
–Харьков: ХНПК «ФЭД», 2008. – 488 с.

Представлены труды, в которых рассмотрены проблемы технологии машиностроения и обработки материалов; прогрессивные технологии, оборудование, инструменты и технологические системы; проблемы динамики и прочности машин, математики, механики, электрофизики и электроэнергетики, экономики и организации производства; проблемы создания и применения компьютерных технологий.

Для специалистов в области машиностроения, научно-технических работников и студентов.

КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ ПО ПРОВЕДЕНИЮ КОНФЕРЕНЦИИ:

Сопредседатели:

Якимов А.В., д.т.н. (Одесса)
Новиков Ф.В., д.т.н. (Харьков)
Фадеев В.А., д.т.н. (Харьков)

Члены совета:

Гринева В.Н., д.э.н. (Харьков)
Дудко П.Д., к.т.н. (Харьков)
Дитиненко С.А., к.т.н. (Харьков)
Воробьев Ю.С., д.т.н. (Харьков)
Ковальчук А.Н., к.т.н. (Харьков)
Коломиец В.В., д.т.н. (Харьков)

Крюк А.Г., к.т.н. (Харьков)
Ларшин В.П., д.т.н. (Одесса)
Малыхин В.В., к.т.н. (Курск)
Борисевич В.К., д.т.н. (Харьков)
Морачковский О.К., д.т.н. (Харьков)
Новиков Г.В., к.т.н. (Харьков)
Проволоцкий А.Е., д.т.н. (Днепропетровск)
Петраков Ю.В., д.т.н. (Киев)
Шепелев А.А., д.т.н. (Киев)
Шкурупий В.Г., к.т.н. (Харьков)
Ямников А.С., д.т.н. (Тула)

ПРОГРАММНЫЙ КОМИТЕТ КОНФЕРЕНЦИИ:

Гапонов В.С., д.т.н. (Харьков)
Золотарев В.М., к.т.н. (Харьков)
Бреславский Д.В., д.т.н. (Харьков)
Карпушенко В.П., к.э.н. (Харьков)
Кленов О.С. (Харьков)
Клименко С.А., д.т.н. (Киев)
Королев А.В., д.т.н. (Саратов)
Лавинский В.И., д.т.н. (Харьков)
Лавриненко В.И., д.т.н. (Киев)
Линчевский П.А., д.т.н. (Одесса)
Марчук В.И., д.т.н. (Луцк)
Матюха П.Г., д.т.н. (Донецк)
Назаров Ю.Ф., д.т.н. (Москва)

Новоселов Ю.К., д.т.н. (Севастополь)
Новиков С.Г., к.т.н. (Курск)
Ерошин С.С., д.т.н. (Луганск)
Осипов В.А., к.т.н. (Сумы)
Савченко Н.Ф., к.т.н. (Харьков)
Макаров В.Ф., д.т.н. (Пермь)
Сизый Ю.А., д.т.н. (Харьков)
Скобло Т.С., д.т.н. (Харьков)
Степанов М.С., д.т.н. (Харьков)
Тернюк Н.Э., д.т.н. (Харьков)
Ткачук Н.А., д.т.н. (Харьков)
Усов А.В., д.т.н. (Одесса)
Худобин Л.В., д.т.н. (Ульяновск)

Труды воспроизводятся непосредственно с авторских оригиналов.

© Харьковская научно-производственная
корпорация «ФЭД», 2008

Научное издание

Труды 14-й Международной научно-технической конференции

Физические и компьютерные технологии

24-25 сентября 2008 года, г. Харьков

Составили: Новиков Федор Васильевич
Якимов Александр Васильевич

Ответственный за выпуск
Фадеев В.А.

Оформление оригинал-макета
Бондарь Н.Б., Новиков Д.Ф.

Подписано к печати 04.09.2008 г. Формат 60x90 1/16/
Бумага офсетная. Усл.-печ. л. 30,5. Уч.-изл. л. 25,3
Тираж 300. Заказ № 1517

Отпечатано в типографии завода «ФЭД». 61023, г. Харьков, ул. Сумская, 132

1. НАУЧНЫЕ КОНЦЕПЦИИ РАЗВИТИЯ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ, МЕХАНИЧЕСКОЙ И ФИЗИКО-ТЕХНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ, НАНОТЕХНОЛОГИЙ

УДК 621.923

ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ОПЕРАЦИЙ ШЛИФОВАНИЯ ВАЛОВ ПРИВОДОВ ШАХТНЫХ КОНВЕЙЕРОВ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, **Ковальчук А.Н.** (г. Харьков, Украина)

The theoretical approach to optimization of structure and parameters of operations of round external grinding by criterion of the least basic time of processing is developed in view of restriction on accuracy of the size of a processable surface.

На машиностроительных предприятиях параметры точности и качества обработки деталей машин традиционно формируются на операциях окончательного шлифования. Поэтому совершенствование данных операций имеет большое научное и практическое значение. В особой мере это относится к шлифованию ответственных деталей типа вал (ступенчатых валов, валов–шестерней и т.д.) приводов шахтных конвейеров – планетарных редукторов мощностью более 200 кВт, изготавливаемых из низкоуглеродистых легированных сталей, закаленных до твердости HRC 62–65. Данные детали работают в условиях больших нагрузок и к ним предъявляются высокие требования по точности и качеству обработки. Например, точность размера ступени вала диаметром 200 мм – в пределах 0,002...0,008 мм, а шероховатость обработки – $R_a=0,2$ мкм. Это вызывает значительные трудности их обработки как с точки зрения стабильного обеспечения заданной точности и шероховатости, так и увеличения производительности обработки, поскольку применяемые операции круглого врезного и продольного шлифования характеризуются достаточно высокой трудоемкостью в связи с возникновением в технологической системе значительных упругих перемещений. В настоящее время благодаря усилиям многих ученых в научно-технической литературе [1, 2] сложилось достаточно полное представление о закономерностях формирования параметров точности и шероховатости обработки при шлифовании, разработаны эффективные автоматизированные высокопроизводительные циклы круглого наружного шлифования, позволяющие уменьшить отрицательную роль упругих перемещений в процессе обработки. Вместе с тем, отсутствуют аналитические решения об оптимальных структурах операций (или циклов) шлифования, учитывающие упругие свойства технологической системы, что не позволяет выявить, обосновать и реализовать их потенциальные возможности. Это требует проведения комплекса исследований по выбору оптимальной структуры и параметров операций круглого наружного шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров. В связи с этим, на основе решений [3, 4] разработан теоретический подход к оптимизации структуры и параметров операций круглого наружного врезного шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности. Для этого рассмотрены три принципиальные схемы круглого наружного врезного шлифования (рис.1): с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи и с дискретным характером контакта круга с обрабатываемой деталью; с непрерывно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи и с постоянным контактом

круга с обрабатываемой деталью; с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи и с постоянным контактом круга с обрабатываемой деталью. Установлено, что в первом случае при шлифовании в n переходов основное время обработки τ определяется:

$$\begin{aligned} \tau &= \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \dots + \tau_n = \frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2 + \delta_1}{V_2} + \frac{\Pi_3 + \delta_2}{V_3} + \dots + \frac{\Pi_n + \delta_{n-1}}{V_n} = \\ &= B \cdot \left(\frac{\Pi_1}{\delta_1} + \frac{\Pi_2 + \delta_1}{\delta_2} + \frac{\Pi_3 + \delta_2}{\delta_3} + \dots + \frac{\Pi_n + \delta_{n-1}}{\delta_n} \right), \end{aligned} \quad (1)$$

где τ_n , Π_n , V_n , $\delta_n = B \cdot V_n$ – соответственно основное время обработки, величина снимаемого припуска, скорость радиальной подачи и величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе, на n -ном переходе; $\Pi_1 + \Pi_2 + \Pi_3 + \dots + \Pi_n = \Pi$ – суммарный припуск, м; $B = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ – постоянная

времени образования упругого перемещения в технологической системе, с; σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м²; c – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м; $K_{ш}$ – коэффициент шлифования, равный отношению тангенциальной P_z и радиальной P_y составляющих силы резания; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot H$ – площадь обрабатываемой

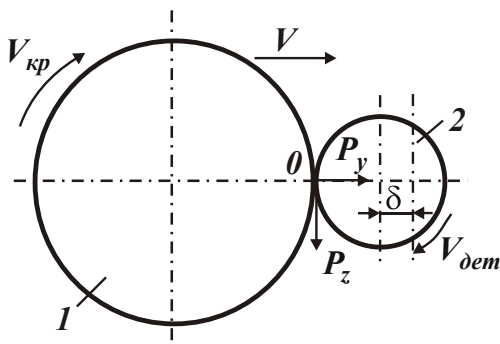


Рис. 1. Расчетная схема круглого врезного шлифования: 1 – круг; 2 – деталь.

поверхности, м²; $D_{дет}, H$ – соответственно диаметр детали и высота круга, м.

Из зависимости (1) следует бесконечное множество экстремумов (минимумов) основного времени обработки τ от величин упругих перемещений $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \dots, \delta_{n-1}$, возникающих в технологической системе на каждом переходе, а также то, что наименьшее значение τ достигается при условии $\Pi_1 = \Pi$; $\Pi_2 = \Pi_3 = \dots = \Pi_n = 0$. Подчиняя функцию τ необходимому условию экстремума, т.е. $\tau'_{\delta_1} = 0$, установлено, например, что

при шлифовании в два перехода экстремальные значения основного времени обработки τ_{min} и упругого перемещения на первом переходе δ_1 (рис. 2,а) определяются зависимостями:

$$\tau_{min} = B \cdot \left[\sqrt{\frac{\Pi_1}{\delta_2}} + \sqrt{\frac{\Pi_1}{\delta_2} + \frac{(\Pi - \Pi_1)}{\delta_2}} \right], \quad \delta_1 = \sqrt{\Pi_1 \cdot \delta_2}. \quad (2)$$

При этом наибольшее и наименьшее значения основного времени обработки отличаются в 5 раз (рис. 2,б), что свидетельствует о важности исследования функции τ на экстремум и определения экстремальных значений параметров шлифования.

При шлифовании в n переходов экстремальное (минимальное) значение τ_{min} равно:

$$\tau_{min} = B \cdot n \cdot \varepsilon_{сум}^{1/n}, \quad (3)$$

где $\varepsilon_{\text{сум}} = \Pi / \delta_n$ – суммарное уточнение на размер обрабатываемой поверхности.

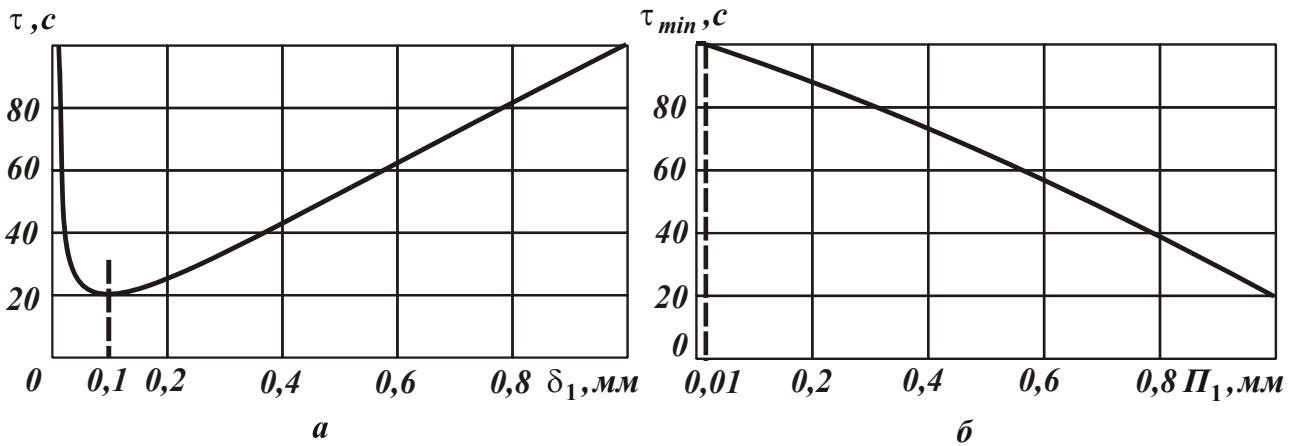


Рис. 2. Зависимость τ от δ_1 для $B=1с$, $\Pi_1=\Pi=1$ мм, $\delta_2=0,01$ мм (а) и зависимость τ_{\min} от Π_1 для $B=1с$, $\Pi=1$ мм, $\delta_2=0,01$ (б).

При этом доказано, что по длительности все переходы одинаковы: $\tau_1 = \tau_2 = \dots = \tau_n = B \cdot \varepsilon_{\text{сум}}^{1/n}$. Следовательно, отношение величин упругих перемещений, возникающих на предшествующем и последующем переходах и определяющее уточнение на размер обрабатываемой поверхности ε_n , одинаково для каждого перехода и равно $\varepsilon_n = \varepsilon_{\text{сум}}^{1/n}$. Это означает, что с каждым последующим переходом величины упругого перемещения и соответственно скорости радиальной подачи убывают по геометрической прогрессии со знаменателем, обратно пропорциональным уточнению ε_n :

$$\varepsilon_n = \frac{\delta_1}{\delta_2} = \frac{\delta_2}{\delta_3} = \dots = \frac{\delta_{n-1}}{\delta_n} = \varepsilon_{\text{сум}}^{1/n}; \quad \varepsilon_n = \frac{V_1}{V_2} = \frac{V_2}{V_3} = \dots = \frac{V_{n-1}}{V_n} = \varepsilon_{\text{сум}}^{1/n}. \quad (4)$$

Исходя из зависимости (3) установлено, что функция τ_{\min} от числа переходов n имеет экстремум (минимум, рис. 3), который достигается при условии:

$$n = \ln \varepsilon_{\text{сум}} \quad \text{или} \quad \varepsilon_{\text{сум}} = e^n. \quad (5)$$

Как видно, экстремальное (оптимальное) число переходов n определяется лишь суммарным уточнением $\varepsilon_{\text{сум}}$, а на каждом переходе реализуется оптимальное уточнение ε_n , равное числу $e \approx 2,72$. Следовательно, знаменателем убывающей геометрической прогрессии является величина $1/e \approx 0,36$ и справедливы соотношения, вытекающие из зависимостей (4):

$$\frac{\delta_1}{\delta_2} = \frac{\delta_2}{\delta_3} = \dots = \frac{\delta_{n-1}}{\delta_n} = e; \quad \frac{V_1}{V_2} = \frac{V_2}{V_3} = \dots = \frac{V_{n-1}}{V_n} = e. \quad (6)$$

Наименьшее основное время обработки при этом равно:

$$(\tau_{\min})_{\min} = B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}} \cdot e. \quad (7)$$

Очевидно, уменьшить $(\tau_{\min})_{\min}$ можно за счет уменьшения параметра B .

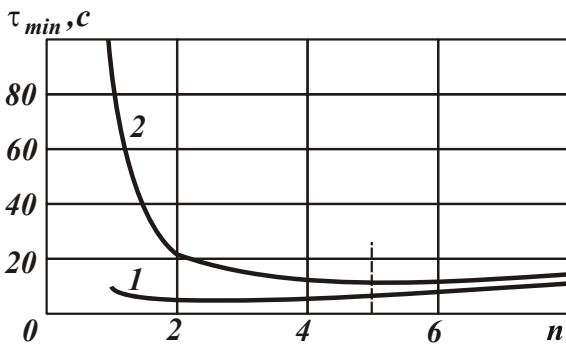


Рис. 3. Зависимость τ_{\min} от n для разных значений $\varepsilon_{\text{сум}}$: 1 – $\varepsilon_{\text{сум}}=10$; 2 – $\varepsilon_{\text{сум}}=100$ ($B=1с$).

Таблица 1

Расчетные значения $\varepsilon_{\text{сум}}$ и $(\tau_{\text{min}})_{\text{min}}$ в зависимости от числа переходов n ($B=1\text{с}$)

n	1	2	3	4	5	6	7	8
$\varepsilon_{\text{сум}}$	2,72	7,4	20,1	54,7	148,9	405	1101	3000
$(\tau_{\text{min}})_{\text{min}}$	2,72	5,4	8,1	10,8	13,6	16,3	19,0	21,7

Как следует из табл. 1, с увеличением суммарного уточнения $\varepsilon_{\text{сум}}$ количество переходов n увеличивается, однако не существенно. Например, в диапазоне изменения $\varepsilon_{\text{сум}}=2,72\dots 54,7$ (что имеет место на практике) количество переходов n изменяется в диапазоне 1...4. Данный вывод справедлив и в случае, если рассматривать вместо переходов операции.

Полученная выше аналитическая зависимость $n = \ln \varepsilon_{\text{сум}}$ согласуется с известной и широко применяемой на практике аналогичной эмпирической зависимостью для определения количества операций или переходов при обработке конкретной поверхности:

$$k_j = \frac{\lg \varepsilon_{d0}}{a} \quad \text{или} \quad \varepsilon_{d0} = 10^{a \cdot k_j} \approx 3,1^{k_j}, \quad (8)$$

где a – коэффициент ($a=0,45-0,5$); $\varepsilon_{d0} = Td_{\text{заг}} / Td_{\text{дет}}$ – суммарное уточнение; $Td_{\text{заг}}$, $Td_{\text{дет}}$ – допуски соответственно на размер заготовки и готовой детали.

Из зависимости (1) вытекает, что уменьшить основное время обработки τ можно также за счет исключения величин $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \dots, \delta_{n-1}$ из числителей всех слагаемых. Это достигается применением схемы круглого наружного врезного шлифования с постоянным во времени контактом круга с обрабатываемой деталью и с непрерывно изменяющейся скоростью радиальной подачи, описываемой дифференциальным уравнением:

$$-\frac{d\tau}{B} = \frac{dV}{V}, \quad (9)$$

где V – средняя скорость радиальной подачи на “условном” переходе; $d\tau$ – время “условного” перехода.

Решение дифференциального уравнения (9) с учетом начального условия $\delta(\tau=0) = \delta_1$, где δ_1 – начальный натяг в технологической системе:

$$V = \frac{\delta_1}{B} \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}, \quad \delta = \delta_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}. \quad (10)$$

В отличие от шлифования с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи, когда упругое перемещение и скорость радиальной подачи подчиняются закону убывающей геометрической прогрессии, при шлифовании с непрерывно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи эти величины подчиняются экспоненциальному закону. При этом установлено, что минимум основного времени обработки τ_{min} достигается при условии создания в технологической системе начального натяга, равного величине снимаемого припуска $\delta_1 = \Pi$:

$$\tau_{\text{min}} = B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (11)$$

Сравнивая зависимости (7) и (11) для определения минимума основного времени обработки τ_{min} , видно, что они отличаются лишь числом e , т.е. при шлифовании с

непрерывно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи производительность больше в 2,72 раза. Если в технологической системе нельзя создать начальный натяг δ_1 , равный величине снимаемого припуска Π , то круглое врезное шлифование следует выполнить в два перехода. Первый переход – с постоянной скоростью радиальной подачи $V_1 = B \cdot \delta_1$, а второй переход – с переменной скоростью V , определяемой зависимостью (10). Тогда основное время обработки τ выразится:

$$\tau = \frac{\Pi}{V_1} - B \cdot \ln \frac{\delta}{\delta_1} = B \cdot \left(m - \ln m + \ln \frac{\Pi}{\delta} \right). \quad (12)$$

Таблица 2

Расчетные значения τ (в секундах) для $B=1\text{с}$

m	e^0	e^1	e^2	e^3	e^4	e^5	e^6	e^7
$\tau(\Pi/\delta=e^2)$	3,0	3,72	7,4	19,2	52,7	145,9	341	1097
$\tau(\Pi/\delta=e^4)$	5,0	5,72	9,4	21,2	54,7	147,9	343	1099
$\tau(\Pi/\delta=e^6)$	7,0	7,72	11,4	23,2	56,7	149,9	345	1101

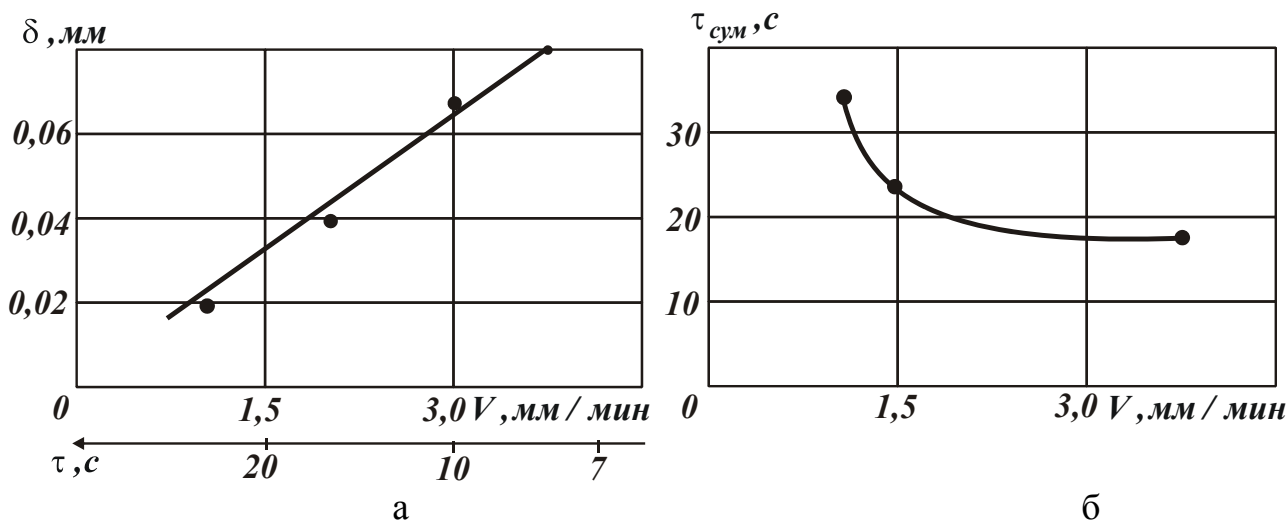


Рис. 4. Зависимости величин δ (а) и $\tau_{\text{сум}}$ (б) от скорости радиальной подачи V при круглом врезном шлифовании: круг – 1А1 400х80х203 24А 40 СМ1 К6; обр. мат. – сталь 45; $V_{\text{кр}}=35$ м/с; $V_{\text{дет}}=13,2$ м/мин.

Здесь величина δ определяет точность размера обрабатываемой поверхности, и она задана, а $m = \Pi / \delta_1$ – переменная величина, изменяющаяся в пределах $1 \dots \infty$. Из зависимости (12) следует, что уменьшить τ можно за счет уменьшения $m \rightarrow 1$, табл. 2. Отношение установленного значения m к значению $m=1$ позволяет количественно оценить во сколько раз основное время обработки τ больше минимально возможного значения τ_{min} , т.е. на сколько эффективна применяемая схема круглого врезного шлифования в два перехода. Например, для $\Pi=0,5$ мм, $\delta=0,008$ мм, $\delta_1=0,02$ мм, имеем $\Pi/\delta=e^4$, $m = \Pi/\delta_1 \approx e^3$. Исходя из табл. 2, в этом случае τ равно 21,2с, а минимальное основное время обработки τ_{min} (при $m=e^0=1$) равно 5с. Соответственно их отношение равно 4. Этим показано, что для данной технологической системы наиболее эффективной схемой круглого врезного шлифования является схема, включающая переходы черного шлифования и выхаживания. По сравнению с оптимальной схемой обработки, реализующей лишь переход выхаживания

и обеспечивающей минимум основного времени обработки, данная схема в 4 раза менее производительна. Это обусловлено достаточно большими значениями Π / δ и $m = \Pi / \delta_1$. Полученные теоретические решения хорошо согласуются с экспериментальными данными, приведенными на рис. 4. Так экспериментально установлено, что параметр $B = \delta / V$ не зависит от скорости радиальной подачи V при круглом врезном шлифовании и изменяется в пределах $1,2 \dots 1,28$ с, т.е. в первом приближении параметр B можно рассматривать постоянной величиной. Установлено также, что с увеличением V суммарное основное время обработки $\tau_{\text{сум}}$ на переходах чернового шлифования и выхаживания (при заданной точности размера обработанной поверхности) уменьшается. Это связано с увеличением величины упругого перемещения в начале перехода выхаживания.

На основе разработанного теоретического подхода к оптимизации структуры и параметров операций круглого наружного врезного и продольного шлифования произведен выбор наиболее эффективной операции. Для этого проведен анализ операции круглого врезного шлифования с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи и постоянным контактом круга с обрабатываемой деталью по основному времени обработки τ :

$$\tau = B \cdot \left(\frac{\Pi}{\delta_1} + \frac{\delta_1}{\delta_2} + \frac{\delta_2}{\delta_3} + \dots + \frac{\delta_{n-1}}{\delta_n} - n \right), \quad (13)$$

где $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \dots, \delta_n$ – упругие перемещения, возникающие в технологической системе соответственно на первом, втором, третьем и n -ном переходах, м.

Подчиняя функцию τ условию экстремума от переменных $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \dots, \delta_{n-1}$, получено экстремальное (минимальное) значение τ_{min} :

$$\tau_{\text{min}} = n \cdot B \cdot (\varepsilon_{\text{сум}}^{1/n} - 1). \quad (14)$$

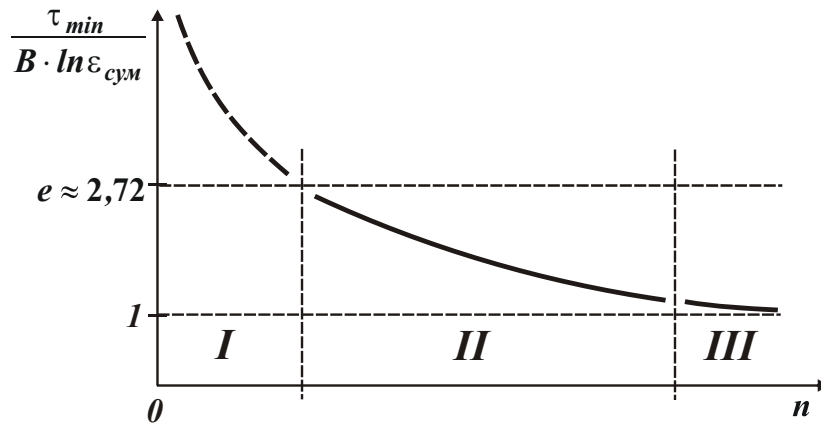
При этом установлено, что справедливо условие $\tau_1 = \tau_2 = \dots = \tau_n = B \cdot (\varepsilon_{\text{сум}}^{1/n} - 1)$. Следовательно, отношение величин упругих перемещений, возникающих на предшествующем и последующем переходах и определяющее уточнение на размер обрабатываемой поверхности ε_n , одинаково для каждого перехода и равно $\varepsilon_n = \varepsilon_{\text{сум}}^{1/n}$. Поэтому, с каждым последующим переходом величины упругого перемещения и соответственно скорости радиальной подачи убывают по геометрической прогрессии со знаменателем, обратно пропорциональным уточнению ε_n .

Таблица 3

Расчетные значения τ_{min} для $B=1$ с и $\varepsilon_{\text{сум}}=100$

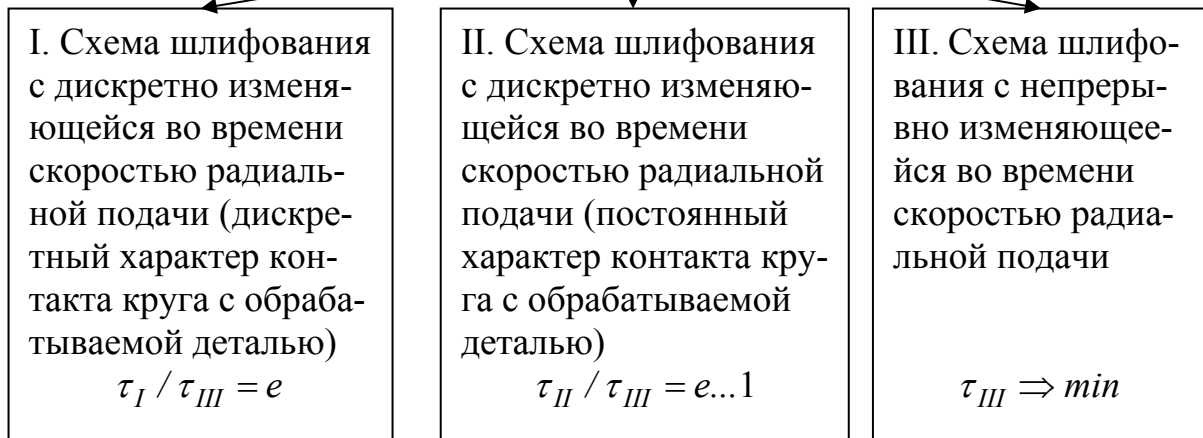
n	1	2	3	4	5	6	10	20
τ_{min}	99,0	18,0	10,8	8,6	7,5	6,9	6,0	5,4

Установлено, что функция τ_{min} , в отличие от аналогичной функции τ , описываемой зависимостью (2), не имеет экстремума от количества переходов n , табл. 3. Она непрерывно уменьшается с увеличением n (рис. 5), асимптотически приближаясь к значению $\tau_{\text{min}} = B \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}$, определяемому зависимостью (9) для схемы круглого наружного врезного шлифования с непрерывно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи и постоянным контактом круга с обрабатываемой деталью, т.е. при $n \rightarrow \infty$ схемы (II) и (III) равносильны.



а

Основные схемы круглого врезного шлифования



б

Рис. 5. Зависимость функции $\tau_{min} / B \cdot \ln \epsilon_{сум}$ от количества переходов n (а) и классификация основных схем круглого врезного шлифования (б).

При небольшом количестве переходов $n=1 \dots 4$ зависимости (3) и (14) фактически идентичны и подчиняются зависимости (7). Поэтому с увеличением n , по сути, имеет место переход от схемы (I) круглого врезного шлифования с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи (и дискретным характером контакта круга с обрабатываемой деталью) к рассматриваемой выше схеме шлифования (II). Следовательно, схема (II) по продолжительности обработки занимает промежуточное положение между схемами (I) и (III), рис. 5,а. Функция $\tau_{min} / B \cdot \ln \epsilon_{сум}$ уменьшается от $e \approx 2,72$ до 1 (при $n \rightarrow \infty$), т.е. применение схемы (II) круглого врезного шлифования с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи и постоянным контактом круга с обрабатываемой деталью позволяет уменьшить основное время обработки. На основе сказанного, предложена классификация схем круглого наружного врезного шлифования, рис. 5,б.

В работе проведена аналитическая оптимизация структуры и параметров операции круглого продольного шлифования (включающего два перехода: черновое шлифование и выхаживание) на основе полученной аналитической зависимости для определения минимального основного времени обработки τ_{min} и значений скорости продольной подачи $S_{прод1}, \dots, S_{продn}$ на разных проходах:

$$\tau_{min} = n \cdot B \cdot \frac{l_{dem}}{H} \cdot \left(\varepsilon_{сум}^{\frac{1}{n}} - 1 \right); \quad S_{prod1} = \dots = S_{prod_n} = \frac{H}{B \cdot \left[\varepsilon_{сум}^{\frac{1}{n}} - 1 \right]}, \quad (15)$$

где l_{dem} – длина обрабатываемой детали, м; H – высота круга, м.

Установлено, что τ_{min} тем меньше, чем больше скорость продольной подачи и количество проходов круга при выхаживании, а также чем меньше количество проходов при черновом шлифовании. При этом доказано, что скорость продольной подачи S_{prod} необходимо на всех n проходах (включая черновое шлифование и выхаживание) устанавливать одинаковой, максимально достижимой для данного станка. Это хорошо согласуется с практикой применения круглого продольного и плоского шлифования и свидетельствует о достоверности полученных теоретических результатов.

Произведено сравнение основного времени обработки τ_{min} при круглом наружном продольном и врезном шлифовании по зависимостям:

$$\tau_{min_{np}} = m \cdot n \cdot B \cdot \frac{l_{dem}}{H} \cdot \left(\varepsilon_{сум}^{\frac{1}{n}} - 1 \right); \quad \tau_{min_{ep}} = n \cdot B \cdot \frac{l_{dem}}{H} \cdot \left[\left(m \cdot \varepsilon_{сум} \right)^{\frac{1}{n}} - 1 \right], \quad (16)$$

где $m = \Pi / t_{np}$ – количество проходов круга; t_{np} – предельная глубина шлифования, м; $\varepsilon_{сум} = t_{np} / \delta_n$.

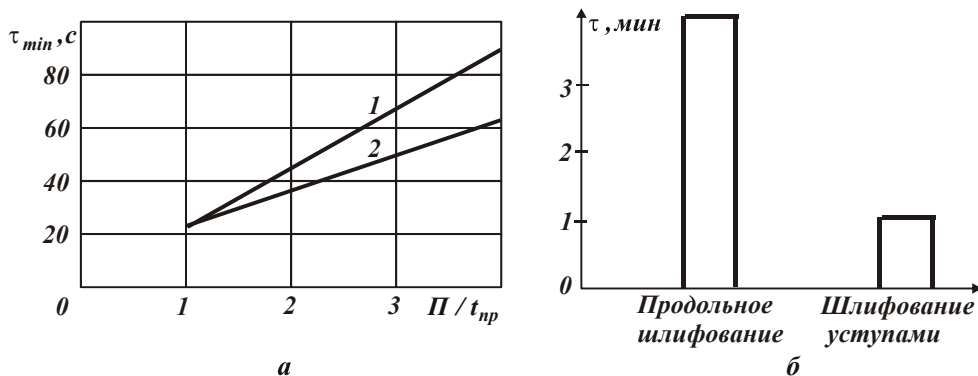


Рис. 6. Зависимости τ_{min} от Π / t_{np} для круглого продольного (1) и врезного (2) шлифования (а) и диаграмма распределения основного времени обработки τ для круглого продольного шлифования и шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами (б): круг – 1А1 400х80х203 24А 40 СМ1 К6; обр. материал – сталь 45; $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{dem} = 13,2$ м/мин.

рекомендовать шлифование последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами, как наиболее производительную схему. Это хорошо согласуется с полученными экспериментальными данными, рис. 6,б.

Разработана математическая модель определения параметров точности обработки на операции круглого врезного шлифования на основе учета баланса перемещений в технологической системе. Для этого были составлены уравнения баланса перемещений в технологической системе соответственно на переходах чернового шлифования и выхаживания:

Установлено, что при одинаковой заданной точности размера обрабатываемой поверхности, определяемой величиной δ_n , применение схемы круглого шлифования позволяет уменьшить основное время обработки, рис. 6,а. Следовательно, при обработке цилиндрических поверхностей следует

$$\frac{dV(\tau)}{d\tau} + \frac{1}{B} \cdot V(\tau) = \frac{1}{B} \cdot V_0, \quad (17)$$

$$\frac{dV(\tau)}{d\tau} + \frac{1}{B} \cdot V(\tau) = 0, \quad (18)$$

где τ – время обработки, с; $V(\tau)$ – линейная скорость съема припуска, м/с; V_0 – скорость радиальной подачи шлифовального круга, м/с; $B = \frac{\sigma}{c \cdot K_{uu} \cdot V_{кр}}$ – постоянная

времени образования упругого перемещения в технологической системе, с; σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м²; $K_{uu} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования, равный отношению тангенциальной P_z и радиальной P_y составляющих силы резания; c – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot H$ – площадь обрабатываемой поверхности, м²; $D_{дет}$, H – соответственно диаметр и длина обрабатываемой детали, м.

Решение дифференциального уравнения (17):

$$V(\tau) = V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{B} \cdot \tau} \right); \quad \delta(\tau) = B \cdot V_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{B} \cdot \tau} \right) = \delta_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi}{\delta_{уст}}} \right), \quad (19)$$

где $\delta(\tau)$ – величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе, м; $\delta_{уст} = B \cdot V_0$ – величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе в установившемся во времени процессе шлифования, м; $\Pi = V_0 \cdot \tau$ – текущее значение снимаемого припуска, м.

Решение дифференциального уравнения (18):

$$V(\tau) = \frac{\delta_1}{B} \cdot e^{-\frac{1}{B} \cdot \tau}; \quad \delta(\tau) = \delta_1 \cdot e^{-\frac{1}{B} \cdot \tau}, \quad (20)$$

где δ_1 – натяг в технологической системе в начале перехода выхаживания, м.

Величина упругого перемещения $\delta(\tau)$ определяет точность размера обрабатываемой поверхности. Как видно, на переходе чернового шлифования $\delta(\tau)$ увеличивается, а на переходе выхаживания – уменьшается с течением времени обработки τ . Это свидетельствует о том, что выполнение операции круглого наружного шлифования в два перехода (черновое шлифование и выхаживание) обеспечивает заданную точность размера обрабатываемой поверхности. При этом доказано, что при выполнении условия $\delta_1 / \Pi = 0,05 \dots 1,0$ реализуется максимально возможная производительность обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности (где Π – величина снимаемого припуска, м).

Получены аналитические зависимости для установления величины $\delta_1 - \delta_2$, определяющей погрешность формы обрабатываемой детали, соответственно на переходах чернового шлифования и выхаживания:

$$\delta_1 - \delta_2 = B \cdot V_0 \cdot e^{-\frac{1}{B} \cdot \tau} \cdot \left(e^{\frac{1}{B} \cdot \tau \phi} - 1 \right); \quad \delta_1 - \delta_2 = (\delta_{1нач} - \delta_{2нач}) \cdot e^{-\frac{1}{B} \cdot \tau}, \quad (21)$$

где τ_ϕ – время съема припуска, равного величине исходной погрешности формы об-

рабатываемой детали на переходе черного шлифования, с; $(\delta_{1нач} - \delta_{2нач})$ – исходная погрешность формы обрабатываемой детали на переходе выхаживания, м.

Доказано, что с течением времени обработки τ величина $\delta_1 - \delta_2$ на двух переходах уменьшается, причем, более интенсивно на переходе выхаживания. Получены также аналитические зависимости для определения суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$ соответственно на переходах черного шлифования и выхаживания:

$$\varepsilon = \frac{\delta_1(\tau_\phi)}{(\delta_1 - \delta_2)} = e^{\frac{1}{B}(\tau - \tau_\phi)}; \quad \varepsilon = \frac{(\delta_{1нач} - \delta_{нач})}{(\delta_1 - \delta_2)} = e^{\frac{1}{B} \cdot \tau}. \quad (22)$$

Как видно, за счет увеличения времени обработки τ или $(\tau - \tau_\phi)$ до значений, превышающих в несколько раз параметр B , можно реализовать значительные величины суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$, рис. 7. Из этого сделан вывод о необходимости уменьшения параметра B с целью уменьшения припуска, оставляемого для исправления погрешности формы обрабатываемой детали, и снижения основного времени обработки.

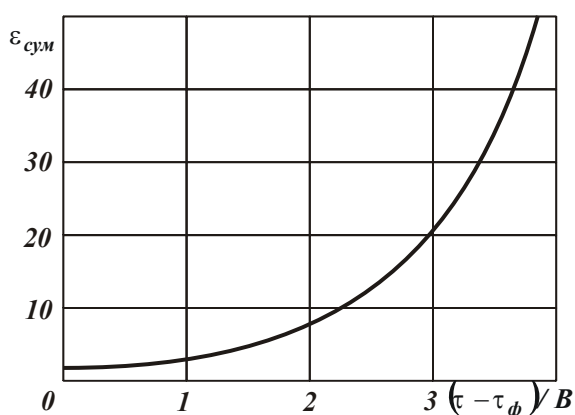


Рис. 7. Зависимость $\varepsilon_{сум}$ от $(\tau - \tau_\phi) / B$.

Теоретически показано, что полученные аналитические зависимости для определения суммарного уточнения $\varepsilon_{сум}$ справедливы как для шлифования, так и для других методов механической обработки, в частности, точения. Их отличие состоит лишь в том, что при шлифовании параметр B определяется скоростью круга, а при точении – скоростью детали. В связи с этим, обоснованы пути уменьшения параметра B при шлифовании и точении, а также определены условия, при которых при точении параметр B может быть меньше, чем при шлифовании. Они состоят в уменьшении силовой напряженности процесса обработки и увеличении скорости детали до значений, соизмеримых со скоростью круга при шлифовании.

Проведены теоретические и экспериментальные исследования шероховатости поверхности при круглом наружном шлифовании. Теоретически установлено, что одним из основных условий уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании является увеличение числа одновременно работающих зерен круга. Это достигается применением абразивных (алмазных) инструментов с примерно одновысотным выступанием зерен над уровнем связки, например, шлифовальных кругов, обеспечивающих “утопание” режущих зерен в связку при шлифовании, и созданием площадок на вершинах режущих зерен кругов (созданием плосковершинных зерен). В связи с этим разработана математическая модель формирования площадок на режущих зернах круга под воздействием механической нагрузки. На основе фундаментального решения теории упругости определены напряжения, возникающие в режущем зерне, имеющем форму клина, и показан характер разрушения зерна. С использованием методов сопротивления материалов получено упрощенное решение для определения размера площадки на зерне от действия сосредоточенной силы, равной силе резания. Установлено, что на зерне образуется площадка, наклоненная под небольшим углом к направлению действия тангенциальной составляющей силы резания, а режущая часть зерна принимает форму, близкую к симмет-

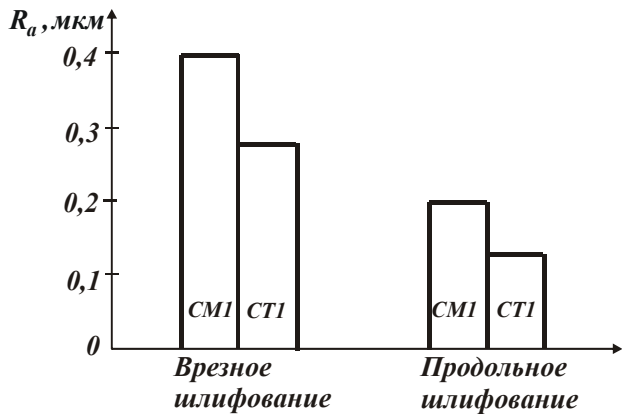


Рис. 8. Диаграмма распределения значений параметра шероховатости обработки R_a при круглом наружном врезном и продольном шлифовании абразивными кругами твердостью СМ1 и СТ1.

что существенно повышает трудоемкость обработки и расход круга. Поэтому для осуществления операций круглого наружного шлифования валов эффективнее использовать абразивный круг твердостью СМ1, работающий в режиме самозатачивания. Он обеспечивает повышение производительности обработки при одновременном выполнении требований по точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей валов.

Обоснованы условия практического использования полученных результатов на операциях круглого наружного шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров. Установлено, что применение схемы шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами и реализующих ее оптимальных параметров обработки (полученных из условия $\delta_1 / P = 0,05 \dots 1,0$) на операциях круглого наружного шлифования взамен применявшейся ранее схемы круглого продольного шлифования позволило более чем в два раза повысить производительность обработки при гарантированном обеспечении требуемых высоких показателей точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей. При этом исключаются прижоги и другие температурные дефекты, твердость обработанных поверхностей валов соответствует их твердости до обработки, что свидетельствует о незначительном влиянии температурного фактора. Применение разработанных операций круглого наружного шлифования позволило уменьшить процент исправимого брака обрабатываемых валов приводов шахтных конвейеров и на 25% снизить расход абразивных кругов. Экономический эффект от внедрения в основное производство ОАО Харьковский машиностроительный завод “Свет шахтера” разработанных операций круглого наружного шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров составил 145624 гривен в год.

Литература: 1. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с. 2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 7. “Точность обработки деталей машин” – Одесса: ОНПУ, 2004. – 546 с. 3. Новиков Ф.В., Ковальчук А.Н. Оптимизация структуры процесса съема припуска при механической обработке // Вісник Національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут”. – Х.: НТУ “ХПІ”. – 2005. – № 37. – С. 169-176. 4. Ковальчук А.Н. Исследование параметров точности обработки при круглом врезном шлифовании // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Х.: ХНПК “ФЭД”. – 2007. – С. 236-247.

ричной.

Экспериментально установлено, что при круглом продольном шлифовании шероховатость поверхности меньше, чем при круглом врезном шлифовании, рис.8. Применение абразивного круга более высокой твердости (СТ1) по сравнению с кругом твердостью СМ1 позволяет уменьшить шероховатость поверхности, что связано с образованием на режущих зернах в процессе правки больших площадок. Однако, данный круг достаточно быстро теряет режущую способность вследствие засаливания и его необходимо часто править,

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ВИГОТОВЛЕННЯ РІЗЬБОВИХ ОТВОРІВ У ГОРЛОВИНАХ БАЛОНІВ НА АВТОМАТИЧНИХ ЛІНІЯХ

Новіков Ф.В., докт. техн. наук, Іванов І.Є. (м. Харків, Україна)

On the basis of the structural - parametrical analysis and synthesis effective technological process of machining of a carving aperture in a mouth of a cylinder is developed.

При виготовленні балонів в умовах масового виробництва на високопродуктивних автоматичних лініях виникає ряд складних задач по забезпеченню точності і стабільності механічної обробки отворів з конічним різьбленням у горловинах балонів, виготовлених із легованої сталі 30ХМА, що приводить до значних втрат від браку (15,5%). Це зв'язано, по-перше, з тим, що в процесі закатування (методами пластичного деформування) горловини балона утворюється отвір діаметром 6...16 мм початкової значної некрутості (рис. 1), по-друге, у складності точної установки балона на верстаті в умовах масового виробництва. Це приводить до неспіввісності балона і шпинделя верстата, збільшення нерівномірності припуску, що знімається. В результаті порушується рівновага сил різання, що діють на ріжучі леза осьового багатолезового інструмента, деформуються елементи технологічної системи і виникають різного роду похибки обробки отвору, які важко усунути на переходах розсвердлювання, зенкерування і розгортання, що передують переходу на різання конічного різьблення мітчиком. Виходячи із цього, зроблений висновок про необхідність підвищення точності обробки отвору на переходах, що передують переходу на різання конічного різьблення, за рахунок зменшення або навіть вилучення випадкових похибок обробки, обумовлених пружними переміщеннями в технологічній системі [1,2]. Для рішення даної задачі важливо математично виразити величину пружного переміщення через параметри обробки і теоретично обґрунтувати найбільш ефективні шляхи його зменшення, що властиво, і повинно стати основою розробки нового прогресивного технологічного процесу виготовлення отворів з конічним різьбленням у горловинах балонів. Однак, аналіз літературних джерел показав, що величина пружного переміщення, як функція сили різання, традиційно математично описується у вигляді емпіричних залежностей, які в порівнянні з аналітичними залежностями не дають загального уявлення про технологічні можливості процесу обробки і значно звужують діапазон можливих рішень. Тому важливо розробити математичну модель визначення величини пружного переміщення в технологічній системі і відповідно похибок обробки на основі аналітичного опису сили різання при механічній обробці отвору. Це дозволить науково обґрунтовано підійти до структурно-параметричного аналізу і синтезу технологічного процесу, вибору оптимального ма-



Рис. 1. Горловини балонів у розрізі.

шруту і параметрів обробки, прогресивної схеми базування заготовок балонів і в цілому – до розробки ефективного технологічного процесу виготовлення отворів з конічним різьбленням у горловинах балонів. Виходячи із цього, метою роботи є підвищення точності механічної обробки різьбових отворів у балонах в умовах масового виробництва на основі теоретично обґрунтованого вибору оптимального ма-

ршруту обробки і параметрів технологічних переходів.

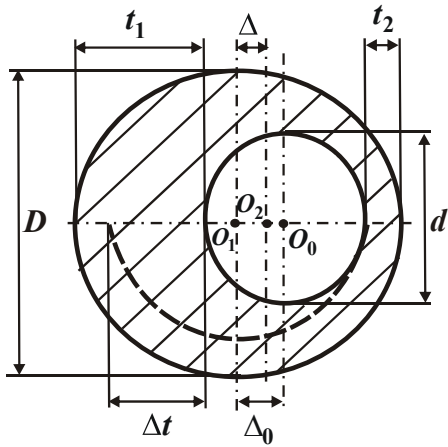


Рис. 2. Розрахункова схема величини зміщення осі обробленого отвору відносно її номінального положення Δ .

При цьому теоретично встановлено, що виникаюча при розсвердлюванні похибка форми оброблюваного отвору визначається величиною Δt і її проекціями Δt_y і Δt_x на координатні осі, які в загальному виді описуються залежностями:

$$\Delta t = 2 \cdot \Delta_0 \cdot \cos \alpha; \quad \Delta t_y = \Delta_0 \cdot \sin 2\alpha; \quad \Delta t_x = 2 \cdot \Delta_0 \cdot \cos^2 \alpha, \quad (2)$$

де α – кут, що визначає поточне положення лез свердла ($0 \dots 360^\circ$).

Очевидно, найбільші значення величин $\Delta t_y = \Delta_0$ (при $\alpha = 45^\circ$) і $\Delta t_x = 2 \cdot \Delta_0$ (при $\alpha = 0^\circ$) відрізняються у два рази, а найменше значення Δt_y (при $\alpha = 90^\circ$) дорівнює нулю, тобто найменший діаметр обробленого отвору дорівнює діаметру свердла. Цим показано, що найбільше і найменше значення діаметрів обробленого отвору будуть різні.

Із залежності (2) також витікає, що найбільше значення Δt досягається при умові $\alpha = 0^\circ$ і дорівнює $2 \cdot \Delta_0$. На основі даної умови визначена залежність (1), яка у явному вигляді не містить складові сили різання. Замість них у залежність входять параметри силової напруженості процесу різання σ і $K_{рез}$, які виражаються через параметри обробки. Це дозволяє по-новому підійти до виявлення і обґрунтування умов зменшення величини Δ , і відповідно до вибору прогресивної схеми базування заготовки балона, оптимального маршруту обробки і параметрів технологічних переходів. Заслугує на увагу той факт, що величини Δ і Δt не залежать від діамет-

На основі теоретичних рішень [3,4] розроблена математична модель визначення похибок при механічній обробці отвору з початковою значною некруглістю і обґрунтовані умови їхнього зменшення. Для цього аналітично описана величина зміщення осі обробленого отвору відносно її номінального положення Δ (рис. 2), яка дорівнює величині пружного переміщення, що виникає в технологічній системі внаслідок порушення умови рівноваги радіальних складових сил різання, що діють на ріжучі леза осьового багатолезового інструменту (наприклад, свердла при розсвердлюванні отвору):

$$\Delta = \frac{\Delta P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \Delta t \cdot \cos \varphi}{K_{рез} \cdot c} = \frac{2\sigma \cdot S \cdot \Delta_0 \cdot \cos \varphi}{K_{рез} \cdot c}, \quad (1)$$

де ΔP_y – найбільша різниця радіальних складових сил різання, що діють на обидва леза свердла, Н; c – жорсткість технологічної системи в радіальному напрямку, Н/м; $K_{рез} = P_z / P_0$ – кое-

рів оброблюваного d і обробленого D отворів, а в узагальненому виді визначаються Δ_0 .

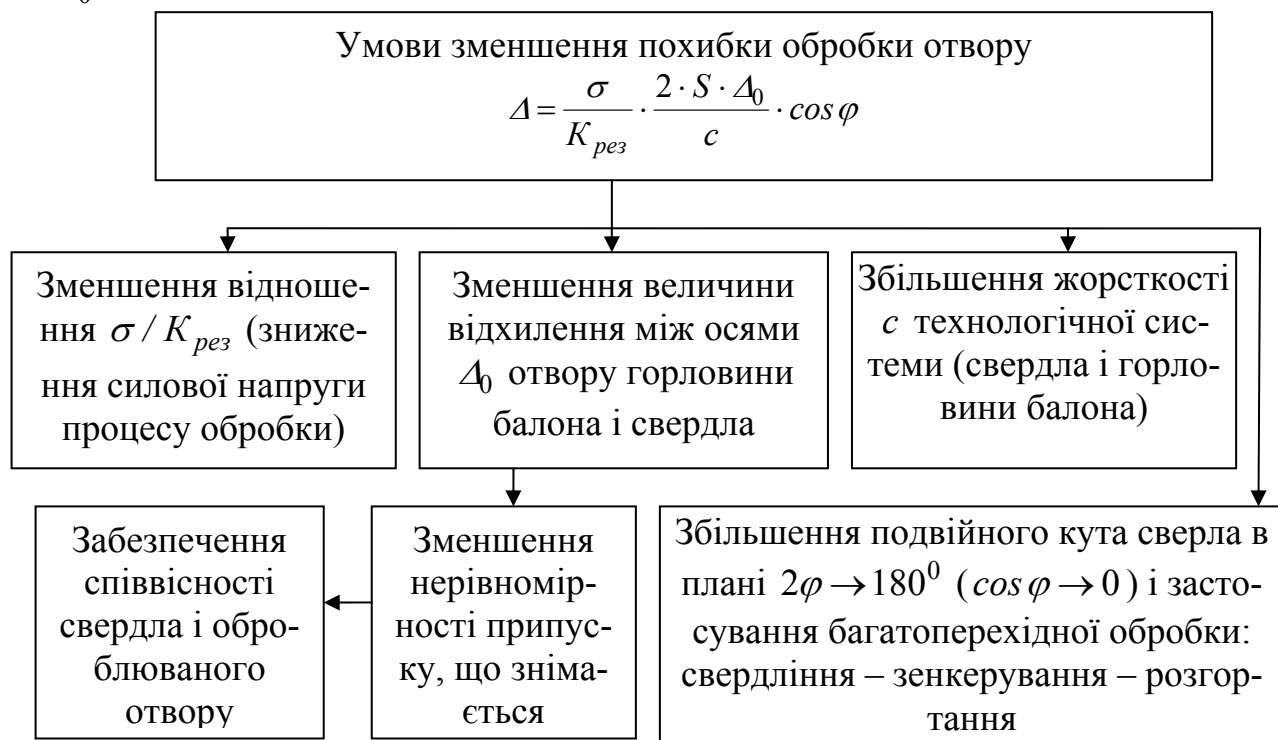


Рис. 3. Структурна схема умов зменшення похибки обробки отвору з початковою значною некруглістю.

Виходячи із залежності (1), основними умовами зменшення похибки обробки Δ є зменшення параметрів $\sigma / K_{рез}$, Δ_0 і збільшення φ , c , рис. 3. Очевидно, зменшення величини Δ за рахунок зменшення подачі S не зовсім ефективно, тому що вимагає зниження продуктивності обробки. Для оцінки значимості кожного із зазначених вище умов і можливостей практичної реалізації в роботі проведений їхній детальний аналіз. На першому етапі досліджувалося відношення $\sigma / K_{рез} = P_0 / S_{срез}$, що за аналогією з умовною (по суті, нормальною) напругою різання $\sigma = P_z / S_{срез}$ визначає умовне дотичне напруження різання. Для цього отримані аналітичні залежності для визначення параметрів σ , $K_{рез}$ і $\sigma / K_{рез}$ при свердлінні, тобто при зміні поточного значення радіуса свердла R_i в межах $0 \dots R$:

$$\sigma = \sigma_{сж} \cdot \left(\frac{1}{K_{рез}} + 1 \right); \quad K_{рез} = \frac{\left(1 + f \cdot \frac{S}{2\pi \cdot R_i} \right)}{\left(f - \frac{S}{2\pi \cdot R_i} \right)}; \quad \frac{\sigma}{K_{рез}} = \frac{\sigma_{сж}}{K_{рез}} \cdot \left(\frac{1}{K_{рез}} + 1 \right), \quad (3)$$

де $\sigma_{сж}$ – межа міцності на стиск оброблюваного матеріалу, Н/м²; f – коефіцієнт тертя оброблюваного й інструментального матеріалів; R – радіус свердла, м.

Із залежностей (3) витікає, що зменшити відношення $\sigma / K_{рез}$ і відповідно величину Δ можна за рахунок збільшення коефіцієнта різання $K_{рез}$, що зменшується зі збільшенням поточного значення радіуса свердла R_i , рис. 4,а. Оскільки коефіцієнт рі-

зання $K_{рез}$ – позитивна величина, то, виходячи із залежностей (3), процес різання може здійснитися за умови $R_i > S / 2\pi \cdot f$. За умови $R_i \leq S / 2\pi \cdot f$ має місце лише пружно-пластичне деформування оброблюваного металу без утворення стружки, що охоплює відносно невелику зону ($R_i < 1$ мм). Цим властиво і пояснюється необхідність створення на свердлах конусів і перемичок, які дозволяють перевести метал із зони пружно-пластичного деформування в зону різання, а потім видалити його.

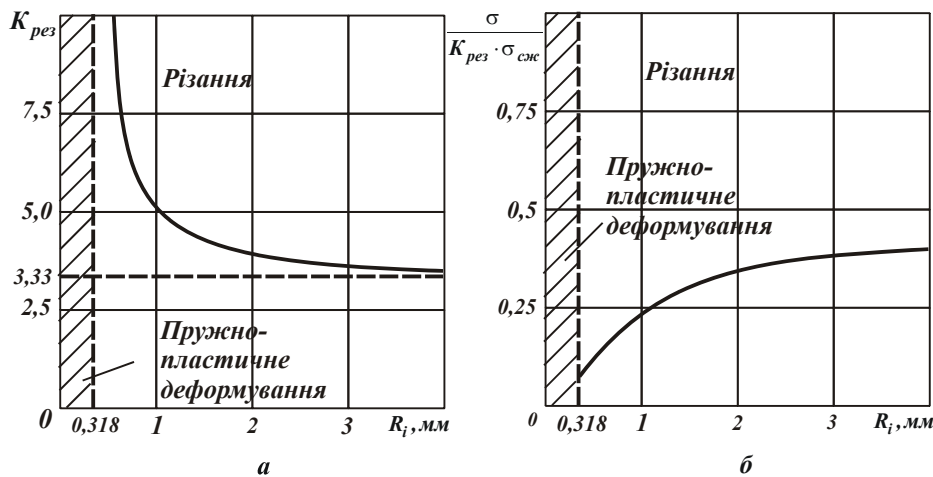


Рис. 4. Залежності $K_{рез}$ (а) і $\sigma / K_{рез} \cdot \sigma_{сж}$ (б) від R_i ($f = 0,3$; $S = 0,6$ мм/об).

Розрахунками встановлено, що зі збільшенням R_i у діапазоні $R_i > S / 2\pi \cdot f$ відношення $\sigma / K_{рез}$ не залишається постійним, а збільшується, рис. 4,б. Це пов'язано зі змінністю робочого переднього кута свердла уздовж його леза внаслідок різної довжини гвинтової лінії, утвореної точками леза. Причому, зі збільшенням R_i інтенсивність росту $\sigma / K_{рез}$ істотно зменшується. Отже, при розсвердлюванні отвору $\sigma / K_{рез}$ в першому наближенні можна розглядати постійним, що не залежить від R_i , а визначається залежністю (3) за умови $R_i = R$. Зменшити $\sigma / K_{рез}$, виходячи із залежності (3), можна збільшенням $K_{рез}$ шляхом збільшення подачі S і зменшення коефіцієнта тертя f . Цим показано, що S неоднозначно впливає на величину y , яка визначається залежністю (1). Разом з тим, розрахунками встановлено, що в остаточному підсумку зі збільшенням подачі S величина Δ збільшується, однак з інтенсивністю нижче лінійної залежності. Таким чином, обґрунтовані можливості зменшення величини Δ за рахунок зменшення $\sigma / K_{рез}$.

У роботі отримані залежності для визначення тангенціальної P_z , радіальної P_y і осьової P_x складових сили різання при розсвердлюванні, розглядаючи $\sigma / K_{рез}$ незалежним від R_i , що визначається залежністю (3) за умови $R_i = R$:

$$P_z = \sigma \cdot S \cdot t; \quad P_y = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot S \cdot t \cdot \cos \varphi; \quad P_x = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot S \cdot t \cdot \sin \varphi. \quad (4)$$

Отримані також аналітичні залежності для визначення радіальної P_y і осьової P_x складових сили різання при свердлінні і їх рівнодіючої $P_0 = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ з урахуванням змінності відношення $\sigma / K_{рез}$ від R_i :

$$P_y = P_0 \cdot \cos \varphi; \quad P_x = P_0 \cdot \sin \varphi;$$

$$P_0 = 0,5\sigma_{сж} \cdot S \left\{ R \cdot f(1+f) - \frac{S \cdot \sin \varphi}{2\pi} \cdot (1+f^2) \cdot (1+2f) \ln \left(1 + \frac{2\pi R}{f \cdot S \cdot \sin \varphi} \right) + \left(\frac{S}{2\pi} \right)^2 (1+f^2)^2 \sin \varphi \cdot \left[\frac{2\pi}{f \cdot S} - \frac{1}{\left(\frac{R}{\sin \varphi} + \frac{f \cdot S}{2\pi} \right)} \right] \right\}. \quad (5)$$

Як видно, складові сили різання тим менше, чим менше параметри $\sigma_{сж}$, S , f і R . Збільшення кута φ приводить до зменшення P_y і збільшення P_x . Це погодиться з відомими експериментальними даними і свідчить про можливість зменшення величини Δ за рахунок регулювання напрямком дії сили різання при свердлінні. Новим у даному розрахунку є те, що враховано змінність переднього кута γ уздовж леза свердла й відповідно змінність силової напруженості процесу різання, яка описується параметрами σ і $K_{рез}$. Далі в роботі обґрунтовані можливості зменшення величини Δ відповідно до залежності (1) за рахунок збільшення жорсткості технологічної системи c і величини Δ_0 . Для цього отримана аналітична залежність для визначення $c = 1/(1/c_1 + 1/c_2)$, де c_1 , c_2 – жорсткості свердла і оброблюваного балона в радіальному напрямку, Н/м. Як видно, c однаковою мірою залежить від параметрів c_1 і c_2 . Із урахуванням специфіки кріплення свердла і оброблюваного балона, збільшити c можна за умови $c_2 > c_1$. Це досягається застосуванням ефективною схеми базування заготовки балона, що забезпечує як збільшення c , так і зменшення величини Δ_0 . У цьому випадку c буде визначатися головним чином жорсткістю свердла $c_1 = 0,033 \cdot E \cdot D^4 / l^3$, де D , l – діаметр і довжина виступаючої частини свердла, м; E – модуль пружності матеріалу свердла, Н/м². Як видно, за рахунок зміни параметрів D , l (які входять у залежність із великими ступенями) можна істотно збільшити жорсткість c_1 , зменшити прогин свердла й тим самим підвищити точність обробки отвору.

В роботі обґрунтована ефективність застосування схеми базування балона по крайці торця його горловини (утвореної перетинанням зовнішньої циліндричної і торцевої поверхонь горловини балона). Показано, що вона дозволяє збільшити жорсткість кріплення балона, фактично вилучити похибки базування і пружні переміщення горловини балона в радіальному напрямку. Для її здійснення необхідно забезпечити перпендикулярність зовнішньої циліндричної і торцевої поверхонь горловини балона шляхом сполучення їхньої обробки. Необхідно також сполучити обробку зовнішньої і внутрішньої циліндричних поверхонь горловини балона з метою забезпечення їхньої концентричності. Для цього доцільно застосування спеціальної інструментальної головки, що містить свердло, прохідний і підрізний різці.

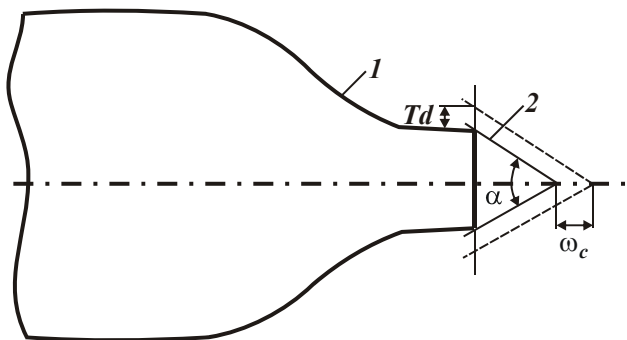


Рис. 5. Розрахункова схема відхилення ω_c торця горловини балона: 1 – горловина балона; 2 – базуючий конус.

Для її здійснення необхідно забезпечити перпендикулярність зовнішньої циліндричної і торцевої поверхонь горловини балона шляхом сполучення їхньої обробки. Необхідно також сполучити обробку зовнішньої і внутрішньої циліндричних поверхонь горловини балона з метою забезпечення їхньої концентричності. Для цього доцільно застосування спеціальної інструментальної головки, що містить свердло, прохідний і підрізний різці.

При даній схемі базування буде виникати відхилення ω_c торця горловини балона в осьовому напрямку (рис. 5), що приведе до розкиду діаметрів отворів на переходах обробки конічним зенкером і конічною розгорткою. Усунути виникаюче відхилення можна застосуванням системи автоматизованого підналагодження зупинки робочого ходу інструментальної головки. Установлено, що $\omega_c = Td / 2tg(\alpha / 2)$, де Td – допуск на зовнішній діаметр, м; α – кут базуючого конуса. Тому забезпечити задане значення Td можна зменшенням величини пружного переміщення y , що виникає в технологічній системі при поздовжньому точінні циліндричної поверхні горловини балона, згідно залежності:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma_{сж} \cdot S}\right)}, \quad (6)$$

де t – глибина різання, м; S – поздовжня подача, м/об; c – жорсткість технологічної системи, Н/м; $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$; ψ – умовний кут тертя оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею різця ($tg \psi = f$ – коефіцієнт тертя інструментального і оброблюваного матеріалів); γ – позитивний передній кут різця.

Це досягається збільшенням жорсткості технологічної системи c шляхом застосування спеціальної конструкції кондуктора і збільшенням коефіцієнта різання $K_{рез}$ при поздовжньому точінні (головним чином за рахунок збільшення переднього кута різця γ до значення умовного кута тертя ψ оброблюваного металу з передньою поверхнею різця), а також зниженням нерівномірності припуску, що знімається, (глибини різання t) і зменшенням подачі S .

У роботі виконано структурно-параметричний аналіз і синтез технологічного процесу механічної обробки різьбового отвору в горловині балона, що дозволило остаточно вибрати оптимальний маршрут і параметри обробки, прогресивну схему базування заготовки балона. Для цього зроблена оцінка впливу нерівномірності припуску, тобто величини Δ_0 у відповідності до залежності (1), на параметри точності обробки отворів із застосуванням методу математичної статистики. У зв'язку із цим, за допомогою спеціально розроблених контрольних пристосувань для виміру радіального биття циліндричної і сферичної частини горловини $\varnothing 70$ мм щодо циліндричної частини балона були визначені відхилення осі горловини від осі циліндричної частини балона і відхилення осі циліндричної частини балона від осі шпинделя інструментальної головки, тобто величини Δ_0 . У результаті встановлено, що відхилення осі горловини від осі циліндричної частини балона, яке визначає точність заготовки балона, складає 0,2...1,0 мм. Це значно менше, ніж відхилення осі циліндричної частини балона від осі шпинделя інструментальної головки, яке складає 0,8...2,2 мм. Отже, основною причиною появи нерівномірного припуску і відповідно утворення некруглості отвору при розсвердлюванні є неспіввісність циліндричної частини балона і шпинделя інструментальної головки, усунути яку можна застосуванням більш прогресивної схеми базування заготовки балона, наприклад, описаної в другому розділі роботи.

Були виконані виміри найменшого D_{0min} і найбільшого D_{0max} діаметрів отворів і їх різниці ΔD після розсвердлювання свердлом $\varnothing 22$ мм зі сталі Р6М5 в 50-ти

балонах по базовому технологічному процесу ($S=0,28$ мм/об; $V=22$ м/хв). Встановлено, що діапазони розкиду значень D_{0min} і D_{0max} відрізняються, а значення D_{0min} концентруються в основному в інтервалі 21,9...22,1 мм, що відповідає діаметру свердла, рис. 6. Це погодиться з теоретичними результатами, які впливають із залежностей (2), і свідчить про те, що після розсвердлювання мають місце значні похибки розміру і форми оброблених отворів.

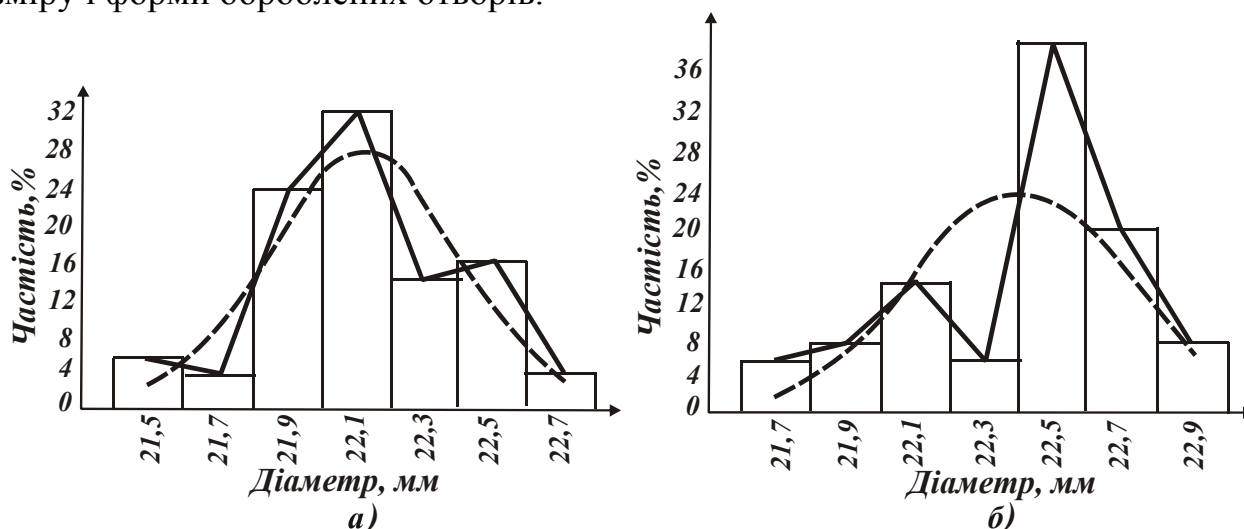


Рис. 6. Гістограми та криві розподілу найменшого D_{0min} (а) і найбільшого D_{0max} (б) діаметрів отворів після розсвердлювання.

Були також виконані виміри величини відхилення від співвісності горловини балона (діаметром 48 мм) і отвору в ньому (діаметром 22 мм) після розсвердлювання і зенкерування конічним зенкером АМ 14977-500 зі сталі Р6М5 $\varnothing 22/25$ мм із конусністю $2tg\varphi/2=3:25$, $\varphi=6^{\circ}51'36''$; $S=0,7$ мм/об; $V=12$ м/хв, рис. 7. Установлено, що діапазон розкиду значень даної величини після розсвердлювання приблизно такий же як і різниці найбільшого діаметра D_{0max} обробленого отвору і діаметра свердла. В обох випадках значення зазначених величин концентруються в основному в діапазоні 0,2...0,7 мм. Отже, у першому наближенні величину відхилення від співвісності горловини балона і отвору в ньому після розсвердлювання можна розглядати рівною різниці найбільшого діаметра D_{0max} обробленого отвору і діаметра свердла, що обумовлено виникаючим в технологічній системі пружним переміщенням величиною Δ . Це погодиться з отриманими теоретичними результатами і свідчить про вірогідність розробленої математичної моделі формування похибок отвору при механічній обробці.

З рис. 7 випливає, що після розсвердлювання утворюється отвір зі значною некруглістю, яку складно усунути на наступному технологічному переході зенкерування. При цьому встановлено, що необхідна якість нарізування конічного різьблення досягається при відхиленні осі горловини балона від осі отвору (після зенкерування) не більше ніж на 0,4 мм. При порушенні цієї умови частина оброблених балонів буде забракована по одному з параметрів конічного різьблення.

На рис. 7,б заштрихованим показаний відсоток браку балонів, що дорівнює 15%. Тому для зниження відсотка браку балонів по якості нарізування конічного різьблення варто зменшити відхилення осі горловини балона від осі отвору при розсвердлюванні не менш чим на 0,4 мм, а при зенкеруванні не менш, ніж на 0,3 мм, що забезпечується застосуванням більш ефективної схеми базування балона.

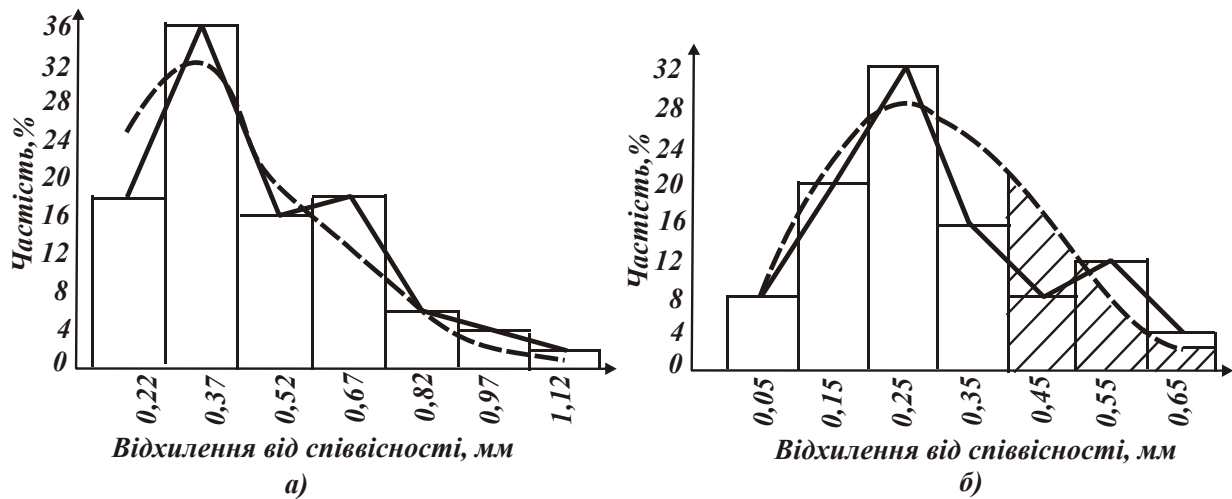


Рис. 7. Гістограми та криві розподілу величин відхилень (в мм) від співвісності горловини балона і отвору в ньому після розсвердлювання (а) і зенкерування (б).

Експериментальні дані по точності обробки отворів добре погодяться з відповідними експериментальними даними по якості нарізування конічного різьблення ($S=1,814$ мм/об; $V=8,5$ м/хв). Так, в 1670 оброблених балонів по базовому технологічному процесу виявлено 15,5% балонів з неякісно нарізаним різьбленням, що відповідає заштрихованій частині на рис. 7,б. Визначено основні види дефектів різьблення в кількісному вираженні: “рване різьблення” (4,31%), ослаблене (2,84%) і туге (2,75%) різьблення, неповний профіль різьблення (2,27%), поломка мітчика (3,35%). Показано, що однією з причин появи дефектів різьблення, поряд з нерівномірністю припуску, що знімається, є значний розкид діаметрів отворів на переходах зенкерування та нарізування різьби мітчиком, який обумовлений розкидом координати положення основної площини конічного отвору в осьовому напрямку. У зв'язку із цим, для визначення умов якісного конічного різьблення, в роботі теоретично визначена довжина ходу мітчика в напрямку подачі. Аналітично встановлений зв'язок координати положення основної площини конічного отвору в осьовому напрямку з кількістю витків конічного різьблення. Теоретично показано, що забезпечення заданої точності положення основної площини конічного отвору в осьовому напрямку в межах $\pm 0,15$ мм дозволяє нарізати 9–10 витків різьблення і виконати вимоги по якості виготовлення.

На основі проведених теоретичних і експериментальних досліджень розроблено ефективний технологічний процес механічної обробки різьбового отвору в горловині балона (рис. 8), що реалізує оптимальний маршрут обробки із застосуванням нових технічних рішень: прогресивної схеми базування – по крайці торця горловини балона за допомогою базуючого конуса; розробленої конструкції спеціальної інструментальної головки, що містить свердло, прохідний і підрізний різці та забезпечує концентрацію переходів і створення чистової технологічної бази; розробленої системи автоматизованого підналагодження зупинки робочого ходу інструментальної головки і спеціального пристосування для її точного встановлення. Для підвищення жорсткості технологічної системи й точності обробки, а також зниження навантаження на напрямні силового стола розроблена конструкція кондуктора, що сприймає реакції сил різання. Робота інструментальної головки з використанням кондуктора дозволила зменшити вібрації і відхилення осі шпинделя щодо осі оброблюваного отвору.

Розроблений оптимальний маршрут обробки включає п'ять переходів: на пер-

шому переході виконується одночасна обробка поверхонь, що забезпечують базування горловини балона, на другому, третьому й четвертому переходах – розсвердлювання, зенкерування і розгортання отвору, на п'ятому – нарізування в отворі конічного різьблення. У відповідності із залежністю (1), розроблений технологічний процес забезпечує підвищення точності оброблюваного отвору за рахунок збільшення жорсткості технологічної системи s і зменшення величини відхилення між осями Δ_0 оброблюваного і обробленого отворів, тобто зменшення неспіввісності горловини балона і шпинделя інструментальної головки.

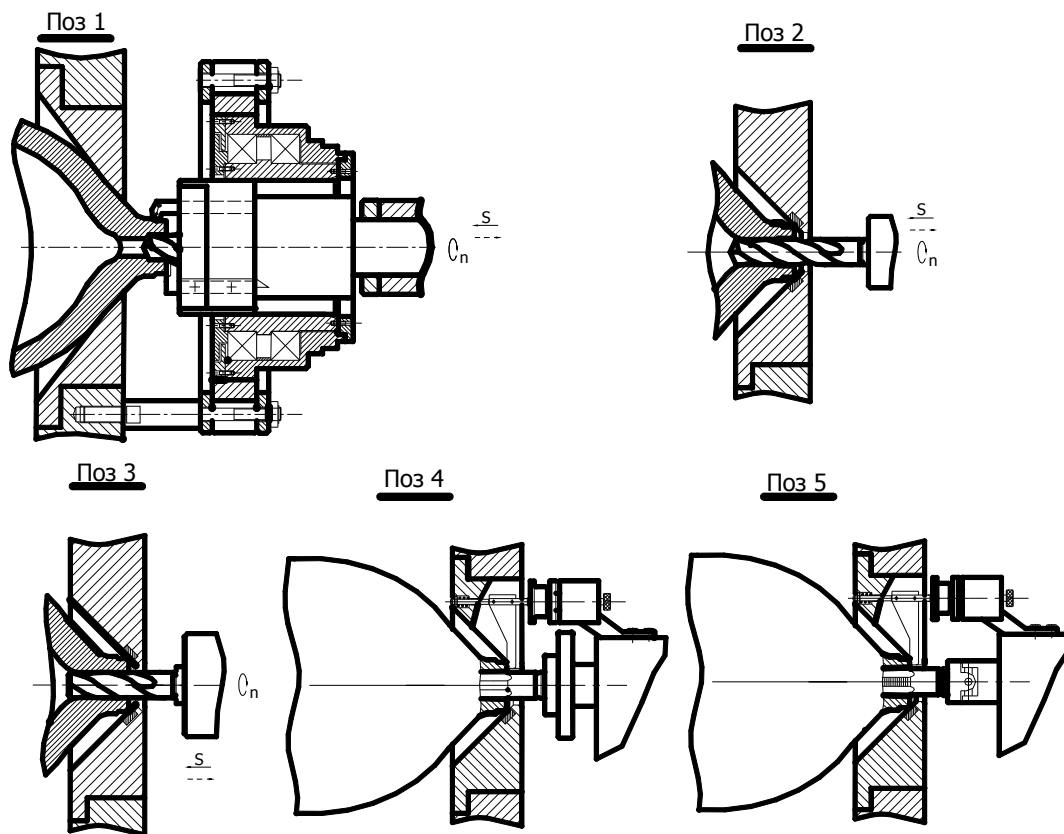


Рис. 8. Розроблений технологічний процес механічної обробки різьбового отвору в горловині балона.

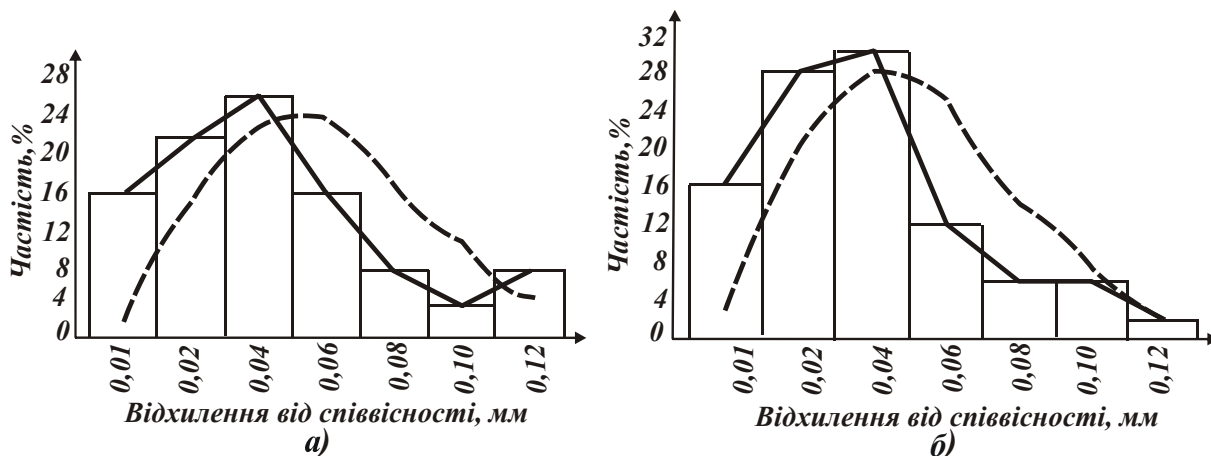


Рис. 9. Гістограми та криві розподілу величин відхилень від співвісності горловини балона (діаметром 48 мм) і отвору в ньому (діаметром 22 мм) після розсвердлювання (а) і зенкерування (б).

Проведено комплекс експериментальних досліджень параметрів точності отворів, оброблених на переходах розсвердлювання і зенкерування по розробленому технологічному процесі (рис. 9). Установлено, що розкид значень параметрів точності при обробці по розробленому технологічному процесі значно менше, ніж при обробці по базовому технологічному процесі (рис. 7). Це свідчить про вірогідність розробленої в роботі математичної моделі визначення похибок при обробці отвору і ефективність запропонованого технологічного процесу обробки.

Таблиця 1

Результати контролю різьблення W 27.8 ДСТ 9909-81 у балонах, оброблених по базовому і розробленому технологічних процесах

Варіанти технологічного процесу	Усього оброблено балонів, шт	Усього забраковано балонів, шт/%	У тому числі по видах дефектів, шт/%				
			рване різьблення	ослаблене різьблення	туге різьблення	неповний профіль різьблення	поломка мітчика
Базовий	1670	260/15,5	72/4,31	48/2,84	46/2,75	38/2,27	56/3,35
Новий	1670	22/1,31	6/0,35	4/0,24	4/0,24	3/0,18	5/0,3

Виконано експериментальну оцінку якості нарізаного конічного різьблення в отворах партії балонів по розробленому технологічному процесу обробки. Встановлено, що з 1670 оброблених балонів лише в 22 балонах (а це 1,31% загальної кількості балонів) було нарізано неякісне конічне різьблення, табл. 1. Відповідно до базового технологічного процесу, з 1670 оброблених балонів неякісно нарізане різьблення виявилось в 260 балонах (15,5%). Отже, застосування нового технологічного процесу дозволило в 11,83 рази зменшити втрати від браку по різьбленню й привести їх до економічно прийнятної для виробництва рівня – 1,31%. При цьому час обробки одного балона на автоматичній лінії залишився таким же як і в базовому технологічному процесі.

На основі одержаних результатів створена промислова технологія механічної обробки різьбових отворів у горловинах балонів в умовах масового виробництва, яка впроваджена у балонному цеху ВАТ “Маріупольський металургійний комбінат ім. Ілліча”.

Література: 1. Новиков Ф.В., Иванов И.Е. Повышение эффективности механической обработки высокоточного резьбового отверстия в горловине газового баллона // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Х.: НТУ “ХПИ”, 2006. – Вып. 70. – С. 350-355. 2. Новиков Ф.В., Иванов И.Е. Разработка математической модели формирования погрешностей при механической обработке отверстия // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць Національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут”. – Х.: НТУ “ХПИ”, 2006. – Вип. 2 (13). – С. 87-94. 3. Новиков Ф.В., Иванов И.Е. Технологическое обеспечение точности и стабильности изготовления внутренних герметических резьб в горловинах газовых баллонов в условиях крупносерийного и массового производства // Труды 12-й Межд. научн.-техн. конф. – Физические и компьютерные технологии. – Х.: ХНПК “ФЭД”, 2006. – С. 3-9. 4. Новиков Ф.В., Иванов И.Е. Аналитическое описание и исследование параметров силовой напряженности процесса сверления // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: Матеріали Міжн. наук.-практ. конф. – Х.: Вид-во “Курсор”. – 2007. – С. 164-175.

ПОВЫШЕНИЕ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ ЗА СЧЁТ ЭФФЕКТИВНЫХ СОТС

Ларшин В.П., докт. техн. наук (г. Одесса, Украина)

An analysis of interrelation between increments of cutting tool life (due to the influence of lubricant-cooling means) and cutting speed is given.

Высокоскоростная механическая обработка (в зарубежной литературе High Speed Machining или HSM) относится к одному из перспективных направлений развития современной технологии машиностроения [1]. Это направление сформировалось в 40-х годах прошлого века и с тех пор является перманентным. Вначале повышение скорости резания на обычных станках практиковали передовые рабочие, используя твёрдосплавные резцы (BK6, BK8, T15K6). Тогда под «скоростной обработкой» понимали механическую обработку с повышенными (по сравнению с нормами) скоростями резания. И уже тогда при чистовой обработке заготовок при точении (скоростное точение) и фрезеровании (скоростное фрезерование) были достигнуты скорости резания порядка 400-700 м/мин [2]. Для этого модернизировали станки и технологическую оснастку (модернизация заключалась, например, в замене подшипников скольжения в шпинделе станка подшипниками качения или – в оснащении токарного станка вращающимся центром) [2].

В современной технологии машиностроения скоростное резание включает в себя решение комплекса технологических и конструкторских задач. Например, разработку новых инструментальных материалов и резцов с определённой геометрией, подбор оптимальных режимов резания труднообрабатываемых материалов (в том числе закалённых сталей), конструирование высокоскоростных электродвигателей станков и многие другие. Современные высокоскоростные электродвигатели позволяют достигать скорости резания, которые сопоставимы со скоростью шлифования (30-35 м/с, т.е. 1800-2100 м/мин). Для этого частота вращения заготовки (при точении) или фрезы (при фрезеровании) должна составлять 10 000 и более оборотов в минуту (в зависимости от диаметров заготовки или применяемого инструмента).

Одним из многих (и не менее важным, чем другие) аспектов проблемы высокоскоростного резания является выяснения влияния смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС), как технологического резерва повышения скорости резания. Хотя известны многочисленные примеры высокоскоростного резания без применения каких-либо СОТС или с использованием специальных жидкостных СОТС типа Castrol (например, на японских токарных обрабатывающих центрах Mazatrol 640TN IVS-2000, WFL MILLTURN M35-G и других). Ниже, рассмотрено влияние на скорость резания смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) – наиболее распространённого вида СОТС.

При использовании расчётно-аналитического метода определения режимов резания [3] используется метод поправочных коэффициентов, в соответствии с которым в известную формулу Ф.У. Тейлора для скорости резания вводят произведение поправочных коэффициентов, учитывающих, например, такие дополнительные факторы как: обрабатываемый материал (коэффициент K_{mv}), состояние поверхности заготовки (коэффициент K_{nv}), инструментальный материал (коэффициент K_{uv}).

Фактор СОЖ также можно отнести к дополнительным, однако таким, который меньше отражён в литературе. Учёт СОЖ, например, в работе [3], производится од-

ним из трёх способов.

1. Отдельной строкой табличных данных. Например, для сверления материалов [3, с.278, табл.28] указывают два случая охлаждения: «есть» или «нет». Для фрезерования [3, с.286-290, табл.39] – около вида инструментального материала указывают, есть или нет охлаждение.
2. В примечании к соответствующим таблицам указывают, что без охлаждения необходимо вводить поправочный коэффициент на скорость резания. Например, для точения обычной [3, с.270, табл.17] и закалённой [3, с.272, табл.20] сталей указаны, соответственно, такие коэффициенты: 0,8 и 0,9.
3. В примечании к таблицам указывают, что обработку, например, резьбонарезание [3, с.296, табл. 49], осуществляют с применением СОЖ, которые рекомендованы для данного вида обработки.

В соответствии с «расширенным» уравнением Ф. У. Тейлора стойкость режущего инструмента (T) следующим образом связана с режимами резания [4, с.177]

$$T = \frac{K}{v^{1/n} \cdot f^{1/n_1} \cdot d^{1/n_2}}, \quad (1)$$

где v – скорость резания; f – подача (в отечественной литературе s); d – глубина резания (в отечественной литературе t); K – постоянная величина, соответствующая данной комбинации «инструмент-заготовка» и данной геометрии инструмента (в отечественной литературе C); $1/n$, $1/n_1$, $1/n_2$ – показатели степени при скорости резания, подаче и глубине резания, соответственно, причём $1/n > 1/n_1 > 1/n_2$.

Например, при резании стали твёрдосплавными резцами эта формула (с учётом обозначений в отечественной литературе) имеет вид [5, с.11]

$$T = \frac{C}{v^5 \cdot s^{1,5} \cdot t^{0,75}}. \quad (2)$$

Видно, что показатели степени при скорости, подаче и глубине резания соотносятся между собой как 5 : 1,5 : 0,75 или 1 : 0,3 : 0,15. Это означает, что скорость резания оказывает наибольшее влияние на стойкость режущего инструмента (T), за ней следуют подача и глубина резания [5, с.11].

Решая уравнение (1) относительно скорости резания v_T , допускаемой инструментом, получаем известную зависимость [3, с.261, с. 265]

$$v_T = \frac{C_v}{T^m \cdot t^x \cdot s^y} \cdot K_v. \quad (3)$$

С учётом обозначений в формуле (1) в этой зависимости $C_v \cdot K_v = K^n$, $m = n$, $x = n/n_2$, $y = n/n_1$.

Приведённый анализ работы [3] показывает, что наличие более эффективной СОЖ (по аналогии с п.2) можно учесть, во-первых, поправочным коэффициентом в формуле Ф. У. Тейлора и, во-вторых, этот коэффициент должен быть больше единицы. Таким образом, например, применительно к методу продольного точения получим

$$v_T = \frac{C_v \cdot K_{сож}}{T^m \cdot t^x \cdot s^y} \cdot K_v, \quad (4)$$

где v_T – скорость резания, которая обеспечивает требуемую (увеличенную вследствие применения эффективной СОЖ) стойкость (T) режущего инструмента, м/мин; $K_{СОЖ}$ – коэффициент технологической эффективности СОЖ, учитывающий её влияние на режимы резания, причём $K_{СОЖ} \geq 1$ для более эффективной СОЖ.

Коэффициент $K_{СОЖ}$ можно определить, например, из сравнения кривых износа для базовой (традиционной) СОЖ и разработанной (новой) СОЖ.

Из формулы (4) следует, что увеличение эффективности СОЖ (характеризуется возрастанием коэффициента $K_{СОЖ}$) приводит к увеличению скорости резания при той же (базовой) величине размерной стойкости инструмента (T).

Например, применительно к частному случаю, рассмотренному в работе [5, с.14], получим

$$v_T = \frac{371 \cdot K_{СОЖ}}{T^{0,2} \cdot t^{0,15} \cdot s^{0,35}} \cdot K_v. \quad (5)$$

Составляющие силы резания при точении находят по формуле [3, с.271]

$$P_{z,y,x} = 10 \cdot C_p \cdot t^x \cdot s^y \cdot v^n \cdot K_p, \quad (6)$$

где постоянная величина C_p и показатели степени x , y и n для каждой из составляющих силы резания приведены в табличных данных [3, с.273-274, табл. 22].

В формуле (6) показатель степени $n \leq 0$, например, $n = -0,15$, $n = -0,3$ и $n = -0,4$ для составляющих сил резания P_z , P_y и P_x , соответственно, при наружном продольном точении и растачивании [3, с. 273, табл.22]. Следовательно, с увеличением скорости резания (при прочих равных условиях) составляющие силы резания при точении уменьшаются. Например, при увеличении скорости резания в 2 и в 4 раза новое значение силы резания P_z составит 90,1 % и 80,1 %, соответственно, от прежнего его значения, так как $2^{-0,15} = 0,901$, а $4^{-0,15} = 0,801$. Уменьшение составляющей силы резания P_y при тех же условиях составит 81 % и 66 %, соответственно.

При использовании более эффективной СОЖ скорость резания можно увеличить, сохраняя то же самое (базовое) значение стойкости режущего инструмента. Следовательно, использование указанной СОЖ будет связано с уменьшением сил резания при точении и растачивании. Это, в свою очередь, приведёт к уменьшению упругих отжатий в технологической системе (ТС) при фиксированной её жёсткости. Итак, преобразование ресурса стойкости режущего инструмента в ресурс увеличения скорости резания одновременно приведёт к увеличению точности обработки по выполняемому размеру (за счёт уменьшения упругих отжатий).

Таким образом, увеличение технологической эффективности СОЖ в рамках предлагаемой математической модели процесса резания можно использовать по нескольким направлениям совершенствования технологии механической обработки.

1. Увеличить скорость резания (v) при сохранении прежнего (базового) значения стойкости инструмента, что позволит (при прочих равных условиях) уменьшить тангенциальную (P_z) и радиальную (P_y) составляющие силы резания. Это приведёт, с одной стороны, к уменьшению температуры в зоне резания, с другой – к увеличению точности получаемого размера (наружного или внутреннего диаметра обрабатываемой заготовки), соответственно.

2. Оставить скорость резания (v) без изменения и при той же глубине резания (равной припуску на обработку) увеличить подачу (s) таким образом, чтобы сохранить требуемую стойкость (T) режущего инструмента без изменения.
3. Частично увеличить скорость резания (v) и при прежнем (базовом) значении стойкости инструмента увеличить подачу (s).

Определим возможное увеличение подачи для второго случая, т.е. когда ресурс стойкости инструмента полностью преобразуется в ресурс увеличения подачи (s), а скорость резания остаётся прежней.

Известно, что связь между скоростью резания (v) и частотой вращения шпинделя (n) выражается зависимостью

$$v = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000}, \quad (7)$$

где d - диаметр обрабатываемой заготовки, мм.

Приравняв выражения (4) и (7), получаем условие для минимизации машинного времени обработки

$$n \cdot s^y \leq \frac{1000 \cdot C_v \cdot K_{СОЖ} \cdot K_v}{\pi \cdot d \cdot T^m \cdot t^x}. \quad (8)$$

Видно, что при неизменной частоте вращения шпинделя изделия (n) величина s^y возрастает в $K_{СОЖ}$ раз. Следовательно, подача (s) может быть увеличена в $K_{СОЖ}^{1/y}$ раз, причём величина y может принимать значения, например, от 0,2 до 0,45 [3, с.269, табл.17]. Таким образом, подачу (s) можно увеличить в $K_{СОЖ}^{2,2} \dots K_{СОЖ}^5$, т.е. почти во столько же раз, во сколько реально возросла стойкость инструмента (ниже будет показано, что значение $K_{СОЖ}^5$ точно равно отношению нового и прежнего (базового) значений стойкости инструмента, если в формулах (3) и (4) коэффициент $m = 0,2$).

Известно, что машинное время обработки (T_M) для всех типов металлорежущих станков определяют по формуле [6, с.358]

$$T_M = \frac{L \cdot i}{n \cdot s}, \quad (9)$$

где L – длина хода инструмента, включая участки его врезания и схода мм; i – число ходов инструмента.

Следовательно, машинное время обработки обратно пропорционально величине подачи (s). Выше было показано, что подача (s) может быть увеличена почти во столько же раз, во сколько раз увеличена стойкость инструмента. Приходим к следующему заключению: потенциальное сокращение машинного времени обработки (T_M) при сохранении прежнего (базового) значения периода стойкости инструмента и прежней скорости резания возможно почти во столько же раз, во сколько раз может быть увеличена стойкость инструмента (за счёт применения более эффективной СОЖ).

Из формулы (1) определим величину стойкости T . Получаем

$$T = \frac{(C_v \cdot K_{СОЖ} \cdot K_v)^{1/m}}{v^{1/m} \cdot s^{y/m} \cdot t^{x/m}}. \quad (10)$$

Формула (10) соответствует общеизвестной зависимости, полученной зарубежными [4, с.176, 3] и отечественными [5, с.11] учёными.

Если периоды стойкости инструмента при использовании новой ($K_{сож} > 1$) и базовой ($K_{сож} = 1$) СОЖ обозначить, соответственно, как T_H и $T_б$, то получим

$$T_H = \frac{(C_v \cdot K_{сож} \cdot K_v)^{1/m}}{v^{1/m} \cdot s^{y/m} \cdot t^{x/m}}, \quad (11)$$

$$T_б = \frac{(C_v \cdot K_v)^{1/m}}{v^{1/m} \cdot s^{y/m} \cdot t^{x/m}}. \quad (12)$$

Их отношение составит

$$\frac{T_H}{T_б} = K_{сож}^{1/m}. \quad (13)$$

Тогда

$$\left(\frac{T_H}{T_б}\right)^m = K_{сож}. \quad (14)$$

Если $m \leq 1$ и $1/m$ – целое число, то формулу (14) можно записать в виде

$$K_{сож} = \frac{1}{m} \sqrt[m]{\frac{T_H}{T_б}}. \quad (15)$$

Так, например, при $m = 0,2$ и, следовательно, при $1/m = 5$, получаем

$$K_{сож} = 5 \sqrt[5]{\frac{T_H}{T_б}}.$$

Таким образом, коэффициент технологической эффективности СОЖ в рассматриваемом случае равен корню пятой степени из отношения нового и базового периодов стойкости режущего инструмента.

В формуле (4), содержащей коэффициент $K_{сож}$, под стойкостью T понимается новое (увеличенное) значение периода стойкости T_H , т.е.

$$v_T = \frac{C_v \cdot K_{сож} \cdot K_v}{T_H^m \cdot t^x \cdot s^y}. \quad (16)$$

Это обусловлено тем, что наличие формуле для скорости резания коэффициента $K_{сож}$, отличного от единицы, в соответствии с формулой (11) предполагает значение стойкости T_H . Действительно, выражение (16) с учётом зависимости (14) может быть представлено в виде

$$v_T = \frac{C_v}{\left(\frac{T_H}{K_{сож}^{1/m}}\right)^m \cdot t^x \cdot s^y} \cdot K_v = \frac{C_v}{T_б^m \cdot t^x \cdot s^y} \cdot K_v. \quad (17)$$

Видно, что увеличение периода стойкости инструмента, например, в 32 раза ($T_H/T_б=32$) позволит увеличить скорость резания в 2 раза ($K_{сож} = 2$), а его уменьшение в 32 раза ($T_H/T_б = 1/32$) приводит к необходимости уменьшить скорость реза-

ния в 2 раза ($K_{сож} = 1/2$). Это обусловлено тем, что $32^{0,2} = 2$, а $(1/32)^{0,2} = 1/2$.

При этом фактическая стойкость инструмента уменьшается от нового значения T_H до базового значения T_B . Т.е. всякое увеличение (уменьшение) периода стойкости инструмента выше базового уровня (T_B) может быть преобразовано в соответствующее увеличение (уменьшение) скорости резания. Это в свою очередь сопровождается уменьшением (увеличением) стойкости от нового увеличенного (уменьшенного) значения (T_H) до первоначального базового уровня (T_B).

Подводя итоги проведенного анализа можно сформулировать следующие выводы.

1. Введен коэффициент технологической эффективности СОЖ ($K_{сож}$), показывающий во сколько раз может быть увеличена скорость резания, если при прочих равных условиях стойкость инструмента (за счёт применения более эффективной СОЖ) возрастёт в $\frac{T_H}{T_B} = K_{сож}^{1/m}$ раз.
2. Существенное возрастание стойкости инструмента (например, в 32 раза) приводит к гораздо меньшему (в 2 раза) возрастанию скорости резания.
3. Без изменения скорости резания подачу (s) можно увеличить почти во столько же раз, во сколько реально возрастает период стойкости инструмента при использовании более эффективной СОЖ.
4. Выполненный анализ математической модели процесса резания применим для оценки эффективности разных видов СОТС, в том числе для твёрдых технологических смазок, которые находят применение при лезвийной и абразивной обработке.

Литература: 1. Мануйленко В.М. Условия эффективного применения высокоскоростной обработки. — Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. — Вип.61. — Харків: ХНТУСГ, 2007. — с. 279- 283. 2. Шульман П.А., Кузнецов В.А., Хаєт Г.Л., Яковлев Г.Н. Скоростная обработка металлов резанием: К.: Укр.отд. машгиз, 1951. — 109 с. 3. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.2 / Под ред. А.Г.Косиловой и Р.К.Мещерякова. — 4-е изд., перераб. и доп. — М.: Машиностроение, 1986. — 496 с. 4. Армареги И. Дж. А., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. Пер. с англ. В.А.Пастунова. — М.: Машиностроение, 1977. — 325 с. 5. Фельдштейн Э.И. Методика назначения наивыгоднейших режимов резания. — Минск: Высшая школа, 1963. — 74 с. 6. Якімов О. В., Марчук В. І., Лінчевський П.А. Якімов О. О., Ларшин В.П. Технологія машино- та приладобудування / Підручник для студентів машино- та приладобудівних спеціальностей навч. закладів освіти. Під заг. ред. засл. діяча науки України, проф. О. В. Якімова. — Луцьк : ЛДТУ, 2005. — 698 с.

УДК 621.923

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ РЕСУРСОВОССТАНАВЛИВАЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Ларшин В.П., докт. техн. наук, **Лищенко Н.В.**, канд. техн. наук, **Бажанов А.И.**
(г. Одесса, Украина)

A question state analysis is resulted and a new approach on application of lubricant repair-regenerative compositions in the techniques and mechanical engineering technology is formulated.

При эксплуатации машин износ их деталей увеличивается постепенно и до определённой его величины не влияет на нормальную работу и выполняемую функцию этих машин. Однако, когда ресурс деталей выработан, износ начинает прогрес-

сивно увеличиваться. Это отрицательно сказывается на качестве функционирования машин и отдельных их составных частей (узлов и механизмов).

До настоящего времени понятие об ограниченном ресурсе изделий машиностроения (и составляющих их частей) является основным при оценке их функциональной пригодности и применяется на всех этапах жизненного цикла этих изделий. Основная причина ограниченного ресурса машин – трение и износ контактирующих деталей. При лезвийной и алмазно-абразивной обработке материалов в технологии машиностроения контактирующими телами являются режущий инструмент и обрабатываемая заготовка. Режущий инструмент в результате трения и износа теряет свой ресурс.

Для повышения надёжности работающих машин и технологических систем (пока их ресурс не исчерпан), как правило, применяют технологические методы повышения износостойкости деталей машин. Поэтому к первому направлению по борьбе с износом (старением машин) можно отнести повышение твёрдости поверхностного слоя и обеспечение качества поверхности контактирующих деталей. Это направление содержит ряд следующих технологических задач:

- химико-термическая обработка (цементация, азотирование, хромирование, цианирование, силицирование, алитирование);
- термическая обработка (поверхностная закалка с нагреванием в электролите, лазерное упрочнение);
- химическая обработка (анодирование, оксидирование, фосфатирование);
- поверхностно-пластическое деформирование (обкатывание шариками и твердосплавными роликами, дробеструйная обработка, алмазное выглаживание);
- нанесение электролитических покрытий (никелирование, меднение, цинкование, железнение и хромирование) [1].

Например, закалка только зубьев шестерни в паре "шестерня-зубчатое колесо" позволяет уменьшить интенсивность её износа в 2-3 раза, а закалка зубьев и шестерни и колеса – в 7- 10 раз по сравнению с незакалёнными зубьями. Но при значительном загрязнении передачи абразивными частицами закалка только зубьев шестерни может привести к ускорению износа (абразив внедряется в более мягкие зубья колеса и царапает более твёрдые зубья шестерни) [2, с.46].

Вторым (после повышения твёрдости контактирующих поверхностей) важнейшим направлением в борьбе с трением и износом является применение эффективных смазочных материалов, которые являются неотъемлемыми конструктивными элементами узлов машины. Известно, что жидкостная смазка, открытая в 1883 г. русским учёным Н.И.Петровым, позволяет резко снизить износ узлов трения, т.к. детали при этом виде трения не вступают в непосредственный контакт. Однако, такое бесконтактное взаимодействие деталей через слой смазки проявляется редко. Даже в специально сконструированных узлах в период пуска и останова машины (или при динамических нагрузках) этот вид смазки переходит в трение без смазочного материала [3, с.3].

Поэтому, третьим направлением повышения износостойкости контактирующих поверхностей является создание таких конструктивных условий сочленения контактирующих тел, при которых образуется "масляный клин" (клиновидный зазор, расширяющейся в направлении движения). Для получения жидкостного трения ("всплытия" одной детали контактирующей пары по отношению к другой) необходимо:

- наличие зазора клиновидной формы с углом атаки $1' \dots 4'$ (угловые минуты);
- в зазор должно поступать масло соответствующей вязкости;
- скорость относительного движения поверхностей должна быть достаточной для того, чтобы в масляном слое создавалось давление, способное уравновесить внешнюю нагрузку и препятствующее непосредственному контакту поверхностей [4, с.10]. Здесь следует отметить гидродинамическую теорию смазки, которая относится к одному из направлений работ в борьбе с трением и износом деталей машин. Усилия мировых производителей смазочных материалов по обеспечению условий противоизносной защиты (вытекающих из традиционной гидродинамической модели) привели к росту стоимости масел и смазок до значений, недоступных массовому покупателю в СНГ и других развивающихся странах. [5].

Однако, создание гидродинамического разделительного смазочного слоя накладывает взаимоисключающие требования заданной вязкости масляного слоя, в границах рабочего температурного диапазона и в течение срока службы масла, и требование быстрого протекания смазки в зазорах между поверхностями трения. Ситуация осложняется тем, что условия эксплуатации техники в развитых и развивающихся странах принципиально различны. Например, в развитых странах поддерживается достаточно высокий уровень качества дорожных покрытий, поэтому, например, автомобили не испытывают ударов и резких сотрясений во время движения. Практикуется аккуратное техническое обслуживание и замена автомобилей по мере их морального износа, вследствие чего износ двигателей и трансмиссии, в основном, не превышает половины ресурса. В странах СНГ (и в других развивающихся странах) качество дорожного покрытия намного хуже, а износ механических узлов превышает 50% ресурса. Поэтому, с первых метров пробега по отечественным дорогам, двигатели, трансмиссия и другие узлы автомобилей испытывают удары из-за неровностей на дорогах. Подавляющее большинство автомобилей подвергается усиленному вибрационному воздействию. Все это вызывает пробои гидродинамического разделительного слоя смазки и заставляет узлы трения работать в режиме граничной смазки. Пакеты антифрикционных, противоизносных и противозадирных присадок, применяемые в зарубежных маслах и закупаемые отечественными производителями смазочных материалов, не рассчитаны на столь жесткие режимы эксплуатации. Аналогичные отклонения условий механической обработки на отечественных станках с ЧПУ (большие припуски, колебание твердости, биения заготовок и т.п.) требуют более совершенного автоматического регулирования кинематических и температурно-силовых параметров и режимов обработки. Известно, что, в процессе износа любых механических узлов, величина вибропараметров (виброперемещения, виброскорости и виброускорения) возрастает в 30-100 раз. Это можно использовать для вибродиагностики работающих машин.

В отличие от иномарок отечественные автомобили полностью обеспечены комплектом недорогих запасных частей, в том числе ремонтными деталями. Это позволяет длительное время (30 и более лет) поддерживать техническое состояние отечественных автомобилей за счёт непрерывного обновления их деталей и узлов на основе диагностики их состояния и селективной сборки вышедших из строя изделий.

Четвёртым принципиально новым современным направлением в обеспечении условий безыносной работы узлов трения машин является применение смазочных ремонтно-восстановительных составов и технологий, позволяющих наращивать (в

процессе износа) изношенные участки поверхности до восстановления их номинальных размеров. Начало этому направлению было положено открытием эффекта избирательного переноса (Д.Н. Гаркунов и И.В. Крагельский, открытие № 41 от 12 ноября 1956 г., СССР). Суть открытия заключается в том, что явление избирательного переноса меди из твёрдого раствора медного сплава на сталь и обратного её переноса в условиях граничной смазки (спирто-глицериновая смесь) сопровождается уменьшением коэффициента трения до значения такового при жидкостном трении и приводит к значительному снижению износа пары трения или – практически к безызначности. При установившемся режиме контактирующие поверхности меди и стали покрываются тонкой пластической плёнкой меди, которая резко увеличивает площадь контакта (более, чем в 10 раз), что способствует увеличению долговечности узла трения [6, с.45]. Таким образом, избирательный перенос – это комплекс физико-химических явлений в зоне контакта поверхностей при трении, который позволяет преодолеть ограниченность ресурса трущихся сочленений машин и снизить потери на трение. Избирательный перенос апробирован на самых разных машинах: самолетах, автомобилях, станках, паровых машинах, дизелях тепловозов, прессовом оборудовании, редукторах, оборудовании химической промышленности, механизмах морских судов и магистральных нефтепроводов, электробурах, холодильниках, гидронасосах, нефтепромысловом оборудовании и т.п. Явление избирательного переноса может быть использовано для повышения стойкости режущего инструмента при сверлении, фрезеровании, протягивании, дорновании и резьбонарезании [3].

В последние годы это направление получило дальнейшее развитие. Речь идет о целенаправленном переносе акцента с усилий по созданию адекватного разделительного слоя на то, чтобы изначально создавать надежный граничный смазочный слой, исключая опасность износа (при пробоях разделительного слоя) и поддерживать номинальные значения зазоров в сопряжениях за счёт непрерывного физико-химического процесса «изнашивание-восстановление» (Smart Self Technology).

В конце 90-х годов специалисты из группы проф. Крагельского И.В. обнаружили интересный феномен. Некоторые минералы вторичной магматической формации при определенных климатических условиях приобретают не только свойства внедрять углерод в приповерхностный слой железа, но и создавать на его поверхности монокристаллическую стеклоподобную структуру, оптимизирующую зазоры и износ. На основе этих наблюдений группой ученых были разработаны новые виды триботехнических (различного класса и вида) составов на минеральной основе. Их основой стали следующие серпентинизирующие ультрабазиты: амфибол, биотит, ильнетит, магнантит, коротковолокнистый асбест, лизоргит, пирротин, петрандит, серпентин, тальк, альфа, орто и клинохризотил, халькопирит и т.д. Кроме того, в состав триботехнических смесей могут входить такие минералы как: каолинит, доломит, графит, шунгит.

Изначальное применение термина «ремонтно-восстановительный состав» (РВС) относилось к составам, изготавливаемым из тонкодисперсных смесей природных кварцсодержащих минералов, извлекаемых из горных пород. Термин применялся с целью идентификации и дистанцирования от других антифрикционных составов, содержащих в качестве активного элемента другие типы природных минералов (графит, алмаз, молибденит). РВС вводят в штатную масляную систему, в консистентную смазку, либо наносятся непосредственно на обрабатываемые детали. Попадая на поверхности трения и контакта работающих механизмов, частицы РВС изменяют поверхности, со-

здавая новообразования, которые компенсируют износ и оптимизируют зазоры пар трения. Образованная таким способом поверхность обладает уникальными свойствами и называется металлокерамическим защитным слоем (МКЗС).

В отличие от различных известных присадок, модификаторов трения и добавок в смазочные материалы, РВС восстанавливает и оптимизирует зазоры в сопряжениях деталей, полностью устраняет контакт металл-металл, предотвращая дальнейший износ и коррозию металлов в пятнах контакта пар трения.

Украинский аналог «РВС» и «РВС-технологии» называется, соответственно, «ХАДО-состав» и «ХАДО-технология». Это продукция фирмы «ХАДО» (Харьковский ДОМ, г. Харьков, Украина). Это фирма в свое время являлась официальным представительством ЗАО «НПО» Руспромремонт» в Украине. В 2003 г. специалистами Института машиноведения РАН и ООО «Венчур-Н» (г. Москва, Россия) разработана антифрикционная ресурсовосстанавливающая композиция (АРВК). АРВК является суспензией, состоящей из базовой жидкости, серпентинита (силиката магния) в виде взвеси и трибополимеробразующей (ТПО) присадки. В АРВК, взаимно усиливающим образом, объединены уникальные антифрикционные и противоизносные свойства ТПО присадок и восстановительный эффект серпентинитов.

АРВК используют в автотракторной технике, большегрузных самосвалах, дизельных установках, в электрическом транспорте, в металлорежущем оборудовании. Например, добавление АРВК к охлаждающей жидкости в 2-20 раз повышает стойкость резцов. Добавление АРВК в масло И-20 при сверлении стали 45 привело к увеличению стойкости сверла в 3-4 раза. Крутящие моменты и силы резания уменьшились на 8-10%; шероховатость поверхности снизилась на 20-23 мкм. При обработке стали У8А, в зависимости от скорости резания, введение АРВК в эмульсию увеличило стойкость сверл от 3,2 до 20,1 раз.

При шлифовании стали 45, введение АРВК в СОЖ позволяет увеличить стойкость шлифовальных кругов из электрокорунда белого в 16 раз; из карбида кремния зеленого – в 2-3 раза. Соответственно, снижается засаливание круга, удельный расход электроэнергии уменьшается, в среднем, в 2-6 раз [5].

Перспективным направлением на наш взгляд является разработка способа механической (лезвийной и алмазно-абразивной) обработки, в котором в смазочно-охлаждающую технологическую среду, вносят в определённой пропорции, разрушающие и восстанавливающие составы. Это позволяет повысить обрабатываемость материала при резании с одновременным увеличением стойкости режущего инструмента. Элементы разрушающе-восстанавливающего состава подбирают таким образом, чтобы между ними не произошло химической реакции, а режимы обработки при резании назначают так, чтобы температура (температурный фактор) в зоне резания (при наличии силового фактора) была бы достаточной для проявления эффектов разрушения и восстановления, но меньше, чем критическая, которая приводит к температурным дефектам обработки.

Для обеспечения стабильности работы машин при их эксплуатации применяют либо планово-профилактическое обслуживание (по регламенту, разомкнутое управление), либо обслуживание по диагностическим показаниям (по фактическому состоянию, замкнутое управление). Развитие и внедрение встроенных микроконтроллерных систем диагностики и управления позволит производить техническое обслуживание и ремонт машин по их фактическому состоянию. Это в полной

мере относится к технологическим системам механической обработки. Появляется реальная возможность использовать (при лезвийной и абразивной обработке) в режиме реального времени известные эффекты физико-химической механики материалов: Ребиндера, Баушингера, Гарди, избирательного переноса, поля, аномально-низкого трения, сверхпластичности и т.п.

Литература: 1. Власенко Н.В. Восстановление изношенных деталей тонкослойными покрытиями.—К.: Выща школа.—1988.—112 с. 2. Клебанов Б.М., Гинзбург А.Е. Зубчатые передачи в машиностроении.—Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1978.—120 с. 3. Избирательный перенос в тяжело нагруженных узлах трения / Под общ. ред. Д.Н.Гаркунова.—М.: Машиностроение, 1982.—207 с. 4. Росс Твег. Ремонт трансмиссии и ходовой части «Жигулей» (модели 2101, 2102, 2103, 2104, 2105, 2106, 2107). Практ. пособие.—М.: ЗАО КЖИ «За рулём», 2002.—160 с. 5. Сайт журнала «Инновации.Технологии.Решения» <http://www.info@venchur-n.ru> 6. Словарь-справочник по трению, износу и смазке деталей машин.—К.: Наук. думка, 1976.—188 с.

УДК 621.923/621

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НЕРАВНОМЕРНОСТИ СНИМАЕМОГО ПРИПУСКА ПРИ ШЛИФОВАНИИ ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Якимов А.А., канд. техн. наук (г. Одесса, Украина)

Investigation of cinematic and geometric eccentricities on irregular allowance during tooth grinding operation had been showed in article.

Неравномерность распределения припуска по боковым поверхностям зубьев зубчатого колеса зависит от кинематического и геометрического эксцентриситетов. Кинематическая погрешность складывается из радиальной и тангенциальной составляющих, которые оценивают по радиальному биению зубчатого колеса и колебанию длины общей нормали.

Для уменьшения составляющих кинематической погрешности необходимо повышать точность базирования колес на операциях зубообработки и точности изготовления базового отверстия колеса после химико-термической обработки. Применение оснастки с жесткими центрирующими элементами приводит к резкому увеличению колебания длины общей нормали.

В работе [1] установлено, что радиальное биение F_{rr} и колебания длины общей нормали формируются на протяжении всего хода технологического процесса.

После химико-термической обработки возрастает колебание длины общей нормали в 1,89 раза, увеличивается накопленная погрешность шага F_{pr} в 1,6 раза, увеличивается погрешность направления зуба $F_{\beta r}$ в 2,68 раза, увеличивается предельное отклонение шага f_{ptr} в 1,6 раза, увеличивается радиальное биение F_{rr} в 1,78 раза.

Изменение погрешностей параметров зубчатых колес связано с деформацией зубчатого венца, с деформацией центрирующего колеса отверстия и потерей точности их взаимного расположения.

Операция восстановления установочной базы при шлифовании базового отверстия колеса вызывает дополнительные погрешности. Например, погрешность радиального биения по среднему значению \bar{X} возросла с 62,3 мкм до 75,8 мкм, колебание длины общей нормали увеличилось с $\bar{X} = 20,4$ мкм до $\bar{X} = 31,7$ мкм, погрешность направления зуба $F_{\beta r}$ возросла с $\bar{X} = 67,3$ мкм до $\bar{X} = 79,2$ мкм [1].

Из проведенного анализа следует, что показатели точности зубчатых колес существенно зависят от технологии их изготовления. От величины кинематического и геометрического эксцентриситетов и смещения их относительно друг друга по фазе зависит неравномерность припуска по боковым поверхностям зубьев на операции зубошлифования.

Неравномерность распределения припуска оказывает влияние: на теплонапряженность процесса зубошлифования, на качество поверхностного слоя и производительность обработки. Поэтому для управления качеством поверхностного слоя необходимо установить связь неравномерности распределения припуска с геометрическими кинематическими эксцентриситетами и смещением их относительно друг друга по фазе.

На рис.1,а показано распределение припусков по левым и правым профилям впадин зубчатого колеса, у которого кинематический и геометрический эксцентриситеты смещены по фазе на угол $\psi = 45^\circ$. Настройка шлифовального круга произведена по максимально-бьющей впадине (по впадине А).

Если после настройки шлифовального круга по впадине А (по максимально-бьющей впадине) зубчатое колесо повернется на 45° по часовой стрелке, то с правого профиля впадины «Д» будет удаляться максимальный припуск, образовавшийся от действия кинематического эксцентриситета. После поворота колеса еще на 45° по часовой стрелке с правого профиля впадины «Б» будет сниматься максимальный припуск, образовавшийся в результате ее смещения в тангенциальном направлении из-за действия геометрического эксцентриситета.

Закон распределения припусков по левым и правым сторонам впадин, сформированных совместным действием кинематического и геометрического эксцентриситетов, сдвинутых по фазе друг относительно друга на 45° , описывается уравнениями

$$t_{лев.} = -\frac{L_0}{2} \sin \varphi \cos \alpha - \frac{L_0}{2} (1 - \cos \varphi) \sin \alpha - \frac{V_{wr}}{2} [\sin(\varphi + 45^\circ) - \sin 45^\circ] \cos \alpha,$$

$$t_{прав.} = \frac{L_0}{2} \sin \varphi \cos \alpha - \frac{L_0}{2} (1 - \cos \varphi) \sin \alpha + \frac{V_{wr}}{2} [\sin(\varphi + 45^\circ) - \sin 45^\circ] \cos \alpha.$$

На рис.1,а (внизу) приведены кривые распределения припусков, рассчитанные по этим уравнениям.

Кривые, описывающие распределение припусков по различным впадинам зубчатого колеса, сформированных в результате совместного действия кинематического и геометрического эксцентриситетов при сдвиге по фазе первого относительно второго на 90° , описываются уравнениями

$$t_{лев.} = -\frac{L_0}{2} \sin \varphi \cos \alpha - \frac{L_0}{2} (1 - \cos \varphi) \sin \alpha + \frac{V_{wr}}{2} (1 - \cos \varphi) \cos \alpha,$$

$$t_{прав.} = \frac{L_0}{2} \sin \varphi \cos \alpha - \frac{L_0}{2} (1 - \cos \varphi) \sin \alpha - \frac{V_{wr}}{2} (1 - \cos \varphi) \cos \alpha.$$

На рис.1,б (внизу) приведены кривые распределения припусков, рассчитанные по этим уравнениям для левых и правых профилей впадин, показаны расчетные точки Π и L и указаны углы разворота зубчатого колеса при настройке станка для выравнивания припуска.

На рис.2,(а,б) приведены кривые изменения толщины слоев, срезаемых кони-

ческим шлифовальным кругом с правых и левых профилей впадин колеса, на котором кинематический и геометрический эксцентриситеты смещены по фазе соответственно на $\psi = 135^\circ$ и $\psi = 180^\circ$.

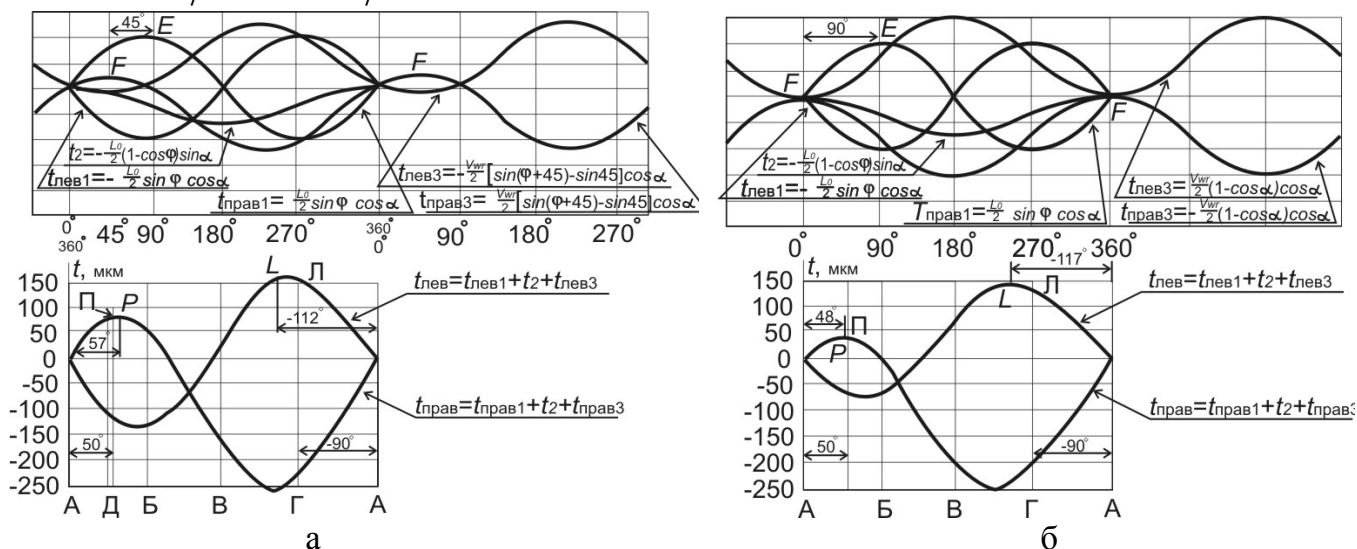


Рис.1. Распределение припусков по профилям впадин колеса при смещении эксцентриситетов по фазе 45° (а) и на 90° (б).

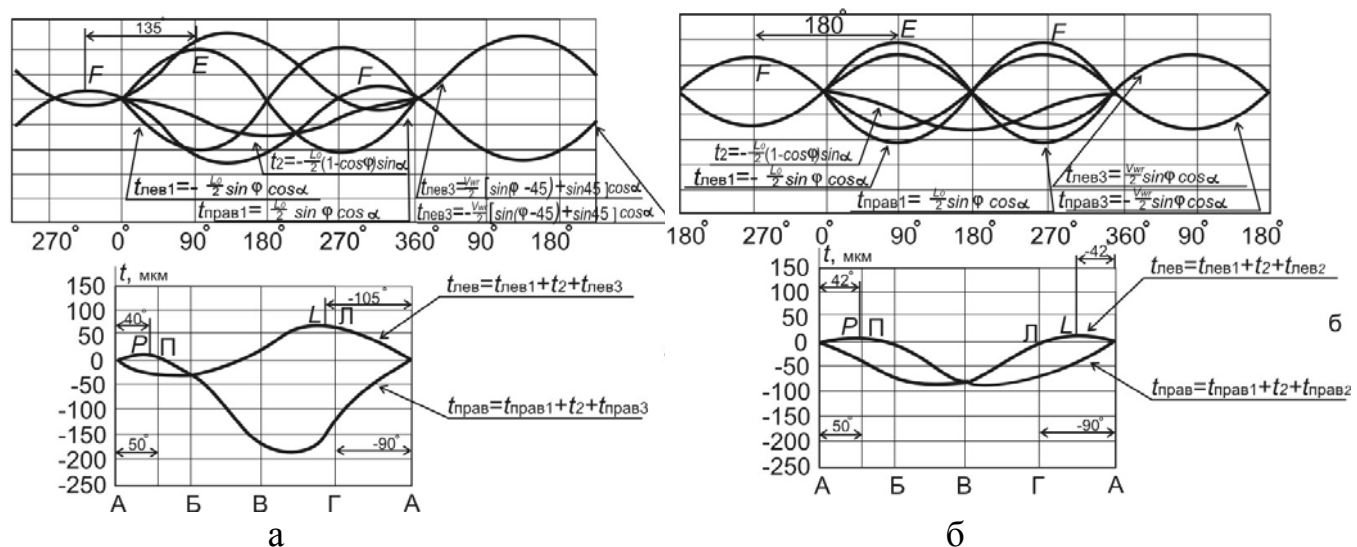


Рис.2. Кривые распределения припуска при сдвиге геометрического и кинематического эксцентриситетов на углы 180° (а) и 135° (б).

В обоих случаях наладка зубошлифовального станка производилась по максимально-бьющей впадине «А».

Уравнения, описывающие распределение припусков в результате совместного действия кинематического и геометрического эксцентриситетов при сдвиге фаз на 135° , имеют вид

$$t_{лев.} = -\frac{L_0}{2} \sin \varphi \cos \alpha - \frac{L_0}{2} (1 - \cos \varphi) \sin \alpha + \frac{V_{wr}}{2} [\sin(\varphi - 45^\circ) + \sin 45^\circ] \cos \alpha,$$

$$t_{прав.} = \frac{L_0}{2} \sin \varphi \cos \alpha - \frac{L_0}{2} (1 - \cos \varphi) \sin \alpha - \frac{V_{wr}}{2} [\sin(\varphi - 45^\circ) + \sin 45^\circ] \cos \alpha.$$

Уравнения, описывающие распределение припусков в результате совместного действия кинематического и геометрического эксцентриситетов при сдвиге фаз на 180° имеют вид

$$t_{лев.} = -\frac{L_0}{2} \sin \varphi \cos \alpha - \frac{L_0}{2} (1 - \cos \varphi) \sin \alpha - \frac{V_{wr}}{2} \sin \varphi \cos \alpha,$$

$$t_{прав.} = \frac{L_0}{2} \sin \varphi \cos \alpha - \frac{L_0}{2} (1 - \cos \varphi) \sin \alpha - \frac{V_{wr}}{2} \sin \varphi \cos \alpha.$$

На рис.3 приведены зависимости максимальных припусков t_{max} , возникающих от совместного воздействия кинематического и геометрического эксцентриситетов на левом и правом профилях впадин, от углов ψ сдвига первого эксцентриситета относительно второго. Кривые построены для трех случаев настройки шлифовального круга: по впадинам «А» (0°), «Б» (90°), «В» (180°).



Рис.3. Зависимость максимальных припусков при различных сдвигах фаз.

наихудшей будет настройка круга по впадине «В», чуть лучше – по впадине «Б», а наилучшей настройкой будет настройка, произведенная по впадине «А».

При обработке зубчатых колес, у которых кинематический эксцентриситет смещен относительно геометрического на угол ψ равный 0° , 45° наихудшей будет настройка по впадине «Б», лучше по впадине «В», а наилучшей настройкой будет настройка круга по впадине «А».

Под наилучшей настройкой понимается такая настройка шлифовального круга, которая обеспечивает:

- наименьшее расхождение между толщинами слоев припусков, удаляемых с левых и правых сторон профилей впадин зубчатого колеса;
- наименьшие толщины припусков, образующихся в результате совместного действия геометрического и кинематического эксцентриситетов.

Из графиков, приведенных на рис.3 видно, что если зубчатое колесо, у которого кинематический эксцентриситет сдвинут по фазе относительно геометрического на 45° , при настройке круга по впадинам «А», «Б» и «В», расхождения между толщинами припусков, срезаемых с левых и правых профилей впадин, будут соответственно равны 83 мкм, 260 мкм, 127 мкм, а максимальные толщины удаляемых припусков соответственно составят 167 мкм, 290 мкм и 250 мкм. Приведенные данные свидетельствуют о том, что при настройке шлифовального круга по впадине «А» (по максимально-бьющей впадине) происходит более равномерное распределение припуска между левыми и правыми профилями впадин, а толщины снимаемых припусков меньше, чем при настройке по другим впадинам.

На рис.4 показано, на какой угол φ необходимо повернуть зубчатое колесо относительно максимально-бьющей впадины «А» для нахождения впадины, с которой будет удаляться максимальный припуск, образованный в результате совместного действия кинематического и геометрического эксцентриситетов.

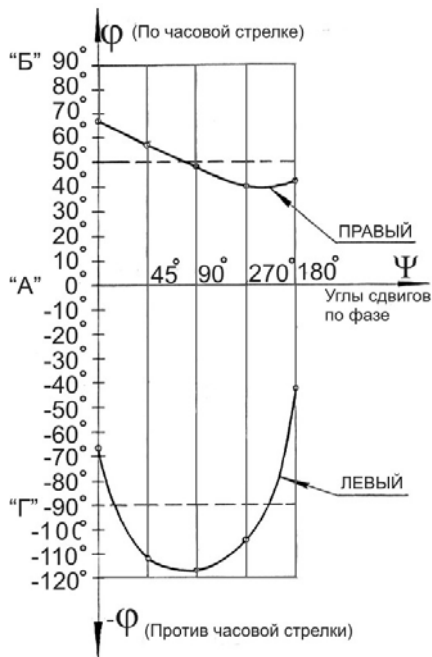


Рис.4. Зависимость углов поворота зубчатого колеса соответствующих максимальным припускам.

На рис.4 показана зависимость углов поворота зубчатого колеса, соответствующих максимальным припускам на левых и правых профилях впадин, от углов сдвига по фазе кинематического и геометрического эксцентриситетов. Например, с правого профиля впадины зубчатого колеса, у которого кинематический эксцентриситет смещен по фазе относительно геометрического на $\psi = 90^\circ$, будет удаляться максимальный припуск, если его повернуть на 48° по часовой стрелке относительно максимально-бьющей впадины. Если это колесо повернуть на 117° против часовой стрелки относительно максимальной-бьющей впадины, припуск будет удаляться с левого профиля впадины.

Для того, чтобы воспользоваться кривыми, представленными на рис. 4, необходимо знать угол сдвига по фазе кинематического эксцентриситета относительно геометрического. Если значение угла сдвига ψ неизвестно, то с достаточной для практики

точностью можно воспользоваться усредненными углами поворотов $\varphi = 50^\circ$ (по часовой стрелке) и $\varphi = -90^\circ$ (против часовой стрелки).

На основании проведенного анализа можно сделать следующие выводы:

В зависимости от величины геометрического и кинематического эксцентриситетов и от смещения их по фазе неравномерность срезаемых слоев с боковых поверхностей зубьев может изменяться от 0,2 до 0,7 мм.

Неравномерность срезаемых слоев оказывает влияние на производительность, качество поверхностного слоя и эксплуатационные характеристики зубчатых колес. С увеличением неравномерности срезаемых слоев увеличивается количество проходов, уменьшается глубина цементации на боковых поверхностях зубьев, уменьшается процентное содержание углерода, изменяются критические точки структурных превращений, возрастает предрасположенность материала к возникновению трещин. Равномерность распределения припуска достигается с помощью специальных наладок.

Литература: 1. А.А. Якимов. Технологические основы обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при шлифовании зубчатых колес. Одесса, Астропринт, 2003. –432 с.

УДК 515.2

ОСОБЛИВОСТІ ПРОФІЛЮВАННЯ ГВИНТОВИХ НАСОСІВ І ГВИНТОВИХ КОМПРЕСОРІВ

Підкоритов А.М., докт. техн. наук, Ісмаїлова Н.П., Савельєва О.В.

(м. Одеса, Україна)

The questions of quality of making of screws are considered, receipt of their types in exact accordance with a form.

У даний момент у різних областях промисловості та транспорту широко вико-

ристаються гвинтові насоси із циклоїдальним зачепленням. Цей тип насосів одержав за останнім часом велике поширення, він має ряд істотних переваг у порівнянні з іншими типами гвинтових насосів. Такі насоси відрізняються економічністю, більшим числом обертів, відносно малими габаритами й вагою. Вони знайшли застосування в галузях промисловості та транспорту: у гидро-, паро- і газотурбобудуванні, для газодувних машин, у нафтовій, перекачувальних станцій і т.д. Насоси використовуються для транспортування рідини або змащення машин і як джерела тиску в різних гідравлічних силових пристроях (гідроприводах), у зв'язку зі збільшенням потужності машин і широким впровадженням автоматизації.

Гвинтові насоси й компресори мають перевагу в порівнянні з поршневыми через відсутність возвратно поступального руху й необхідних для цього клапанів. Самою складною й відповідальною деталями цих машин є їхні робочі органи, що охоплюють і їхні рубашки. Точність виготовлення робочих органів - гвинтів і рубашок - має значний вплив на величину втрати продуктивності.

Існує два типи зазорів у робочих органах насоса:

- зазори між гвинтами;
- зазори між зовнішньою поверхнею гвинтів і рубашкою.

На втрати зазори між гвинтами роблять більше істотний вплив, чим зазори між гвинтами й рубашкою.

Основним завданням при виготовленні гвинтів є одержання їхніх профілів у точній відповідності з формою. Для одержання високої якості гвинтів, що виготовляються, потрібне виконання сукупності наступних умов:

- точність розрахунку ріжучих і вимірюльного інструментів;
- ретельного виготовлення ріжучих і вимірюльних інструментів відповідно до розрахунку;
- правильна побудова технологічного процесу.

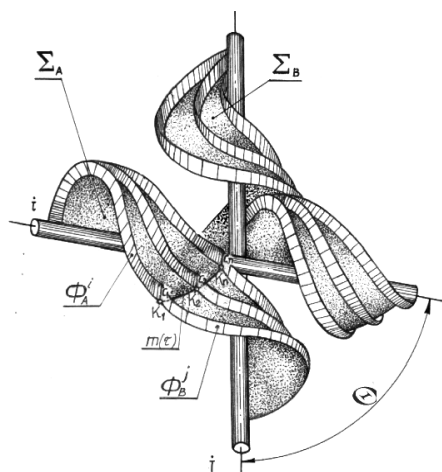
У зв'язку із цим, при профілюванні різального інструменту, розглянемо перетини характерні для гвинтів компресорів і насосів.

Для кожної поверхні, лінія різання являє собою безперервну плавну криву. Гвинти можуть виготовляти наступними методами: фрезеровкою за допомогою дискової, пальцевої або черв'ячної фрези, струганням спеціальними різцями, обробкою профільним різцем на токарському верстаті.

Найбільш продуктивний спосіб обробки гвинтів - черв'ячними багатозахідними фрезами з більшим кутом підйому витків. Такі фрези дозволяють обробляти за новою технологією за одну установку й один прохід багатозахідні гвинти з більшим кутом підйому, з не конгруентними профілями канавок. Поверхні гвинта й черв'ячної фрези є сполученими. З метою підвищення точності сполучених поверхонь їхніх виробів необхідно, профілювати інструмент із просторовою ріжучою крайкою.

На підставі теореми професора Подкорытова А. Н. вихідна гвинтова поверхня Σ_A формується сімейством що обгинають гелікоїдів, кожний з яких задається віссю поверхні $i = AA$, її гвинтовим параметром, що направляє – гвинтовий паралельно, інцедентна Σ_A і прямолінійної утворюючої. Положення утворюючої вибирається з умов приналежності її дотичної площини для поверхні Σ_A в крапках на обраній гвинтовій паралелі й задоволенню кінематичній діаграмі гвинта. Кожному гелікоїду із зазначеного сімейства ставиться у відповідність по кінематичній діаграмі гвинта

інший гелікоїд з віссю, що збігається з віссю шуканої гвинтової поверхні Σ_B , спряженої з поверхнею Σ_A . Геометрична модель кінематичного методу спряжених гвинтових поверхонь.



Мал. 1. Визначення характеристики $m(\tau)$ за допомогою миттєвих що обгинають гелікоїдів.

Одним з основних питань теорії утворення складних криволінійних поверхонь із різними гвинтовими параметрами є визначення спряжених гвинтових нелінійчатих поверхонь виробів, які широко застосовуються в автоматичних лініях.

Кінематичний метод утворення спряжених гвинтових нелінійчатих поверхонь по визначенню поверхні Σ_B , спряженої із заданою гвинтовою нелінійчатою поверхнею Σ_A довільного профілю, полягає в наступному. На поверхні Σ_A (мал. 1) беремо сімейство гвинтових ліній. За допомогою кінематичного гвинта для кожної гвинтової лінії Σ_A будемо спряжені гвинтові лінії нелінійчатої поверхні Σ_B .

Визначення сімейств спряжених гвинтових ліній здійснюється за допомогою кінематичного гвинта, що представляє собою плоске зображення трьох просторових рухів, з яких не менш один повинне бути гвинтовим.

Література: 1. П.Р. Родин. Основы теории проектирования режущих инструментов. —М., — Киев, 1960, —160с. 2. А.Н. Подкорытов. Исключение интерференции сопряженных поверхностей зубчатых передач. INTERNATIONAL CONGRES - GEAR TRANSMISSIONS, Sofia - BULGARIA, 1995г., с.143-145. 3. Подкоритов А.Н., Исмаилова Н.П., Дюкре Л.Г. Метод формирования сопряженных винтовых нелинейчатых поверхностей семейством огибающих геликоидов // Геометричне та комп'ютерне моделювання. – Вип..17. – ХДУХТ. – Харків, 2007. – С.12-15.

УДК 515.2

ВПЛИВ ФОРМИ КУЛЬОК НА РОБОТУ КУЛЬКОВИХ ГВИНТОВИХ МЕХАНІЗМІВ

Підкоритов А.М., докт. техн. наук, Савельєва О.В., Ісмаїлова Н.П.

(м. Одеса, Україна)

The comparative analysis of geometric parameters of a profile of a special thread of the lead screw and nut of ball screw parts is in-process spent.

Звичайно кулькова гвинтова передача (КГП) складається із гвинта, гайки, тіл кочення (кульок) і спеціальних вкладишів (каналів повернення кульок), що забезпе-

чують їхню безперервну циркуляцію в бокових вітварах замкнутого контуру, обмеженого гайкою. По конструктивному виконанню КГП розрізняються профілем спеціальної різьби, каналами повернення кульок і способами регулювання попереднього натягу. У цей час переважно використовуються пари із профілем різьби гвинта й гайки у вигляді стрільчастої арки. Такий профіль дозволяє зменшити осьовий зазор і спростити геометрію каналу повернення кульок. Контакт кульок із гвинтом і гайкою здійснюється в чотирьох крапках. Попередній натяг здійснюється шляхом підбора діаметрів кульок, але для подальшої компенсації зношування необхідно замінити кульки на кульки більшого діаметра, що вимагає більшого числа комплектів кульок, що відрізняються по діаметрі на 1 мкм.

Вибір діаметра кульки, ступеня точності його виготовлення й виду комплектування має істотне значення для забезпечення точносних характеристик і довговічності роботи кулькового гвинтового механізму (КГМ).

Діаметр кульки, як правило, вибирається з урахуванням умов роботи КГМ і вимог, пропонованих до його габаритних розмірів.

У КГМ кінематичного призначення, що сприймають незначні осьові зусилля, діаметр кульки вибирається конструктивно з обліком заданих габаритних розмірів, але не менш 2мм.

Для механізмів, що сприймають відносно більші навантаження, діаметр кульки вибирається залежно від найбільшого припустимого статичного навантаження й твердості контактуючих поверхонь. З метою підвищення навантажувальної здатності, довговічності й КПД КГМ бажано діаметр кульок вибирати найбільшим, тому що розміри кульок роблять значно більший вплив на навантажувальну здатність і довговічність механізмів, ніж їхнє число. При проектуванні кулькогвинтових механізмів загального призначення, вимоги до кінематичної точності яких невисокі, варто прагнути (у припустимих межах) до використання можливо більших розмірів кульок, а вже потім - більшої їхньої кількості. Однак збільшення розмірів кульок збільшує габаритні розміри механізму й зменшує його кінематичну чутливість через зростання інерції мас, що рухаються.

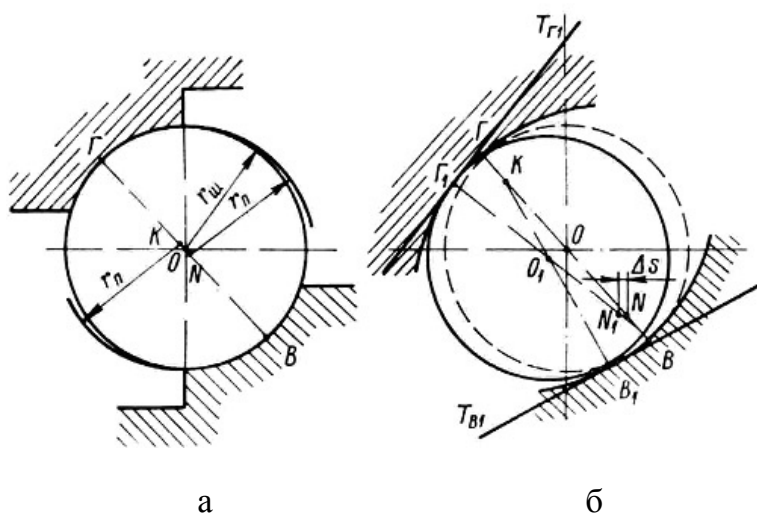
Якщо КГП має арковий профіль, то зазор усувають, створюючи попередній натяг при зборці гвинтової пари. Натяг може бути створений за допомогою кульок трохи більшого діаметра. Такий спосіб припускає, що допуски на виготовлення різьблення гвинта й гайки строго витримані, і при зборці фактичне положення крапок контакту кульки із профілем різьблення збігається з розрахунковим. При необхідності більшого натягу кульки монтують при різних температурах гвинта й гайки. Іноді застосовують технологічний прийом, що полягає в тому, що гвинт шліфують так, щоб діаметр його по кінцях був менше, ніж у середині. Внаслідок цього натяг у середині гвинта виходить більшим, ніж на його кінцях. КГП, виконана по такому принципі, застосовується в механізмах керування автомобілів. Створення натягу за рахунок розмірів кульок викликає підвищене зношування деталей гвинтової пари внаслідок тертя; перевага способу складається в зниженні ваги, габаритів і вартості передачі.

Практично радіус профілю різьблення вибирається більше радіуса кульки й у КГП утвориться двохточковий або чотирьохточковий контакт. Двухточковий контакт кульки з поверхнею різьблення гвинта й гайки забезпечує йому відносну волю переміщення й нормальні умови кочення, що залежать в основному від тертя катання при незначних складові ковзання. Однак у КГП є ті ж шкідливі явища, що й у ра-

діальних і радіально-упорних шарикопідшипників із двохточковим контактом. Під дією навіть дуже малих сил, наприклад власної ваги кульки, тіла кочення займають у гвинтових канавках інше положення, чим це треба з геометричної схеми КГП.

Перед навантаженням, а також перед створенням попереднього осьового натягу кульки зміщаються під дією сили ваги настільки, наскільки це допускає профіль різьблення. Якщо потім під дією навантаження зазор зменшується, то кульки зміщаються в первісне (теоретичне) положення лише доти, поки не починають діяти сили тертя.

Розглянемо це явище на прикладі (мал. 1). Теоретично правильне положення кульки досягається за умови, що точки O , O_1 , N лежать на одній прямій, що з'єднує точку Γ (мал. 1, а) контакту кульки з поверхнею різьблення гайки із крапкою B контакту кульки з поверхнею різьблення гвинта й минаючої через центр кульки. При



Мал.1. Схема зсуву кульок при двохточковому контакті.

зсуві гайки в осьовому напрямку щодо поверхні гвинта точки контакту кульки з поверхнею різьблення гайки й гвинта зміщаються в Γ_1 і B_1 (мал. 1, б) і центри радіусів кривизни профілів різьблення гвинта й гайки не лежать на одній прямій. При збільшенні осьового зсуву гайки щодо поверхні гвинта точки Γ_1 і B_1 зміщаються доти, поки кут між дотичними T_{Γ_1} і T_{B_1} не стане рівним куту тертя. Подальше збільшення осьового зусилля приводить до збільшення деформації контактуючих поверхонь,

контактних напруг, а також спричиняє зростання пускового моменту. Значення Δs змінно й кулька може зміщатися в радіальному напрямку, що приводить до мінливості передатного відношення.

У КГМ приводів подач столів і супортів деяких верстатів (координатно-розточувальні, фрезерні із програмним керуванням і ін.), що мають напівкруглий профіль різьблення із двохточковим контактом і сприймаючих відносно більші осьові навантаження при високих вимогах до рівномірності повільних рухів і до точності настановних переміщень, рекомендується застосовувати кульки меншого діаметра, хоча це трохи знижує КПД. Це впливає з розгляду схеми зсуву кульки в процесі роботи, зображеної на мал. 1, б. Тому діаметр кульки бажано обмежувати розміром 2-6 (8) мм.

КГМ точних приладів необхідно укомплектовувати кульками, виготовленими по 02-01 ступеню точності (ДЕРЖСТАНДАРТ 3722-60) і що мають відхилення, що допускаються, від сферичної форми (овальність, гранність) і разноразмерности.

КГМ, застосовувані для приводів подач верстатів, повинні укомплектовуватися кульками, виготовленими по 0-1 ступеню точності.

У зв'язку з тим, що такі кульки одержати важко, іноді роблять спеціальне сортування кульок, наявних у цей момент на виробництві (але не нижче другого ступеня точності). Так, наприклад, для номінальних діаметрів кульок, що рекомендуються до

застосування, у механізмах приводів подач верстатів, кульки отсортировують з допуском на різномірності у межах 0,5-0,8 мкм. У результаті такої операції кульки мають погрішність форми порівнянну із пропонованими розмірами сортувальної групи.

Кульки звичайно виготовляють зі сталі марки ШХ: по спеціальних технічних умовах вони можуть бути також виготовлені з нержавіючої сталі марки Х18 або молібденової сталі марки 55СМА. З метою зменшення шуму кулькогвинтових механізмів, застосовуваних у приладобудуванні, кульки можуть виготовлятися з полімерних матеріалів, таких як поліформальдегід (дельрин), фторопласт-4 (тефлон) і ін. Досвід виготовлення таких кульок у шарикопідшипниковій промисловості вже є.

У механізмах замкнуті ланцюжки циркулюючих кульок звичайно комплектуються з кульок однакового діаметра з різномірністю в межах допуску.

Література: 1. Пясик И.Б. Шариковинтовые механизмы. – М.: МашГиз., 1962. – 123с. 2. Павлов Б.И. Шариковинтовые механизмы в приборостроении. - Л.: Машиностроение, Ленинградское отделение, 1968. 137с. 3. Исследование винтовых пар качения. Часть III Отчета ЭИО СКБ ПС Одесса, 1974г.

УДК 621.374.1:62-522.2

АВТОМАТИЧЕСКОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ УПРАВЛЯЮЩИХ ПРОГРАММ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Петраков Ю.В., докт. техн. наук, **Амин Афшар Камбиз,** соискатель
(г. Киев, Украина)

The new method of the automatic planning of control the program of technological operations of turning is developed on machine-tools with CNC. A method allows to project not only the trajectories of motion of tool but also to appoint the optimum modes of cutting both on draft one and on clean passage-ways. The module of CAM-system is created as an application program, forming control the program for a machine-tool with CNC in G-codes.

Широкое применение современных станков с ЧПУ привело к созданию соответствующих САМ-систем (Computer Aided Manufacturing) проектирования управляющих программ, которые стремительно развиваются. Основой для создания любой программы ЧПУ всегда служит геометрия детали, инструмента, кинематическая схема формообразования. Именно в этом направлении и наблюдалось развитие САМ-систем, расширение их возможностей и функций. Большинство современных САМ-систем уже включают в себя САД-системы, позволяющие выполнять 3-D твердотельное моделирование, автоматически распознавать геометрические образы, редактировать, осуществлять обмен файлами и обеспечивать многие другие полезные функции.

Однако, в последнее время все чаще разработчики САМ-систем обращаются к самому процессу формообразования резанием, который предполагает проектирование не только траекторий движения, но и расчет скоростей движения по этим траекториям, т.е. определение режима резания. Работа ведется в основном по двум направлениям, которые объединены под общим названием «интеллектуализации» механической обработки. Одни САМ-системы ориентированы на обеспечение пользователя подробной информацией о процессе обработки, создания соответствующей информативной базы данных. Другие делают акцент на организацию извлечения этой информации [1]. Причем часто такие модули афишируются как модули оптимизации процесса резания, хотя формализованная оптимизационная модель как правило отсутствует. Иными словами

такие модули зачастую представляют собой электронный справочник, ориентированный на определенный вид обработки и способный дополняться пользователем, исходя из своего опыта или рекомендаций изготовителей инструментальных материалов.

В то же время теоретически давно разработаны методы оптимизации процесса резания, которые базируются на решении задач нелинейного программирования [2]. К сожалению такие методы оптимизации рассчитаны на применение обработки в один проход, т.е. они не могут применяться для решения задачи оптимизации многопроходной обработки. В то же время, большинство деталей токарной обработки составляют ступенчатые валы, а в многономенклатурном производстве с применением станков с ЧПУ они зачастую изготавливаются из заготовок в виде прутков. Поэтому такие токарные операции априори предполагают многопроходную обработку. Поэтому создание модуля оптимизации, построенного на формализованной модели процесса резания и позволяющего автоматически рассчитывать все три составляющие процесса резания (глубину, подачу и скорость резания), которые доставляют минимум критерию оптимальности (основное время обработки) безусловно является актуальной научно-технической проблемой.

Учитывая реальные возможности по управлению всеми компонентами режима резания современных станков, САМ-система должна быть способной к полному использованию таких возможностей. Это означает, что в нее обязательно должен входить модуль, позволяющий в автоматическом режиме проектировать как траектории движений инструмента на черновых операциях, по оптимальной глубине резания, так и рассчитывать программу управления такими компонентами режима резания как подача и частота вращения шпинделя. Причем, оптимальная глубина резания в сочетании с частотой вращения и подачей должны определяться из решения задачи оптимизации, которая в случае токарной обработки на станке с ЧПУ сводится к однокритериальной: найти такое сочетание компонент режима резания, чтобы критерий оптимальности – производительность - был максимальным при условии выполнения всех ограничений.

Поскольку оптимальное управление проектируется на этапе технологической подготовки производства, то исходные данные для решения задачи оптимизации должны получаться из априорной информации. Другим важным условием является то, что в процессе обработки ступенчатых валов изменяются такие параметры как диаметр обработки и фактическая глубина резания, что предопределяет необходимость перманентного расчета оптимального режима обработки.

Реализация запланированных теоретических решений на станках с ЧПУ невозможна без применения САМ-систем, поэтому принята концепция создания управляющей программы, ориентированная на постоянное моделирование процесса обработки, который спроектирован по имеющимся априорным данным и на базе решения задачи расчета траекторий многопроходной обработки. Далее выполняется моделирование процесса течения, во время которого, на каждом его шаге, рассчитываются фактические величины диаметра и глубины резания, которые являются исходными для решения задачи оптимизации и определения оптимальных значений частоты вращения шпинделя и подачи.

Следовательно, для решения общей проблемы оптимального управления вначале необходимо установить оптимальную глубину резания на черновых проходах. Для решения такой задачи был разработан алгоритм, который основан на использо-

вании алгоритма решения задачи оптимизации и соответствующей прикладной программы, представленных в [3].

Оптимальной глубиной резания на черновых проходах следует считать такую глубину, при которой, с оптимальными частотой вращения шпинделя и продольной

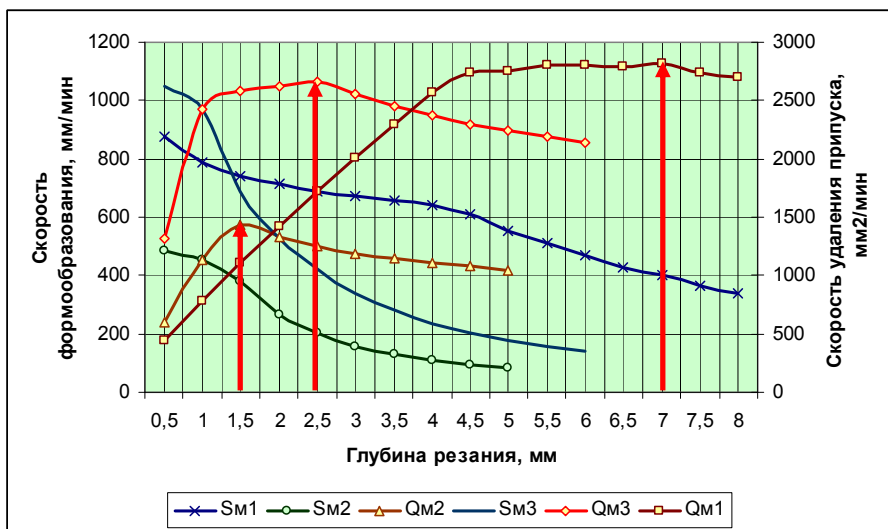


Рис.1. Графики зависимости критерия оптимальности от глубины резания для черновой (Qm) и чистовой (Sm) обработки: Sm1, Qm1 – для Стали 30ХГТ, Sm2, Qm2 – для Стали 30, Sm3, Qm3 – для Чугуна СЧ20.

Так, были проведены исследования по определению оптимальной глубины резания на черновых проходах при обработке материалов Сталь 30, Сталь 30ХГТ инструментом Т5К10 и Чугун СЧ20 инструментом ВК6 с радиусом при вершине $r=0,2$ мм и углами в плане $\varphi=95^{\circ}$, $\varphi_1=5^{\circ}$ на токарном станке 16К20Ф3. Другие дополнительные условия одинаковые: стойкость инструмента 20 мин, диаметр обработки 50мм, шероховатость после черновой обработки $Rz=20$ мкм.

Видно, что гипотеза о наличии экстремума режима резания при черновой обработке от заданной

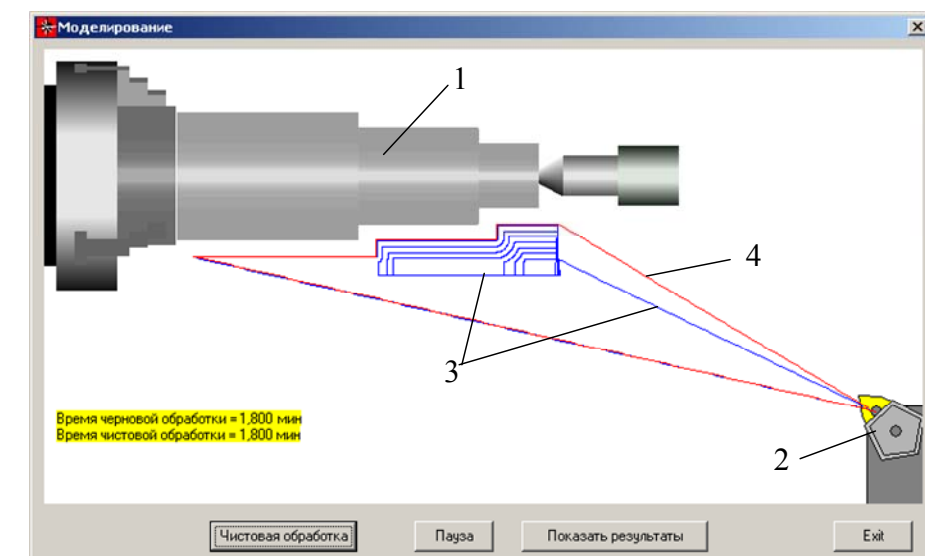


Рис.2. Состояние графического окна модуля в конце процесса моделирования: 1 - деталь, 2 – инструмент, 3 – траектории черновой обработки, 4 – траектория чистовой обработки.

глубины, производительность, оцениваемая по скорости срезания припуска, будет максимальной. При выполнении таких исследований было установлено, что всегда имеется определенное сочетание глубины резания подачи и частоты вращения, полученное из решения задачи оптимизации, которое обеспечивает максимум принятого критерия.

Так, были проведены исследования по определению оптимальной глубины резания на черновых проходах при обработке материалов Сталь 30, Сталь 30ХГТ инструментом Т5К10 и Чугун СЧ20 инструментом ВК6 с радиусом при вершине $r=0,2$ мм и углами в плане $\varphi=95^{\circ}$, $\varphi_1=5^{\circ}$ на токарном станке 16К20Ф3. Другие дополнительные условия одинаковые: стойкость инструмента 20 мин, диаметр обработки 50мм, шероховатость после черновой обработки $Rz=20$ мкм. Видно, что гипотеза о наличии экстремума режима резания при черновой обработке от заданной глубины резания полностью подтвердилась. Для условий эксперимента все кривые максимальной производительности имеют экстремум, обозначенный стрелками на рис.1. Оптимальные глубины резания на черновых проходах при заданных исходных данных составляют: для Стали 30ХГТ 1,5мм, Стали 30 – 2,5мм, Чугуна СЧ20 – 7мм.

Модуль оптимизации предусматривает

предварительный расчет по встроенной процедуре определения оптимального режима резания на черновых проходах в зависимости от введенных исходных данных. Процедура в автоматическом цикле находит максимум целевой функции $S_m \cdot H$ и определяет, таким образом, глубину резания. Далее, вычисляется необходимое количество проходов и выполняется формирование траекторий движения инструмента как эквидистант к контуру детали. Для этого используется специальная процедура, предусматривающая построение технологической эквидистанты, с достраиванием траектории движения на углах контура по дуге окружности (рис.2).

Поскольку на первом проходе и далее, в некоторых местах обработки, глубина резания может отличаться от расчетной, при моделировании процесса обработки предусмотрено постоянное обращение к процедуре оптимизации, которая вычисляет оптимальный режим резания для фактической глубины резания. Все расчетные данные (координаты траектории, частота вращения шпинделя и продольная подача) используются для формирования управляющей программы в G-кодах.

Литература: 1. Интеллектуальные возможности современных САМ-систем. Обзор по материалам разработчиков и современных САМ-изданий. CAD/CAM/CAE Observer №4(9), Рига-2002, с.2-7. 2. Ящерицын П.И., Фельдштейн Э.Э., Корниевич М.А. Теория резания: учеб. Минск: Новое знание, 2005.-512с. 3. Петраков Ю.В., Амин Афшар Камбиз Оптимизация токарной обработки. Сб.Вестник Национального технического университета Украины «КПИ», №52, 2008.-

УДК 621.721

ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ ПРОЦЕССОВ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Гусарев В.С., канд. техн. наук (г. Одесса, Украина)

About structure and a principle of a constancy of work in technological processes mechanical engineering.

Первой (необходимой) характеристикой технологического процесса является взаимодействие субъекта (инструмента) и объекта (изделия) действия.

Второй (достаточной) характеристикой является воздействие субъекта на пространственный объект, определяемый объемом в координатах 3D.

В процессе обработки резанием, в настоящее время, наиболее широко используется характеристика, определяемая отношением:

$$K = Q_m / Q,$$

где Q_m – объем металла, который надлежит снять, т.е. припуск; Q – объем металла снимаемый, как физически возможный за единицу движения.

Тогда K будет выражать число необходимых движений для обработки объекта заданного объема. Поскольку движение в технологии интерпретируется числом единиц времени (ЕВ). В свою очередь ЕВ имеет для разных процессов масштаб (сек, мин, час и т.д.).

Технологи выработали объединенную характеристику – скорость его протекания. В размерностях (L^3/T) – называемый интенсивностью съема объема металла [1], (L^2/T) – интенсивность съема в координатах 2D, характерная для операций врезного шлифования и разрезки (отрезки) заготовки [2], (L/T) – для лучевого воздействия многие авторы определяют интенсивность съема в координатах 1D. Последние две характеристики соответствуют технологическим процессам по классификации Л.Н. Кошкина [3], однако для ряда процессов они требуют уточнения.

Известно определение возможности протекания процесса резания (съема ме-

талла припуска с заготовки), при обработке условием при котором напряжение резания σ_p должно быть больше напряжения сопротивления $[\sigma]$, т.е. $\sigma_p \geq [\sigma]$. Напряжения в металле при нагружении определяются отношением силы (F) к поперечному сечению (L^2), т.е. (F/L^2) , соответственно, условное напряжение резания будет иметь эту размерность.

Поскольку действие съема металла определялось (L^3/T) , то интегральная характеристика будет:

$$KI = (L^3/T) \cdot (F/L^2) = (F L)/T.$$

В числителе выражения $(F L)$ – сила на путь, т.е. работа (энергия) процесса, а в знаменателе время (T), то отношение (KI) представит собой затрачиваемую на процесс съема металла мощность ($KI = P$).

Весьма удобно принять в качестве критерия оптимизации величину мощности (P), которая интегрально характеризует процесс. Из этого следует вывод – оптимальным будет считаться процесс, и с ним и оборудование, который имеет наименьшее значение мощности, т.е. $(P \rightarrow \min)$. Этот вывод следует принять осторожно.

Рассмотрим токарную обработку: операция выполняется на станке одиночным резцом (вариант первый). Работа в этом процессе:

$$A_1 = F_1 L_1,$$

где (F) сила резания (H) и (L) длина обработки (м).

Операция выполняется на многолезцовом станке (вариант второй), здесь обработка ведется n -резцами, поэтому общая длина обработки сокращается, а сила возрастает в n -раз.

$$A_2 = (nF_1) \cdot (L_1/n),$$

отсюда следует $A_1 = A_2$. Работа в обоих вариантах равна как и затрачиваемая энергия. В первом случае $A_1 = P_1 T_1$, во втором

$$A_2 = P_2 T_2 \quad \text{или} \quad P_1 T_1 = P_2 T_2,$$

а также

$$(T_1 / T_2) = (P_2 / P_1) = \text{idem}.$$

Из приведенного следует, что в процессах одинаковой гомогенной (однородной) физической структуры работа (энергия) затрачиваемая на эти процессы, при прочих равных условиях, остается постоянной (принцип равенства работы); и как следствие - выигрываем во времени, проигрываем в мощности. В любых технологических процессах механической обработки кинетическая энергия переходит в потенциальную совершает работу по пути (L) при действии силы (F):

$$F = 0.5 (mv^2) / L,$$

где m – масса (кг), V – скорость деформации (м./с), L - путь (м).

Отнесем деформирующую силу к единице поверхности

$$\sigma = (mv^2) / (L \cdot L^2).$$

Если далее обозначить E модуль упругости, то можно записать:

$$L = (\sigma L) / E.$$

Подставив это выражение в предыдущее, получим

$$\sigma = (mv^2)E / (L^3 \sigma).$$

В сравниваемых процессах, согласно принципу постоянства работы (энергии) $(m_1 v_1^2 E_1) / (L_1^3 \sigma_1^2) = (m_2 v_2^2 E_2) / (L_2^3 \sigma_2^2)$.

Далее обозначая $C = m / L^3$, получим

$$(C_1 v_1^2 E_1) / \sigma_1^2 = (C_2 v_2^2 E_2) / \sigma_2^2.$$

Окончательно будем иметь

$$v_1 / v_2 = (\sigma_1 / \sigma_2) * [(C_2 E_2 / C_1 E_1)]^{0.5}.$$

В сравнении конкурирующих процессах материал (припуск) и вид обработки одинаковы, то преобладание одного варианта процесса над другим возможно при изменении скорости его протекания.

Литература: 1. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. – М.: Машиностроение, 1969. 2. Теория подобия и размерностей / Алабушев П.М. и др. – М.: Высшая школа, 1968. - 208 с. 3. Кошкин Л.Н. Роторные и роторно-конвейерные линии. М.: Машиностроение, 1982. – 352 с. 4. Гусарев В.С. О классификации технологических процессов и физических закономерностях / Сборник “Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве”. – Харьков, 2002. – С. 164 -165.

УДК 621.327.54.06

КОНЦЕПЦИЯ СОЗДАНИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ИНТЕГРИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ С РОТОРНЫМ СПОСОБОМ ПРОИЗВОДСТВА ШХЛШ

Клещёв Г. М., канд. техн. наук, (г. Одесса, Украина)

Mathematical model to create the automated integrated systems for farming industry by use the mathematical apparatus, namely: spatial matrixes and rotary system of manufacturing is described in this paper.

ВВЕДЕНИЕ. В связи с нехваткой специалистов по предметной области- создания штампов холодной листовой штамповки (ШХЛШ), сменился спрос рынка к компьютерным системам, посредством которых можно обеспечивать мелко серийное безбумажное, безлюдное и эффективное управление производством. Причём растёт спрос именно на интегрированные системы управления - автоматизация отдельной функции, вроде бухгалтерский учёт, расчёт раскроя листа, сбыт готовой продукции, расчёт заработной платы считается уже пройденным этапом для многих предприятий[1]. Указанное требует новых подходов, как к проектированию, так и к производству изделий.

В тоже время возросла тенденция рынка к мелко серийному производству изделий, которая заставляет многих производителей, обращаться к более гибким методам обработки, позволяющим чаще перестраивать производство, затрачивая на это минимум времени. В связи с этим возникла необходимость в технически гибких механизмах и системах управления, позволяющих повысить производительность при мелкосерийном (единичном) производстве, для которых традиционные методы автоматизации непригодны.

Поэтому, с одной стороны, наблюдается усложнение конструкции и математического аппарата, описывающие эти процессы, а с другой стороны, имеется возможность упрощения этого же аппарата для понимания и доступности.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ. На основании изложенного, предлагается многоуровневая модель управления гибкой многономенклатурной роторной обработкой деталей штампов холодной листовой штамповки. Кинематика роторного механизма состоит из вращающегося загрузочного многоуровневого устройства ($A^1_0 \div A^n_0$), вращающихся транспортных (каруселей) устройств ($A_1 \div A_n$), с обрабатываемыми механизмами М, расположенными по горизонтали по длине участка (цеха) и на N уровнях по вертикали. Отсюда многодольная В-сеть, составленная по эквивалентной модели управления гибкой многономенклатурной системы, является про-

странственной В - сетью.

Настройка и управление такой гибкой многоуровневой и многономенклатурной автоматизированной системой чрезвычайно сложны, но и весьма эффективны, т. к. на относительно небольших по размерам площадях, а стоимость производственных площадей в настоящее время значительно возросла, можно обрабатывать небольшие партии деталей по размерам и большое количество по номенклатуре.

Многодольная В-сеть позволяет управлять и диагностировать любые уровни по горизонтали и по вертикали. Из многодольных В-сетей можно составить как плоскостные по горизонтали и вертикали, так и пространственные системы матриц, например, для учёта количества обрабатываемых деталей в каждой номенклатуре, учёта общего количества деталей, трудоёмкости отработки, станкоёмкости, расчёта энергопотребителей, количества необходимого инструмента, запасных частей спутников и т. п.

По теории профессора Соколова Н. П. о пространственных (объёмных, многомерных) матрицах и порождаемых ими детерминантов высших измерений, некоторая система из n^2 элементов A_{ij} ($i, j = 1, 2, \dots, n$), взятая в числовом поле P и расположенная в точках плоскости с декартовыми прямоугольными координатами i, j называется двумерной (квадратной) матрицей n -го порядка на поле P , а любая система из n^3 элементов $A_{i, j, k}$ ($i, j, k = 1, 2, \dots, n$) поля P , расположенная в точках трёхмерного пространства, определяемых координатами i, j, k , называется трёхмерной (кубической) матрицей n -го порядка над P .

Таким образом, в данном случае применена теория пространственных матриц, по которой любая система из n элементов A_{i_1, i_2, \dots, i_p} ($i_1, i_2, \dots, i_p = 1, 2, \dots, n$) поля P , расположенных в точках p -мерного пространства, определяемых координатами i_1, i_2, \dots, i_p , образует p -мерную матрицу n -го порядка над P :

$$A = (A_{i_1 i_2 \dots i_p}) \quad (i_1, i_2, \dots, i_p = 1, 2, \dots, n) \tag{1}$$

Матрица называется пространственной, если число измерений её p можно предполагать каким угодно числом, большим двух.

Применение в пространственных (объёмных) матрицах многодольных В-сетей даёт возможность упрощать математический аппарат, группируя различные значения узловых величин в пространстве методом сечения этого пространства по соответствующим измерениям, приходя к двумерной (квадратной, прямоугольной) матрице n -го порядка на поле P . А в двумерной матрице $A_{i, j}$, имеющей большую размерность, возникает необходимость в декомпозиции, распараллеливании решения линейных уравнений и приведения, в конечном счёте, к виду блочно-диагональной матрицы с окаймлением, что позволяет решать систему уравнений по частям. Условная блочно -диагональная матрица с окаймлением представлена ниже.

1	?	W_{12}	W_{13}														W_{17}		
2	W_{21}	?		W_{24}														W_{214}	
3	W_{31}		?	W_{34}															W_{315}
4		W_{42}	W_{43}	?															W_{419}
5					?	W_{56}	W_{57}											W_{512}	
6					W_{63}	?		W_{68}											W_{614}
7					W_{72}		?	W_{74}											W_{710}
8						W_{82}	W_{87}	?											W_{818}
9									?	W_{910}	W_{911}		W_{913}						
10										W_{109}	?	W_{102}	W_{104}						
11										W_{119}		?	W_{112}						W_{115}
12											W_{1214}	W_{127}	?						W_{1219}
13	W_{131}					W_{133}			W_{139}						?	W_{1314}	W_{1310}		
14		W_{142}				W_{148}			W_{1410}					W_{1412}	?				W_{1418}
15			W_{153}				W_{157}			W_{1511}				W_{1512}		?			W_{1515}
16				W_{164}			W_{168}				W_{1610}			W_{1614}	W_{1615}		?		

Пользуясь двумерными сечениями, можно записать пространственную матрицу в виде квадратной или прямоугольной таблицы. Двумерные сечения при этом отделяются друг от друга вертикальной или горизонтальной чертой. Так, например, кубическая матрица второго порядка с помощью сечений ориентации (i, j) может быть записана в виде прямоугольника:

$$\left| \begin{array}{cc|cc} A_{111} & A_{112} & A_{211} & A_{212} \\ A_{121} & A_{122} & A_{221} & A_{222} \end{array} \right| \begin{array}{l} \longrightarrow \\ \longrightarrow \\ \downarrow \\ \downarrow \end{array} \begin{array}{l} (i) \\ (k) \\ \\ (j) \end{array}, \quad (2)$$

а матрица (1) при $p=4$ и $n=2$ с помощью сечений ориентации (i, j) - в виде квадрата:

$$\left| \begin{array}{cc|cc} A_{1111} & A_{1112} & A_{1211} & A_{1212} \\ A_{1121} & A_{1122} & A_{1221} & A_{1222} \\ \hline A_{2111} & A_{2121} & A_{2211} & A_{2212} \\ A_{2121} & A_{2122} & A_{2221} & A_{2222} \end{array} \right| \begin{array}{l} \longrightarrow \\ \longrightarrow \\ \downarrow \\ \downarrow \end{array} \begin{array}{l} (i) \\ (i) \\ \\ (j) \quad (j) \end{array}, \quad (3)$$

где строки указывают направление, в котором возрастают соответствующие индексы.

Приведенная информация по теоретическим разработкам с использованием пространственных матриц и их практическое применение в автоматизации производственных процессов полезна создателям сложных систем как при заполнении, закупорки, наклеивании этикеток на сосуды и проверки их на герметичность, так и при выпечки хлебопродуктов и т. п.

Указанные теоретические разработки могут быть применены и в механообрабатывающей сельскохозяйственной промышленности при автоматизации интегрированных производственных процессов. Например, при подготовки производства, а так же при изготовлении изделий, узлов и отдельных деталей. Указанная математическая модель была апробирована в интегрированной системе по проектированию и изготовлению штампов для сельскохозяйственной и автомобильной промышленности.

В качестве примера предлагаются разработки по созданию математических моделей для интеллектуальных интегрированных систем автоматизированного проектирования (ИСАПР) и гибких многономенклатурных автоматизированных систем производства (ГАСП) большой сложности, относящихся к техническим системам массового обслуживания (ТСМО).

Концепция разработок основана на укрупнённой математической модели процессов интегрированного проектирования и изготовления изделий ТСМО:

$$A = S^0 \times P \times U \times R \times Z \rightarrow X, \quad (4)$$

где: A - вектор интегрированной системы проектирования и изготовления изделий; S^0 - вектор пространства входов, содержащий подпространство: гипотез, идей, научно-технических решений, параметров изделий, деталей и их технические требования; P - вектор процессов проектирования; U - вектор процессов управления проектированием и изготовлением изделий; R - вектора процессов изготовления изделий;

Z - вектор связи с внешней средой (изменяющиеся производственные условия); X - вектор пространства выходов соответственно: технической документации, изготавливаемых изделий; x - знак декартового произведения.

В модели используются методы декомпозиции, деления многодольных B - сетей на отдельные фрагменты распараллеливания, а также применяются элементы теории пространственных матриц, основанные на приведении коэффициентов матриц к блочно-диагональному виду с окаймлением. Указанное позволяет весьма сложные не линейные уравнения, содержащие произведение неизвестных или их степени приводить к линейным уравнениям, т. е. к более простым математическим моделям. Этому процессу способствует разработка эквивалентных моделей или расчётных схем с наложением на них ряда ограничений. В этом случае встаёт вопрос о линеаризации соответствующей задачи, т. е. о приближённом представлении её системой линейных уравнений.

Рассмотрим вектор P (см. формулу 4) процесса проектирования (подготовки производства), в частности проектирования штампов холодной листовой штамповки (A_i пш).

Математическая модель с учётом перечисленного будет иметь вид:

$$A_i \text{ пш} = TKS_i \times OAPS_i \times GAB_i \times PV_i \times AD_i \times KMPM_i \times CYP_i \times OAPSP_i \times Z_i \quad (5)$$

где: A_i пш - вектор процесса проектирования штампов совмещённого действия холодной листовой штамповки. TKS_i - вектор входных параметров (линейных и диаметральных размеров, допусков и чистоты обработки деталей и т. п.). $OAPS_i$ - вектор решения геометрических задач проектирования, общих для всех базовых и типовых конструкций и векторы библиотеки модулей имеющих самостоятельные расчётные задачи. GAB_i - векторы расчётов и выбора габаритных типоразмеров пакетов и блоков. PV_i - векторы формирования промежуточных массивов. AD_i - векторы адаптации к изменяющимся производственным условиям. $KMPM_i$ - векторы формирования угловых размеров. CYP_i - векторы определения допусков на посадочные размеры; $OAPSP_i$ - векторы формирования выходных документов печати. Z_i - вектор внешних изменяющихся условий производства. Каждый из векторов состоит из определённого количества параметров, логических и расчётных функций, алгоритмов, ограничений и т. п.

Геометрическая модель общего алгоритма проектирования с параллельно-последовательной структурой значительно (с 3 часов до 15 минут) сокращает время проектирования (расчёты и компоновки) штампов.

Для вектора R - изготовления деталей (см. формулу 1) представлена граф-модель роторного способа производства по академику Кошкину Л.Н. Из граф-модели видно, что A_0, A_1, \dots, A_n механизмы карусельного устройства: соответственно загрузочного (A_0) и обрабатывающего ($A_1 \div A_n$) устройств, а $A_1^1 \div A_n^n$ - обрабатывающее оборудование. Граф-модель в горизонтальной плоскости разделена на многодольную B - сеть ($B_1 \div B_n$) и может использоваться, например, для выделения операций одной детали или при необходимости подсчёта основного и штучно-калькуляционного времени, или для подсчёта количества инструмента и т. п.

Эквивалентная граф-модель роторного способа производства деталей (изделий) исключает вспомогательные системы (транспортные, складские и др.) в виду непрерывности процесса.

Математическая модель указанной граф-модели представлена ниже в виде разряжённой матрицы коэффициентов, приведенной к блочно-диагональному виду с окаймлением.

$$\begin{array}{|c|} \hline x_1^n \\ \hline x_2^n \\ \hline \dots \\ \hline x_n^n \\ \hline \end{array} = \begin{array}{|c|} \hline A_0^1 \\ \hline A_2^n \\ \hline \dots \\ \hline A_0^n \\ \hline \end{array} + \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline A_1^1 & A_1^2 & \dots & A_1^n \\ \hline A_2^1 & A_2^2 & \dots & A_2^n \\ \hline \dots & \dots & \dots & \dots \\ \hline A_n^1 & A_n^2 & \dots & A_n^n \\ \hline \end{array} + \begin{array}{|c|} \hline A^1_{01} \\ \hline A^1_{02} \\ \hline \dots \\ \hline A^n_{0n} \\ \hline \end{array}, \quad (6)$$

где $x_1^n \div x_n^n$ —векторы выходной информации (в данном случае сведения об изготовленных деталях и их параметры); $A_0^1 \div A_0^n$ —векторы входной информации об изготавливаемых деталях (заготовках); $A_1^1 \div A_n^n$ —векторы информации об оборудовании, диагностика о текущем состоянии детали в процессе обработки и т.п

ВЫВОДЫ. Создание теоретических основ в области автоматизации в виде эквивалентных и математических моделей процессов подготовки производства и изготовления изделий значительно сокращает время трудоёмких процессов, упрощает сложность технических систем массового обслуживания, делает их доступными и обозримыми в реальном масштабе времени. Так, фрагменты описываемой математической модели были реализованы при создании интегрированной (комплексной) системы по проектированию и изготовлению штампов совмещённого действия в отрасли тракторного и сельскохозяйственного машиностроения (в дальнейшем и автомобилестроения). Интегрированная система и её подсистемы были не только внедрены на десятках предприятий, но и при помощи их спроектированы и изготовлены в металле более 1000 штампов. Фрагменты описываемой математической модели эффективно использовались в станкоинструментальной отрасли при проектировании многоручьевых, многономенклатурных автоматических линий.

Указанная информация по теоретическим разработкам в автоматизации производственных процессов полезна создателям интегрированных систем и систем массового обслуживания.

Литература: 1. Ядыкин И. В. и др. Адаптивное управление непрерывными технологическими процессами. – М.: Энергоатомиздат, 1985 2. Моргун Б.А., Клещев Г.М., Тихенко В.Н. Интегрированные системы подготовки производства и гибкого многономенклатурного изготовления изделий. Международная научно- методическая конференция “Автоматизация проектирования и производства изделий в машиностроении” Суммы, 1995. 3. Клещев Г. М. Адаптивная система автоматизированного проектирования штампов.-М.: Экспресс- информация. Технология тракторного и сельскохозяйственного машиностроения, 1982. 4. Gennadiy Kleshchev. Integrated industrial information complex of economic systems control for farming industry. Сб. трудов международной научно- технической конференции. MOTROL’2006, том 8А, Люблин, 2006, с 158- 167. 5. Клещев Г.М. Роль стандартизации в подготовке производства штампов последовательного действия холодной листовой штамповки в сельхозпроизводстве //Аграрний вісник Причорномор’я: Зб.Наук. Праць. Випуск 40.-Одеса, 2007.-С. 136-143.

УДК 681.518.001.33.008:629.11

ВЛИЯНИЕ ОБОРУДОВАНИЯ НА ТОЧНОСТЬ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ШТАМПОВ

Клещев Г.М., канд. техн. наук, профессор, Волянський С.В., Любимов А.Я.,
Богун В.Д. (г. Одесса, Украина)

Examine model management flexible automation system production stamp and influence equipment on exactness production detail.

ВВЕДЕНИЕ. В последнее время растёт спрос на интегрированные системы управления - автоматизация отдельной функции, вроде бухгалтерский учёт, раскрытия листа или сбыт готовой продукции, считается уже пройденным этапом для многих предприятий [1]. Поэтому, представленная и описанная в статье [3], модель информационного интегрированного промышленного комплекса (ИИПК), является своевременным и необходимым в настоящее время. В тоже время стандартизация, унификация и сам процесс организации изготовления штамповой оснастки, существенно влияет на сроки производства и себестоимость сельскохозяйственной продукции.

Уменьшение сроков производства, себестоимости, а также материальных, трудовых и энергетических затрат на изготовление штампов, по сравнению с другими видами металлообработки, определяют прогрессивность и широкое применение процессов холодной листовой штамповки как на Украине, так и в ближнем и дальнем зарубежье.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ. Штампы холодной листовой штамповки, не-

смотря на то, что они относятся к особо сложной продукции, являются наиболее стандартизованными [2, 4]. В связи с этим, к ним при проектировании и изготовлении необходимо применять современные математические методы и средства вычислительной техники.

Штампы состоят из блоков и пакетов. На заводе-изготовителе штампов при формировании «Портфеля» заказов одновременно учитывают и типоразмеры блоков. Тип блока с задним, диагональным, тремя

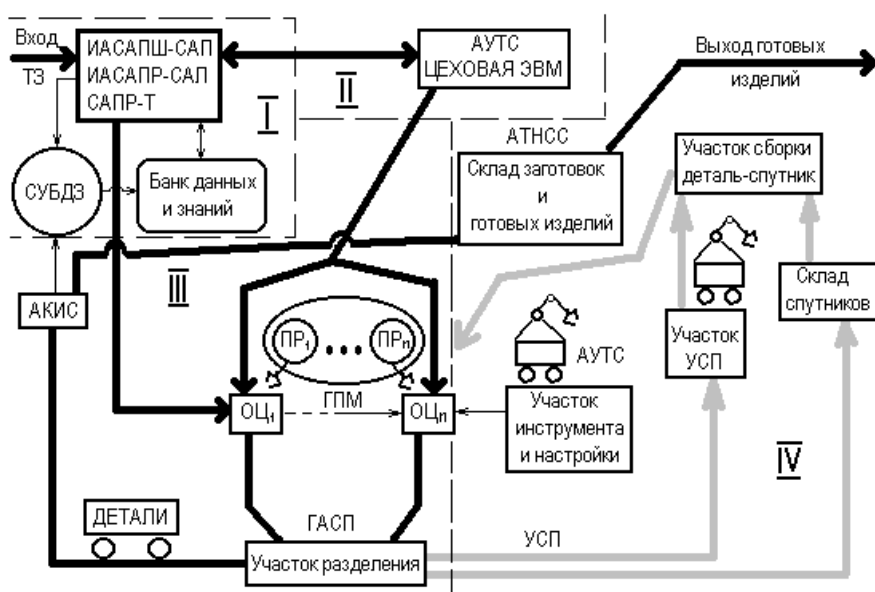


Рис. Модель управления ГАСП по изготовлению деталей штампов.

или четырьмя колонками, в основном, определяют по толщине материала и размеру штампуемой детали (т. е. усилию вырубки). Типоразмер пакета определяют по габаритам штампуемой детали. Отсюда формируется и количество штампуемых деталей в партии: чем больше штампуемых деталей в партии, тем большее количество блоков будет изготавливаться одного размера. Таким образом, увеличивается и количество одинаковых изготавливаемых деталей в партии для пакетов, что, в свою очередь, экономит подготовительно-заключительное время на изготовление деталей самого штампа за счёт минимального количества переналадок (подготовительно-заключительное время может составлять от 80 – 90% от изготовления самой детали). На рисунке представленном ниже показана модель управления гибкой автоматизированной системой производства (ГАСП), состоящей из множества ГПМ (гибких производственных модулей) по изготовлению деталей штампов по информации поступающей из интегрированных систем подготовки производства: ИАСАПШ-САП или САПР-Т или ИСАПР-САЛ.

На вход блока I поступает информация от автоматизированных систем по

подготовки производства в данном случае штамповой оснастки. В участке управления II исходная информация обрабатывается цеховой ЭВМ и поступает в механический участок для управления процессом обработки на ОЦ (обрабатывающих центрах), управления ПР (промышленными роботами), автоматизированными линиями, промежуточными складами.

Автоматизированная транспортно- накопительная складская система (АТНСС)-участок IV является участком вспомогательного характера. Он состоит из: автоматического склада заготовок и готовых изделий, вспомогательных материалов, порожней тары, хранения инструментов и приспособлений, сменных захватов для промышленных роботов, временного хранения отходов производства, бракованных деталей; участка инструмента и настройки его; участка УСП (универсальных сборных приспособлений); склада спутников; участка сборки деталь- спутник.

После обработки деталь в месте с спутником поступает в участок разделения где и происходит их разъединение: спутник возвращается в участок спутников, а готовая деталь поступает в участок АКИС (автоматизированной контрольно- измерительной системы). Далее готовая и проверенная деталь поступает на склад готовой продукции, а далее в сборочный цех (участок). При изготовлении деталей штампов большое значение приобретает точность, а отсюда и качество их изготовления. В связи с указанным необходимо учитывать погрешности ГПМ и их управляющих устройств.

В качестве примера рассмотрим следящий привод подач, который преобразует информацию, поступающую от устройств управления, в узел перемещения механизма и выполняет функцию преобразования электрической энергии в механическую. Микропроцессорные системы ЧПУ имеют существенно более высокое быстродействие по сравнению с электромеханической системой привода. Поэтому управление ЧПУ позволяет, практически безынерционно, сформировать сигналы управления движения формообразующих и вспомогательных механизмов ГПМ. В этих условиях динамические и статические показатели привода имеют решающее значение для обеспечения производительности и точности движения отдельных агрегатов ГПС и системы в целом.

Стремление к снижению погрешностей, потерь мощности и нагрева, увеличение надёжности, качества и упрощение обслуживания привело к замене гидравлических приводов подач электрическими. Это привело в дальнейшем к замене коллектора со щётками на вентильные двигатели и привода с синхронными и асинхронными двигателями. Рассмотрим привод подач управляемый по детерминированной программе, задающей входные сигналы в функции времен по каждой координате. Это позволяет определить и компенсировать систематические ошибки. Представим в общем виде систематические ошибки стационарного режима следящих приводов и их величины для типовых входных воздействий, пользуясь методом коэффициентов ошибок.

Систематическая погрешность ε является разностью математических ожиданий выходных m_{ε} и входных m_n переменных систем. При некоррелированных входных воздействиях по координатам получим при трёхкоординатной обработке

$$\varepsilon_x = m_{x\varepsilon} - m_{xn}; \varepsilon_y = m_{y\varepsilon} - m_{yn}; \varepsilon_z = m_{z\varepsilon} - m_{zn}; \quad (1)$$

В линейной системе с выходными сигналами, представляющими собой полином не выше n -й степени относительно времени, формула (1) примет вид

$$\varepsilon_x(t) = \sum_{r=0}^n C_{rx} m'_{xn}(t), \quad (2)$$

где $\varepsilon_x(t)$ – текущее значение систематической ошибки на координате X; аналогичное выражение получим для координаты Y и Z; m'_{xH} – производная степень r ($r=0,1,2,\dots$) от математического ожидания входной переменной m_{xH} ; C_{rx} – коэффициент ошибки по координате X для производной степени r

$$C_{rx} = 1/r!W'(0) - vr, \quad (3)$$

где $W'(0)$ – производная от передаточной функции линеаризованных уравнений системы для $j\omega = 0$; vr – коэффициент линейного дифференциального оператора.

По формуле (3) при $r=0$ получим значение коэффициента ошибки перемещения, а при $r=1$ и $r=2$ – соответственно значения коэффициентов ошибки по скорости и ускорению. Для следящей системы выражение (3) получает вид (при $v_0=1, v_1=v_2=\dots=0$):

$$C_0 = W(0) - 1; C_r = 1/r!W'(0), r = 1, 2, \dots$$

Практическое значение для следящих систем привода подач, применяемых в станках, имеют первые три производные. В наиболее распространённом случае систем, обладающих астатизмом первого порядка, передаточная функция в начале координат $W(0)=1$. При этом первые три составляющие ошибки соответственно будут равны:

$$C_0 = W(0); C_1 = W'(0); C_2 = 0,5W''(0).$$

Погрешность рассогласования

$$\varepsilon_x(t) = C_1 m'_{xH}(t) + C_2 m''_{xH}(t). \quad (4)$$

Из формул (2) и (3) следует, что система привода подач обрабатывает входные сигналы без установившегося рассогласования только в том случае, если $C_1 = C_2 = 0$. Формула (4) применима только для входных сигналов, представляющих собой полиномы относительно времени. При гармонических воздействиях входной сигнал целесообразнее представить в виде тригонометрического полинома:

$$m_{xH}(t) = a_0 + \sum_{r=1}^n (a_r \cos \omega r t + b_r \sin \omega r t),$$

где a_r, b_r – амплитудные значения r -й гармоники входного сигнала.

Установившееся значение математического ожидания

$$m_{xH}(t) = W(0)C_0 + \sum_{r=1}^n [W(j\omega r)] \{a_r \cos[\omega r t + \arg W(j\omega r)] + b_r \sin[\omega r t + \arg W(j\omega r)]\}, \quad (5)$$

где $W(j\omega r); \arg W(j\omega r)$ – амплитудная и фазовая частотные характеристики системы; $[W(j\omega r)]$ – модуль частотной характеристики системы.

При $W(0)=1$ установившееся значение систематической ошибки

$$\varepsilon_x(t) = \sum_{r=1}^n [W(j\omega r)] \{a_r \cos[\omega r t + \arg W(j\omega r)] + b_r \sin[\omega r t + \arg W(j\omega r)]\} - \sum_{r=1}^n (a_r \cos \omega r t + b_r \sin \omega r t). \quad (6)$$

Контур большинства машиностроительных деталей, обрабатываемых на металлорежущих станках, образуется из дуг, окружностей и прямых. Полученные выражения позволяют определить систематические ошибки стационарных режимов при движении по этим видам траекторий. Иногда более сложную траекторию можно представить суммой синусов с амплитудами, меняющимися по показательному закону. Выходная функция для этого случая

$$m_{xH}(t) = a_0 e^{\mu_0 t} + \sum_{r=1}^n e^{\mu_r t} (a_r \cos \omega_r t + b_r \sin \omega_r t).$$

На основании принципа суперпозиции установившееся значение математического ожидания выходной переменной системы

$$m_{xв}(t) = W(\mu_0) a_0 e^{\mu_0 t} + \sum_{r=1}^n [W(\mu_r + j\omega_r)] e^{\mu_r t} \{a_r \cos[\omega_r t + \arg W(\mu_r + j\omega_r)] + b_r \sin[\omega_r t + \arg W(\mu_r + j\omega_r)]\}, \quad (7)$$

Формула (5) является частным случаем формулы (7) и соответствует значению $\mu_r = 0$. На основании полученных выражений можно рассмотреть систематические ошибки, обусловленные следящим приводом при типовых входных воздействиях при: движении по прямой с постоянной скоростью, движении по прямой с постоянным ускорением, движение по окружности с постоянной результирующей скоростью. Аналогично можно рассмотреть погрешности, образующиеся при работе главного привода.

Таким образом, для определения влияния погрешности (шумов) в системе чертёж- деталь, создаваемых приводами, во многих случаях можно ограничиться определением спектральной плотности шумов на резонансной частоте привода и его эффективной полосы пропускания.

ВЫВОДЫ. Использование архитектуры интегрированной АСАПШ – САП (как входной информации) при изготовлении стандартизованных конструкций штампов вырубных, совмещённого, последовательного действия позволило внедрить изготовленные в металле сотни штампов на предприятиях Украины и стран СНГ в сельхозпроизводстве, в автомобильной промышленности и других отраслях. Получен значительный экономический эффект со сроками внедрения от 1,5 года до 0,6 лет.

Кроме указанного в течении ряда лет разработки по интегрированному проектированию и изготовлению в металле штамповой оснастки приводятся, в виде примеров, в учебных программах ряда ВУЗов.

Литература: 1. Гривачевский А.Г., Прохваткин Н.В. Моделирование и автоматизация конструирования штампов. Минск, Наука и техника, 1986. 2. Клещев Г.М. Адаптивная система автоматизированного проектирования штампов. Серия 6. “Технология Тракторного и сельскохозяйственного машиностроения”. Экспресс- информация.- М.: 1982. 3. Gennadiy Kleshchev. Integrated industrial information complex of economic systems control for farming industry. Сб. трудов международной научно- технической конференции. MOTROL’2006, том 8А, Люблин, 2006, с 158- 167. 4. Клещев Г.М. Роль стандартизации в подготовке производства штампов последовательного действия холодной листовой штамповки в сельхозпроизводстве //Аграрній вісник Причорномор’я: Зб. Наук. Праць. Випуск 40.- Одеса, 2007.- С. 136-143. 5. Клещев Г. Руководящая роль экономических систем в информационном интегрированном промышленном комплексе сельхозпроизводства. – Миколаїв. Матеріали 3 Міжнародної науково – практичної конференції «Перспективна техніка і технології - 2007», 11- 13 вересня 2007.

УДК 621.923

ТЕОРИЯ ОБРАЗОВАНИЯ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

Новиков Г.В., канд. техн. наук (г. Харьков, Украина)

Researches of elastic movings are lead at machining and their communication with accuracy and productivity of processing is established.

Наличие упругих перемещений при механической обработке кардинальным образом изменяет физическую сущность процесса и приводит к снижению произво-

льности и точности обработки. По сути, вся история развития теории и практики финишной механической обработки связана с решением проблемы управления упругими перемещениями для обеспечения высоких показателей точности и производительности обработки. Сложность решения проблемы состоит в том, что необходимо соединить механику деформирования элементов технологической системы с механикой процесса резания абразивными и лезвийными инструментами и на этой основе провести оптимизационные расчеты для разработки оптимальных схем и условий обработки. В настоящее время проблема в полной мере не решена, так как отсутствуют общие математические решения. Имеющиеся частные решения получены в большинстве случаев опытным путем, а также с использованием эмпирических зависимостей. В этом плане представляет интерес теоретический подход к решению задач точности и производительности в технологии машиностроения, учитывающий упругие перемещения в технологической системе, разработанный в работах [1, 2, 3]. Суть подхода сводится к тому, что при наличии упругих перемещений существует неустановившийся (переходной) процесс обработки, который по длительности соизмерим с продолжительностью обработки конкретной детали на станке. Поэтому предложены пути «ухода» от переходного процесса, а также пути его рационального использования для повышения производительности и точности обработки. Используя основные положения данного подхода, в настоящей работе решаются задачи обоснования и выбора наиболее эффективных способов финишной механической обработки высокоточных поверхностей.

При решении задач с определенными допущениями будем рассматривать упругие перемещения лишь в радиальном направлении y . Уравнение равновесия от действия двух сил: радиальной составляющей силы резания P_y и упруго восстанавливающей силы $c \cdot y$, имеет вид:

$$c \cdot y = P_y, \quad (1)$$

где $P_y = \frac{P_z}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot b \cdot (a - y)}{K_{рез}}$; P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; σ – условное напряжение резания, Н/м²; $K_{рез} = P_z / P_y$ – коэффициент резания; S – площадь поперечного сечения среза, м²; a, b – соответственно толщина и ширина среза, м; c – приведенная жесткость технологической системы, Н/м.

Преобразуем уравнение (1) и разрешим его относительно величины y :

$$y = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot b}\right)} = \frac{a}{(1 + A)}. \quad (2)$$

Из зависимости (2) следует линейная связь между упругим перемещением y и толщиной среза a . Коэффициент $1/(1 + A)$, по сути, является передаточной функцией между параметрами y и a . По абсолютной величине он всегда меньше единицы, т.е. выполняется условие $y < a$. Уменьшить y можно увеличением параметра A за счет увеличения жесткости технологической системы c , соотношения $K_{рез} / \sigma$ и уменьшения ширины среза b . Однако уменьшение b связано с уменьшением производительности обработки, что не эффективно. Увеличение параметра c также ограничено. Следовательно, основным условием уменьшения упругого пере-

мещения y (повышения точности обработки) является увеличение соотношения $K_{рез}/\sigma$, которое зависит от режущей способности инструмента. Чем острее инструмент и меньше его трение с обрабатываемым материалом, тем больше соотношение $K_{рез}/\sigma$ и эффективнее процесс обработки. Однако, таким путем полностью исключить упругие перемещения (т.е. выполнить условие $y = 0$), нельзя.

Исходя из уравнения (1), полностью исключить упругие перемещения ($y = 0$) при резании можно, если уравновесить силу P_y дополнительной силой $P'_y = P_y$. Тогда уравнение (1) примет вид: $c \cdot y = P_y - P'_y$, откуда $y = 0$.

Вместе с тем, реализовать данное условие на практике достаточно сложно.

Из уравнения (1) определим фактическую производительность обработки:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot y \quad (3)$$

Если приложить к детали дополнительную силу, равную $\sigma \cdot v \cdot y / K_{рез}$ и направленную в сторону действия радиальной составляющей силы резания P_y , то уравнение (3) выразится:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot y + \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot y \quad \text{или} \quad c \cdot y = \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot a \quad (4)$$

В этом случае фактическая толщина среза равна номинальной толщине среза a , соответственно фактическая и номинальная производительности обработки равны. Если приложить к детали дополнительную силу $\sigma \cdot v \cdot y_0 / K_{рез}$ (где y_0 отличается от значения y), то уравнение (3) примет вид:

$$c \cdot y = \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot a - \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot y + \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot y_0 \quad \text{или} \quad c \cdot y = \frac{\sigma \cdot v}{K_{рез}} \cdot (a - y + y_0) \quad (5)$$

При условии $y = y_0$ приходим к прежнему решению, вытекающему из уравнения (4). При условии $y_0 > y$ фактическая толщина среза, равная $(a - y + y_0)$, будет больше номинальной толщины среза a . При условии $y_0 < y$, наоборот, фактическая толщина среза меньше номинальной толщины среза a . Однако, в этом случае фактическая толщина среза больше, чем в случае $y_0 = 0$. Таким образом, создавая в технологической системе в начальный момент обработки натяг, можно существенно повысить производительность обработки. На практике данное условие реализовано, например, в круглошлифовальных станках, за счет создания ускоренного врезания круга в обрабатываемую деталь с целью создания начального натяга в технологической системе.

Упругое перемещение y , исходя из зависимости (5), выразится:

$$y = \frac{(a + y_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot v}\right)} \quad (6)$$

Величина y тем больше, чем больше y_0 . Как видим, увеличение производительности обработки (за счет увеличения y_0) сопровождается увеличением величины y (ухудшением точности обработки). Следовательно, полученное решение (5)

направлено на повышение производительности обработки и может быть использовано на операциях предварительной обработки, когда не требуется обеспечение высокой точности. На финишных операциях, где формируется точность, необходимо использовать другие технические решения. Для их обоснования предположим, что в начальный момент обработки в технологической системе в радиальном направлении создан натяг, равный по величине снимаемому припуску Π , и обработка производится без радиальной подачи (реализуется процесс выхаживания).

Преобразуем уравнение (1) к виду:

$$c \cdot (\Pi - \Delta) = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q}{V_{рез}}, \quad (7)$$

где $Q = S \cdot V_{рез}$ - производительность обработки, м³; $V_{рез}$ - скорость резания, м/с; Δ - линейный сьем материала, м.

При радиальном точении цилиндрической детали с учетом средней производительности обработки Q величина Δ выразится:

$$\Delta = \frac{V_{объем}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} = \frac{Q \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v}, \quad (8)$$

где $V_{объем}$ - объем снятого материала за время τ ; $D_{дет}$ - диаметр детали, м.

Разрешая уравнение (7) с учетом зависимости (8) относительно Q , получим:

$$Q = \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}} \right)}. \quad (9)$$

С течением времени обработки τ производительность обработки Q непрерывно уменьшается. Наибольшее влияние на Q оказывает величина снимаемого припуска Π . Увеличить Q можно также уменьшением соотношения $\sigma / K_{рез}$ и увеличением параметров c , v , $V_{рез}$, $D_{дет}$.

Определим из уравнения (7) с учетом зависимости (9) величину упругого перемещения $y = \Pi - \Delta$:

$$y = \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}} \cdot \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}} \right)} = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{\tau \cdot c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot v \cdot \sigma} \right)}. \quad (10)$$

Аналогично производительности обработки Q , величина упругого перемещения y с течением времени обработки τ уменьшается, что соответствует повышению точности обработки, рис. 1. Чем больше снимаемый припуск, тем продолжительнее

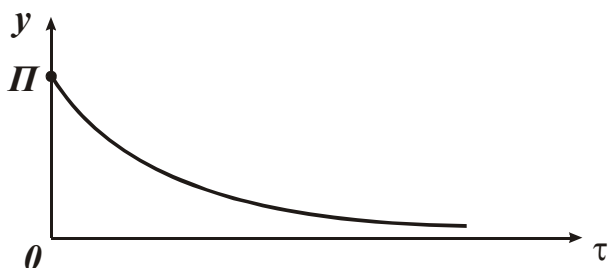


Рис. 1. Зависимость y от τ .

процесс достижения заданной точности обработки (величины y). Уменьшить y , исходя из зависимости (10), можно увеличением параметров c , $V_{рез}$, соотношения $K_{рез} / \sigma$ и уменьшением v .

Полученное решение согласуется с аналогичными решениями [1, 2, 3], в кото-

рых уравнения типа (7) решаются с учетом дифференцирования: $Q = \frac{dV_{объем}}{d\tau}$. В результате приходим к дифференциальному уравнению первого порядка. В данном случае решение получено на основе приближенной зависимости $Q = V_{объем} / \tau$, что, несомненно, упрощает решение уравнения, не изменяя его физической сути. В полученные зависимости входит важнейший показатель процесса резания $\sigma / K_{рез}$, от которого во многом зависит уровень значений Q и y . Данный показатель определяет физику процесса резания. Он зависит от геометрии режущей части инструмента, интенсивности трения инструмента с обрабатываемым инструментом (включая трение обрабатываемого материала со связкой алмазно-абразивного инструмента), степени затупления режущей кромки инструмента и т.д. Поэтому, для выработки окончательных решений необходимо знать функциональные связи соотношения $\sigma / K_{рез}$ с указанными выше параметрами.

Зависимости (9) и (10) могут быть использованы для анализа процесса шлифования. В этом случае параметр $V_{рез}$ необходимо рассматривать как скорость шлифовального круга $V_{кр}$, а параметр $v = B$, как ширину шлифования.

Таким образом, получены общие зависимости, позволяющие научно-обоснованно подойти к анализу и управлению упругими перемещениями при механической обработке ответственных деталей. Для более полного представления о возможностях управления величиной y в процессе резания важно располагать решением об изменении величины y с течением времени обработки. Рассмотрим процесс резания по жесткой схеме. Предположим, что в процессе резания обрабатываемый прямолинейный образец движется с фиксированной скоростью V_0 (равной скорости непрерывной поперечной подачи) по нормали к режущему инструменту. Вследствие возникновения упругого перемещения y в технологической системе, скорость движения образца уменьшится до величины V_ϕ . Уравнение баланса перемещений в технологической системе в упрощенном виде опишется:

$$V_0 \cdot \tau = V_\phi \cdot \tau + y. \quad (11)$$

Представим: $V_\phi = Q_\phi / F$ (где Q_ϕ - фактическая производительность обработки, м³/с; F - площадь поперечного сечения обрабатываемого образца, м²). Величину упругого перемещения y выразим зависимостью:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot Q_\phi}{c \cdot K_{рез} \cdot V}, \quad (12)$$

где $S = Q_\phi / V$ - площадь поперечного сечения среза, м²; V - скорость резания (при шлифовании $V = V_{кр}$ - скорость шлифовального круга), м/с.

С учетом $V_0 = Q_0 / F$ (где Q_0 - номинальная производительность обработки) разрешим уравнение (11) относительно величины Q_ϕ :

$$Q_\phi = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}\right)}. \quad (13)$$

Как видно, при резании по жесткой схеме фактическая производительность обработки Q_ϕ , во-первых, меньше номинальной производительности обработки Q_0 , во-вторых, увеличивается с течением времени обработки τ , асимптотически приближаясь к значению Q_0 , рис. 2. Произведение $V \cdot \tau$ в знаменателе зависимости (13) определяет длину пути резания L . При резании однолезвийным инструментом (например, при точении цилиндрической заготовки) величина L зависит от скорости вращения обрабатываемой заготовки (скорости резания), а при резании многолезвийным инструментом (фрезой, шлифовальным кругом и т.д.) - от скорости вращения инструмента. С учетом сказанного, зависимость (13) примет вид:

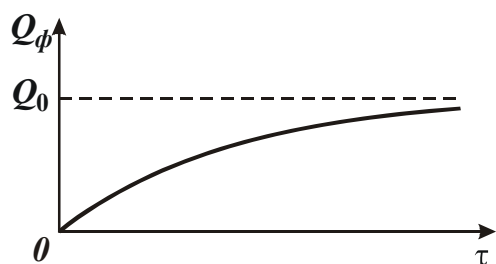


Рис. 2. Зависимость фактической производительности обработки Q_ϕ от τ .

$$Q_\phi = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot L}\right)}. \quad (14)$$

Кроме величины L , в знаменатель зависимости (14) входят соотношения $K_{рез}/\sigma$ и c/F . С их увеличением фактическая производительность обработки Q_ϕ увеличивается. Соотношение c/F определяет жесткость технологической системы, приходящейся на единицу площади поперечного сечения обрабатываемого образца. Величина y при этом описывается зависимостью (12) с учетом зависимости (14):

$$y = \frac{Q_0}{\left(\frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma} + \frac{F}{\tau}\right)}. \quad (15)$$

Исходя из зависимости (15), величина y изменяется по закону изменения фактической производительности обработки Q_ϕ (рис. 2), т.е. с течением времени обработки величина y увеличивается, асимптотически приближаясь к своему номинальному значению (рис. 3):

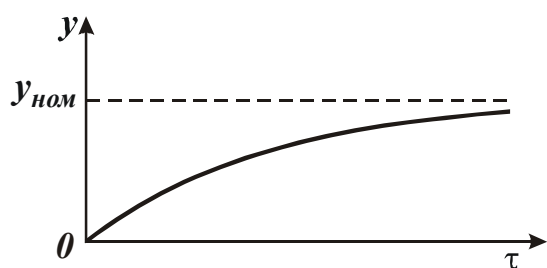


Рис. 3. Зависимость величины y от τ .

$$y_{ном} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{рез} \cdot V}. \quad (16)$$

Уменьшить $y_{ном}$ можно увеличением соотношения $K_{рез}/\sigma$, жесткости технологической системы c и уменьшением площади поперечного сечения среза $S = Q_0/V$ (при шлифовании – площади поперечного сечения среза всеми одновременно работающими режущими зёрнами шлифовального круга).

С учетом зависимости (16) зависимость (15) примет вид:

$$y = \frac{y_{ном}}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}\right)}. \quad (17)$$

Приведенные расчетные зависимости справедливы при непрерывной поперечной подаче. При дискретной поперечной подаче время обработки τ необходимо представить в виде: $\tau = n \cdot \tau_0$, где n - число дискретных подач (количество проходов инструмента); τ_0 - длительность одной дискретной подачи (прохода), с. По сути, решение остается прежним.

Как известно, для того чтобы уменьшить величину упругого перемещения y и повысить фактическую производительность обработки Q_ϕ , необходимо в технологической системе перед началом обработки создать натяг. Оценим эффективность данного решения, для чего учтем начальный натяг y_0 , представив уравнение баланса перемещений (11) в виде:

$$y_0 + V_0 \cdot \tau = V_\phi \cdot \tau + y. \quad (18)$$

Физически это означает, что в начальный момент обработки ($\tau=0$) образец имеет не нулевое, а вполне конкретное перемещение $y_0 > 0$. При резании без поперечной подачи ($V_0 = 0$), при выхаживании, уравнение (18) упростится и примет вид:

$$y_0 = V_\phi \cdot \tau + y. \quad (19)$$

Таким образом, пришли к весьма простым уравнениям (18) и (19), используя которые можно проанализировать поведение технологической системы для различных случаев обработки. После соответствующих преобразований из уравнения (18) определяется фактическая производительность обработки Q_ϕ :

$$Q_\phi = \frac{\left(Q_0 + y_0 \cdot \frac{F}{\tau} \right)}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau} \right)}. \quad (20)$$

В отличие от аналогичной зависимости (13), зависимость (20) имеет более сложный вид. Характер изменения фактической производительности обработки Q_ϕ во времени τ зависит от интенсивностей изменения числителя и знаменателя зависимости (20) во времени τ . Если преобладает интенсивность изменения знаменателя, то фактическая производительность обработки Q_ϕ с течением времени будет увеличиваться. Если же преобладает интенсивность изменения числителя, то наоборот, фактическая производительность обработки будет уменьшаться. При равенстве интенсивностей изменения числителя и знаменателя, фактическая производительность обработки Q_ϕ будет постоянна во времени. Это возможно, если в преобразованной зависимости (20)

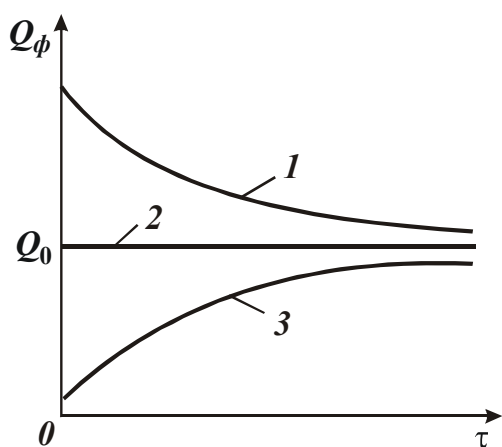


Рис. 4. Зависимость фактической производительности обработки Q_ϕ от τ : 1 - $y_0 > y_{ном}$; 2 - $y_0 = y_{ном}$; 3 - $y_0 < y_{ном}$.

$$Q_\phi = Q_0 \cdot \frac{\left(1 + \frac{y_0 \cdot F}{Q_0 \cdot \tau} \right)}{\left(1 + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau} \right)} \quad (21)$$

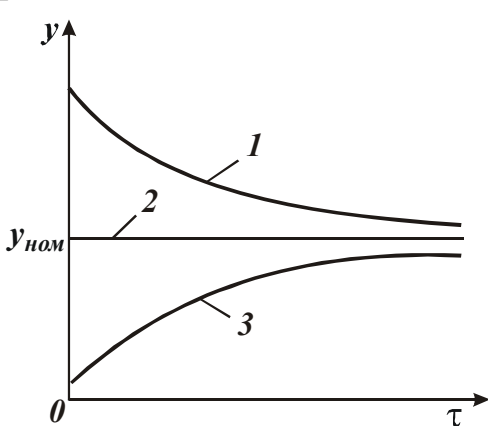
выполняется условие:

$$y_0 = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{рез} \cdot V}. \quad (22)$$

Как видно, зависимости (22) и (16) идентичны. Следовательно, для того чтобы фактическая производительность обработки Q_ϕ была равна номинальной производительности обработки Q_0 на протяжении всего времени обработки τ , необходимо в технологической системе создать начальный натяг y_0 , равный номинальному значению величины упругого перемещения $y_{ном}$. Очевидно, при $y_0 > y_{ном}$, исходя из зависимости (21), $Q_\phi > Q_0$. При $y_0 < y_{ном}$, наоборот, $Q_\phi < Q_0$, рис. 4.

При условии $y_0 > y_{ном}$ фактическая производительность обработки Q_ϕ уменьшается с течением времени обработки, асимптотически приближаясь к значению номинальной производительности обработки Q_0 . При условии $y_0 < y_{ном}$, наоборот, увеличивается, также асимптотически приближаясь к значению Q_0 . Причем, при условии $y_0 < y_{ном}$ в начальный момент обработки $Q_\phi > 0$, тогда как в случае $y_0 = 0$ (рис. 2) справедливо $Q_\phi = 0$.

Определим величину упругого перемещения y , исходя из общего решения, представленного зависимостью (20) с учетом зависимости (12):



$$y = y_0 \cdot \frac{\left(1 + \frac{Q_0 \cdot \tau}{y_0 \cdot F}\right)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (23)$$

Величина упругого перемещения y , согласно зависимости (12), изменяется по закону фактической производительности обработки Q_ϕ , т.е. графики изменения Q_ϕ (рис. 4) и y (рис. 5) имеют один вид.

Рис. 5. Зависимость величины y от τ : 1 - $y_0 > y_{ном}$; 2 - $y_0 = y_{ном}$; 3 - $y_0 < y_{ном}$.

Как следует из зависимости (23), основным путем уменьшения величины y является исключение второго слагаемого, входящего в числитель зависимости, т.к. с увеличением времени обработки τ оно увеличивается. Реализовать это условие можно при $Q_0 = 0$, т.е. используя цикл обработки, включающий лишь этап выхаживания.

Из уравнения (18) не сложно определить оптимальный цикл обработки, реализующий максимально возможную производительность обработки с учетом ограничения по величине y (по точности обработки). Для этого в уравнении (18) выразим: $V_\phi = (y_0 - y) / \tau$, тогда $V_0 \cdot \tau = 0$. Данное условие выполняется при $V_0 = 0$. Следовательно, оптимальный цикл обработки включает лишь этап выхаживания (рис. 6), что согласуется с выводом, приведенным выше. Вторым по эффективности следует рассматривать цикл обработки, включающий этап резания по жесткой схеме с предварительным натягом y_0 в технологической системе, определяемым по зависимости

(22), и этап выхаживания, рис. 7. Данное решение соответствует аналогичным решениям, которые приведены в работах [1, 2, 3] и получены другими методами. Достоинство данного решения состоит в том, что оно получено на основе использования простых алгебраических уравнений, не требующих применения сложного дифференциального и интегрального исчисления.

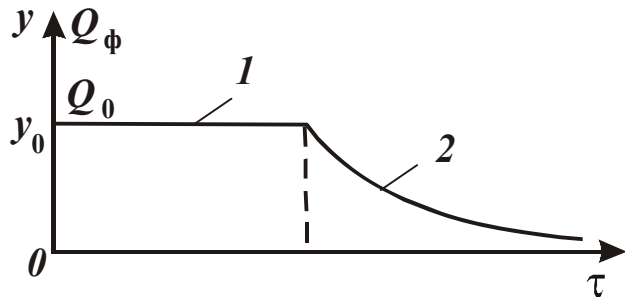
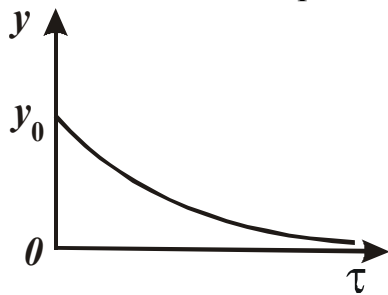


Рис. 6. Зависимость величины y от τ для случая $Q_0 = 0$ ($V_0 = 0$).

Рис. 7. Зависимость y и Q_ϕ от τ .

Проведем анализ процесса выхаживания (реализуемый при $Q_0 = 0$), преобразуя зависимость (21):

$$Q_\phi = \frac{y_0}{\left(\frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V} + \frac{\tau}{F}\right)} \quad \text{или} \quad Q_\phi = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (24)$$

Сравнивая зависимости (24) и (13), нетрудно видеть, что они отличаются лишь вторым слагаемым в знаменателе. Причем, это слагаемое определяется лишь одной величиной $\alpha = \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma \cdot F}$, которая входит в знаменатель зависимости (13) в степени -1 , а в знаменатель зависимости (24) – в степени $+1$. Следовательно, в первом случае фактическая производительность обработки во времени увеличивается, а во втором случае – уменьшается.

Представим зависимости (24) и (13) в виде:

$$\beta_1 = \frac{Q_\phi}{Q_0} = \frac{1}{(1 + \alpha \cdot \tau)}, \quad \beta_2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\alpha \cdot \tau}\right)}, \quad (25)$$

где β_1 и β_2 – относительные значения фактической производительности обработки.

Графически характер изменения функций β_1 и β_2 от времени обработки τ показан на рис. 8. Предположим, что функции β_1 и β_2 связаны зависимостью $\beta_2 = 1 - \beta_1$. Тогда функция β_2 опишется:

$$\beta_2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\alpha \cdot \tau}\right)}, \quad (26)$$

т.е. приходим к зависимости (25). Следовательно, функции β_1 и β_2 являются противоположными. С физической точки зрения это означает, что процесс резания по жесткой схеме, осуществляемой с непрерывной поперечной подачей и описываемый зависимостью (13) или в относительных величинах зависимостью (25), является противоположным процессу выхаживания, описываемому соответственно зависи-

мостями (24) и (25). При этом должно выполняться условие (22). По длительности оба рассматриваемых процесса одинаковы, т.е. время, затрачиваемое на создание соответствующего натяга в технологической системе, равно времени на его устранение в процессе выхаживания, рис. 9. Поскольку оба процесса математически взаимосвязаны, располагая данными об одном из них, можно расчетным путем установить характеристики второго процесса.

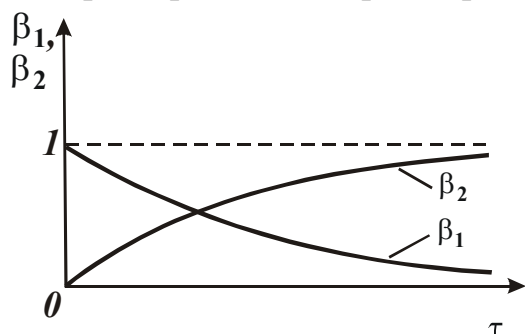


Рис. 8. Общий вид функций β_1 и β_2 .

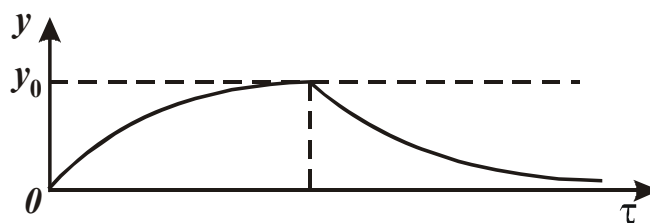


Рис. 9. Изменение величины y на этапах врезания и выхаживания.

Анализ зависимости (21) и графика, приведенного на рис. 4, показывает, что стабилизировать процесс резания во времени по производительности обработки можно при выполнении условия (22), т.е. при одном вполне конкретном значении y_0 . При других значениях y_0 фактическая производительность обработки Q_ϕ , а соответственно и величина упругого перемещения y , будут изменяться во времени и процесс будет протекать в неустановившемся режиме, что мало эффективно. Это следует рассматривать как существенный недостаток жесткой схемы обработки, в особенности, если по длительности переходный процесс превышает время обработки заготовки на станке. Каким же путем можно добиться стабилизации процесса обработки во времени для различных условий обработки? Для ответа на поставленный вопрос обратимся к зависимости (22). Производительность обработки Q_0 будет постоянна при обеспечении постоянства во времени величин y_0 и $K_{рез}/\sigma$. Величина упругого перемещения y_0 (или y), как следует из зависимости (12), определяется радиальной составляющей силы резания P_y . Поэтому, используя упругую схему резания с фиксированным значением силы P_y , можно стабилизировать во времени величину y , а, следовательно, производительность и другие параметры обработки. Сделанный вывод подтверждается практикой резания, особенно практикой абразивной и алмазно-абразивной обработки, где широко используется упругая схема резания.

Использование упругой схемы является необходимым, но не достаточным условием повышения эффективности обработки в плане стабилизации параметров процесса во времени. Достаточным условием следует рассматривать стабилизацию во времени соотношения $K_{рез}/\sigma$, определяющего режущую способность инструмента. Как известно, данное соотношение по мере износа и затупления инструмента уменьшается во времени, что ведет к уменьшению производительности обработки Q_0 , исходя из зависимости (22). При абразивной и алмазно-абразивной обработке стабилизировать во времени данное соотношение можно, реализуя режим самозатачивания абразивного (алмазно-абразивного) инструмента или применяя эффектив-

ные методы его правки. При лезвийной обработке важно обеспечить более высокую стойкость режущего инструмента, используя, например, инструменты из синтетических сверхтвердых материалов и т.д.

При резании по упругой схеме с фиксированным значением силы P_y производительность обработки Q_0 и величина упругого перемещения y определяются главным образом значением этой силы. Чем больше P_y , тем больше Q_0 и y . Поэтому, уменьшить величину y можно уменьшением P_y , реализуя на финишных операциях весьма малые значения P_y . Однако, это приводит к существенному снижению производительности обработки. Более целесообразно в этих случаях, как установлено выше, использовать схему выхаживания, т.е. схему резания с начальным натягом в технологической системе y_0 .

При резании по жесткой схеме, исходя из зависимости (21), фактическая производительность обработки Q_ϕ во многом определяется произведением $K_{рез} \cdot \tau / \sigma$. Экспериментально установлено, что соотношение $K_{рез} / \sigma$ изменяется по закону τ^{-z} , где $0 < z < 1$. Следовательно, произведение $K_{рез} \cdot \tau / \sigma$ увеличивается во времени, что в конечном итоге ведет к увеличению фактической производительности обработки Q_ϕ .

Данная закономерность справедлива для процесса резания с непрерывной поперечной подачей. При дискретной поперечной подаче, как отмечалось выше, время обработки τ следует рассматривать в виде $\tau = n \cdot \tau_0$, где n - количество проходов, τ_0 - длительность одного прохода. В этом случае произведение $K_{рез} \cdot n / \sigma$ с увеличением n , при достижении определенного значения τ_0 , может увеличиваться, что приведет к уменьшению фактической производительности обработки Q_ϕ . Например, установлено, что при круглом наружном продольном шлифовании длинных заготовок алмазным кругом на металлической связке происходит существенное снижение режущей способности круга за один его продольный ход. В результате произведение $K_{рез} \cdot n / \sigma$ уменьшается с увеличением количества проходов n , что снижает производительность обработки и увеличивает упругие перемещения в технологической системе.

Следовательно, для обеспечения более высокой производительности обработки необходимо использовать жесткую схему резания с непрерывной поперечной подачей, увеличивая ширину резания за счет применения многолезвийных инструментов. Подтверждением тому являются разнообразные процессы абразивной и алмазно-абразивной обработки, широко применяемые на практике и основанные на использовании схемы обработки с непрерывной поперечной (радиальной) подачей, например, процессы врезного шлифования, процессы доводки плоских поверхностей деталей и т.д.

Используя полученные решения, проведем классификацию схем механической обработки по ха-

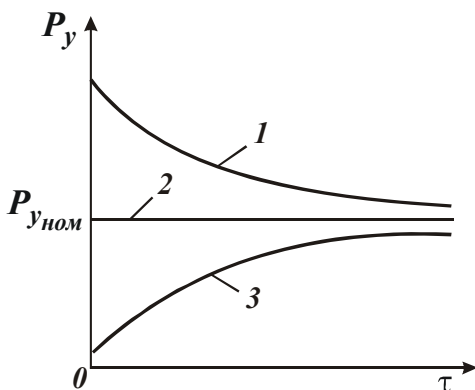


Рис. 10. Зависимость параметра P_y от τ :

- 1 - $P_{y0} > P_{yном}$ ($y_0 > y_{ном}$);
- 2 - $P_{y0} = P_{yном}$ ($y_0 = y_{ном}$);
- 3 - $P_{y0} < P_{yном}$ ($y_0 < y_{ном}$).

рактору изменения параметров P_y и y . Радиальная составляющая силы резания $P_y = c \cdot y$ с учетом зависимости (23) может быть выражена зависимостью:

$$P_y = P_{y_{ном}} \cdot \frac{\left(1 + \frac{P_{y_0}}{Q_0 \cdot c} \cdot \frac{F}{\tau}\right)}{\left(1 + \frac{P_{y_{ном}}}{Q_0 \cdot c} \cdot \frac{F}{\tau}\right)}, \quad (27)$$

где $P_{y_0} = c \cdot y_0$; $P_{y_{ном}} = c \cdot y_{0_{ном}}$.

Характер изменения P_y с течением времени обработки τ для различных соотношений параметров P_{y_0} и $P_{y_{ном}}$ (а также соотношений параметров y_0 и $y_{ном}$) показан на рис. 10. Характер изменения P_y аналогичен характеру изменения величины упругого перемещения y , показанному на рис. 5, что связано с линейной зависимостью величин P_y и y , т.к. $P_y = c \cdot y$. Исходя из рис. 10, можно сделать выводы:

1. При обработке по жесткой схеме ($Q_0 = const$) радиальная составляющая силы резания P_y с течением времени обработки будет увеличиваться или в самом лучшем случае оставаться постоянной в зависимости от характера изменения отношения $K_{рез}/\sigma$. Поэтому, жесткую схему обработки следует рассматривать как схему с увеличивающейся во времени радиальной составляющей силы резания P_y и соответственно величиной y .

Схему выхаживания в связи с уменьшением во времени производительности обработки следует рассматривать как схему с уменьшающимися во времени параметрами P_y и y . На основании сказанного, все возможные схемы обработки можно классифицировать по признаку характера изменения во времени параметров P_y и y :

1.1. Схемы, характеризующиеся увеличением во времени параметров P_y и y (для $P_{y_0} < P_{y_{ном}}$; $y_0 < y_{ном}$). Для них зависимость (27) с учетом $P_{y_0} = 0$ принимает вид:

$$P_y = \frac{P_{y_{ном}}}{\left(1 + \frac{P_{y_{ном}}}{Q_0 \cdot c} \cdot \frac{F}{\tau}\right)}. \quad (28)$$

1.2. Схемы, характеризующиеся постоянством во времени параметров P_y и y (для $P_{y_0} = P_{y_{ном}}$; $y_0 = y_{ном}$). Для них зависимость (27) с учетом $P_y = P_{y_{ном}}$ принимает вид:

$$P_{y_0} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{рез} \cdot V}. \quad (29)$$

1.3. Схемы, характеризующиеся уменьшением во времени параметров P_y и y (для $P_{y_0} > P_{y_{ном}}$; $y_0 > y_{ном}$).

Как показано выше, реализовать условие $y = y_0$ целесообразно за счет применения упругой схемы обработки с фиксированным радиальным усилием P_{y_0} . Проанализируем технологические возможности данной схемы, используя зависимость (29). С

течением времени обработки по мере снижения режущей способности инструмента отношение $\sigma / K_{рез}$ будет увеличиваться. При условии $P_{y_0} = c \cdot y_0 = const$ это приведет к уменьшению производительности обработки. Следовательно, в зависимости (29) вместо номинальной производительности Q_0 необходимо рассматривать фактическую производительность Q_ϕ , которая, исходя из зависимости (29), выразится:

$$Q_\phi = \frac{K_{рез}}{\sigma} \cdot V \cdot P_{y_0}. \quad (30)$$

Для того чтобы стабилизировать величину Q_ϕ на определенном уровне, например, на уровне $Q_\phi = Q_0$ в связи с затуплением инструмента и уменьшением отношения $K_{рез} / \sigma$, исходя из зависимости (30), необходимо увеличить скорость резания V при условии $P_{y_0} = c \cdot y_0 = const$. Однако, более эффективным путем следует рассматривать стабилизацию во времени отношения $K_{рез} / \sigma$, что достигается при лезвийной и абразивной (алмазно-абразивной) обработке различными методами. Как показано выше, с точки зрения обеспечения параметров точности и качества обработки более эффективно применение третьей схемы обработки, характеризующейся уменьшением во времени параметров P_y и y_0 , т.е. схемы выхаживания.

Проведем анализ уравнений баланса перемещений в технологической системе для трех схем, которые имеют вид:

$$1) (V_0 - V_\phi) \cdot \tau = y; \quad 2) \frac{P_y}{c} = y; \quad 3) y_0 - V_\phi \cdot \tau = y.$$

Из курса физики известно, что при взаимодействии движущейся массы m (приведенной массы технологической системы) с телом бесконечно большой массы справедливо соотношение: $m \cdot (V_0 - V_\phi) = P_y \cdot \tau$, где V_0, V_ϕ - начальная и конечная скорости движения массы m ; $P_y = c \cdot y$ - возникающая при взаимодействии сила, равная радиальной составляющей силы резания; c - приведенная жесткость технологической системы; τ - время взаимодействия.

С учетом $k^2 = c / m$ (где k - собственная частота колебаний системы) уравнения баланса перемещений для трех схем выразятся:

$$1) \frac{P_y \cdot \tau}{m} = y \rightarrow \frac{c \cdot \tau^2}{m} = 1 \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1;$$

$$2) \frac{V_\phi \cdot m}{c \cdot \tau} = y \rightarrow \frac{1}{k^2 \cdot \tau} = \frac{y}{V_\phi} \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1;$$

$$3) y_0 - y = V_\phi \cdot \tau \rightarrow \frac{P_y}{c} = V_\phi \cdot \tau \rightarrow \frac{V_\phi \cdot m}{c \cdot \tau} = V_\phi \cdot \tau \rightarrow k^2 \cdot \tau^2 = 1.$$

В результате, после несложных преобразований, пришли к одному уравнению, описывающему колебательный процесс технологической системы, рассматривая параметр τ как период собственных колебаний технологической системы: $\tau = 1 / k$. Из этого вытекает, что при обработке всегда будут возникать собственные колебания с частотой k и амплитудой, зависящей от условий обработки.

Используя полученные аналитические зависимости произведем расчет и анализ параметров точности обработки (размера и формы) для схемы с увеличивающи-

мися во времени параметрами P_y и y . Следует отметить, что данные параметры обусловлены лишь упругими перемещениями в технологической системе и не учитывают влияния других факторов: термоупругих деформаций элементов технологической системы, неточности установки элементов технологической системы и т.д. При выполнении расчетов мы исходим из предположения, что определяющим фактором в формировании параметров точности механической обработки на финишных операциях является упругое (силовое) деформирование элементов технологической системы. Первоначально рассмотрим схему с увеличивающимися во времени параметрами P_y и y при условиях: $y_0 = 0$; $P_{y0} = 0$. Упругое перемещение y (определяющее точность размера обрабатываемой детали) для данной схемы обработки описывается зависимостью (17). С учетом зависимости (22), рассматривая в ней вместо параметров y_0 и Q_0 параметры y и Q , зависимость (17) примет вид:

$$y = \frac{y_{ном}}{\left(1 + y_{ном} \cdot \frac{F}{Q \cdot \tau}\right)}. \quad (31)$$

Согласно уравнения (11), отношение Q/F равно скорости радиальной подачи V_ϕ . Тогда произведение V_ϕ и времени обработки τ будет определять величину снятого припуска Π_{max} , т.е. $\Pi_{max} = V_\phi \cdot \tau = Q \cdot \tau / F$. Пре-

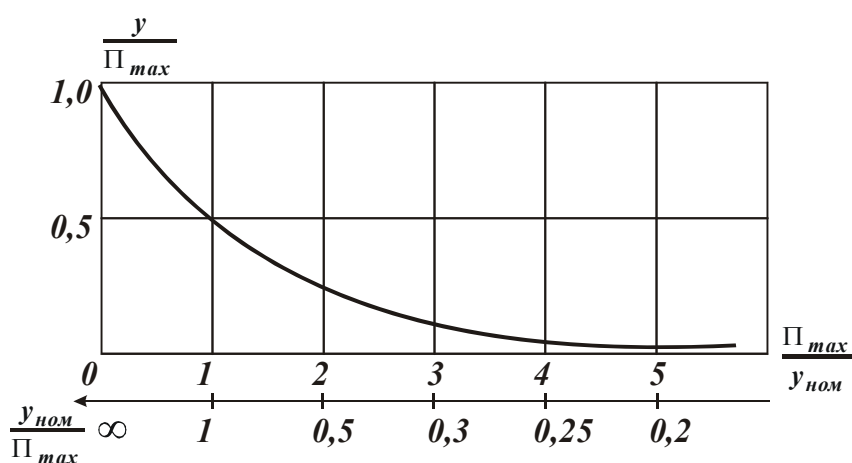


Рис. 11. Зависимость y / Π_{max} от $\Pi_{max} / y_{ном}$.

образуем зависимость (31) с учетом данного выражения:

$$y = \frac{y_{ном}}{\left(1 + \frac{y_{ном}}{\Pi_{max}}\right)} = \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{ном}} + \frac{1}{\Pi_{max}}\right)} = \frac{1}{\frac{1}{\Pi_{max}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)} = \frac{\Pi_{max}}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)}. \quad (32)$$

Как следует из зависимости (32), величина упругого перемещения y (определяющая точность размера обрабатываемой детали) тем меньше, чем меньше параметры $y_{ном}$ и Π_{max} .

На рис. 11 графически показан характер изменения безразмерной величины y / Π_{max} с увеличением безразмерной величины $\Pi_{max} / y_{ном}$.

Получим расчетные зависимости для определения погрешности формы обрабатываемой детали. С физической точки зрения она обусловлена неравномерностью снимаемого припуска (погрешностью формы обработки на предшествующей операции). Предположим, что наибольший снимаемый припуск равен Π_{max} , а наименьший – Π_{min} . Тогда разность припусков $\Delta\Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$ будет определять погрешность формы заготовки. Погрешность формы обрабатываемой детали получим как разность величин упругих перемещений, возникающих в моменты обработки участков детали с наибольшим Π_{max} и наименьшим Π_{min} припусками. Тогда, с учетом

зависимости (32), погрешность формы обрабатываемой детали (обозначим её как Δy) определится:

$$\begin{aligned} \Delta y = y_{max} - y_{min} &= \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{ном}} + \frac{1}{\Pi_{max}}\right)} - \frac{1}{\left(\frac{1}{y_{ном}} + \frac{1}{\Pi_{min}}\right)} = \\ &= \frac{1}{\frac{1}{\Pi_{max}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)} - \frac{1}{\frac{1}{\Pi_{min}} \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{min}}{y_{ном}}\right)} = \frac{\Delta \Pi}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{min}}{y_{ном}}\right)}, \end{aligned} \quad (33)$$

где $\Delta \Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$.

В результате пришли к довольно сложной по структуре зависимости, в которой параметры Π_{max} и Π_{min} входят как в числитель, так и в знаменатель. С одной стороны, погрешность формы обрабатываемой детали (определяемой параметром Δy) связана линейной зависимостью с параметром $\Delta \Pi$, который определяет точность формы исходной заготовки. С другой стороны, входящие в знаменатель зависимости параметры Π_{max} и Π_{min} приводят к уменьшению Δy .

При выполнении условий $\Pi_{max}, \Pi_{min} > y_{ном}$ зависимость (33) упростится:

$$\Delta y = \frac{y_{ном}^2 \cdot \Delta \Pi}{\Pi_{max} \cdot \Pi_{min}} = y_{ном}^2 \cdot \left(\frac{1}{\Pi_{min}} - \frac{1}{\Pi_{max}} \right). \quad (34)$$

В данном случае на параметр Δy существенное влияние оказывает величина $y_{ном}$. Однако, основное влияние на Δy оказывает разность параметров Π_{max} и Π_{min} , т.е. параметр $\Delta \Pi$. Чем он меньше, тем меньше параметр Δy и меньше погрешность формы обрабатываемой детали.

Пользуясь классическими понятиями технологии машиностроения, отношение параметров $\Delta \Pi$ и Δy определяет уточнение ε . Аналитическая зависимость для его определения с учетом зависимости (33) принимает вид:

$$\varepsilon = \frac{\Delta \Pi}{\Delta y} = \left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{min}}{y_{ном}}\right). \quad (35)$$

Как следует из зависимости (35), уточнение ε тем больше, чем больше параметры Π_{max} , Π_{min} и меньше величина $y_{ном}$. При выполнении условий $\Pi_{max}, \Pi_{min} > y_{ном}$ с учетом (35) величина уточнения ε определится:

$$\varepsilon = \frac{\Delta \Pi}{\Delta y} = \frac{\Pi_{max} \cdot \Pi_{min}}{y_{ном}^2}. \quad (36)$$

Из данной зависимости следует вполне однозначная связь между параметрами ε и $y_{ном}, \Pi_{max}, \Pi_{min}$. Если $\Pi_{max} = \Pi_{min} = \Pi$, то (36) упрощается:

$$\varepsilon = \left(\frac{\Pi}{y_{ном}} \right)^2. \quad (37)$$

Из зависимости (37) вытекает, что уточнение ε связано с соотношением $\Pi / y_{ном}$ квадратичной зависимостью. Из курса технологии машиностроения известно, что величина, обратная уточнению ε , называется коэффициентом уменьшения

погрешности и обозначается как K_y . Тогда зависимость для определения K_y с учетом зависимости (35) примет вид:

$$K_y = \frac{1}{\varepsilon} = \frac{\Delta y}{\Delta \Pi} = \frac{1}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{\Pi_{min}}{y_{ном}}\right)}. \quad (38)$$

Коэффициент уменьшения погрешности K_y тем меньше, чем больше параметры Π_{max} , Π_{min} и меньше величина $y_{ном}$. На рис. 12 графически показан характер изменения коэффициента уменьшения погрешности K_y и уточнения ε с увеличением $\Pi_{max}/y_{ном}$ и $\Pi_{min}/y_{ном}$. Таким образом, получены аналитические зависимости для определения двух важнейших параметров технологии машиностроения - коэффициента уменьшения погрешности K_y и уточнения ε . Это открывает новые возможности анализа и прогнозирования путей повышения точности механической обработки.

Проведем анализ условий уменьшения параметров y и Δy . Из приведенных выше зависимостей нетрудно видеть, что основным путем уменьшения параметров y и Δy является уменьшение величины $y_{ном} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V}$. Уменьшение этой величины предполагает увеличение параметров c, V и уменьшение параметров Q_0 и $\sigma / K_{рез}$. Выше приведена общая методика расчета параметров точности обработки y , Δy , ε и K_y . Данную методику можно упростить, если учесть, что при условии $\Pi_{max}/y_{ном} > 3$ зависимость (17) принимает простой вид: $y \approx y_{ном}$. Тогда параметр Δy определится зависимостью (34), параметр ε - зависимостью (36), а параметр K_y

- следующей зависимостью:

$$K_y = \frac{1}{\varepsilon} = \frac{y_{ном}^2}{\Pi_{max} \cdot \Pi_{min}}. \quad (39)$$

Используя приведенные зависимости, можно предложить следующие алгоритмы расчета оптимальных условий обработки, обеспечивающие требуемые значения параметров точности обработки y и Δy :

$$\begin{cases} y = y_{ном} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V}, \\ \Delta y = \frac{\Delta \Pi}{\Pi_{max} \cdot \Pi_{min}} \cdot y_{ном}^2, \end{cases} \quad (40)$$

1) для заданных значений y и Δy на основе системы уравнений (40) производится выбор значений $Q_0, c, V, \sigma / K_{рез}, \Pi_{max}$ и Π_{min} ;

2) для заданных значений y , Δy и Π_{max}, Π_{min} производится выбор значений

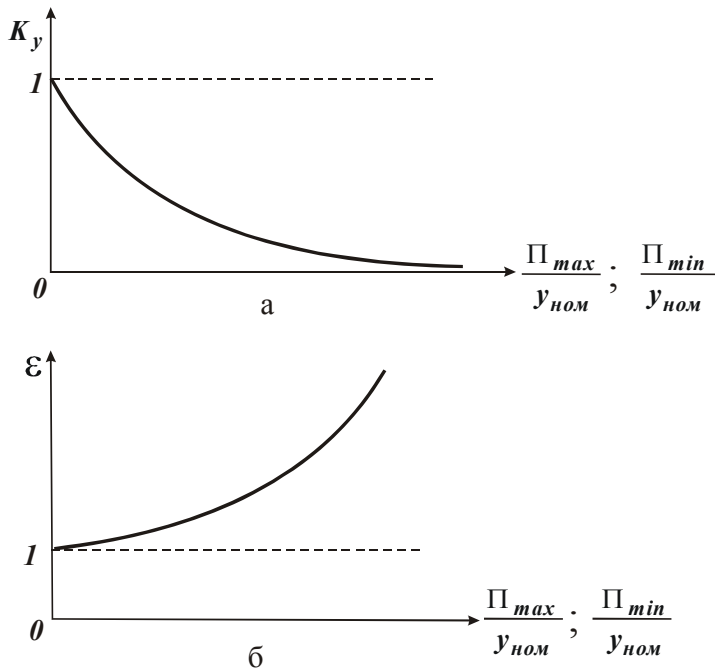


Рис. 12. Зависимости K_y (а) и уточнения ε (б) от $\Pi_{max}/y_{ном}$ и $\Pi_{min}/y_{ном}$.

$Q_0, c, V, \sigma / K_{рез}$.

В общем виде величина y для первой схемы обработки (схемы, характеризующейся увеличивающимися во времени параметрами P_y и y) определяется зависимостью (23). Преобразуем данную зависимость с учетом зависимости (22), рассматривая в ней вместо Q_0 параметр Q :

$$y = \frac{y_0 + Q \cdot \frac{\tau}{F}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)} = \frac{y_0 + Q \cdot \frac{\tau}{F}}{\left(1 + \frac{1}{y_{ном}} \cdot \frac{Q \cdot \tau}{F}\right)}. \quad (41)$$

Соотношение Q/F , как показано выше, равно скорости радиальной подачи V_ϕ . Тогда с учетом $V_\phi \cdot \tau = \Pi_{max}$ зависимость (41) примет вид:

$$y = \frac{y_0 + \Pi_{max}}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)}. \quad (42)$$

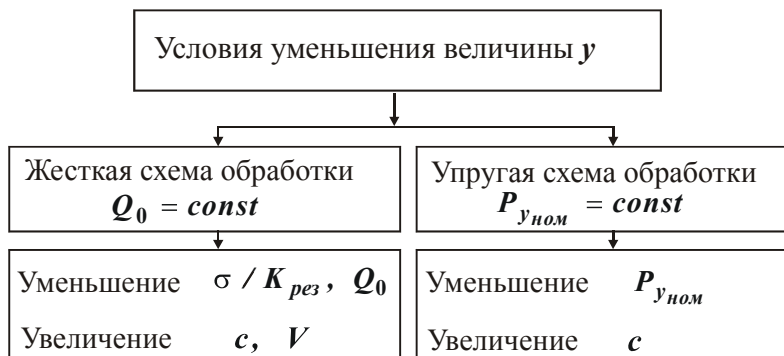


Рис. 14. Структурная схема условий уменьшения величины y .

Уменьшить величину упругого перемещения y для данной схемы обработки и тем самым повысить точность обработки можно за счет выполнения условия $y_0 = 0$, т.е. исключая начальный натяг y_0 в технологической системе.

Произведем расчет и анализ точности обработки для второй схемы обработки, характеризующейся постоянством во времени параметров P_y и y , для которой справедливы соотношения:

$$y = y_0 = y_{ном} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{c \cdot V} = \frac{P_{уном}}{c}. \quad (43)$$

Условия уменьшения величины упругого перемещения y для данной схемы показаны на рис. 14.

Для третьей схемы, характеризующейся уменьшением во времени параметров P_y и y (схемы выхаживания), справедливы соотношения: $y_0 = \Pi_{max} > y_{ном}$ и $Q_0 = 0$. Величина упругого перемещения y (точность размера обрабатываемой детали) определяется зависимостью:

$$y = \frac{\Pi_{max}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V \cdot \tau}{\sigma \cdot F}\right)}. \quad (44)$$

Точность формы обрабатываемой детали Δy определяется разностью максимального y_{max} и минимального y_{min} значений упругих перемещений. Тогда с учетом зависимости (44) и $\Delta \Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$, получим:

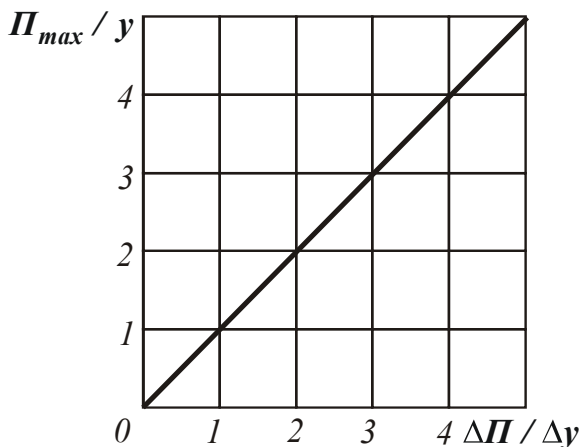


Рис. 15. Зависимость P_{max} / y от $\Delta\Pi / \Delta y$.

P_{max} / y и $\Delta\Pi / \Delta y$ существует линейная связь. Разрешая зависимости (44) и (45), определим время процесса выхаживания τ :

$$\tau = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{рез} \cdot V} \cdot \left(\frac{\Delta\Pi}{\Delta y} - 1 \right). \quad (47)$$

Наряду с параметрами $F, c, V, \sigma / K_{рез}$, характеризующими процесс резания, зависимость (47) содержит параметры точности обработки y и Δy . Чем больше отношение $\Delta\Pi / \Delta y$, тем продолжительнее должен быть процесс выхаживания для обеспечения требуемого параметра точности обработки Δy .

Литература: 1. Новиков Г.В. Задачи точности и производительности обработки в технологии машиностроения. – Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. «ХАИ». Выпуск 14. – Харьков: «ХАИ», 2000. – С. 31-35. 2. Новиков Г.В. Повышение точности и производительности механической обработки. – Вісник Інженерної Академії України. – К., Спец. випуск, 2000. – С. 112-115. 3. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. – Дис. ... канд. техн. наук. – Харьков, 1989. – 210 с. 4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учебн. пособие / А.В.Якимов, Ф.В.Новиков, Г.В.Новиков и др. – Одесса, ОГПУ, 1999. – 450 с.

УДК 621.7.044

ЭНЕРГОЕМКИЕ ВЫСОКОБЕЗОПАСНЫЕ ИМПУЛЬСНЫЕ УСТРОЙСТВА ДЛЯ ТЕХНОЛОГИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Савченко Н.Ф., канд.техн.наук, Демченко В.Д. (г. Харьков, Украина)

Some features of designing of pulse devices with usage of gas power supplies are esteemed.

Важнейшими задачами, стоящими перед технологией машиностроения, являются, с одной стороны, повышение эффективности использования ресурсов, а, другой, уменьшение издержек из-за необходимости их возобновлять и усложнения процессов создания все более точных и качественных изделий (или оказания услуг). С этой целью в промышленности широко используют как комплексные подходы к разработке технологических процессов: формообразование (предварительное – окончательное) с последующими дополнительными операциями на других рабочих местах, так и специальные методы совершенствования потребительских свойств изде-

лия (структуры, качества поверхностного слоя), обеспечивающие возможность осуществлять комплекс работ непосредственно на одном рабочем месте и при минимальном расходе ресурсов [1-5]. Во многих случаях с позиций максимизации эффективности использования ресурсов экономически оправданными будут методы с использованием импульсных энергоносителей, а также динамические (ударные) способы механической и электрофизической обработки заготовок и поверхностного слоя изделия или их локальных зон. Среди многих универсальных и технологически эффективных, с точки зрения экономии ресурсов, методов можно выделить струйную, гидроструйную обработку, обработку дробью, центробежную обработку, беспрессовые методы (гидровзрывную, электрогидравлическую, магнито-импульсную, с использованием эластичных и газовых сред) и т. п., оказывающие существенное влияние на качество, производительность и состояние поверхностей деталей и изделий.

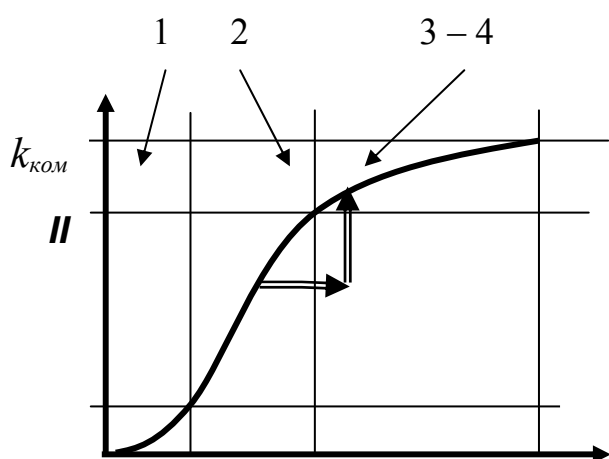


Рис.1. Эволюционное изменение параметров технологической системы (ТС): 1, 2, 3, 4 – этапы изменения в течение периода времени T эффективности ТС.

Эволюционное изменение параметров любой технологической системы, например по принципу «жизненного цикла» (рис.1) свидетельствует о необходимости учитывать тенденцию совершенствования параметров технологических систем (ТС). Важнейшими из них могут быть:

- интенсивность воздействий на обрабатываемый материал;
- длительность воздействия;
- возможность групповой обработки;
- возможность изменения параметров ТС в самых широких пределах; возможность взаимосогласования в широких пределах параметров изделия и устройства для выполнения различных операций; возможность минимизации нерационального использования энергоносителей, используемого для выполнения технологических операций (основных и дополнительных). Исходя из этого, целесообразно считать перспективным дальнейшее совершенствование импульсных технологий.

Методика исследований. Как основное положение о необходимости разработки и усовершенствования методов проектирования именно импульсных устройств, кроме их известных преимуществ – минимальных капиталовложений (и недостатков – повышенных требований к технике безопасности), – используется положение о

яние на качество, производительность и состояние поверхностей деталей и изделий.

Постановка задачи. Исходя из того, что любая технологическая система – это совокупность функционально взаимосвязанных предметов производства, средств технологического оснащения и исполнителей, можно сделать вывод о целесообразности включения в ее состав как дополнительного оснащения специально предусмотренных элементов минимизации расходования ресурсов и обеспечения безопасности технологического комплекса.

Цель исследования. Эволюци-

высоких энергетических возможностях и возможность осуществления экологически безопасных технологий с использованием в качестве энергоносителей смесей газов (газообразных и в жидком состоянии) или порошков (горючих и окислителей).

Многообразие вариантов взрывчатого превращения (продукты реакции вода, углекислый газ, сажа, ядовитый газ) свидетельствует о необходимости рассмотрения импульсных устройств как специальных и гибких технологических систем. При этом такого типа импульсные устройства, являющиеся мобильными и многофункциональными, можно классифицировать как многофункциональные системы или могущие преобразовываться в них с интеллектуально программируемым комплексом технологических операций. При классификации и проектировании ГТС с использованием импульсных устройств следует исходить из того, что эти комплексы могут быть не только пассивными системами определенного технологического назначения, но и активными многофункциональными системами, специально оснащенными для адаптации к изменению ситуации в технологической зоне энергоаккумулирующими устройствами, например по принципу использования отходов производства. Общим с позиции построения различных типов ГТС можно считать наличие универсального рабочего органа (или нескольких), привода и специального типа устройств управления работой рабочего органа для выполнения при необходимости нескольких различных технологических операций. Эффективность использования ГТС существенно может быть увеличена благодаря их адаптации к меняющимся условиям технологической среды, что обеспечивается управляющими системами с использованием специальных датчиков. Существенно и то, что важным преимуществом ГТС может также считаться и возможность встраивания в существующие технологические комплексы без ухудшения их функционирования. Именно эти признаки и позволяют классифицировать предлагаемые устройства как гибкие технологические системы.

Для разработки направлений проектирования и классификации ГТС необходимо также учесть назначение изделия, энергозатраты на его изготовление, особенности пространственного размещения в технологической зоне, совместимость имеющегося (традиционного для предприятия) оборудования и ГТС. Как основные признаки классификации могут быть выбраны конструктивные, особенности ГТС, а также применяемые средства их технологического оснащения. При этом все элементы такой системы могут быть двух основных видов исполнения по отношению к производственному технологическому комплексу: внешнего (вне цеха) или внутреннего.

Дальнейший выбор решений при необходимости может проводиться как:

1. общий структурный синтез всей ГТС, если определяется ее компоновка и принцип применения;
2. элементный синтез, если предполагается формирование каких-то узлов, частей ГТС.

Таким образом, на первом этапе следует разработать матрицы элементов, столбцы которых составные части ГТС, а строки – альтернативные варианты локальных решений. Примерами такого подхода можно считать варианты ГТС, в составе которых имеется:

- привод – электрический, гидравлический, пневматический, термический, химические взрывчатые вещества;

- передача – волновая, упруго механическая, импульсно-циклическая, комбинированная;
- рабочий орган – высокоскоростной поток газовой, жидкой и комбинированной среды, твердое тело (снаряд, технологический блок), изменяющие в техногенной зоне агрегатное состояние среды или нет;
- системы и устройства аккумулялирования и обеспечения функционирования ГТС – термические, пневмо-вакуумные, электрические или отсутствовать;
- управляющие устройства – механические, пневматические, электромагнитные, тепловые и возможные их комбинации.

Дополнительные функции ГТС, обеспечиваемые ее элементами – дробление и утилизация отходов производства в технологической или интегрированной к ней зоне, возможность их вторичного использования.

Общее количество вариантов решений может определяться как произведение количества элементов в каждой строке создаваемой морфологической таблицы как приложение к паспорту предприятия или техногенного объекта:

$$N = Z_{otj} \cdot Z_{6e} \cdot \dots \cdot Z_{m_w},$$

где a, q, \dots, m – элемент в соответствующей строке с характерными признаками, $j, e, w = 1, 2, \dots, k, \dots, n$ – их количество.

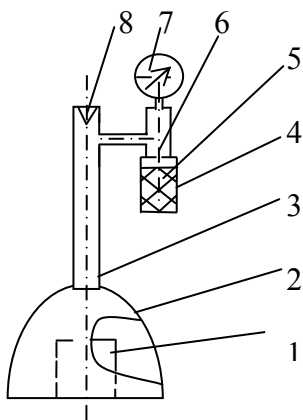


Рис. 2. Импульсное устройство модульного типа: 1 – объект воздействия (заготовка); 2 – энергоблок; 3, 8 – элементы модуля инициирования импульсного воздействия (детонационная трубка и блок поджига смеси); 4, 5, 6 – модуль энергоносителей (корпус газогенератора, реактанты, активатор); 7 – модуль контроля и управления.

Основные положения, на которых базируется создание ГТС:

- перевооружение производства и пересмотр существующих технологий (их паспортизация) с позиций экологической безопасности, максимального ресурса - и энергосбережения;
- создание новых технологий на основе последних научных достижений;
- экономическая эффективность;
- пересмотр организационно-экономических принципов;
- внедрение готовых технологических систем, способных к автономному функционированию;
- высокий уровень надежности

систем и их гибкость, под которой понимается способность технологической системы к дальнейшему ее функционированию, безопасному для окружающей среды даже в случае выхода из строя отдельных элементов системы;

- минимальные затраты на технологическое переоснащение производства;
- возможность взаимодействия с автоматизированными системами управления производством.

Основные результаты. Разработаны подходы к совершенствованию импульсного типа устройств на основе использования легко адаптируемых к условиям производства энергоносителей. При этом в качестве таких энергоносителей могут быть

не только вещества, традиционно относящиеся к энергоносителям типа горючих газов, но и вещества, относящиеся к отходам производства, которые после определенных воздействий могут использоваться в технологических целях.

На рис. 2 приведена схема модульно-блочного устройства для импульсной обработки материалов (штамповка, очистка каналов, микролегирование, получение сажи).

Внешняя нагрузка интенсивностью p (до 100 Мпа и более) создается с использованием специального типа импульсных камер с энергогенерирующими устройствами типа газогенераторов (патент Украины № 72357).

С позиций системного подхода процессы, происходящие в системе, могут быть описаны как совокупность энергетических потоков различной природы (электрическая, тепловая, механическая и др.).

Разрабатывать ГТС и ее компоненты как гибкие технологические комплексы и объекты исследования, разработки, внедрения и эксплуатации позволяют следующие принципы [1,2]:

1. Принцип совмещения высокой производительности и универсальности. Применение ГТС, использующих легко перестраиваемое импульсное оборудование, позволяет совместить высокую производительность с универсальностью на оптимальном уровне, возможном при современном развитии техники.
2. Принцип технологической гибкости. Способность ГТС в короткие сроки и с минимальными затратами переходить к изготовлению новых объектов производства (деталей, узлов, изделий) характеризует гибкость системы.
3. Принцип модульности. ГТС строится на базе модулей.

Модуль, являясь компонентом ГТС, также может состоять из компонентов. Важнейшие модули могут быть классифицированы по технологическому принципу (или оснащению); по виду энергоносителя; наличию или отсутствию аккумулирующих устройств; оснащению устройствами управления; сигнализации; обеспечения безопасности; возобновления ресурсов и др.

4. Принцип иерархичности. ГТС в самом общем виде представляет собой многоуровневую структуру: на самом нижнем уровне находятся заготовительные операции, на самом высоком – формирование поверхностного слоя или сборка конструкции.
5. Принцип функционирования при ограниченном количестве производственного персонала (принцип безлюдности). В соответствии с этим принципом решается задача максимального сокращения численности обслуживающего персонала за счет повышения уровня автоматизации выполняемых системой функций и автоматического контроля за ходом технологического процесса. Другим аспектом этой задачи является возможное продление срока функционирования системы без вмешательства человека.
6. Принцип специализации и интеграции. Этот принцип определяет возможность создания совместимых технологических систем. Может быть одним из эффективных решений при встраивании импульсных устройств в существующий производственный процесс (например, упрочнение, нанесение покрытий и др.).
7. Принцип универсальности выражает тенденцию к расширению технологических возможностей системы и соответственно номенклатуры обрабатываемых деталей, уменьшению числа установок, сокращению технологических маршрутов, протяженности транспортных путей, увеличению производительности системы, степени завершенности обработки детали.

8. Принцип самовосстановления направлен на поддержание и сохранение технологического потенциала системы на заданном (проектном) уровне, что достигается обеспечением системы средствами самодиагностики и самовосстановления отказавших элементов или их автоматической замены.

Таким образом, возможные конструктивные решения обнаруживаются последовательно, после полного перебора вариантов, с учетом принципов системного проектирования, при этом каждый вариант проверяется на соответствие всем условиям ограничения совместного применения. При большом количестве возможных вариантов такой подход довольно трудоемкий, но является вполне оправданным при прогнозировании эффективности имеющихся средств обеспечения предприятия возобновляемыми и, в особенности, невозобновляемыми ресурсами.

Литература: 1. Модульное оборудование для гибких производственных систем механической обработки: Справочник/Р. Э. Сафраган, Г. А. Кривов, В. Н. Татаренко и др. – К.: Тэхника, 1989.– 175 с. 2. Технологичность конструкции изделия / Ю.Д. Амиров, Т.К. Алферова, П.Н. Волков и др. – М.: Машиностроение, 1990.– 768 с. 3. Согришин Ю.П. и др. Штамповка на высокоскоростных молотах. М.: Машиностроение, 1978.– 167 с. 4. Шамарин Ю.Е. и др. Высокопроизводительные методы обработки металлов давлением. К. Тэхника. 1991. – 102 с.

УДК 621.923

РАЗРАБОТКА ЭФФЕКТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ ФИНИШНОЙ АБРАЗИВНОЙ И ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ С УЧЕТОМ ТЕМПЕРАТУРНОГО ФАКТОРА

Рябенков И.А. (г. Харьков, Украина)

In work conditions of improvement of quality and productivity of processing are theoretically proved in view of the temperature factor and effective technologies of finishing processing of details hydraulic and fuel of the regulating equipment are developed.

В современных машинах и системах широко используется гидравлическая и топливорегулирующая аппаратура, составляющая основу командоаппаратов и исполнительных механизмов. Создание высоких давлений и обеспечение заданной гидроплотности требуют высококачественного изготовления деталей гидравлической и топливорегулирующей аппаратуры, особенно деталей пар трения, которые работают в условиях интенсивного трения и износа. Однако, как показывает производственный опыт, выполнить высокие требования по качеству и точности обработки указанных деталей весьма сложно, т.к. они изготовлены из материалов с повышенными физико-механическими характеристиками и их обработка сопряжена с образованием значительных погрешностей и температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. Это относится к обработке точных отверстий, внутренних и плоских поверхностей деталей, изготовленных из труднообрабатываемых закаленных высокопрочных сталей и сплавов. Поэтому актуальной задачей по-прежнему является поиск новых технологических решений по повышению качества, точности и производительности обработки, основанных на научно обоснованном выборе наиболее эффективных методов и условий механической обработки. Это требует проведения прежде всего теоретического анализа тепловой и силовой напряженности различных методов финишной абразивной и лезвийной обработки, что позволит более полно оценить их технологические возможности и выявить условия существенного повышения качества и производительности обработки.

Важными решениями в этом плане следует рассматривать результаты исследова-

дований теплофизики процессов механической обработки, в особенности мгновенной и средней температур при шлифовании, которые (по мнению проф. Маслова Е.Н. [1]) в совокупности позволяют раскрыть физическую сущность тепловых процессов при шлифовании и определить основные условия повышения качества и производительности обработки. Их дальнейшее развитие позволит научно обоснованно подойти к выбору наиболее эффективных методов финишной механической обработки отверстий в деталях гидравлической и топливорегулирующей аппаратуры. В связи с этим разработана математическая модель определения мгновенной и средней температур при шлифовании, а так же глубин их проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали, что позволило обосновать технологические возможности повышения качества и производительности обработки по температурному критерию. Математическая модель основана на результатах исследований проф. Новикова Ф.В. и Яценко С.М. [2,3] баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. На первом этапе работы определены мгновенная температура θ и глубина ее проникновения l_2 в поверхностный слой обрабатываемой детали при микрорезании единичным зерном на основе расчетной схемы (рис. 1), в которой снимаемый припуск условно представлен множеством бесконечно тонких адиабатических стержней, которые перерезаются со скоростью $V_{рез}$, определяющей скорость перемещения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали:

$$\theta = \theta_{max} \cdot z; \quad l_2 = a \cdot \frac{z}{\bar{l}_1}; \quad \bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{рез} = -\ln(1-z) - z, \quad (1)$$

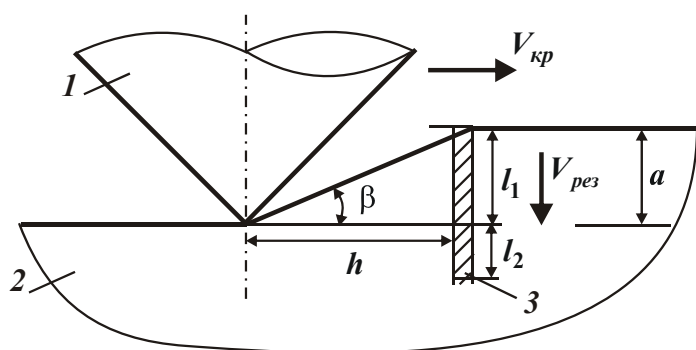


Рис. 1. Расчетная схема процесса микрорезания отдельным зерном: 1 – режущее зерно; 2 – обрабатываемый материала; 3 – адиабатический стержень ($l_1 = a$ – длина перерезанной части стержня; l_2 – длина стержня, равная толщине поверхностного слоя обрабатываемой детали, в котором концентрируется выделяющееся при резании тепло).

где $\theta_{max} = \sigma / c \cdot \rho$ – максимально возможная мгновенная температура, К; σ – условное напряжение резания, Н/м²; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³; z – относительная величина температуры, изменяется в пределах 0...1; \bar{l}_1 – безразмерная величина; a – толщина среза, м; $V_{рез} = V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta$; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; β – условный угол сдвига обрабатываемого материала.

Расчетами установлено, что с увеличением скорости круга $V_{кр}$ и

толщины среза a относительная величина температуры z непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице, рис. 2,а. В этом случае практически все тепло, выделяющееся при резании, уходит в образующуюся стружку. В обрабатываемую деталь уходит незначительная часть тепла. Параметр l_2 с увеличением скорости круга $V_{кр}$ уменьшается, а с увеличением толщины среза a увеличивается, рис.

2,б. Из этого вытекает, что уменьшить параметр l_2 и добиться повышения качества обработки можно за счет существенного увеличения скорости круга $V_{кр}$ – путем перехода в область высокоскоростного шлифования, обеспечивая при этом мгновенную температуру θ ниже температуры плавления обрабатываемого материала. Для выполнения данного условия, исходя из зависимости (1), необходимо уменьшить условное напряжение резания σ , определяемое зависимостью:

$$\sigma = \sigma_{сж} \cdot \operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi - \gamma}{2}\right) = \sigma_{сж} \cdot \operatorname{ctg}\beta = \frac{\sigma_{сж}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right), \quad (2)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²; γ – положительный передний угол режущей части инструмента (абразивного зерна); ψ – условный угол трения передней поверхности инструмента с образующейся стружкой; $K_{рез} = P_z / P_y$ – коэффициент резания; P_z, P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н.

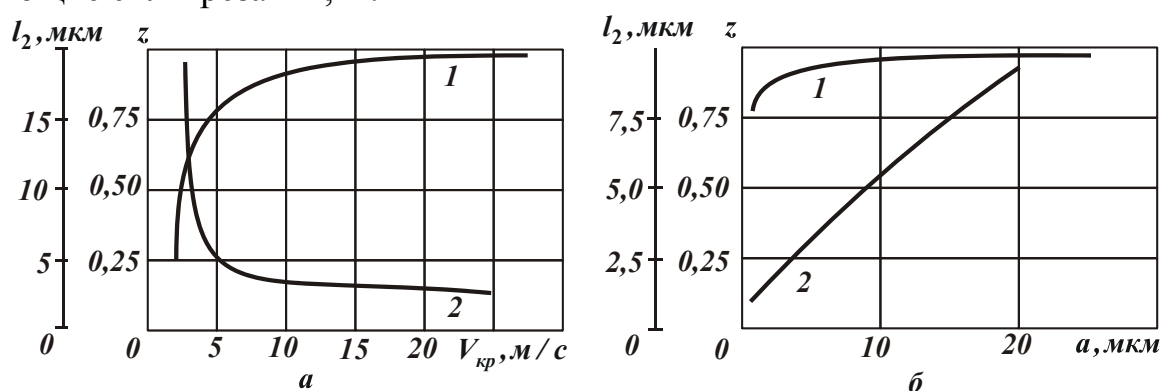


Рис. 2. Зависимости относительной величины температуры z (1) и параметра l_2 (2) от скорости круга $V_{кр}$ (а) и толщины среза a (б): а – $a=0,05$ мм; б – $V_{кр}=27,5$ м/с.

Это достигается уменьшением разности углов ($\psi - \gamma$) или соответственно увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β (коэффициента резания $K_{рез} > 1$). При отрицательных передних углах γ , что характерно для шлифования, разность углов ψ и γ определяется выражением $(\psi + \gamma)$, уменьшить которое можно, во-первых, уменьшением интенсивности трения режущего зерна с обрабатываемым материалом за счет применения эффективных технологических сред, во-вторых, за счет поддержания высокой остроты режущих зерен (уменьшая отрицательный угол γ). Расчетами установлено, что при относительно небольших значениях коэффициента трения $f = \operatorname{tg}\psi$ обрабатываемого и инструментального материалов выполнить условие $K_{рез} > 1$ можно даже при отрицательных передних углах инструмента, рис. 3,а. А это, исходя из рис. 3,б, приводит к тому, что мгновенная температура θ принимает значения меньше температуры плавления $\theta_{пл} = 1500^\circ\text{C}$ обрабатываемого материала – стали ШХ15.

Из зависимости (1) вытекает, что чем меньше условное напряжение резания $\sigma = \sigma_{сж} / \operatorname{tg}\beta$, тем больше относительная величина температуры z и меньше параметр l_2 . Следовательно, уменьшение σ позволяет одновременно уменьшить параметр l_2 и мгновенную температуру θ , что подтверждается экспериментальными данными, приведенными в научно-технической литературе.

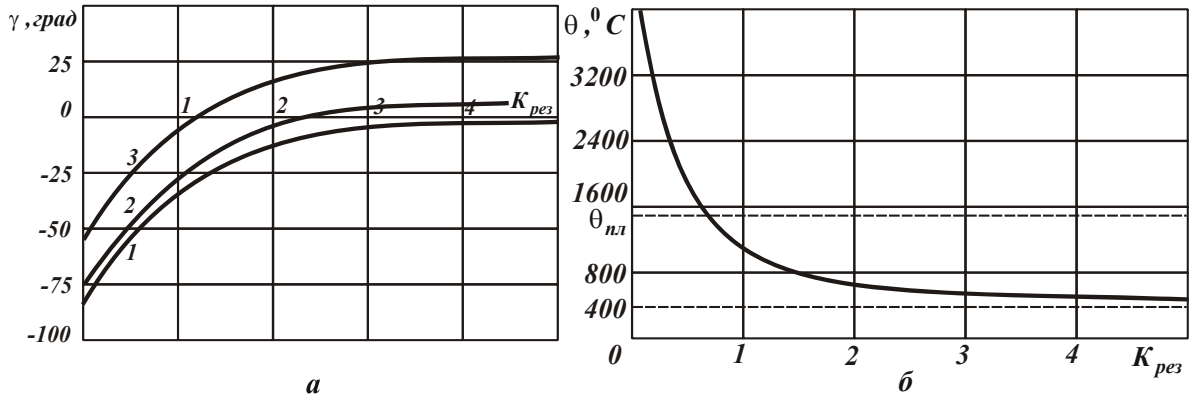


Рис. 3. Зависимости угла γ (а) и мгновенной температуры θ (б) от $K_{рез}$: а 1 – $\psi = 10^\circ$ ($f = 0,176$); 2 – $\psi = 20^\circ$ ($f = 0,364$); 3 – $\psi = 40^\circ$ ($f = 0,839$).

Как известно, при шлифовании режущие зерна круга контактируют не с “холодным”, а с “горячим” обрабатываемым материалом. Вследствие этого, мгновенная температура будет больше, чем при микрорезании единичным зерном. Это вытекает из зависимости (1), рассматривая в ней вместо толщины среза a глубину шлифования t . Очевидно, относительная величина температуры z увеличивается, что ведет к увеличению мгновенной температуры θ .

В работе также установлено, что средняя температура при шлифовании, как и мгновенная температура, аналитически описывается зависимостью (1), рассматривая в ней вместо толщины среза a глубину шлифования t и представляя скорость $V_{рез}$ в виде: $V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{t/2 \cdot R_{кр}}$, где $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; $R_{кр}$ – радиус круга, м. Поскольку $V_{кр} > V_{дет}$, $tg\beta > \sqrt{t/2 \cdot R_{кр}}$, то мгновенная температура при шлифовании (кривая 1 на рис. 4,а) будет больше средней температуры (кривая 2 на рис. 4,а), а глубина проникновения мгновенной температуры в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 , наоборот, меньше глубины проникновения средней температуры (рис. 4,б), которая может многократно превышать глубину шлифования t . Это хорошо согласуется с известными экспериментальными данными.

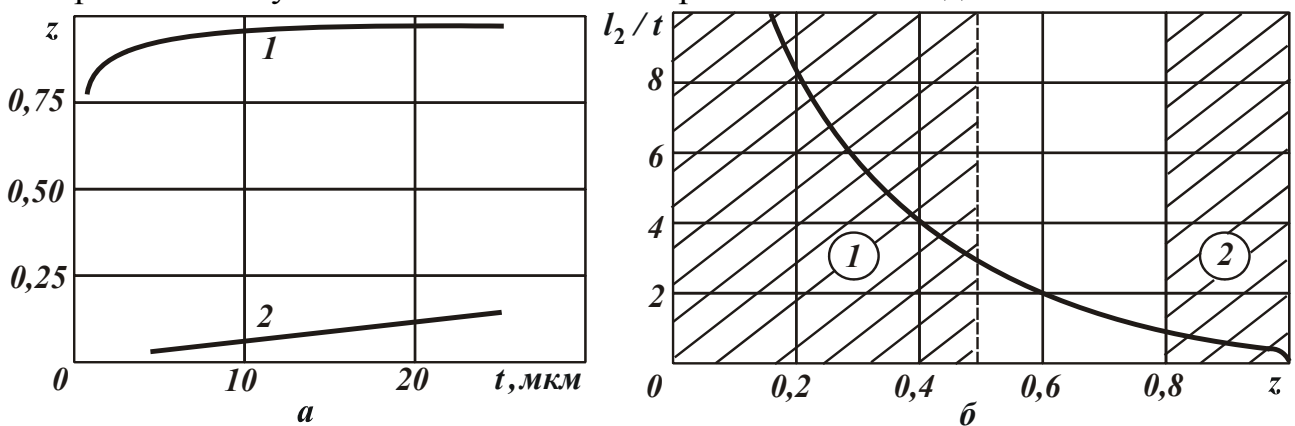


Рис. 4. Зависимости z от t (а) и l_2/t от z (б): а 1 – $V_{кр} = 27,5$ м/с; $tg\beta = 0,25$; 2 – $V_{дет} = 30$ м/мин; диаметр круга $D_{кр} = 0,45$ м; обрабатываемый материал – сталь ШХ15 (коэффициент температуропроводности $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с); б – 1 и 2 определяют диапазоны изменения средней и мгновенной температуры при шлифовании.

Следовательно, средняя температура является определяющей при формировании параметров качества обработки при шлифовании и поэтому ее необходимо

уменьшать. Установлено, что с физической точки зрения средняя температура обусловлена процессом трения круга с обрабатываемым материалом. При отсутствии трения средняя температура фактически равна нулю и тепловую напряженность процесса будет определять мгновенная температура, что способствует повышению качества обработки. При наличии трения круга с обрабатываемым материалом уменьшить глубину проникновения средней температуры в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 (аналогично уменьшению глубины проникновения мгновенной температуры) можно увеличением скорости детали $V_{дет}$ при одновременном уменьшении глубины шлифования t . При условии $V_{дет} = V_{кр}$ мгновенная и средняя температуры, а также глубины их проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали фактически будут равны между собой (рис. 2,а). Это позволит уменьшить параметр l_2 и повысить качество и производительность обработки.

В работе получены приближенные аналитические зависимости для определения средней температуры при шлифовании θ и параметра l_2 , справедливые для условия $z < 0,6$:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c \cdot \rho} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot t \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}}, \quad l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}{V_{дет}}}. \quad (3)$$

Как видно, скорость детали $V_{дет}$ по-разному влияет на среднюю температуру θ и параметр l_2 . Чем больше $V_{дет}$, тем меньше параметр l_2 и больше средняя температура θ . Несомненно, с точки зрения повышения качества обработки необходимо параметр l_2 уменьшать, т.е. увеличивать скорость детали $V_{дет}$, а увеличивающуюся среднюю температуру θ следует компенсировать уменьшением глубины шлифования t . Этим можно добиться уменьшения параметра l_2 и средней температуры θ без уменьшения производительности обработки, определяемой произведением параметров $V_{дет} \cdot t$.

В работе также показано, что уменьшить параметр l_2 и мгновенную температуру наиболее просто в условиях лезвийной обработки, в особенности при высокоскоростном фрезеровании. При этом фактически исключается средняя температура, которая при шлифовании обусловлена трением связки круга с обрабатываемым материалом. В результате мгновенная температура будет ниже температуры плавления обрабатываемого материала, а качество и производительность обработки выше, чем при шлифовании, что подтверждается практическими результатами.

Для оценки достоверности теоретических результатов проведены экспериментальные исследования процесса фрезерования концевой фрезой отверстий в деталях из закаленных сталей (например, стали 7ХГ2ВМФ) твердостью HRC 51...56 на современном высокооборотном станке с ЧПУ модели "Picomax 60" и показана возможность повышения точности, качества и производительности обработки за счет перехода в область высокоскоростного фрезерования. Это, по сути, является новым направлением механообработки и позволяет с высокой эффективностью заменить традиционно применяемую технологию обработки глухих отверстий в блоке цилиндров, включающую растачивание с последующим хонингованием, которая не обеспечивает требуемые высокие параметры точности – отклонение от цилиндричности в пределах 0,01 мм.

Экспериментально установлено, что переход в область высокоскоростного

фрезерования глухих отверстий позволяет до 2,5 раз увеличить производительность обработки и до 4 раз стойкость твердосплавных концевых фрез. При этом обеспечивается требуемое отклонение от цилиндричности 0,01 мм, шероховатость поверхности на уровне $R_a=0,63$ мкм, исключаются прижоги и другие температурные дефекты. Установлено, что с увеличением частоты вращения фрезы в пределах 1000...8000 об/мин микротвердость H_{100} обработанного отверстия уменьшается от 2300 до 1900 МПа. Это незначительно отличается от исходной микротвердости 2450 МПа, что свидетельствует о преобладании в механизме формирования параметров качества обработки силового фактора и незначительной роли теплового фактора. Экспериментальные данные подтверждают теоретические выводы о возможности снижения тепловой напряженности процесса обработки при высокоскоростном фрезеровании с режимом резания: $n=8000$ об/мин, $t=0,02$ мм; окружная подача $S=0,25$ мм/об, вертикальная подача – 125 мм/мин.

Проведены экспериментальные исследования круглого внутреннего шлифования на станке с ЧПУ модели “Studer” детали “кожух” из труднообрабатываемой цементированной стали 16ХЗНВФМБ-Ш. Установлено, что в широких диапазонах изменения параметров режимов шлифования образуются прижоги и происходит растрескивание обрабатываемого материала, обусловленное температурным фактором. Глубины проникновения прижогов составляют 100...200 мкм. Это значительно больше глубины шлифования, изменяющейся в пределах 1 мкм, т.е. справедливо соотношение $l_2/t > 1$, что указывает на определяющую роль в образовании прижогов средней температуры, обусловленной трением круга с обрабатываемым материалом. Показано, что исключить температурные дефекты на обрабатываемых поверхностях в процессе шлифования можно, во-первых, за счет снижения интенсивности трения круга с обрабатываемым материалом, применяя для этого среднемягкие круги, импрегнированные (термообработанные) круги, а также твердые смазки в зоне шлифования. Во-вторых, за счет уменьшения скорости круга до значений $V_{кр}=18...20$ м/с в связи с тем, что в зоне шлифования имеет место все же достаточно интенсивное трение круга с обрабатываемым материалом. В итоге увеличена предельная скорость радиальной подачи (до значения 0,22 мм/мин) и соответственно производительность обработки. Доказана также целесообразность осуществления шлифования “всухую” с целью исключения резкого охлаждения обрабатываемой поверхности, что является одной из причин растрескивания материала.

Проведены экспериментальные исследования плоского шлифования детали “рычаг” из литейной износостойкой стали В2Ж ($HRC_s \geq 58$) и определены условия обработки, исключающие образование на обрабатываемых поверхностях прижогов и микротрещин. Они состоят в снижении интенсивности трения круга с обрабатываемым материалом путем применения мягких кругов твердостью МЗ. Этим показано, что тепловые процессы при шлифовании обусловлены, главным образом, проявлением средней температуры при шлифовании, которая определяется трением круга с обрабатываемым материалом. Следовательно, разработанная в работе математическая модель определения мгновенной и средней температур и глубин их проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали позволяет научно-обоснованно подойти к выбору условий повышения качества и производительности обработки.

Литература: 1. Маслов Е.Н. Основы теории шлифования металлов. – М.: Гос. научн.-техн.

изд. машиностр. литературы, 1951. – 178 с. 2. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 8-20. 3. Новиков Ф.В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2007. – Вип. 61. – С. 23-33. 4. Новиков Ф.В., Рябенков И.А. Исследование теплонапряженности процессов шлифования // Восточно-европейский журнал передовых технологий, №2/4 (32), 2008. – С. 41-44.

УДК 621.914.2

ВЫСОКОТОЧНАЯ СВОБОДНООБКАТНАЯ ОБРАБОТКА ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Добровольский А.В., канд. техн. наук, Краснощек Ю.С., канд. техн. наук,
Кикоян Г.О. (г. Харьков, Украина)

Kinematics of the freely rolled cutting with the concurrent axes of the fillet and tool for inner surface treatment has been analyzed. It has been established that at some sections of the contact arc of the cutter and billet metal cutting takes place while at other sections of the contact arc smoothing takes place.

Повышение точности и качества обработанных поверхностей является важнейшей задачей металлообработки. Перспективным направлением, позволяющим решить эту задачу, может быть применение новых кинематических схем резания, которые выражают абсолютные движения режущего инструмента и обрабатываемой заготовки. Г.И. Грановский провел глубокий анализ возможных принципиальных кинематических схем резания [1], отметив, что хотя многие схемы не имеют широкого практического применения, но таят большие возможности. Таким образом, всестороннее исследование процессов резания, созданных на основе этих схем, может привести к практическому применению некоторых из них.

На основе анализа возможных кинематических схем резания [1] для обработки сложнопрофильных поверхностей предложен оригинальный способ высокоточной свободнообкатной обработки [2]. Формообразование внутренней цилиндрической поверхности кругового профиля и прилегающей к ней сферической поверхности

осуществляется по схеме резания, описание которой приводится ниже.

Инструмент 2, имеющий возможность свободного вращения в своих опорах, выполнен в виде чашечного резца с круговой режущей кромкой, сопряженной по законам обката с профилем поверхности резания 4. Режущая кромка инструмента является охватываемой поверхностью резания (рис. 1). Ось вращения ин-

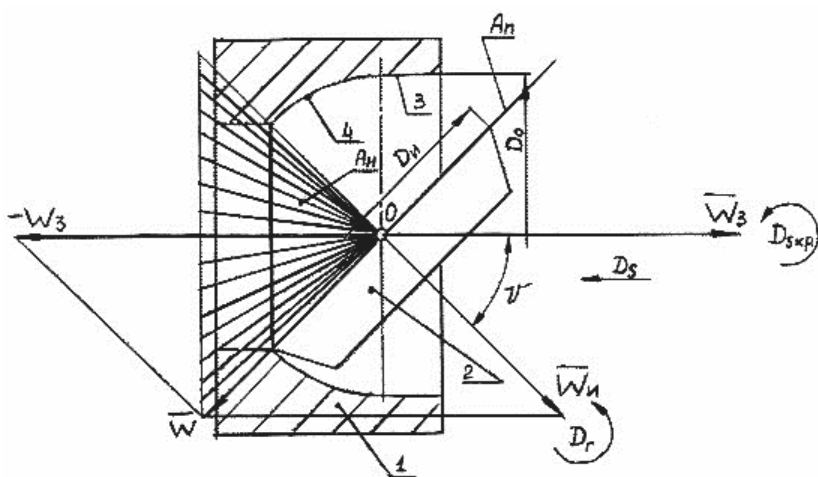


Рис.1 Схема свободнообкатного резания с пересекающимися осями.

струмента устанавливают под углом V к оси вращения заготовки 1 в одной с ней плоскости. Заготовке сообщают принудительное вращательное движение $D_{s\text{ кр.}}$ – круговой подачи, обычно, против часовой стрелки.

Резец подводят на глубину резания к обрабатываемой поверхности и сообщают ему движение продольной подачи D_s в направлении оси вращения заготовки в сторону обрабатываемой поверхности. После контакта режущей кромки с поверхностью резания, заготовка ведет за собой инструмент за счет сил сцепления между ними, при этом пренебрегаем динамикой процесса, а сцепление режущей кромки с поверхностью резания считаем идеальным.

Главным движением свободнообкатного резания D_r будет вращательное движение инструмента, движением подачи D_s будет перемещение инструмента в направлении оси вращения заготовки в сторону обрабатываемой поверхности. Третье – вращательное движение заготовки $D_{s\text{ кр.}}$ является движением круговой подачи, определяющим скорость взаимного обкатного вращения заготовки и инструмента. При этом, скорость свободнообкатного резания определяем как скорость проскальзывания режущей кромки относительно поверхности резания, обусловленную главным вращательным движением инструмента D_r , а также расположением его оси вращения под углом v к оси вращения заготовки, и вспомогательным движением круговой подачи заготовки $D_{s\text{ кр.}}$. Такая трактовка скорости резания известна и при некоторых других видах обработки, например, при шевинговании зубчатых колес.

Следует отметить, что обработка поверхности осуществляется методом обкатки и профиль обработанной поверхности получается в виде огибающей ряда последовательных положений режущей кромки инструмента. Этот метод имеет ряд преимуществ по сравнению с другими – высокая производительность вследствие непрерывных движений обкатки и деления, универсальность (одним типоразмером инструментального профиля можно обрабатывать различные размеры сопряженных профилей), высокая точность и низкая шероховатость обработанной поверхности [3].

Рассмотрим кинематическую схему резания свободнообкатным резцом с круговой режущей кромкой, когда её центр симметрии расположен на оси вращения заготовки (рис.1), что определяет условие равенства диаметра режущей кромки D_u диаметру обработанного цилиндрического отверстия D_o , который, в свою очередь, равен диаметру обработанной сферы $D_{сф}$

$$D_u = D_o = D_{сф}. \quad (1)$$

Для кинематического анализа схемы резания (рис.1), содержащую систему двух вращающихся твердых тел в пространстве с пересекающимися осями, условно остановим заготовку 1. Для этого резцу 2 необходимо соответственно сообщить вращательное движение вокруг оси заготовки с угловой скоростью, равной по величине угловой скорости заготовки и направленную в противоположную сторону [4]. Введем в рассмотрение векторы угловых скоростей инструмента и заготовки – \bar{W}_u и $\bar{W}_з$, действующие в положительном направлении (против часовой стрелки), разметив их начало в точке O пересечения осей вращения инструмента и заготовки. При условной остановке заготовки, вектор её угловой скорости $\bar{W}_з$ графически поменяет направление своего действия на противоположное – ($-\bar{W}_з$) (т.е. на отрицательное направление вращения).

Вектор $\bar{W}_з$ задан частотой вращения шпинделя станка. Вектор \bar{W}_u получен в результате свободнообкатного вращения резца, его величина задается угловой ско-

ростью заготовки $|\bar{W}_3|$ и зависит от соотношения диаметров режущей кромки инструмента и обрабатываемой поверхности, а также угла пересечения их осей $|\bar{W}_u| = f(|\bar{W}_3|, D_w, D_o, \nu)$.

Экспериментальные исследования показали, что для схемы резания (рис.1), когда соблюдается условие (1), соотношения угловых скоростей удовлетворительно (с точностью до 25 %) описываются зависимостью:

$$|\bar{W}_u| = |\bar{W}_3| \cdot \cos \nu. \quad (2)$$

Согласно теореме о сложении вращений двух твердых тел вокруг пересекающихся осей [4], найдем вектор абсолютной угловой скорости этой системы в виде:

$$-\bar{W}_3 + \bar{W}_u = \bar{W}, \quad (3)$$

который, согласно графическим построениям, проходит через точку O и лежит, в соответствии с экспериментальными данными (2), в плоскости режущей кромки инструмента 2 (рис.1).

Результирующий вектор \bar{W} совпадает с мгновенной осью вращения системы двух твердых тел и является геометрическим местом точек, имеющим в данный момент времени нулевую окружную скорость [4]. С течением времени, перемещаясь в неподвижном пространстве и во вращающемся теле мгновенная ось системы (вектор \bar{W}) опишет в них некоторые условно-линейчатые поверхности. Так как образующая эти линейчатые поверхности является мгновенной осью вращения системы, всегда проходящей через неподвижную точку O , то сами поверхности будут коническими с вершиной в точке пересечения осей [4].

Поверхность, связанная с заготовкой и образованная движением мгновенной оси в неподвижном пространстве, будет неподвижным аксиодом A_n [4], имеющим форму наружного кругового конуса с вершиной в точке O . Поверхность, связанная с вращающимся инструментом и образованная движением мгновенной оси в подвижном пространстве, является подвижным аксиодом A_n [4], имеющим форму плосковершинного конуса с вершиной в точке O , совпадающим с плоскостью режущей кромки инструмента. Такая трактовка формы подвижного аксиода имеет место и при некоторых других видах обкатного резания, например, при зубострогании, когда производящую инструментальную поверхность условно задают в виде плосковершинного или плоского зубчатого конического колеса.

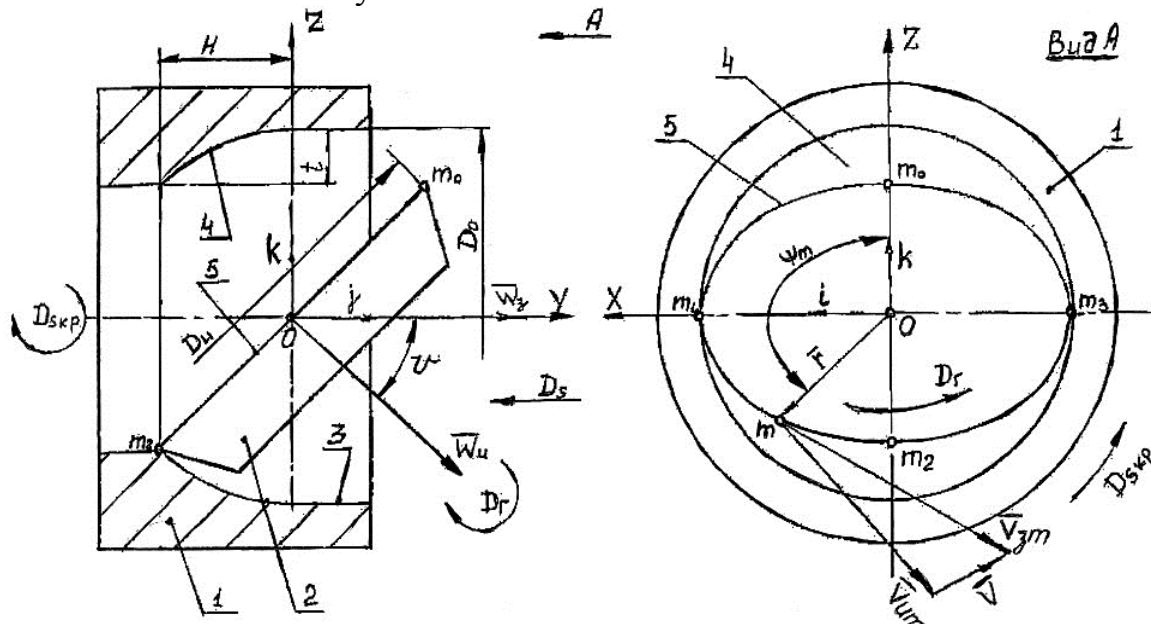


Рис. 2 Кинематическая схема свободнообкатного резания с пересекающимися осями.

Представляет интерес исследование особенностей кинематики свободнообкатного резания. Для изучения кинематических параметров схемы резания рассмотрим вектор окружной скорости произвольной точки контакта m режущей кромки с поверхностью резания (рис. 2), принадлежащий режущей кромке 5, и вектор окружной скорости той же точки контакта, принадлежащий поверхности резания 4. Решаем известную в теоретической механике задачу о вращении системы двух твердых тел [4], какими являются резец и заготовка, вокруг неподвижных пересекающихся осей их вращения. Для отсчета вводим декартову систему координат XYZ, начало отсчета совмещаем с точкой O, расположенной в месте пересечения осей вращения заготовки и инструмента. Ось OY направляем по оси вращения заготовки в сторону, противоположную поверхности резания, ось OZ – вертикально вверх, а ось OX – перпендикулярно первым двум так, чтобы орты i, j, k координатных осей OX, OY, OZ образовали правую тройку.

Первоначально рассмотрим кинематические параметры перемещения произвольной точки контакта m режущей кромки 5, принадлежащей твердому телу – инструменту 2, равномерно вращающемуся вокруг своей неподвижной оси. Окружное положение точки m определяется угловой координатой Ψ_m , отсчитанной от ее крайнего верхнего положения m_0 в сторону вращения инструмента. Радиус-вектор \bar{r} проведем из начала отсчета O в рассматриваемую точку m . В результате вращения инструмента вокруг своей оси точка m имеет окружную скорость, вектор которой \bar{V}_{um} направлен по касательной к траектории этой точки. Желая соединить с понятием угловой скорости представление о направлении оси, вокруг которой происходит вращение инструмента, введем вектор угловой скорости \bar{W}_u , модуль которого $|\bar{W}_u|$ определяется, как производная от угловой координаты Ψ_m по времени. Направление вектора угловой скорости необходимо связать с осью вращения инструмента – единственным неизменным направлением во вращающемся твердом теле, при этом также необходимо указать, в какую сторону по оси вращения направлен вектор \bar{W}_u . Общепринято [4] направлять вектор угловой скорости по оси вращения твердого тела так, чтобы наблюдатель, смотрящий с конца этого вектора, видел вращение инструмента в положительном направлении, т.е. против часовой стрелки при правой системе координат XYZ.

Рассматривая угловую скорость как вектор, откладываемый по оси вращения инструмента, можно определить вектор окружной скорости \bar{V}_{um} произвольной точки контакта m вращающегося инструмента по векторной формуле Эйлера как векторное произведение вектора угловой скорости на радиус-вектор этой точки относительно любой точки на оси вращения [4], в том числе и точки O – начала отсчета

$$\bar{V}_{um} = \bar{W}_u \times \bar{r}. \quad (4)$$

Воспользовавшись методикой [5] и выполнив несложные математические преобразования, получим значения проекций окружной скорости произвольной точки контакта m , принадлежащей инструменту на координатные оси, в виде:

$$V_{umx} = |\bar{W}_u| \cdot 0,5 \cdot D_u \cdot \cos \psi_m, \quad (5)$$

$$V_{umy} = -|\bar{W}_u| \cdot 0,5 \cdot D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \cos \nu, \quad (6)$$

$$V_{umz} = -|\bar{W}_u| \cdot 0,5 \cdot D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \cos \nu, \quad (7)$$

Теперь рассмотрим скорость той же точки контакта m , но принадлежащей поверхности резания 4. В результате вращения заготовки точка контакта m имеет

окружную скорость, вектор которой \bar{V}_{zm} направлен по касательной к траектории этой точки в процессе ее кругового перемещения вокруг оси заготовки с угловой скоростью $|\bar{W}_z|$. Аналогично, направляем вектор угловой скорости \bar{W}_z по оси вращения заготовки и задаем ему положительное направление в той же системе координат. Вектор окружной скорости \bar{V}_{zm} определяется аналогично (5) ... (7) в виде:

$$V_{zmx} = |\bar{W}_z| \cdot 0,5 \cdot D_o \cdot \cos \psi_m \cdot \cos \nu, \quad (8)$$

$$V_{zmy} = 0, \quad (9)$$

$$V_{z mz} = -|\bar{W}_z| \cdot 0,5 \cdot D_o \cdot \sin \psi_m \cdot \bar{V}_{zm}. \quad (10)$$

В произвольной точке контакта m приложены одновременно два вектора скоростей \bar{V}_{um} и \bar{V}_{zm} , следовательно, здесь имеет место проскальзывание режущей кромки 5 относительно поверхности резания 4 (рис. 2 вид А), вектор скорости резания которого \bar{V} можно определить, как геометрическую разность исходных векторов \bar{V}_{zm} и \bar{V}_{um}

$$\bar{V} = \bar{V}_{zm} - \bar{V}_{um}. \quad (11)$$

Зная проекции векторов \bar{V}_{zm} (8) ... (10) и \bar{V}_{um} (5) ... (7) на координатные оси, запишем их геометрическую разность в виде проекций вектора \bar{V} скорости проскальзывания на те же оси

$$V_x = 0,5 \cdot \cos \psi_m (|\bar{W}_z| \cdot D_o \cdot \cos \nu - |\bar{W}_u| \cdot D_u), \quad (12)$$

$$V_y = |\bar{W}_u| \cdot 0,5 \cdot D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu, \quad (13)$$

$$V_z = 0,5 \cdot \sin \psi_m (|\bar{W}_u| \cdot D_u \cdot \cos \nu - |\bar{W}_z| \cdot D_o). \quad (14)$$

Проанализируем составляющую скорости проскальзывания V_x (12), которая расположена в плоскости режущей кромки, и изменяет свое значение в зависимости от углового положения точки контакта m в пределах значений угла $0,5\pi \leq \psi_m \leq 1,5\pi$. В начальный момент контакта в точке m_1 при $\psi_m = 0,5\pi$ и в момент его завершения в точке m_3 при $\psi_m = 1,5\pi$ проскальзывание отсутствует, т.к. уравнение (12) примет вид:

$$V_x (\psi_m = 0,5\pi, \psi_m = 1,5\pi) = 0. \quad (15)$$

Когда точка контакта m занимает нижнее положение m_2 и при $\psi_m = \pi$, составляющая скорости проскальзывания V_x (12) достигает своего максимального значения:

$$V_x (\psi_m = \pi) = 0,5 (|\bar{W}_z| \cdot D_o \cdot \cos \nu - |\bar{W}_u| \cdot D_u). \quad (16)$$

Таким образом, составляющая скорости проскальзывания V_x (12) в рабочей зоне на дуге контакта $m_1 m_2 m_3$ изменяет свою величину в плоскости режущей кромки циклически от минимального нулевого значения до максимального и, затем, опять до минимального.

Уравнения (15) и (16) имеют физический смысл. Составляющая скорости проскальзывания V_x (12) в зоне контакта $m_1 m_2 m_3$ принимает положительное значение по оси X и определяет дополнительное проскальзывание режущей кромки в ее плоскости относительно поверхности резания. Этот параметр условно назовем «стационарным проскальзыванием» или «скоростью стационарного проскальзывания».

В первом приближении считаем, что процесс свободнообкатного резания протекает при отсутствии «нестационарного проскальзывания», т.е. соблюдаются начальные условия моделирования, где пренебрегаем динамикой процесса резания, а сцепление режущей кромки с поверхностью резания считаем идеальным. Кроме

того, сама по себе скорость «стационарного проскальзывания» (12) не может являться составной частью скорости свободнообкатного резания, ввиду ее расположения в плоскости режущей кромки, а также в силу того, что любой процесс резания металлов с отходом стружки может осуществляться только при условии направленности вектора скорости резания на переднюю поверхность резца или его режущую кромку. Поэтому точку контакта m_2 стараются, по возможности, выводить из зоны резания, т.к. в этом месте наблюдается максимальное «стационарное проскальзывание», а собственно резание с отходом стружки отсутствует. Эффект «стационарного проскальзывания» не оказывает влияния на профилирование сферы в процессе ее свободнообкатной обработки, хотя и положительно влияет на качество обработанной поверхности, т.к. приводит дополнительное касательное заглаживание обработанной поверхности сферы режущей кромкой.

Дальнейший анализ предполагает определение величины угловой скорости инструмента в зависимости от кинематических и геометрических параметров схемы резания в виде: $|\bar{W}_u| = f(|\bar{W}_3|, D_u, D_o, \nu)$. Для этого, рассмотрим интегральное значение скорости «стационарного проскальзывания» (12) всей совокупности точек режущей кромки за один полный оборот инструмента, который является твердым телом.

$$\sum V_x = 0,5 (|\bar{W}_3| \cdot D_o \cdot \cos \nu - |\bar{W}_u| \cdot D_u) \cdot \int_0^{2\pi} \cos \psi_m \cdot d\psi_m = 0. \quad (17)$$

Из уравнения (17) получим искомое в общем виде:

$$|\bar{W}_u| = |\bar{W}_3| \frac{D_o}{D_u} \cdot \cos \nu, \quad (18)$$

что удовлетворительно (с точностью до 25 %) согласуется с экспериментальными данными.

Скорость свободнообкатного резания трактуем как скорость проскальзывания режущей кромки относительно поверхности резания в произвольной точке контакта m . Зная составляющие (12) и (14), а также учитывая (16) и (1) определяем абсолютное значение скорости свободнообкатного резания:

$$V = \sqrt{V_y^2 + V_z^2} = 0,5 D_o |\bar{W}_3| \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu. \quad (19)$$

В последней формуле модуль угловой скорости заготовки выразим через частоту ее вращения n_3

$$|\bar{W}_3| = 2 \pi n_3. \quad (20)$$

Искомое значение скорости свободнообкатного резания в окончательном традиционном виде, с учетом (20), а также переводе значений диаметра из миллиметров в метры примет вид:

$$V = \frac{\pi D_o \cdot n_3}{1000} \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu. \quad (21)$$

Проанализируем поэтапно изменение скорости резания (21) в зависимости от переменных величин ν и ψ_m . Рассмотрим изменение угла пересечения осей вращения заготовки и инструмента в пределах $0 \leq \nu \leq 0,5 \pi$. При $\nu = 0$ скорость резания (21) отсутствует $V(\nu=0) = 0$. В этом случае режущая кромка занимает вертикальное положение (на рис. 2 не показано) и механизм передачи вращения от заготовки к инструменту происходит без проскальзывания ($|\bar{W}_3| = |\bar{W}_u|$) по аналогии, например, с механизмом работы торцевой дисковой фрикционной муфты. При $\nu = 0,5 \pi$, ско-

рость резания принимает значение

$$V = \frac{\pi D_o \cdot n_3}{1000} \cdot \sin \psi_m. \quad (22)$$

В этом случае режущая кромка занимает горизонтальное положение (на рис. 2 не показано), что исключает вращение инструмента ($|\bar{W}_u| = 0$), а резец производит резание, как обычный фасонный со скоростью резания (22) переменной в каждой точке активной части режущей кромки.

На практике технологические возможности рассматриваемой схемы ограничены предельными значениями угла $0 < \nu < 60^\circ$. При уменьшении угла ν до значения близкого к нулю уменьшается высота обработанного шарового слоя Н (рис. 2), что не представляет особенного технологического и конструкторского интереса, хотя, значения $1,5^\circ < \nu < 3^\circ$ успешно используют при свободнообкатном точении многогранных и других подобных видов отверстий. Как показала практика, при увеличении угла $\nu > 60^\circ$ вращение инструмента начинает носить нестационарный характер и совсем прекращается при $\nu > 70^\circ \dots 80^\circ$.

Теперь рассмотрим влияние изменения угловой координаты ψ_m точки контакта m на скорость резания при фиксированном значении угла $\nu = const$. В начале контакта при $\psi_m = 0,5 \pi$ в характерной точке m_2 (рис.2, вид А) величина скорости резания (21) принимает свое максимальное положительное значение

$$V (\psi_m = 0,5 \pi) = \frac{\pi D_3 \cdot n_3}{1000} \cdot \sin \nu, \quad (23)$$

и далее, с увеличением ψ_m , скорость резания уменьшается и в точке m_2 ($\psi_m = \pi$) принимает свое минимальное значение

$$V (\psi_m = \pi) = 0. \quad (24)$$

Дальнейшее увеличение $\psi_m > \pi$ определяет отрицательное повышение значения скорости резания и в характерной точке окончания контакта m_3 при $\psi_m = 1,5 \pi$ она принимает свое максимальное отрицательное значение

$$V (\psi_m = 1,5 \pi) = - \frac{\pi D_o \cdot n_3}{1000} \cdot \sin \nu, \quad (25)$$

Рассмотрим поэтапно направленность действия вектора скорости резания в зоне контакта по дуге $m_1 m_2$ (рис.2, вид А), модуль которого изменяется от своего положительного максимума (23) до нуля (24). Именно в этой зоне протекает процесс свободнообкатного резания с отходом стружки, обусловленный направленностью вектора скорости резания на переднюю поверхность резца, совпадающую с плоскостью режущей кромки 5. В точке контакта m_2 (рис. 2, вид А) модуль вектора скорости резания равен нулю (24) в силу касательного расположения и совпадения направления действия векторов окружных скоростей заготовки и инструмента к траекториям этой точки в процессе ее перемещения вокруг осей соответственно заготовки и инструмента. Следовательно, здесь проскальзывание режущей кромки относительно поверхности резания отсутствует, а вектор скорости резания меняет свою направленность действия на противоположную.

На участке дуги контакта $m_2 m_3$ модуль скорости резания изменяется от нуля (24) до своего максимального отрицательного значения (25). Именно на этом участке протекает процесс свободнообкатного выглаживания без отхода стружки режущей кромкой уже обработанной поверхности. Этот эффект имеет место в силу того,

что в зоне m_2 m_3 вектор скорости резания направлен в сторону от передней поверхности резца (на рис.2, вид А не показано). Практика показала, что свободнообкатное выглаживание уменьшает шероховатость и одновременно с этим, производит упрочнение обработанной поверхности сферы.

Технологическая область применения свободнообкатного резания включает высокопроизводительную чистовую и финишную обработку некоторых сложнопрофильных, часто, труднодоступных поверхностей с высокой геометрической точностью и высоким качеством обработанной поверхности. На практике установлено, например, что при значениях угла пересечения осей вращения заготовки и инструмента в пределах $10^\circ < \nu < 60^\circ$ наиболее целесообразно обрабатывать внутренние сферические поверхности с различной высотой шарового слоя. При значениях угла $40^\circ < \nu < 45^\circ$ рекомендуется обрабатывать внутреннюю сферическую поверхность с прилегающим к ней цилиндрическим отверстием, что можно использовать в производстве насосов для подпятников плунжеров, а также для чистовой обработки собственно цилиндрических отверстий кругового профиля напроход. При небольших значениях угла $1,5^\circ < \nu < 3^\circ$, процесс успешно используют для свободнообкатного точения многогранных и мелкозубых отверстий в упор и напроход, а также для обработки овальных и эллиптических отверстий с небольшой степенью овальности как в упор, так и напроход.

Для обработки закаленных сферических поверхностей можно использовать микрофинишную свободнообкатную обработку. Инструмент, при этом, выполняется в виде специально профилированного свободнообкатного притира или хона, а собственно обработка производится или свободным или жесткозакрепленным абразивом.

В качестве иллюстрации вышеизложенного, приведем некоторые практические результаты, полученные авторами. Например, экспериментально проведена чистовая обработка внутренней сферической поверхности диаметром $D_{сф} = 35$ мм (материал – вязкая латунь) с отклонением от геометрической точности сферы в пределах до 3 мкм шероховатостью - $R_z = 0,1$ мкм и волнистостью обработанной поверхности – 0,28 мкм. Обработка велась резцом из стали P18, машинное время составило 0,5 ... 0,6 мин на одно изделие. Кроме того серийно обработаны шестигранные отверстия S 5 мм (15000 шт.) с высокой геометрической точностью до 0,02 мм и высоким качеством поверхностей граней. Использован резец из стали P18, который проявил высокую стойкость за период обработки всей партии деталей. Машинное время составило до 0,1 мин/шт.

Перспективы дальнейшего развития кинематических схем свободнообкатного резания включают в себя исследование процессов со скрецающимися в пространстве осями вращения инструмента и заготовки, что позволит расширить класс обрабатываемых поверхностей, например, позволит обрабатывать внутренние открытые торообразные поверхности эллиптического профиля, в частности, дорожки колец упорных подшипников повышенной несущей способности или отверстий с осевым гиперболическим профилем и пр.

Проведенный выше анализ схемы свободнообкатного резания показывает, что полученные аналитические зависимости в достаточно полной мере отражают кинематические и некоторые физические особенности резания, которые удовлетворительно совпадают с экспериментальными данными, а вопросы исследования динамики процесса, стружкообразования, стойкости инструмента и многие другие аспекты являются перспективными.

Литература: 1. Грановский Г.И. Кинематика резания. – М.: Машгиз, 1948. – 200 с. 2. Патент RU 2311991 С 2 РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ /А.В. Добровольский (ИА), С.И. Дмитриев (ИА). Способ высокоточной свободнообкатной обработки сферической поверхности/ – Заявка: 200413769/02, 23.12.2004. Опубликовано: 10.12.2007 Бюл. № 34. 3. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 334 с. 4. Лойцянский Л.Г., Лурье А.И. Курс теоретической механики. Т. 1. Статика и кинематика. – М.: Наука, 1982. – 352 с. 5. Добровольский А.В. и др. Скорость резания при профилировании поверхностей. – Известия ВУЗОВ № 12. – М.: Машиностроение. – 1988. – С.111 ... 117.

УДК 621.02.001.63

ДИСКРЕТНОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ ОБРАЗУЮЩЕЙ ФРЕЗЕРУЕМОГО ПАЗА КОНЦЕВОЙ ФРЕЗОЙ

Фадеев А.А., ведущий инженер (г. Курск, Россия)

Discrete representation of a forming surface (a groove or a ledge), a trailer mill processable by milling.

При создании САПР концевых фрез на первоначальном этапе необходимо учитывать профиль обрабатываемой поверхности – паз или уступ. Данный профиль можно задать набором конструктивных параметров паз (рис. 1): шириной паз B и B_1 ; высотой фрезеруемой детали H_1 ; глубиной фрезеруемого паз H ; величиной радиусов скругления: слева – R_1 , справа – R_2 ; размерами фасок: f_{1x}, f_{1y} - слева, f_{2x}, f_{2y} - справа паз. Тогда профиль представляет собой набор “типовых” кривых, таких как: отрезок прямой (участки АВ, ИК, КL, LM, MF, AG, GH, HF); дуг окружности (участки ВС, DE). Каждая прямая определяется своими параметрами (для отрезка прямой это координаты начала и конца, для дуги окружности - ориентация, координаты начала, конца, центра).

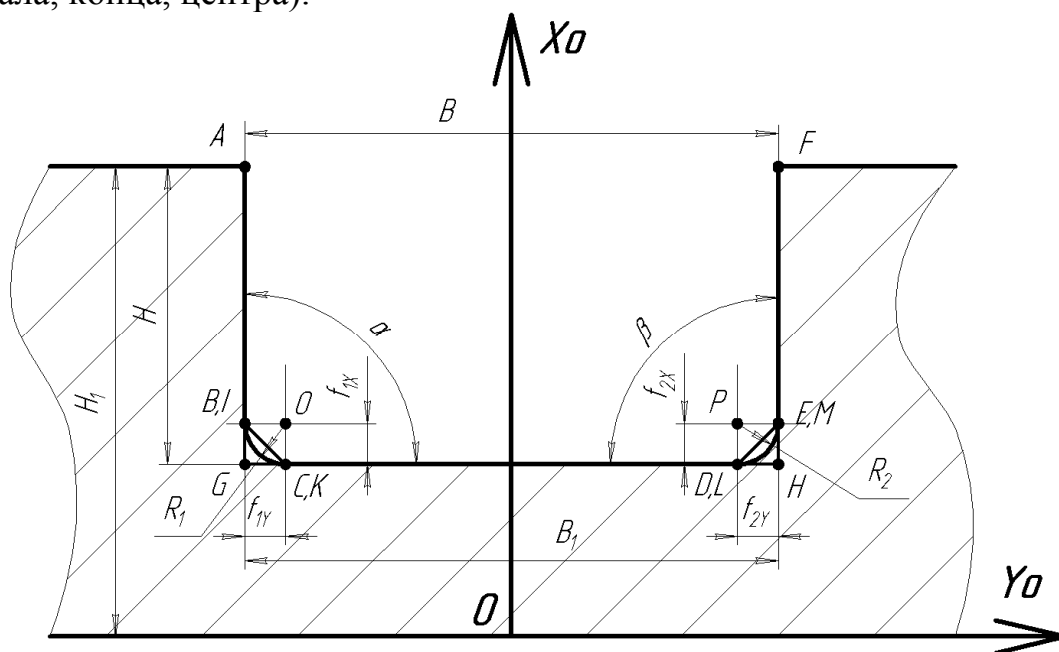


Рис. 1. Конструктивные параметры обрабатываемого паз концевой фрезой.

Расчет дискретного представления профиля реализуется в три этапа [1]:

- расчета по конструктивным параметрам профиля параметров и координат опорных точек участков “типовых” кривых;
- расчета дискретного представления “типовых” кривых;
- объединения дискретного представления участков “типовых” кривых в одно

общее дискретное представление профиля.

В [1, приложение 2.1.] приведена блок-схема для пересчета конструктивных параметров в координаты опорных точек и параметры “типовых” кривых профиля. Выполняемая ей функция имеет вид:

$$\{\text{набор конструктивных параметров, задающий профиль}\} \rightarrow \{K[\dots], P[\dots]\},$$

где $K[\dots]$ - массив кодов участков; $P[\dots]$ - массив параметров и координат опорных точек участков.

Для нашего случая эта функция будет иметь вид:

$$\left\{ H_1, H, B, \left(\begin{array}{c} r_1 \\ f_{1x}, f_{1y} \\ 0 \end{array} \right), \left(\begin{array}{c} r_2 \\ f_{2x}, f_{2y} \\ 0 \end{array} \right), \right.$$

$$J_{AK} \geq 2, J_{RP} \geq 2, J_{VM} \geq 2, J_{AC} \geq 2, J_{LE} \geq 2, J_{ST} \geq 2, J_{GN} \geq 2,$$

$$J_{WM} \geq 2, J_{CE} \geq 2, J_{EG} \geq 2, J_{NM} \geq 2, J_{RT} \geq 2, J_{SP} \geq 2, J_{RG} \geq 2,$$

$$\left. J_{EP} \geq 2, J_{SG} \geq 2, J_{ET} \geq 2 \right\} \rightarrow \{K[\dots], P[\dots]\},$$

где $J_{AK}, J_{RP}, J_{VM}, J_{AC}, J_{LE}, J_{ST}, J_{GN}, J_{WM}, J_{CE}, J_{EG}, J_{NM}, J_{RT}, J_{SP}, J_{RG}, J_{EP}, J_{SG}, J_{ET}$ - количество точек дискретного представления соответствующих участков.

В общем случае массив кодов участков профиля паза будет иметь вид:

$$K[\dots] := \left[\begin{array}{c} -1 \\ 2, (-1, 2, -1), 2, (-1, 2, -1), 2, 0 \\ 3 \end{array} \right];$$

где 2 - отрезок прямой, 3 - дуга окружности, 1 - точка излома, 0 - конец профиля.

В общем случае массив параметров профиля паза будет иметь вид:

$$P[\dots] := \left[\begin{array}{c} J_{AK} \left| \begin{array}{c} J_{RG} \\ J_{TN} \end{array} \right| \begin{array}{c} J_{GN} \\ J_{WM} \end{array} \\ J_{RP}, J_{VM} \\ J_{AC} \left| \begin{array}{c} J_{CE} \\ J_{LE} \end{array} \right| \begin{array}{c} J_{EG}, J_{GN} \\ J_{ET} \\ J_{EP}, J_{VM} \\ J_{SP} \end{array} \end{array} \right]$$

Введем цифровое обозначение паза состоящего из двух цифр. Левая - для левой стороны паза, правая - для правой стороны паза. Цифра 1 обозначает прямой угол, 2 - фаска, 3 - дуга окружности. Таким образом 11 обозначает паз с прямыми углами справа и слева, 22 - паз с фасками, 33 - паз с скруглениями и т.д.

Рассмотрим частные случаи.

Вариант 11.

Массив кодов участков: $K[\dots] := [2, -1, 2, -1, 2, 0];$

Массив параметров и координат опорных точек участков:

$$P[\dots] := \begin{bmatrix} J_{AK}, x_{0A}, y_{0A}, x_{0K}, y_{0K}, \\ J_{RP}, x_{0R}, y_{0R}, x_{0P}, y_{0P}, \\ J_{VM}, x_{0V}, y_{0V}, x_{0M}, y_{0M}, \end{bmatrix};$$

Вариант 22.

Массив кодов участков: $K[\dots] := [2, -1, 2, -1, 2, -1, 2, -1, 2, 0];$

Массив параметров и координат опорных точек участков:

$$P[\dots] := \begin{bmatrix} J_{AC}, x_{0A}, y_{0A}, x_{0C}, y_{0C}, \\ J_{LE}, x_{0L}, y_{0L}, x_{0E}, y_{0E}, \\ J_{ST}, x_{0S}, y_{0S}, x_{0T}, y_{0T}, \\ J_{GN}, x_{0G}, y_{0G}, x_{0N}, y_{0N}, \\ J_{WM}, x_{0W}, y_{0W}, x_{0M}, y_{0M}, \end{bmatrix};$$

Вариант 33.

Массив кодов участков: $K[\dots] := [2, 3, 2, 3, 2, 0];$

Массив параметров и координат опорных точек участков:

$$P[\dots] := \begin{bmatrix} J_{AC}, x_{0A}, y_{0A}, x_{0C}, y_{0C}, \\ J_{CE}, x_{0C}, y_{0C}, x_{0E}, y_{0E}, x_{0D}, y_{0D}, r_{0CE}, \\ J_{EG}, x_{0E}, y_{0E}, x_{0G}, y_{0G}, \\ J_{GN}, x_{0G}, y_{0G}, x_{0N}, y_{0N}, x_{0F}, y_{0F}, r_{0GN}, \\ J_{NM}, x_{0N}, y_{0N}, x_{0M}, y_{0M} \end{bmatrix};$$

Предложенная математическая модель позволяет при автоматическом режиме спроектировать сборную концевую фрезу с СМП для обработки необходимого паза или уступа.

Литература: 1. Лашнев С.И., Борисов А.Н., Емельянов С.Г. Геометрическая теория формирования поверхностей режущими инструментами: Монография/ Курск.гос.тех.ун-т. Курск, 1997, 391 с.

УДК 658.52.011.56.012

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА КАК ФУНКЦИЯ НАДЕЖНОСТИ ОБОРУДОВАНИЯ

Макурин Н.С., канд. техн. наук, **Гирченко А.С.**, **Дубовая Е.И.**
(г. Харьков, Украина)

Productivity of technological process is examined as the function of reliability of equipment.

Задача оптимизации структуры технологического процесса является актуальной и это объясняется тем, что в процессе создания гибких автоматизированных производств структура технологического процесса находит свое воплощение в структуре автоматизированных технологических систем (АТС). В наибольшей степени это относится к созданию гибких автоматизированных линий (ГАЛ), для которых структурные решения технологического процесса существенно влияют на показатели надежности и производительности.

Как правило, технологический процесс (ТП) включает комплекс технических средств, которые распределены по рабочим позициям АТС и обеспечивают выпол-

нение технологического задания по изготовлению номенклатуры изделий заданной программы, а также схему их функциональных связей, которые определяют пути движения изделий в процессе их изготовления.

К основным параметрам структуры АТС относятся количество единиц технологического оборудования q , необходимых для выполнения полного объема технологических операций; число рабочих позиций n_v , на которое разделена технологическая система, состоящая из q последовательно работающих единиц технологического оборудования; число параллельно работающих потоков изготовления изделий p . Эти параметры являются варьируемыми для различных типов структур технологических систем. Параметр n_v – важнейший структурный признак, так как он определяет степень концентрации операций технологического процесса (обычно $1 \leq n_v \leq q$).

Значение параметра $n_v = 1$ соответствует структурному решению, в котором все технологические операции, следовательно, и выполняющие их устройства сосредоточены на одной рабочей позиции. Такая технологическая система характеризуется жесткой межагрегатной связью. Это снижает надежность функционирования и производительность системы как единого целого вследствие наложения потерь, связанных с простоями каждого технологического устройства, вышедшего из строя.

Для увеличения надежности работы и производительности технологических автоматизированных систем при неизменных параметрах встроенного оборудования всю технологическую систему делят на участки и связывают их межучастковыми автоматическими накопителями. В этом случае простои отдельных участков не передаются на последующие. При выходе из строя одного из них последующий получает детали из накопителя задела и технологический процесс не прерывается. С увеличением параметра n_v намечается тенденция роста производительности всей системы.

Значение $n_v = q$ соответствует максимальной дифференциации технологических операций. В этом случае каждая из них выделена в пространстве на отдельной рабочей позиции, между ними установлены межоперационные накопители, позволяющие устранить наложение потерь из-за отказов оборудования. Такая структурная схема построения технологического процесса обеспечивает высокую степень надежности и производительности технологической системы. При этом предполагается, что межоперационные накопители задела абсолютно надежны и обладают достаточной емкостью для обеспечения работоспособности системы при восстановлении работоспособности технологических устройств. Однако с увеличением числа участков, на которые разделена технологическая система, увеличивается капиталоемкость системы и значительно растет величина незавершенного производства. Поэтому целесообразно выбирать промежуточные варианты структур технологического процесса из интервала $1 \leq n_v \leq q$, которые обеспечивают требуемую производительность системы. Если последняя не обеспечивается одним потоком ($p=1$), переходят к анализу структур с параллельно расположенными потоками изготовления изделий.

Таким образом, при оценке различных вариантов структур технологического процесса важным условием выбора лучшего является связь расчетов производительности всей системы и ее составных частей с требованиями к их технологической надежности.

В технико-экономическом анализе автоматизированных производств различают цикловую производительность Q_u , характеризующую количественную возможность выпуска продукции технологической системой при условии ее беспере-

бойной работы и фактическую производительность Q_{ϕ} , имеющую меньшее значение вследствие влияния потока отказов в работе технологических устройств. Следовательно, для определения производительности ГАЛ необходимо найти цикловую производительность, зависящую от данной структуры технологического процесса (в частности, количества технологического оборудования и его расположения), и исследовать влияние степени безотказности каждого технологического устройства (и совокупности устройств) как характеристики построения структуры технологического процесса на безотказность всей системы в целом.

Фактическую производительность технологической системы определим по известной из теории производительности автоматических систем формуле

$$Q_{\phi} = Q_{\text{ц}} \eta_{\text{исп}},$$

где $\eta_{\text{исп}} = T_p / (T_p + \sum T_{np})$ – коэффициент использования, определяемый отношением времени бесперебойной работы T_p технологической системы за данный период к суммарному времени работы и простоев $\sum T_{np}$ за этот же период.

Потери времени $\sum T_{np}$, вызванные простоями оборудования, определяются собственными внецикловыми простоями $\sum T_0$, характеризующими потери времени, вызванные простоями вышедшего из строя оборудования, инструмента, смены и регулирования инструментов, ремонта и регулирования целевых механизмов, а также организационно-техническими простоями $\sum T_{om}$, когда технологическая система находится в работоспособном состоянии, но не работает по причинам внешнего характера (отсутствие заготовок, уборка отходов, сдача смены, отсутствие рабочего-оператора и др.).

Таким образом,

$$\sum T_{np} = \sum T_c + \sum T_{am}.$$

Поскольку при построении структуры технологического процесса безотказность системы зависит от собственных потерь, то в расчетах производительности автоматизированных комплексов и их надежности используется коэффициент технического использования

$$H_{\text{тех}} = T_p / (T_p + \sum T_c).$$

Он зависит от числа единиц технологического оборудования, структурной компоновки системы, надежности каждого узла и инструмента, т. е. от надежности комплекса в целом. Коэффициент технического использования комплекса характеризует математическое ожидание пребывания технологической системы в работоспособном состоянии с учетом длительности функционирования и простоев.

В случае, когда собственные внецикловые потери по оборудованию и инструменту включают только случайные отказы, коэффициент технического использования совпадает с коэффициентом готовности η_r , который характеризует степень надежности собственно технологического оборудования и его взаимосвязи в структурной компоновке, и определяется из соотношения

$$\eta_r = T_p / (T_p + T_B), \quad (1)$$

где T_B — время восстановления работоспособности.

Время бесперебойной работы определяется как величина, обратная параметру потока отказов λ , характеризующему плотность вероятности возникновения отказа технологической системы или ее элемента в рассматриваемый промежуток времени

$$T_p = 1 / \lambda. \quad (2)$$

Параметр потока отказов единицы технологического оборудования

$$\lambda = \lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3 + \lambda_4,$$

где $\lambda_1 - \lambda_4$ – интенсивность соответственно отказов собственно целевых механизмов технологического оборудования, инструмента, контрольноблокировочных устройств и элементов системы управления.

Среднее время восстановления работоспособности технологической системы после возникшего отказа

$$T_B = 1 / \mu, \quad (3)$$

где μ — интенсивность восстановления отказов.

Таким образом, подставив выражения (2), (3) в формулу (1) для определения коэффициента готовности и преобразовав ее, получим

$$\eta_r = \mu / (\mu + \lambda) = 1 / \left(1 + \frac{\lambda}{\mu} \right).$$

При последовательном соединении технологических устройств выход готовых изделий из технологической системы определяется длительностью самой трудоемкой операции T_i , и цикловая производительность

$$Q_{ци} = 1 / \max(T_i).$$

При последовательном жестком соединении технологических устройств без резервирования отказ любого из них приведет к отказу всей позиции. В этом случае вероятность отказа рабочей позиции определяется произведением вероятностей отказов ее элементов, коэффициент готовности определяется по формуле

$$\eta_r = \prod_{i=1}^k \eta_i,$$

где k – количество технологических устройств, входящих в рабочую позицию; η_i – коэффициент готовности i -го устройства.

Интенсивность отказов рабочей позиции $\lambda = \sum_{i=1}^k \lambda_i$, среднее время безотказной

работы $T_p = 1 / \sum_{i=1}^k \lambda_i$.

Задача определения оптимальной степени концентрации операций в ГАЛ по производству изделий Φ модификаций при заданной программе выпуска продукции решается следующим образом:

1. Множество технологических операций $M = \{m_1, m_2, \dots, m_k\}$, совокупность которых определяет технологический процесс изготовления изделия φ ; $\varphi \in \Phi$. Предполагается, что выполнение каждой операции осуществляется отдельным функциональным технологическим устройством (ФТУ). Следовательно, располагают k ФТУ, каждое из которых характеризуется трудоемкостью выполнения операции T_i и параметрами надежности (интенсивностью отказов λ_i и интенсивностью восстановлений отказов ФТУ μ_i).
2. На множестве M выделены бинарные отношения связанности ФТУ. Эти отношения задаются матрицей связанности, которая характеризуется связанностью ФТУ при изготовлении изделия φ -й модификации:

$$S = (S^{\Phi}_{(m_1 m_2)}), \forall_{M_1 M_2} \in M; i, j = 1, k, \varphi \in \Phi.$$

Матрица связанности S определяется на основе технологического маршрута, представленного ориентированным графом, в котором вершины – технологические операции, а множество дуг отражает их упорядоченность. Путь от вершины m_1 к вершине m_j существует только тогда, когда операция m_i предшествует операции m_1 .

3. Диапазон значений ожидаемой производительности $[Q_{min} Q_{max}]$, в пределах которого целесообразно рассматривать варианты структурных решений технологического процесса.
4. Дополнительные ограничения, исключаяющие, например, группировку отдельных технологических операций на одной рабочей позиции, или, наоборот, требующие их сосредоточения.

Необходимо: множество технологических операций M разбить на подмножества W_n , т. е. рассредоточить на такое количество рабочих позиций n при котором значения целевой функции производительности

$$Q = Q(T_1, \lambda_1, \mu_1, n, W_n)$$

попадают в диапазон допустимых ее значений $[Q_{min} Q_{max}]$, при соблюдении условий

$$\bigcup^n W = M; W_i \cap W_j = \emptyset, \forall (i \neq j); \quad m_i, m_j \in W_n, \forall S \frac{\varphi}{(m_i, m_j)} \neq 0; i, j = 1..k.$$

Получить аналитическую зависимость целевой функции производительности от варьируемых параметров n и W_n при различных вариантах структурного построения технологического процесса практически затруднено. Поэтому задачу определения оптимальной степени концентрации операций в ГАЛ целесообразно рассматривать как оптимизационную на комбинаторном пространстве разбиений, используя для этого основные положения кластерного анализа.

Кластерный анализ является составной частью многомерного анализа, используемого для решения многомерных задач классификации объектов. Основная задача кластерного анализа представляется следующим образом.

Пусть задано некоторое конечное множество объектов исследования

$$E = \{e_1, e_2, e_3, \dots, e_n\}.$$

Предположим, что определено некоторое множество наблюдаемых характеристик $C = \{c_1, c_2, c_3, \dots, c_\varphi\}$ которым обладает каждый объект. Результаты измерения c_l -й характеристики e_i объекта обозначим β_{ij} . Тогда каждому объекту соответствует вектор измерений $B_i = \{\beta_{ij}\}_{\varphi=1}$, а всему множеству объектов E — множество векторов измерений $B = \{B_1, B_2, B_3, \dots, B_i\}$ которое описывает это множество объектов.

Основная задача кластерного анализа состоит в том, чтобы на основании данных множества B разбить множество объектов E на n непересекающихся подмножеств (кластеров) $\{E_x\}, \{E_2\}, \{E_2\}, \dots, \{E_n\}$ в соответствии с условиями внутри кластеров и некоторым критерием оптимальности разбиения.

Введем комбинаторное пространство W^E как множество всех возможных разбиений множества объектов. Решение задачи кластерного анализа как задачи математического программирования (в частности, оптимизационной на комбинаторном пространстве разбиений) сводят к нахождению оптимума некоторого функционала $F(\omega)$; $\omega \in W^E$, выражающего уровни желательности различных разбиений. Формально эта задача имеет следующий вид $F_{\{\omega^*\}} = \text{ext} F_{\{\omega\}} \quad \omega \in W_n^E \in W^E$, где W_n^E — подмножество множества W^E , элементы которого являются разбиениями, состоящи-

ми из n групп.

Наиболее универсальным способом решения задачи кластерного анализа (интерпретируемой как оптимизационная на перестановках) является кластеризация, при которой выполняют полный просмотр всех возможных разбиений и определяют такое из них, которое обеспечивает оптимальное значение целевой функции. Суть способа состоит в том, что образуют поле позиций из n точек, в каждую из которых комбинаторным путем размещают элементы множества E и исходя из этого определяют $F(\omega)$; $\omega \in W_n^E$. При этом выделяют две задачи: известно целое число n , меньшее или равное ζ ; число n не задается, а определяется в процессе решения задачи.

При решении задачи определения оптимальной структуры ГП в представленной постановке объектом кластеризации является дискретное множество технологических операций M . Наблюдаемые характеристики объектов – это трудоемкости операций T_i , интенсивности отказов λ_i и интенсивности восстановления отказов μ_i каждого из ФТУ. В качестве критерия оптимальности принимается величина фактической производительности, зависящая от вариантов структурного построения технологического процесса (варьируемых параметров n и W_n), т. е. от количества кластеров и способа распределения технологических операций по кластерам.

Задача кластеризации решается при известном количестве кластеров разбиения n . При этом для определения всех структурных решений n принимает последовательно целые значения из интервала $1 \leq n \leq k$. При $n = 1$ технологические операции сосредоточены в одном кластере, т. е. принимается структурная схема с максимальной концентрацией технологических операций на одной рабочей позиции или участке с жесткой межагрегатной связью.

Принимая последовательно целые значения из интервала $1 \leq n \leq k$, технологическую систему делят на участки и исследуют различные способы сосредоточения на них технологических операций. При $n = k$ в каждом кластере сосредоточивается только по одной технологической операции и эта схема соответствует максимальной дифференциации технологического процесса. Алгоритм решения поставленной задачи содержит модуль генерирования вариантов структурных решений (форм распределения кластеров), отличающихся количеством последовательно расположенных позиций и сосредоточением на них технологических операций.

Литература: 1. Копп В.Я. и др. Моделирование автоматизированных линий.– Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2006.– 240 с. 2. Горбачев В.А. Технологии моделирования систем.– Харьков: «Компания СМИТ», 2006.–162 с.

УДК 658.52.011.56.012.3.001

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЛИЧЕСТВА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ В ГПС

Макурин Н.С., канд. техн. наук, **Гирченко А.С.**, **Дубовая Е.И.** (г. Харьков, Украина)

Definition of quantity of the process equipment in GPS.

При создании ГПС одной из задач является выбор необходимого количества технологического оборудования, необходимого для производства заданного объема изделий. Задача выбора количества оборудования заключается в следующем. Пусть t_{ij} есть время выполнения j -й операции, т. е. цикл обработки i -й детали при j -й операции. Общее число операций m . Если каждая операция выполняется на одном технологическом комплексе (ТК), то m операций равно количеству

ТК. За каждым ТК закреплена группа операций (j).

Обозначим через W_i количество ТК, выполняющих операции $j = \overline{1, m}$. При последовательной структурной компоновке цикл обработки на ТК i -й детали: $t_{ui} = t_{\text{эф}}/A$, где $t_{\text{эф}} = t_{\text{ном}}(1 - t_{\text{рем}})$ – эффективный фонд времени; $t_{\text{рем}}$ – продолжительность планового ремонта оборудования ТК; A – число деталей, подлежащих изготовлению.

Ориентировочное количество ТК определяется из условия максимального количества ТК, обрабатывающих каждую деталь с заданными циклами:

$$W_{ij} = \left\lceil \sum_{i=1}^m t_{ij} / t_{ui} \right\rceil; \quad W_i = \max W_{ij}, \quad 1 \leq i \leq m$$

с округлением до целого числа в сторону увеличения.

Коэффициент загрузки i -го оборудования предметами труда j -й группы рассчитывают по формуле

$$k_{ij} = t_{ij} / (W_i t_{ui}).$$

Общий коэффициент загрузки i -го оборудования в ТК:

$$k_i = \sum_{i=1}^m A_i t_{ij} / (W_i t_{\text{эф}}).$$

При параллельной структурной компоновке количества ТК, обеспечивающие изготовление деталей, определяют из условия

$$t_{\text{эф}} \geq A_i t_{ij} / W_{ij}, \quad i = \overline{1, m}, \quad j = \overline{1, n}.$$

Исходя из $t_{\text{эф}}$ ориентировочное количество ТК составляет

$$W_{ij} = \left\lceil A_i t_{ij} / t_{\text{эф}} \right\rceil, \quad W_i = \sum_{i=1}^m W_{ij}.$$

Коэффициент загрузки i -го оборудования предметами труда j -й группы

$$k_{ij} = t_{ij} A_i / (t_{\text{эф}} W_{ij}).$$

Коэффициент загрузки i -го оборудования в ТК

$$k_i = \sum_{i=1}^m t_{ij} A_i / (t_{\text{эф}} W_{ij}).$$

При комбинированной структурной компоновке ориентировочное количество оборудования определяется как

$$W_i = \left\lceil \frac{\sum_{i=1}^m t_{ij} A_i}{t_{\text{эф}}} \right\rceil,$$

а коэффициент загрузки оборудования составляет $k_i = \sum_{i=1}^m t_{ij} A_i / (t_{\text{эф}} W_i)$.

В этих выражениях не учитываются простои оборудования из-за повторения циклов при сбоях, ожидания при загрузке и разгрузке кассетами, поддонами или тарой.

Оптимальное построение технологических комплексов заключается в концентрации детали-операций и минимизации времени обработки на конкретном оборудовании. Концентрация детали-операций и выбор рациональной структуры ТК обуславливают среднюю станкоемкость обработки и себестоимость изготовления дета-

лей. В зависимости от числа деталей и последовательности технологических операций определяется наименьшее среднее время их изготовления путем оптимального выбора и распределения работ между оборудованием ТК.

При аналитическом расчете количества оборудования ТК принимаются следующие исходные данные: N – количество типов станков (модулей) для отобранных групп деталей; W_i – число станков (модулей) i -го типа; P_i – стоимость одного часа работы станка (модуля); L – группы детали-операций, различающихся параметром $D_j (j = \overline{1, L})$; T – планируемое время выполнения детали-операций; MY_i – число планируемых детали-операций с параметрами D_j .

Для выполнения детали-операций одной группы (типа) с параметром D_j на станках, имеющих различные технические характеристики (а следовательно, различные циклы t_{ij}), требуется неодинаковое время. Зависимость между количеством деталей группы и временем ее изготовления на i -м станке-модуле задается полиномом:

$$F_{ij} = H_{i, k+1} D_j^k + \dots + H_{i, 2} + H_{i, 1},$$

где H_i – коэффициент полиномов, вычисляемый методом наименьших квадратов; k – степень полинома (в расчетах принимается обычно третья степень полинома).

Таким образом,
$$F_{ij} = H_{i, 4} D_j^3 + H_{i, 3} D_j^2 + H_{i, 2} D_j + H_{i, 1}.$$

Время обработки можно задавать исходя из статистических данных с указанием величины F_{ij} , вводя соответствующую матрицу: времени обработки, группы деталей и типа станков (модулей).

Критерием эффективности функционирования оборудования при расчете считаются наименьшие временные затраты на выполнение исходного планового задания MY_i . Оптимальный выбор оборудования для ТК заключается в нахождении наименьшей суммы затрат путем оптимальных распределений, выполнения и концентрации операций с учетом исходных данных $L, D_j, T, MY_i, N, W_i, P_i, k, H_{ij}$.

Если R_{ij} — количество деталей j -й группы, изготавливаемых на станке i -го типа, то произведение $R_{ij} F_{ij}$ есть время, затрачиваемое станком i -го типа на изготовление деталей j -й группы. Стоимость работ составит $K_{ij} F_{ij} P_i$, а общая стоимость всех планируемых работ по изготовлению деталей всех групп на станке i -го типа выражается суммой $\sum_{j=1}^L R_{ij} F_{ij} P_i$.

Так как ТК может содержать W_i станков (модулей) данного типа, то общая стоимость

$$S = \sum_{i=1}^N W_i \sum_{j=1}^L R_{ij} F_{ij} P_i.$$

Решение задачи заключается в вычислении $S = \min$ при следующих ограничениях.

1. Общее число групп деталей j должно быть не больше планового MY_i .
2. Время работы каждого модуля при обработке деталей должно быть меньше или равно T .

Эти ограничения выражаются в математической форме

$$\sum_{i=1}^N W_i R_{ij} \leq MY_i; j = \overline{1, L}; i = \overline{1, N}; \sum_{j=1}^L R_{ij} F_{ij} \leq T.$$

Минимизируемая функция S и левые части ограничений линейны, поэтому это задача линейного программирования. Она решается симплекс-методом и относится к целочисленному программированию, поскольку значения R_{ij} – целые числа.

Для использования стандартных программ требуется преобразовать задачу к виду, в соответствии с которым переменные образуют одномерный массив (вектор). При этом соответственным образом преобразуются вектор коэффициентов линейной функции S , а также матрица и вектор правых частей системы ограничений.

Из величин R_{ij} образуется одномерный массив x -вида $(R_{1,1}, \dots, R_{1,L}, R_{2,1}, \dots, R_{2,L}, R_{N,1}, \dots, R_{N,L})$. Указанному способу упорядочения соответствуют одномерный массив коэффициентов линейной функции

$$W_1 P_1 F_{1,1}, \dots, W_1 P_1 F_{1,L}, W_2 P_2 F_{2,1}, W_2 P_2 F_{2,L}, \dots, W_N P_N F_{N,1}, \dots, W_N P_N F_{N,L}$$

и вектор правых частей ограничений $MY_1, \dots, MY_L, T_1, \dots, T_L$.

Эта задача эквивалентна задаче минимизации функции

$$S = \sum_{i=1}^{NL} \tilde{C}_i x_i$$

при условиях

$$\sum_{i=1}^N \tilde{A}_{ij} x_i \otimes \tilde{B}_i, \quad x_i \geq 0; B_i \geq 0; i = \overline{1, M}; M = L + N; \otimes = \begin{cases} =, & \text{если } i \leq L \\ \leq, & \text{если } i > L \end{cases}$$

Применяемый подход к оценке эффективности функционирования оборудования может быть использован для решения общих задач, в частности:

1. По технологическим причинам некоторые типы станков могут оказаться непригодными для обработки деталей с параметром D_j . В этом случае приходим к более общей задаче с ограничениями на пару «вид детали – тип станка». Несмотря на то, что в предыдущих рассмотрениях нет непосредственного учета подобных ограничений, задачу можно решить, подбирая коэффициенты полиномов таким образом, чтобы значение F_{ij} для несовместных пар «деталь–станок» были достаточно велики (например, равны T). В результате такого выбора коэффициентов ЭВМ, минимизируя функцию S , будет заведомо отбрасывать технологически неприемлемые варианты, поскольку соответствующие им значения S будут слишком велики.
2. Другой задачей является оценка эффективности функционирования оборудования с учетом не только затрат рабочего времени и производительности станка, но и надежности оборудования. Для ее решения необходимо располагать такими статистическими данными, как среднее время τ_{cp} простоев, связанных с поломками, ремонтом и профилактикой оборудования. Если выход оборудования из строя не зависит от типов обрабатываемых деталей, то при вычислении S величину T следует заменить на $T' (1 - \tau_{cp})$. Если же поломки станков зависят от типа обрабатываемых деталей, то соответствующую поправку следует внести в коэффициенты полиномов.
3. При оценке технологического комплекса можно учесть не только процесс обработки деталей, но и обслуживающие операции, в частности, предусмотреть использование ГПК. При этом оценке будет подлежать уже система «комплект станков + комплект обслуживающих роботов + комплект автоматизированных устройств». В простейшем случае учет обслуживающих роботов и устройств может быть сведен к поправкам при вычислении параметров стан-

ков. Эти поправки предполагают включение времени обслуживания в общее время обработки.

Алгоритм вычисления минимального значения функции $S = \sum_{i=1}^{NL} \tilde{C}_i x_i$ при

ограничениях $\sum \tilde{A}_{ij} x \otimes \tilde{B}_i$ решается с помощью симплекс-метода.

Литература: 1. Технологическое оборудование ГПС /О.И. Аверьянов, А.И. Дашенко и др. Под общ. ред. А.И. Федотова. –Л.: Политехника, 1991. –320 с. 2. Моделирование организационно-технологических систем /И.В. Тата- нов, В.П. Авраменко и др. – Рязань: «Рус. слово», 1996. – 224 с. 3. Хауштейн Х-Д. Гибкая автоматизация /Под. общ. ред. В.С. Автономова. – М.: Прогресс, 1990. – 198 с.

УДК 621.923

РАЗРАБОТКА ПРОГРЕССИВНЫХ СПОСОБОВ ШЛИФОВАНИЯ С ПРИМЕНЕНИЕМ МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ

Дудин А.Т. (ПТУ-46, г. Евпатория, Украина)

In work the new ways of grinding combining mechanical cutting with various electrophysical effects, in particular with effects of magnetic fields are resulted

Абразивная обработка является основным методом финишной обработки деталей машин, обеспечивающим высокие показатели точности и качества обрабатываемых поверхностей [1]. В связи с этим актуальны задачи разработки новых способов абразивной обработки, в особенности шлифования, для повышения их эффективности [2 – 4]. Целью работы является создание прогрессивных способов шлифования с применением магнитных полей.

Для лучшего понимания сущности процесса шлифования с использованием магнитных полей рассмотрим известную в машиностроении виброабразивную обработку деталей, осуществляемую в камерах, в которые загружаются заготовки и абразивная среда. Камеру устанавливают на вибрационные столы и сообщают ей колебательные движения с амплитудой 0,5–9 мм и частотой 15–50 колебаний в секунду. Рабочая среда и заготовки в камере совершают относительные перемещения с переменными по величине и знаку ускорениями и таким образом участвуют в циркуляционном процессе всей массы. Рабочая среда может состоять из сухих абразивных зерен или же включать СОЖ. Жидкая составляющая рабочей среды может состоять из активных элементов: растворов солей, кислот, щелочей и других добавок, которые могут быть разными на отдельных этапах обработки. Соотношение деталей и рабочей среды в зависимости от обрабатываемого материала и задач обработки составляет 1:1 – 1:3.

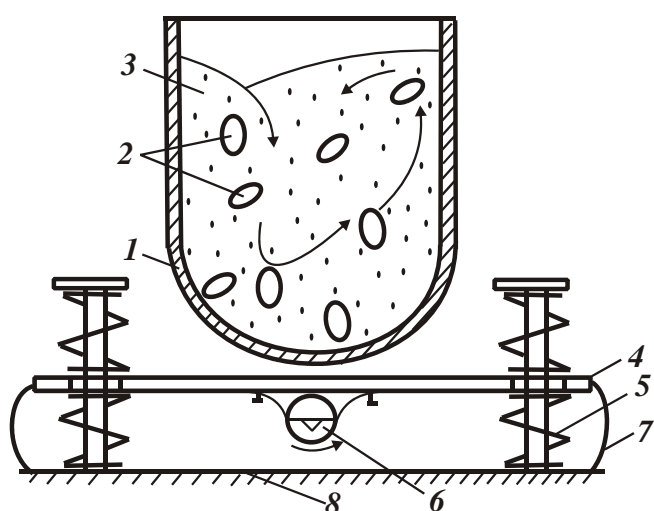


Рис. 1. Схема виброабразивной обработки: 1 – камера; 2 – обрабатываемые детали; 3 – абразивная среда; 4 – стол; 5 – пружина; 6 – вибратор; 7 – ленточная пружина; 8 – основание.

колебательные движения с амплитудой 0,5–9 мм и частотой 15–50 колебаний в секунду. Рабочая среда и заготовки в камере совершают относительные перемещения с переменными по величине и знаку ускорениями и таким образом участвуют в циркуляционном процессе всей массы. Рабочая среда может состоять из сухих абразивных зерен или же включать СОЖ. Жидкая составляющая рабочей среды может состоять из активных элементов: растворов солей, кислот, щелочей и других добавок, которые могут быть разными на отдельных этапах обработки. Соотношение деталей и рабочей среды в зависимости от обрабатываемого материала и задач обработки составляет 1:1 – 1:3.

Виброабразивной обработкой удаляются частицы обрабатываемого материала, снимаются заусеницы и окалина, производится пластическое сглаживание и деформация микронеровностей, выполняются очистные, шлифовально-полировальные и отделочные операции в течении 0,5–2 часов.

Рассмотрим шлифовальную обработку твердым сыпучим абразивным материалом, рис. 1. Деталь устанавливается в камере для шлифования, куда засыпается сухой абразивный порошок. Сообщая детали, перемещение в абразивном порошке, обеспечивается ее шлифование. Возможны следующие варианты шлифования.

Вариант 1. В камеру с мелким абразивным порошком, где установлена деталь для обработки, засыпаются крупные намагничивающиеся частицы, которые с помощью внешних электромагнитных полей перемещаются в порошок, вызывая его движение.

Вариант 2. Абразивный порошок приводится в движение с помощью намагничивающихся частиц внешним электромагнитным полем. Обрабатываемая деталь механически приводится во вращательное движение.

Вариант 3. Обработка по вариантам 1 и 2 ведется с откачкой воздуха из камеры.

Вариант 4. Обработка по вариантам 1 и 2 ведется с заполнением камеры инертным или активным газом.

Рассмотрим основные варианты шлифования в жидких и вязких средах, в которые засыпается абразивный порошок, способный находиться в них во взвешенном состоянии. В эти же среды засыпаются крупные намагничивающиеся частицы.

Вариант 1. На крупные частицы намагничивающегося материала воздействуем внешними электромагнитными полями, заставляя их двигаться в среде и увлекать своим движением абразивную среду, что позволяет производить шлифование. Жидкая среда обеспечивает всевозможные перемещения вокруг детали, меняя их направления и образуя ламинарные или турбулентные потоки.

Вариант 2. В жидкой или вязкой абразивной, магнитной среде, управляемой внешними электромагнитными полями, вращается обрабатываемая заготовка.

Вариант 3. Вращается камера, в которой жидкая или вязкая абразивная - магнитная среда приводится в движение внешними электромагнитными полями.

Возможны способы шлифования с помощью магнитных полей соединенным магнитным и абразивным материалом. Хорошо известно, что многие обрабатываемые металлы обладают адгезивностью к абразивным зернам, то есть возможностью прочно соединяться с абразивными зёрнами. Поэтому можно использовать эти свойства для соединения абразивных материалов с магнитными материалами. Технология соединения абразивных и магнитных материалов может быть выполнена методом пайки, напыления, смачивания, сварки или склеивания. Соединенный абразивный материал с магнитным помещается в камеру, в которой установлена обрабатываемая заготовка. Поочередное включение внешних электромагнитов приводит к “перелету” абразивных частиц через деталь, так как они соединены с магнитными частицами. Зерна, проходя по поверхности детали, шлифуют ее, снимают с нее заусеницы в труднодоступных местах. Обработка ведется в воздушной среде, вакууме, газовых смесях: активных, защитных, инертных под установленным давлением. В разных вариантах обработки камере или детали придаются вращательные движения. Абразивные потоки с помощью электромагнитов вокруг детали закручиваются то в одну, то в другую сторону, совершая зигзагообразные, спиралеобразные или воз-

вратно - поступательные перемещения. В зависимости от поставленных задач, указанные варианты обработки расширяются добавлением в камеру мелкого абразивного порошка или магнитных частиц, или порошка и магнитных частиц совместно.

Рассмотрим способы шлифования с помощью магнитных полей соединенным магнитным и абразивным материалом в жидких и вязких средах, который помещается в шлифовальную камеру. Там он смешивается с маслом, или СОЖ, или вязкими смазывающими веществами и приводится в движение внешними электромагнитными полями вокруг детали, которую можно вращать. Вращательное движение может совершать и шлифовальная камера. В жидких средах абразивно-магнитный материал с помощью внешних электромагнитных полей образует кругообразные, вихреобразные и смешанные потоки. Шлифуемая деталь и камера имеют реверсное вращение. В зависимости от поставленных задач, шлифование может производиться в средах разной вязкости и активности с разной консистенцией абразивно-магнитного материала, разных размеров и при разных скоростях вращения как камеры и детали, так и потоков среды. Все это позволяет расширить известные методы шлифования.

Упрощенная схема такого шлифования показана на рис. 2.

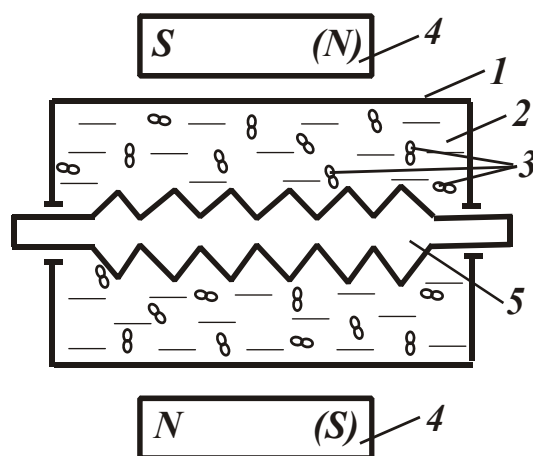


Рис. 2. Способы шлифования с помощью магнитных полей соединенным магнитным и абразивным материалом в жидких и вязких средах: 1 – камера; 2 – среда шлифования; 3 – абразивные зерна, соединенные с намагничивающимся материалом; 4 – электромагниты, создающие внешнее магнитное поле; 5 – шлифуемая деталь.

поверхностные пленки, межкристаллические пленки и образования, что облегчает процесс шлифования. При анодном растворении в жидкой среде к детали необходимо подвести положительный потенциал, а к камере или пластинам-электродам – отрицательный потенциал. Этот процесс называется гальваническим. Подобный процесс происходит при электрохимической обработке.

Таким образом, абразивно-шлифовальная обработка в вакууме, газах, жидкой и вязкой средах может производиться с помощью магнитных и электрических полей. Под воздействием магнитных полей приводится в движение поток абразивно-магнитных частиц. Это новый и перспективный вид шлифования. Применяя вибра-

Интенсифицировать процесс абразивно-шлифовальной обработки в сухой сыпучей, а также в жидкой или вязкой средах можно применяя вибрационные воздействия: на деталь, на шлифовальную камеру, на шлифовальную камеру и деталь одновременно или поочередно через одинаковые или разные промежутки времени. Интенсифицировать процесс абразивно-шлифовальной обработки так же можно, применяя электрические поля: катодное распыление или анодное растворение. Процесс этот энергоемкий, но может быть рентабельным при обработке сверхтвердых материалов.

При катодном распылении к обрабатываемой детали необходимо подвести отрицательный потенциал, а к камере или к установленным пластинам-электродам – положительный потенциал. Деталь становится катодом, а камера или пластина-электрод – анодом. Электроны, вылетая из материала детали, разрушают

ционное воздействие на обрабатываемую деталь и (или) камеру, можно интенсифицировать эти виды обработки, обеспечивая высокое качество, производительность и низкую себестоимость обработки.

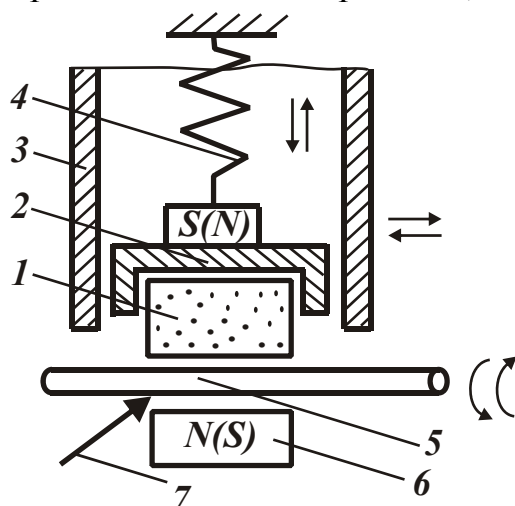


Рис. 3. Схема магнито-импульсного шлифования: 1 – шлифовальный круг; 2 – патрон для шлифовального круга с электромагнитом; 3 – направляющий цилиндр, по которому перемещается патрон со шлифовальным кругом; 4 – пружина подвески патрона со шлифовальным кругом; 5 – обрабатываемая деталь; 6 – электромагнит; 7 – лазерный луч контроля размеров обрабатываемой детали.

Обработка, по сути, сравнима с обработкой шабрением. Вращение детали осуществляется как в одну сторону, так и в другую. При обработке детали вращение может быть реверсивным, что обеспечивает более высокое качество и экономичность обработки. Таким способом можно обрабатывать не только круглые валы, но и валы эллипсного и других сечений, образующих прямоугольную плоскость. При этом фактически исключаются проблемы шлифования прямой плоскости.

Способ шлифования магнито- импульсной системой обработки позволяет значительно уменьшить припуск на обработку, обеспечить съём небольших выступов на вращающейся детали. Обработка, по сути, сравнима с обработкой шабрением. Вращение детали осуществляется как в одну сторону, так и в другую. При обработке детали вращение может быть реверсивным, что обеспечивает более высокое качество и экономичность обработки. Таким способом можно обрабатывать не только круглые валы, но и валы эллипсного и других сечений, образующих прямоугольную плоскость. При этом фактически исключаются проблемы шлифования прямой плоскости.

Рассмотрим магнито-импульсное шлифование с применением вращающегося стола, на котором деталь вращается перпендикулярно обрабатываемой плоскости, рис. 4. Для обработки детали из намагничивающегося материала может быть достаточно всего патрона с электромагнитом и шлифовальным кругом. При включении электромагнита патрон под действием магнитного поля притягивается к детали, а при выключении электромагнита патрон с шлифовальным кругом под действием

Рассмотрим электроискровое-магнито-импульсное шлифование. Для чего необходимо такое шлифование? При обычном шлифовании шлифовальный круг все время соприкасается с обрабатываемой поверхностью. Поэтому для получения заданной формы поверхности изделия с заготовки снимается значительное количество материала. Обрабатываемая поверхность очень сильно зависит от поверхности и площади абразивного инструмента. При съеме значительного количества материала с обрабатываемой заготовки имеет место большой износ абразивного круга и расходуется большое количество электроэнергии. Для уменьшения вышеназванных нежелательных факторов можно использовать различные варианты магнито-импульсного шлифования.

Вариант 1. Шлифовальный круг 1 устанавливается в патрон с электромагнитом 2 на клеевые связки или смолу. Патрон с электромагнитом 2 на подвеске из пружины 4 помещается в направляющий цилиндр 3, в котором совершает возвратно – поступательное движение.

силы пружины отрывается от обрабатываемой детали.

На рис. 5 изображено устройство для магнито-импульсного шлифования, которое размещается в одном цилиндре. Его преимущество состоит в том, что при обработке не нужен двухсторонний доступ к обрабатываемой детали. Величина вертикального перемещения круга и зазор между кругом и деталью зависят от условий конкретной обработки размера детали, скорости вращения материала, размеров и веса системы и быстроты ее срабатывания.

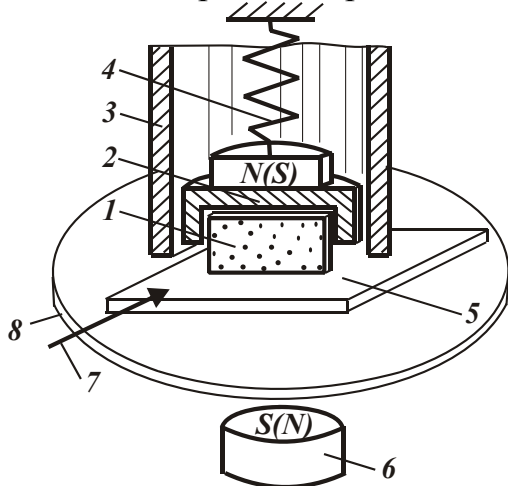


Рис. 4. Схема магнито-импульсного шлифования с применением вращающегося стола: 1 – шлифовальный круг; 2 – патрон для шлифовального круга с электромагнитом; 3 – направляющий цилиндр, по которому перемещается патрон с шлифовальным кругом; 4 – пружина подвески патрона с шлифовальным кругом; 5 – обрабатываемая деталь; 6 – электромагнит; 7 – лазерный луч контроля размеров обрабатываемой детали; 8 – вращающийся стол.

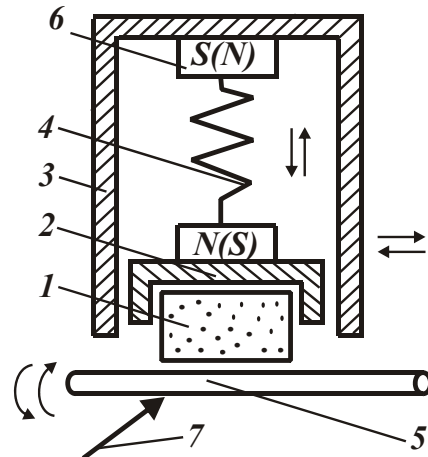


Рис. 5. Устройство для магнито-импульсного шлифования с односторонним расположением электромагнитных систем: 1 – шлифовальный круг; 2 – патрон для шлифовального круга с электромагнитом; 3 – направляющий цилиндр, по которому перемещается патрон со шлифовальным кругом; 4 – пружина подвески патрона со шлифовальным кругом; 5 – обрабатываемая деталь; 6 – электромагнит; 7 – лазерный луч контроля размеров обрабатываемой детали.

Магнито-импульсное шлифование можно сочетать с электроискровым импульсным шлифованием, в результате чего приходим к электроискровому магнито-импульсному шлифрованию, являющемуся по физической сути весьма сложным, но эффективным процессом. Электроимпульсы позволяют создать электрическую дугу между деталью и кругом, а магнитные импульсы прижимают круг в нужном месте к обрабатываемой плоскости на необходимое время. Кроме того, магнитные импульсы воздействуют на обрабатываемую деталь, изготовленную из магнитных материалов, заставляя двигаться зерна поверхностного слоя материала, улучшая его обрабатываемость и снижая энергоёмкость процесса. Все материалы магнитные и не магнитные под действием магнито-импульсной обработки в какой-то степени меняют свои свойства – приобретают большую устойчивость к износу, увеличивают пределы прочности на разрыв, сжатие, изгиб, кручение, увеличивают срок службы.

Придав кругу вращение, можно повысить эффективность электроискрового магнито-импульсного шлифования. Для этого необходимо изменить конструкцию устройства, рис. 6. В направляющем цилиндре 3 на внутренней поверхности и на патроне для круга 2 с наружной стороны имеются шлицы. Патрон перемещается в цилиндре свободно по шлицам, при этом цилиндр вращается валом 9, а, следовательно, шлифовальный

круг вращается и перемещается вверх – вниз. Это создает наиболее благоприятные условия для шлифования всех поверхностей как круглых, так и плоских. Круг, отрываясь от обрабатываемой детали, быстро охлаждается и освобождается от стружки. Поэтому к использованию СОЖ при электроискровом магнито-импульсном шлифовании требуется специальный подход. В особых случаях электроискровое магнито-импульсное шлифование можно выполнять в жидкой среде или в среде активных, а также инертных газов.

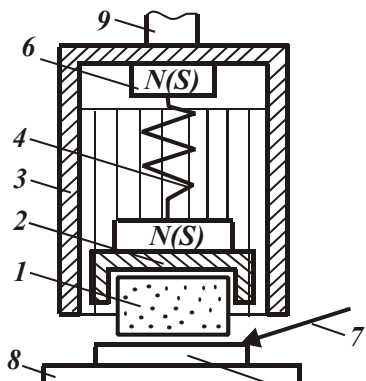


Рис. 6. Устройство для магнито-импульсного шлифования с вращающимся кругом: 1 – шлифовальный круг; 2 – патрон для шлифовального круга с электромагнитом; 3 – направляющий цилиндр со шлицами, по которому перемещается патрон со шлицами; 4 – пружина подвески патрона со шлифовальным кругом; 5 – обрабатываемая деталь; 6 – электромагнит; 7 – лазерный луч контроля размеров обрабатываемой детали; 8 – вращающийся стол; 9 – вал.

Вариант 2. Электроискровое магнито-импульсное шлифование можно применить для обработки сферических поверхностей, рис. 7 и рис. 8. Устройства, изображенные на рис. 3 – рис. 6, остаются без изменения за исключением формы шлифовального инструмента.

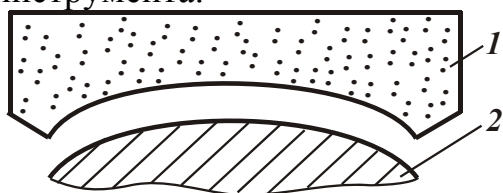


Рис. 7. Шлифование выпуклых сферических поверхностей: 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемая деталь.

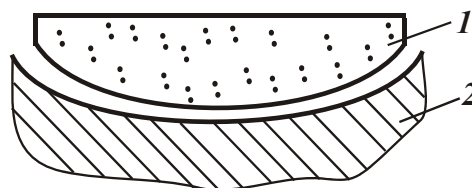


Рис. 8. Шлифование вогнутых сферических поверхностей: 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемая деталь.

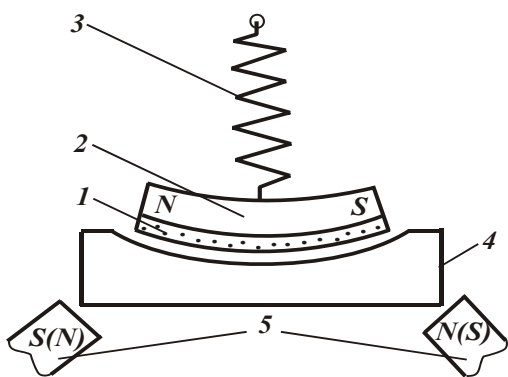


Рис. 9. Маятниковая схема электроискрового магнито-импульсного шлифования вогнутых сферических поверхностей: 1 – шлифовальный инструмент; 2 – патрон для шлифовального инструмента из намагниченного материала или с электромагнитом; 3 – пружина подвески патрона со шлифовальным инструментом; 4 – обрабатываемая деталь; 5 – электромагниты.

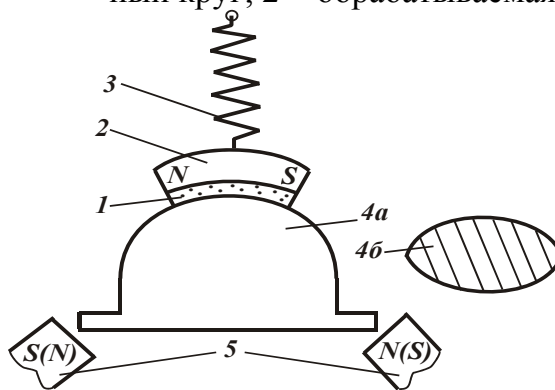


Рис. 10. Маятниковая схема электроискрового магнито-импульсного шлифования выпуклых сферических поверхностей: 1 – шлифовальный инструмент; 2 – патрон для шлифовального инструмента из намагниченного материала или с электромагнитом; 3 – пружина подвески патрона со шлифовальным инструментом; 4 – обрабатываемая деталь; 4а – полусферический вал, 4б – сферический вал; 5 – электромагниты.

Вариант 3. Для шлифования более сложных сферических поверхностей необходимо применить маятниковые электроискровые магнито-импульсные устройства, упрощенные схемы которых изображены на рис. 9 и рис. 10. На рис. 9 показана схема обработки эллипсных пазов и эллипсно-сферических вогнутых поверхностей изделий, обрабатываемых на вращающихся столах.

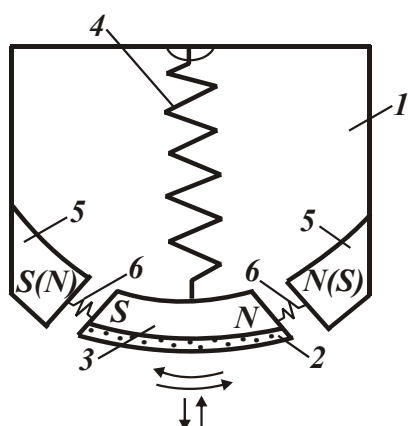


Рис. 11. Маятниковая схема электроискрового магнито-импульсного шлифования зубьев, пазов, резьбы, фасок, галтелей выпуклым шлифовальным инструментом: 1 – корпус; 2 – шлифовальный инструмент; 3 – патрон для шлифовального инструмента из магнитных материалов или с электромагнитом; 4 – пружина подвески патрона со шлифовальным инструментом; 5 – управляющие электромагниты; 6 – пружины, отделяющие шлифовальный инструмент от управляющих электромагнитов.

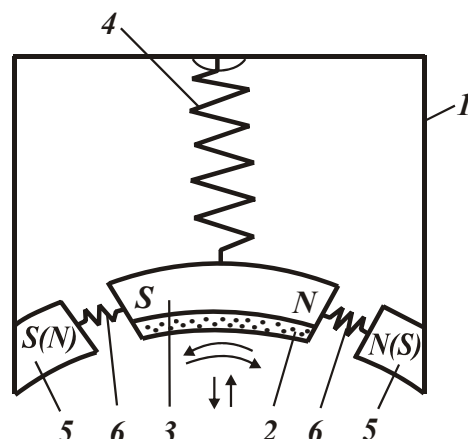


Рис. 12. Маятниковая схема электроискрового магнито-импульсного шлифования зубьев, пазов, резьбы, фасок, галтелей вогнутым шлифовальным инструментом: 1 – корпус; 2 – шлифовальный инструмент; 3 – патрон для шлифовального инструмента из магнитных материалов или с электромагнитом; 4 – пружина подвески патрона со шлифовальным инструментом; 5 – управляющие электромагниты; 6 – пружины, отделяющие шлифовальный инструмент от управляющих электромагнитов.

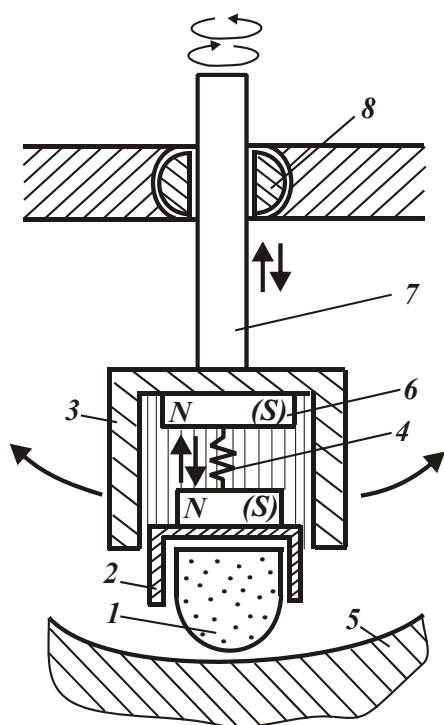


Рис. 13. Телескопическое шлифовальное устройство для обработки больших эллипсно-сферических поверхностей по контуру: 1 – шлифовальный круг; 2 – патрон для шлифовального круга с электромагнитом; 3 – направляющий цилиндр со шлицами, по которому перемещается патрон со шлицами; 4 – пружина подвески патрона со шлифовальным кругом; 5 – обрабатываемая деталь; 6 – электромагнит; 7 – вал; 8 – шаровая подвеска – сферическое соединение.

Маятниковые и телескопические электроискровые магнито-импульсные устройства и схемы шлифовальной обработки, изображенные на рис. 9 – рис. 13, особого пояснения не требуют. Требуется пояснения электроискровое шлифование, которое выполняется алмазным кругом (инструментом) на металлической основе. В технике известна электроэрозионная обработка, которая основана на разрушении материала теплом от электрических импульсных разрядов, образующихся между электродом – инструментом и обрабатываемой заготовкой, находящихся с определенным зазором, заполненным диэлектрической жидкостью. Электроискровая обработка отличается от электроэрозионной тем, что зазор между инструментом и обрабатываемой заготовкой постоянно изменяется: от установленного зазора до полного контакта и от полного контакта до установленного зазора. Электроэрозионная обработка подразделяется на следующие виды: копировально-прошивочная, электроэрозионное шлифование, вырезание электродом-проволокой, электроэрозионная обкатка, абразивно-электроэрозионное шлифование. Абразивно-электроэрозионное шлифование наиболее близко к электроискровому шлифованию и его можно принять за аналог.

Выводы. Электроискровое магнито-импульсное шлифование совмещает ударно-импульсное шлифование с вращением круга или детали, или детали и круга с перемещениями инструмента, и (или) детали вдоль оси. Импульсное касание детали инструментом регулируется как по времени воздействия и частоте, так и по ударной нагрузке. Воздействие по времени и частоте зависит от быстродействия электромагнитных систем, образующих магнитные поля. Ударная сила воздействия зависит от величины зазора между обрабатываемой поверхностью и шлифовальным кругом, упругости пружины, массы шлифовального инструмента, скорости нарастания силы магнитных полей, силы и времени взаимодействия магнитных полей.

Методика расчета электромагнитов разработана достаточно хорошо и может быть применима к этим методам обработки. А вот сам процесс электроискровым магнито-импульсным методом шлифования требует новой теоретической базы, так как шлифование, в отличие от обычных видов обработки происходит при ударно-импульсной возрастающей нагрузке, где скорость нагрузки, сила и время ее воздействия сочетаются с обычным шлифованием и воздействием импульсных магнитных полей на круг и заготовку.

При магнито-импульсном шлифовании, в отличие от обычного шлифования, круг с деталью взаимодействует не по жесткой схеме. Врезание круга в деталь и выход из детали обеспечивает переменную силу резания с увеличением и уменьшением сечения стружки. Отрыв круга от поверхности детали позволяет более полно освободиться кругу от стружки и охладиться перед следующим соприкосновением с обрабатываемой поверхностью. Этот метод хорошо сочетается с электроискровым методом обработки. При подходе зерна круга к зерну обрабатываемого материала между зернами возникает электрическая дуга и зерно детали начинает плавиться, а следующее зерно от высокой температуры становится пластичным. Ударная нагрузка заменяется плавным переходом режущего зерна из газов в жидкость, затем в пластичный материал и только потом – в твердый. А при выходе зерна круга, момент его отрыва от зерна обрабатываемого материала сопровождается дугой, что как бы готовит зерно обрабатываемого материала для обработки его другими зернами круга. Электроискровая магнито-импульсная шлифовальная обработка весьма эко-

номична, так как она выполняется не по всей поверхности, а первоначально лишь по выступам, что позволяет изготавливать детали с наименьшим припуском. В дальнейшем эти методы найдут широкое применение при обработке разных материалов, так как они позволяют обрабатывать сложные поверхностные профили изделий.

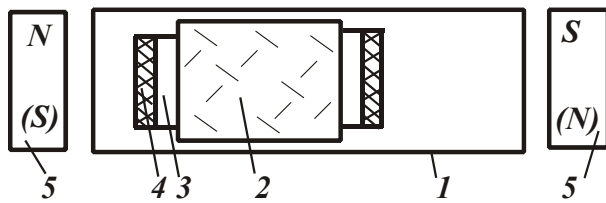


Рис. 14. Схема магнито-импульсной обработки цилиндров: 1 – обрабатываемый цилиндр; 2 – шлифовальный круг; 3 – металлический намагничивающийся сердечник; 4 – амортизаторы; 5 – электромагниты.

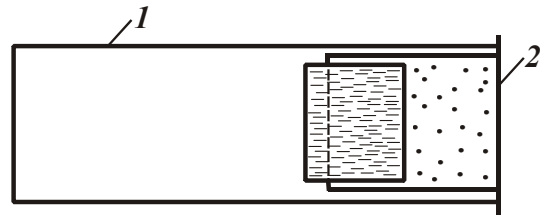


Рис. 15. Абразивно-шлифовальная обработка цилиндров с помощью патронов: 1 – обрабатываемый цилиндр; 2 – патрон.

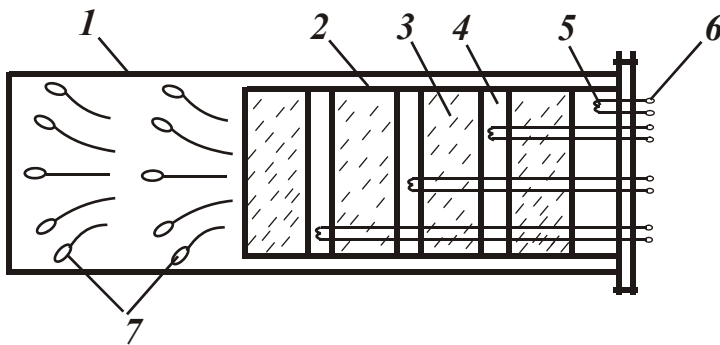


Рис. 16. Абразивно-шлифовальная обработка цилиндров с помощью многозарядных патронов: 1 – обрабатываемый цилиндр; 2 – патрон; 3 – абразивный материал; 4 – пороховой заряд; 5 – спираль для зажигания порохового заряда; 6 – клеммы для подачи электрического тока на спираль; 7 – абразивный материал в работе.

В заключении рассмотрим абразивно-шлифовальную обработку цилиндров, рис. 14. С помощью намагничивающегося сердечника и электромагнитов импульсно перемещаем шлифовальный круг внутри цилиндра, обеспечивая шлифование его внутренней поверхности. При этом цилиндр может вращаться в разные стороны. Амортизаторы устанавливаются на сердечник или на приводные электромагниты. При хорошо организованном процессе шлифования, амортизаторы в работе не участвуют.

Абразивно-шлифовальная обработка цилиндра производится стрельбой из патрона, где вместо пули заряжаются абразивные зерна или абразивные бруски, стержни, рис. 15, рис. 16. Патроны применяются однозарядные или многозарядные, поочередно устанавливаются в цилиндр с одной или с двух сторон и надежно закрепляются. Абразивно-шлифовальная обработка цилиндров с помощью патронов ведется в газовой или жидкой среде.

Литература: 1. Технологія машино- та двигунобудування : Підручник / Якімов О.В., Новіков Ф.В., Тонконогий В.М., Якімов О.О., Оборський Г.О., Ларшин В.П., Новіков Г.В., Кривошопка Ю.М. – Одеса: ОНПУ, 2005. – 720 с. 2. Дудин А.Т., Новиков Ф.В. Двигатели и технологии: Учеб. пособие / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2004. – 280 с. 3. Дудин А.Т., Новиков Ф.В. Конструкторское обеспечение новых технологий шлифования // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 154-168. 4. Дудин А.Т. Прогрессивные конструкции абразивных инструментов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2007. – Вип. 61. – С. 187-192.

**ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ОБРОБКИ
ПОВЕРХНЕВИМ ПЛАСТИЧНИМ ДЕФОРМУВАННЯМ ОТВОРІВ
ЧАВУННИХ КОРПУСІВ**

Карташов С. Г., канд. техн. наук, **Гранкіна Н.С.** (м. Сімферополь, Україна)

In article the results of experimental superficial plastic deformation treatment of the irregular cast-iron housing hole are described and detail surface improvement is grounded.

Постановка проблеми. Виготовлення прецизійних отворів із заданими параметрами – досить складна задача, яку треба вирішити при виготовленні корпусів гідроапаратури, двигунів. В машинобудуванні найчастіше її вирішують за допомогою обробки різанням, використовуючи на фінішних етапах такі операції як шліфування, хонінгування та доводка. При цьому досягається необхідна шорсткість та точність, але разом з цим поверхневий шар отвору зазнає пошкоджень (з'являються мікротріщини, виникає шаржування поверхні), що зменшує ресурс роботи не тільки деталі, а і з'єднань в цілому.

Аналіз останніх досліджень. Способи фінішної механічної обробки різанням дають можливість варіювати параметрами якості оброблюваних поверхонь у порівняно вузьких межах. Змінення умов обробки (режимів різання, послідовності операцій, інструменту, технологічного середовища, тощо) дозволяє трохи розширити можливості цих методів. У порівнянні з ними, значно більші можливості в технологічному управлінні якістю поверхні існують при впровадженні таких прогресивних методів обробки, як різновиди розмірно-зміцнювальної обробки, в основі якої закладене поверхневе пластичне деформування [1,2]. Розмірно-зміцнювальна обробка застосовується для підвищення міцності від втоми (дослідження І.В. Кудрявцева), зносостійкості поверхонь тертя (роботи Д.Д. Папшева, В.М. Браславського й ін.), контактної міцності, твердості й поліпшення інших експлуатаційних властивостей деталей машин. Дослідженням якості оброблюваної поверхні, а також питанням конструкції інструменту та технології обробки даними методами присвячені роботи М.А. Балтера, Е.Г. Коновалова й В.А. Сидоренка, А.А. Маталіна, Ю.Г. Проскурякова, В. М. Смелянського, Ю.Г. Шнейдера та ін.

В цих роботах встановлена можливість обробки отворів в деталях, які виготовлені із сірого чавуну. Найбільш придатним інструментом для реалізації цієї операції визначені сепараторні роликові розкатки або комбіновані ріжуче-розкочувальні головки.

На сьогоднішній момент немає достатньої інформації про вибір параметрів інструменту та режимів обробки чавунних отворів, тому існує потреба в подальшому дослідженні можливостей застосування розмірно-чистої операції в технології відновлення корпусів.

Мета статті. Навести результати експериментальної обробки поверхневим пластичним деформуванням отворів чавунних корпусів інструментом для обробки переривчастих отворів, підтвердити дослідним шляхом можливість зміцнення поверхні.

Основна частина. Фінішну обробку поверхневим пластичним деформуванням (ППД) відносять до перспективних, енергозберігаючих та екологічних технологічних процесів. Широке застосування ППД обмежується тим, що інструменти – розкатки – відносяться до нестандартного оснащення. Тому при реалізації цього процесу у виро-

бництві виникають питання, які пов'язані з проектуванням інструменту, визначенням його конструктивних параметрів: вибором типу, кількості і розміру деформуючих елементів, кута їх встановлення, механізму регулювання натягу, тощо.

Радіальний напрямок подачі при обробці ППД обумовлює підвищення продуктивності у порівнянні з осьюовою подачею інструменту та зниження кінцевого ефекту внаслідок одночасності обробки отвору по всій довжині (довжина роликів в розкатках перевищує довжину отвору). Доцільно застосовувати розкатки при обробці отворів з переривчастими поверхнями, які мають пази, вікна, поперечні отвори і т.п., для яких завали та викришування кромek не допускаються.



Рис. 1. Загальний вигляд інструменту для обробки переривчастих отворів поверхневим пластичним деформуванням: 1 – стакан; 2 – ролик; 3 – сепаратор; 4 – корпус; 5 – кришка; 6 - гайка регульовальна; 7 – гайка стопорна; 8 – стрижень.

Інструмент для обробки переривчастих отворів працює наступним чином (рис.1). За один оберт гайки 6 ролики 2 розсуваються по діаметру на 0,05 мм. Встановлюється такий інструмент на вертикально-свердлильному верстаті з невеликою подачею шпинделя. На початковій фазі обробки інструмент встановлений на розмір менший діаметру отвору. Передня частина інструменту вводиться на всю глибину в отвір до зіткнення корпусу 4 з торцевою поверхнею деталі. При цьому стрижень 8 продовжує свій рух і, таким чином, розсуває ролики 2 в радіальному напрямі до досягнення розміру, встановленого за допомогою гайок. Поперечне переміщення при поверхневій пластичній обробці, а тим самим і притискання роликів 2, установлених у сепараторі 3, до оброблюваної поверхні триває доти, поки пружина повністю не буде стиснута буртиком стрижню 8. Під час виведення інструменту з отвору пружина розтискається, це сприяє виходу ділянки з доріжкою кочення із зачеплення з роликами й до зменшення розмірів інструменту, що дозволяє витягнути його вільно з отвору.

Дослідження з інструментом проводилися з метою визначення оптимального натягу, швидкості обертання й подачі.

Особливість роботи цим інструментом у тім, що довгий ролик працює всією твірною по всій довжині отвору. Від точності розташування цих роликів залежить точність отвору, зокрема конусність.

Друга особливість роботи інструментом у тому, що розведення роликів до крайнього розрахункового положення здійснюється конусом шпинделя при ручній подачі, тому що при механічній навіть найменшій (0,133 мм/об) неможливо вловити

момент закінчення подачі й відбувається її самовимикання від запобіжного механізму. Розсовування роликів конусом шпинделя на величину натягу 0,1 мм по діаметрі відбувається при переміщенні шпинделя у вертикальному напрямку всього на 2 мм (кут конуса шпинделя 3°). Це переміщення здійснюється навіть при найменшому числі оборотів шпинделя на верстаті 2A135 - 68 об/хв за 12 сек. При більших обертах час розведення роликів буде меншим і визначити момент закінчення розведення дуже важко.

Після розведення роликів у крайнє положення при кожному досліді вони витримувалися у цьому положенні протягом 3-5 сек. Більше витримання, як показали виміри шорсткості поверхні й розміри отвору, не ведуть до будь-яких помітних змін цих параметрів.

Точність розміру по діаметру після розкочування залежать від точності попередньої обробки. Деформація (збільшення) отвору при натягу 0,1 мм по діаметрі становить 20-25 мкм.

Інструмент найкраще застосовувати на свердлильних верстатах, що мають малі подачі на оберт (до 0,05 - 0,08 мм). У цьому випадку можливо застосовувати механічну подачу.

Для дослідження залежності зусилля розкочування (натягу) на мікротвердість виконувався експеримент. Деталь 6 (рис. 2) встановлювалася на стіл базовою (торцевою) поверхнею у вісь із віссю шпинделя верстата. Переміщенням шпинделя вниз (осьовим) вибиралися радіальні зазори (ролик розкатки - заготовка).

Шкала індикатора 5 осьового переміщення, встановлювалася на нуль, аналогічно фіксувалося початкове зусилля переміщення індикатором силового динамометра 9.

Вибиралися технологічні режими обробки з урахуванням геометричних параметрів оброблюваного отвору (натяг). Використовуючи залежність:

$$S_{рад} = S_{прод} \cdot tg\alpha, \quad (1)$$

де $S_{прод}$ – величина переміщення роликів інструменту вздовж конусу, мм; $tg\alpha$ – тангенс кута конусу інструмента;

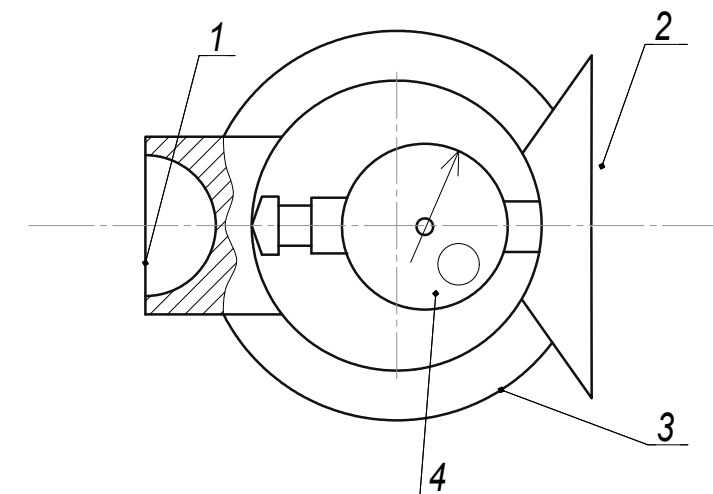


Рис. 2. Індикатор для вимірювання: 1 – сфера внутрішня; 2 - сфера зовнішня ; 3 – кільце силове; 4 – індикатор.

та; $tg\alpha=0,01$.

За формулою (1) можна визначити розмір, на який встановлюється інструмент переміщення роликів вздовж осі, яке контролюється індикатором 5 (рис.3).

Дані вимірів дозволяють залежно від припуску на обробку визначити зусилля обробки.

При обробці отвору деталі $\varnothing 34^{+0,06}$ мм дослідження виконувалися з урахуванням натягу отвору поінтервально: 0,012; 0,024; 0,036; 0,048 мм по діаметру при постійному осьовому зусиллі 10-15 МПа, при частоті обертання шпинделя 300 об/хв = 31,4 1/рад, відповідно до розробленої методики.

Дослідження твердості розкочаного шару в отворі проводилося на приборі

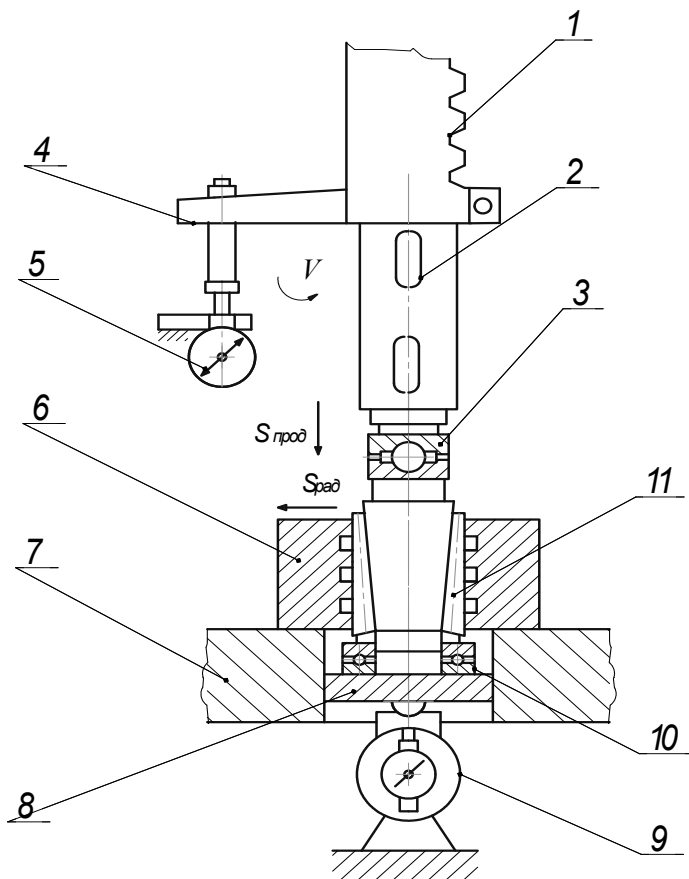


Рис. 3. Схема дослідної установки для вимірювання зусилля обробки: 1 – піноль; 2 – шпиндель; 3 – шарнир; 4 – упор регульований; 5 – індикатор переміщення шпинделя; 6 – деталь; 7 – стіл; 8 – поршень; 9 – динамометр; 10 – підшипник упорний; 11 – ролик.

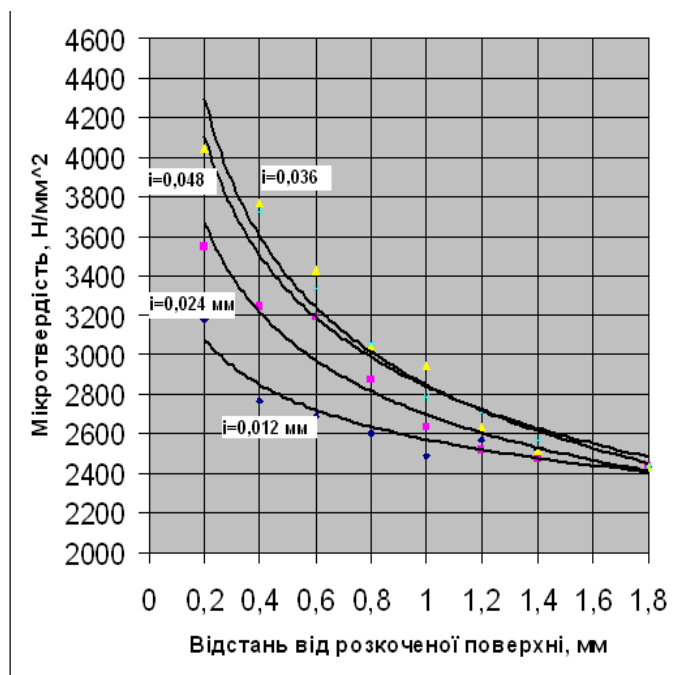


Рис. 4. Залежність мікротвердості поверхні $H_{ц}$, $\text{H}/\text{мм}^2$ по товщині деталі в залежності від припуску на обробку (натягу), мм.

ПМТ-3. В якості зразків застосовувалися шліфи. Оптимальним навантаження за серією попередніх дослідів було обране навантаження на алмазній піраміді приладу 20 г. При більших навантаженнях відбитки часто потрапляли в графітові включення. При менших навантаженнях отримували більший відносний розкид розмірів діагоналей відбитків. При усіх перевірках твердості уколи алмазної піраміди проводилися у біле поле на шліфу (суміш перліту та фериту) по можливості далі від графітових включень.

Для того, щоб виключити помилки у показаннях приладів і розрахунках розмірів діагоналей відбитків, які виходять внаслідок неоднакової твердості зерен чавуну, нами проводилася серія уколів (40 уколів) та в розрахунок твердості приймалося середнє арифметичне значення діагоналі відбитка.

Для того, щоб усі уколи кожної серії знаходилися на визначеній відстані від краю розкатої поверхні зразок (шліф) встановлюють так, щоб лінія розділу була паралельною одній з сторін приборного столика мікроскопу. Перехід від одного уколу до іншого проводився переміщенням зразка в напрямку, паралельному лінії розділу на шліфі. Невеликі за розміром відбитки уколів дали можливість провести заміри твердості безпосередньо поблизу розкатої поверхні. Перша серія уколів була виконана на відстані 0,05 мм від розкатої поверхні. Далі вимірювання здійснювалися із шагом 0,05 мм.

Використовуючи отримані значення побудована графічна залежність зміни мікротвердості по глибині при різних припусках.

Аналізуючи отриману залежність (рис.4), можна побачити, що

зміцнення поверхні (підвищення мікротвердості) спостерігається навіть при мінімальних натягах, але воно незначне. При значеннях натягу 0,036 мм поверхня має найбільшу мікротвердість (рис.5), подальше збільшення припуску (натягу) веде до знеміцнення поверхні, тобто її руйнуванню. За номограмою 4 можна визначити параметри, з якими треба провести обробку, для одержання необхідної твердості.

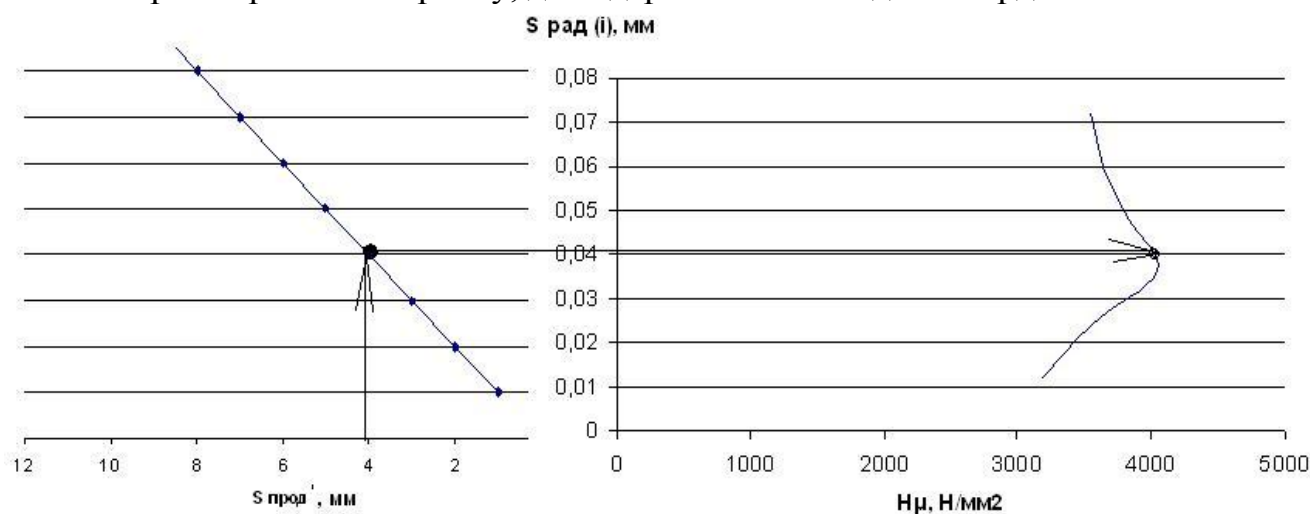


Рис. 5. Номограма для визначення мікротвердості H_{μ} , яку можна отримати при налагодженні інструменту на визначену радіальну подачу $S_{рад}$, мм.

Висновки. Після обробки поверхневим пластичним деформуванням твердість поверхневого шару вища за твердість основного металу майже на 15 %. Це вказує на доцільність застосування розробленого інструменту при обробці отворів чавунних корпусів з метою підвищення ресурсу роботи деталі.

Література: 1. Одинцов Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 328с. 2. Пшибыльский В. Технология поверхностной пластической обработки. – М.: Metallurgiya, 1991. – 479 с.

УДК 621.923

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ И КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПАР ТРЕНИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ АППАРАТУРЫ

Рябенков И.А., Дерябин В.С., канд. техн. наук (г. Харьков, Украина)

Results of experimental researches of parameters of finishing operations of abrasive processing of details of pairs friction of the hydraulic equipment are resulted.

В настоящее время быстрыми темпами развивается производство различной гидравлической и пневматической аппаратуры. Характерной особенностью ее изготовления является обеспечение высоких требований к точности и качеству обработки ответственных деталей, входящих в состав данных изделий. Это относится к точности размеров, формы и взаимного расположения поверхностей деталей. Параметр шероховатости обработки R_a должен находиться в пределах 0,05...0,32 мкм. На обработанных поверхностях не должно быть прижогов, микротрещин, сколов и других температурных дефектов. Необходимо исключить глубокие структурные превращения в поверхностных слоях обрабатываемой детали, вызванные температурным фактором, поскольку это может привести к скрытым дефектам обработки и преждевременному выходу из строя детали. Важно при обработке добиться существенного уменьшения тепловой напряженности процесса [1], чтобы исключить нежелательные температурные деформации тонкостенных обрабатываемых деталей, широко

применяемых в гидравлической аппаратуре.

Все возрастающие требования к гидравлической аппаратуре требуют постоянного совершенствования технологий ее изготовления, применения эффективных технологических процессов финишной механической обработки ответственных деталей, новых режущих инструментов и технологического оборудования. В связи с этим нами был проведен анализ действующих технологических процессов обработки деталей гидравлической аппаратуры и выявлены их основные недостатки. Анализ показал на относительно низкий уровень качества и точности обработки поверхностей деталей. Это связано, в первую очередь, с тем, что детали изготавливаются из закаленных высокопрочных сталей и сплавов, которые плохо обрабатываются резанием и относятся к классу труднообрабатываемых. Как известно, при обработке таких материалов возникают значительные силы и температуры резания. Это приводит к образованию на обрабатываемых поверхностях температурных дефектов, а также значительных погрешностей обработки, устранить которые можно в основном снижением режимов резания и соответственно производительность обработки, что малоэффективно. В ряде случаев для повышения точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей вводятся дополнительные операции притирки и доводки абразивным порошком. Однако это приводит, как правило, к повышению общей трудоемкости обработки, что также малоэффективно.

Наиболее ответственными деталями рассматриваемых изделий являются детали пар трения, которые в силу интенсивного трения и износа быстро выходят из строя. К таким деталям следует отнести наиболее сложные в изготовлении детали пары трения “цилиндр – поршень с подпятником”, входящие в узел блока гидромашины (гидронасоса). Блок цилиндров выполнен из стали 7ХГ2ВМФ и включает 9 цилиндров. Их основу составляют глухие отверстия диаметром 10,6 мм и длиной 26 мм (рис. 1), имеющие у доньшка кольцевую канавку (карман) шириной 2,5 мм. При этом требуется обеспечить отклонение от цилиндричности отверстия – 0,01 мм, точность размера – $\varnothing 10,6^{+0,07}$ мм, шероховатость поверхности – $R_a = 2,5$ мкм.

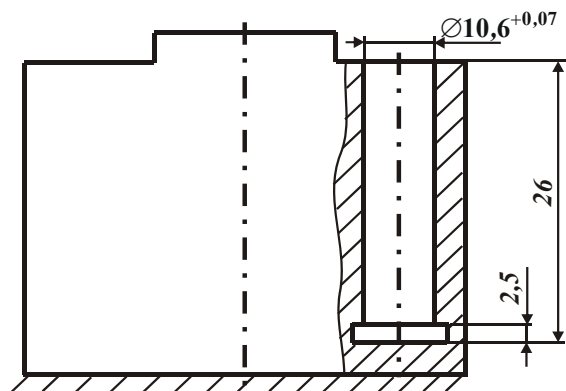


Рис. 1. Схема расположения глухого отверстия в блоке цилиндров.

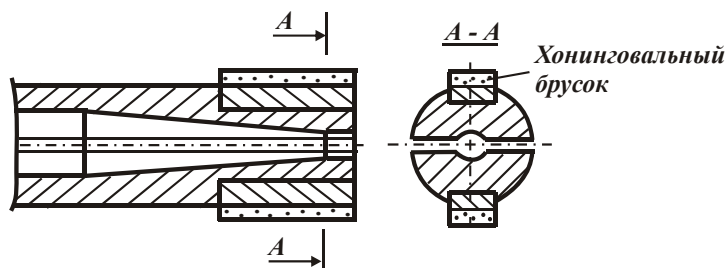


Рис. 2. Схема хонинговальной головки.

Предварительно глухие отверстия растачиваются в размер $\varnothing 10,52^{+0,03}$ мм, затем подвергаются последовательному хонингованию со съемом припуска 0,04...0,05 мм на станке фирмы “Nagel”, работающем в автоматическом режиме. Обработка производится с использованием масляной СОЖ. Применяется следующая схема хонингования. Качающаяся хонинговальная головка (рис. 2) состоит из двух алмазных брусков 16x3x4 АСМ100/80 на связке М73, которые прикреплены к разрезанному

корпусу. В корпусе хонинговальной головки приводится в движение от гидравлического привода разжимная конусная игла. Она движется до жесткого упора, установленного в размер $\varnothing 10,6$ мм. Припуск, оставленный под хонингование, снимается последовательно за три прохода. Время обработки одного отверстия – 20 секунд. В результате достигается погрешность размера отверстия – 0,02 мм. Имеет место конусность обработанного отверстия – 0,03 мм. У доньшка глухого отверстия на длине 5...7 мм заметно уменьшается съём металла. Это связано с тем, что в нижней части отверстия время контакта алмазных брусков с обрабатываемым металлом меньше, чем в средней части. Установлено также, что с увеличением снимаемого припуска увеличивается величина конусности отверстия. Попытки уменьшения конусности за счет введения режима короткого хонингования у доньшка отверстия не привели к положительным результатам. Конусность уменьшилась всего с 0,03 до 0,02 мм, чего, очевидно, не достаточно. При этом наблюдался интенсивный износ алмазных брусков. Хода разжима иглы хватало на обработку всего двух блоков. Причиной этому, на наш взгляд, является недостаточная прочность удержания алмазных зерен в связке брусков при возникновении повышенных нагрузок, что неизбежно при переходе от обработки одного отверстия к другому. Ширина кармана 2,5 мм оказывается недостаточной для точного хонингования при длине отверстия 26 мм. В связи с этим возникает трудноразрешимая задача обеспечения заданного отклонения от цилиндричности отверстия, что требует применения новых более эффективных технологий финишной механической обработки отверстий.

Необходимо отметить, что операции обработки отверстий являются наиболее массовыми и ответственными операциями при производстве деталей гидравлической аппаратуры. Финишными операциями обработки отверстий, как правило, являются операции ручной притирки абразивным порошком. Они достаточно трудоемки и не всегда обеспечивают выполнение высоких требований по точности обработки. Примером тому является операция притирки сквозных отверстий в сепараторе, изготовленном из закаленной до твердости HRC₃ 30...38,5 стали 20X3НВФ. Предварительно отверстие растачивается на токарном станке. Далее производится его ручная притирка. При этом биение не должно превышать 0,02 мм, шероховатость поверхности должна составлять $R_a=0,63$ мкм, перпендикулярность отверстия – 0,05 мм. Установлено, что процесс притирки характеризуется относительно низкой производительностью обработки. При этом перпендикулярность отверстия составляет 0,1 мм вместо требуемого значения 0,05 мм, т.е. не обеспечивается требуемая точность обработки отверстия.

Аналогичные задачи возникают при обработке отверстия втулки из бронзы Бр 010-С2Н3. Первоначально производится расточка внутреннего диаметра втулки с обеспечением шероховатости поверхности $R_z=20$ мкм. Затем выполняется доводка карбидо-титанистой пастой КТ поверхности. Основным недостатком данной технологии является то, что происходит нашаржирование бронзы элементами пасты, а это ведет к повышенному износу ответственной детали.

Учитывая современные тенденции развития технологий механической обработки [2], были проведены экспериментальные исследования на современном высокооборотном станке с ЧПУ модели “Pisomax 60” высокоскоростного фрезерования твердосплавными концевыми фрезами глухих отверстий в блоке цилиндров (рис. 1) с целью определения возможностей замены фрезерованием малоэффективного

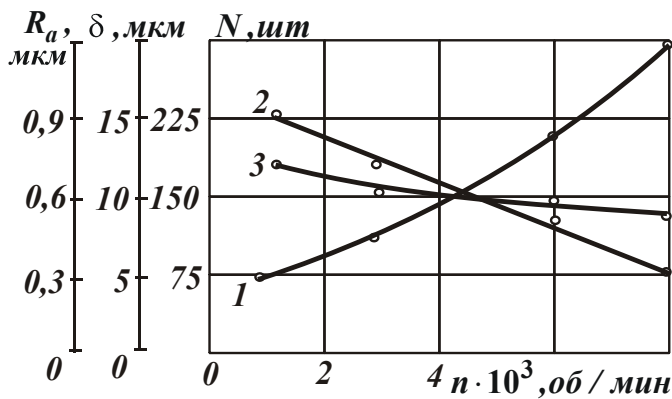


Рис. 3. Влияние частоты вращения фрезы n на количество обработанных одной фрезой отверстий в блоке цилиндров N (1), отклонение от цилиндричности отверстия δ (2), параметр шероховатости обработки R_a (3): глубина резания $t=0,02$ мм; круговая подача $S=0,25$ мм/об; вертикальная подача – 125 мм/мин; снимаемый припуск – 0,3 мм.

предъявляемым к финишной обработке рассматриваемых отверстий. Кроме того, высокоскоростное фрезерование отверстий не требует их предварительной расточки, т.е. после сверления для получения требуемых геометрических параметров отверстия достаточно применить лишь его высокоскоростное фрезерование с режимом резания: $n=8000$ об/мин, $t=0,02$ мм; окружная подача $S=0,25$ мм/об, вертикальная подача – 125 мм/мин. Полученные экспериментальные результаты указывают на значительные технологические возможности высокоскоростного фрезерования. Этим показано, что там, где возможно, необходимо переходить от обработки отверстия мерным инструментом к обработке немерным инструментом, в данном случае концевой фрезой с относительно большой скоростью резания. Такой переход позволяет повысить точность и производительность обработки.

Увеличение скорости вращения фрезы, как следует из рис. 3, ведет к повышению стойкости фрезы. С физической точки зрения это означает, что в механизме износа фрезы преобладает механический фактор, обусловленный уменьшением толщины среза. В противном случае, т.е. при преобладании температурного фактора [3], стойкость фрезы уменьшалась бы с увеличением скорости резания.

Были проведены экспериментальные исследования алмазного хонингования сквозных отверстий в сепараторе с целью определения возможностей эффективной замены им малопроизводительного процесса ручной притирки алмазной пастой АСМ НОМГ зернистостью 14/10, 5/3, 3/2. Для этого использовался станок фирмы “Nagel”, работающий в автоматическом режиме, хонинговальная головка (рис. 2) диаметром $\varnothing 12,85_{-0,05}$ мм с двумя хонинговальными брусками $15 \times 3,88 \times 3 \times 1$ зернистостью 60/40, 100%-ной концентрацией на металлической связке М2-01. Первоначально с помощью данной хонинговальной головки производилось хонингование отверстия в размер $\varnothing 12,87^{+0,05}$ мм. Затем хонинговальной головкой $\varnothing 12,98_{-0,05}$ мм производилось хонингование отверстия в размер $\varnothing 13^{+0,05}$ мм. В результате удалось процесс обработки выполнять в автоматическом режиме и повысить производительность обработки в 1,8 раза по сравнению с ручной притиркой, стабильно обес-

процесса хонингования. Станок “Pisomax 60” обеспечивает движение фрезы по контуру, описывающему окружность с заданным радиусом, т.е. происходит своего рода “расфрезерование” отверстия с круговой подачей S . Результаты исследований представлены на рис. 3. Как видно, с увеличением частоты вращения фрезы n количество обработанных отверстий N одной фрезой из твердого сплава ВК8 увеличивается, отклонение от цилиндричности отверстия δ уменьшается, принимая значения меньше 0,01 мм, а параметр шероховатости обработки R_a стабильно изменяется в пределах 0,63 мкм. Это полностью удовлетворяет требованиям,

печить перпендикулярность отверстия в пределах 0,05 мм, тогда как ранее достигалось значение 0,1 мм. Это положительно отразилось на износостойкости отверстия.

Экспериментально установлено, что применение на данной операции высокоскоростного фрезерования позволяет еще в большей степени повысить производительность и точность обработки по сравнению с алмазным хонингованием, например, обеспечивается перпендикулярность отверстия в пределах 0,01 мм.

Были выполнены экспериментальные исследования процесса притирки пастой 64С М7 и карбидо-титанистой пастой КТ отверстия во втулке из бронзы Бр 010-С2Н3 с целью повышения эффективности данного процесса и исключения напайки бронзы элементами пасты. Для этого экспериментально оценивалось влияние характеристик пасты и параметров режима резания на качество обработки. В результате установлено, что решить положительно данную задачу не представляется возможным, т.к. напайка бронзы элементами пасты не устраняется. Исходя из этого, был сделан вывод о необходимости применения другого более эффективного метода обработки отверстий. Поскольку бронза достаточно пластичный и вязкий материал, то более эффективно обработку производить рейбером – размерным инструментом для обработки металлов давлением и формирования точных отверстий. Обработка отверстия последовательно тремя рейберами из твердого сплава ВК8 с применением следующих режимов обработки: частота вращения шпинделя $n=125$ об/мин, вертикальная подача стола $S=10$ мм/мин, позволила обеспечить параметр шероховатости обработки R_a на уровне 0,32 мкм, а геометрические параметры обработанных отверстий в пределах 0,0015 мм. Это соответствует предъявляемым требованиям к обработке отверстий и самое главное – устраняет напайку бронзы элементами пасты, что позволяет до 2-х раз повысить износостойкость отверстий в процессе работы.

Литература: 1. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.2. “Теплофизика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с. 2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.3. “Резание материалов лезвийными инструментами” – Одесса: ОНПУ, 2003. – 546 с. 3. Новиков Ф.В., Рябенков И.А. Теоретический анализ условий повышения качества обработки по температурному критерию // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2007. – Вип. 61. – С. 164-171.

УДК 621.721

МОНТАЖ (СБОРКА) МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ КЛЕЕВ

Гусарев В. С., докт. техн. наук, **Нечитайло С. П.** (г. Одесса, Украина)
Installation (assembly) of machine-building products with application of glues.

Сборка – это определяющий этап производственного процесса в машиностроении. От нее в значительной мере зависит качество изделий и их выпуск в заданные сроки.

Склеивание является одним из самых старых методов крепления различных материалов друг к другу, известных еще до сварки, паяния, заклепывания, соедине-

ния болтами и зажимами. И как метод сборки получило большее распространение.

Склеивание – один из широко применяемых способов получения неразъемных соединений. В настоящее время крепление при помощи клеев является самым современным методом соединения материалов, которые используются в производстве и различных технологических процессах, а также в автомобильной, авиационной, деревообрабатывающей, легкой промышленности, приборостроении, машиностроении, строительстве, бытовом обслуживании, медицине. Соединение деталей различной конфигурации, в том числе типа вал-втулка; фиксация резьбовых соединений; герметизация резьбы; пропитка; формирование уплотняющих прокладок. Также комбинированные соединения: клеесварные, клеезаклепочные и клеebolтовые, что улучшают технические характеристики деталей и механизмов.

Общий принцип заключается в том, что в процессе соединения участвует вся площадь соединяемых поверхностей. В отличие от других традиционных методов крепления прочный слой, создаваемый между соединяемыми поверхностями при склеивании, распределяет напряжения равномерно по всей поверхности, причем качество распределения зависит от типа воздействующих сил. Наиболее благоприятным механическим воздействием для клеев является растяжение и сдвиг, наименее благоприятными – разрыв и отрыв.

Качество склеивания решающим образом зависит от трех явлений: адгезии, когезии и усадки. Адгезия – способность поверхностей соединяемых предметов прилипать друг к другу. Одной из сил, определяющих прочность адгезии, является сила механического сцепления клея с деталью, возникающая за счет разности их температурного расширения. Когезия – сила сцепления частиц однородного материала между собой. При отвердевании клея происходит его усадка. В результате внутри клеевого слоя возникают усилия, которые стягивают поверхностные слои соединяемых деталей.

Клеевые соединения приходят на смену сварным, заклепочным, паянию также соединению при помощи крепежных элементов, таких как болты, винты, шпильки и т. д. Благодаря этому, появилась возможность соединения деталей из разнородных материалов; исключены отверстия под болты и заклепки, ослабляющие скрепляемые элементы; возможность соединения тонких листов; пониженная концентрация в месте соединения и хорошее сопротивление усталости; отсутствие деформаций; обеспечение герметичности; меньшая масса в сравнении с другими видами соединения; отсутствие дополнительных крепежных деталей; возможность получения гладкой поверхности изделия и, следовательно, улучшение внешнего вида изделия; способность противостоять коррозии и гниению, атмосферостойкость. Клеевое соединение обладает способностью гасить шум и вибрацию, а также может служить в качестве электро- и теплоизоляции.

Клеевым соединениям присущ и ряд недостатков. Во-первых, это в ряде случаев недостаточная прочность, обусловленная возникновением слабого пограничного слоя. Причины образования такого слоя следующие: неправильная технология склеивания, неправильный подбор материалов, плохая смачиваемость субстрата, концентрация напряжения в соединении, вызванная наличием пустот в клеевом слое, его неправильной конструкцией, скрытыми дефектами в склеиваемых материалах.

Потеря прочности соединения может произойти под влиянием внешних условий проникновения в клеевой шов агрессивных веществ, действие факторов вызы-

вающих старение, гидролиз или выщелачивание клеевого слоя, растворение клея, коррозия субстрата, хрупкость при низких температурах и т.п.

К прочим недостаткам клеевых соединений и процесса склеивания можно отнести чувствительность к быстрым сменам температур; неразъемное соединение; трудность ремонта поврежденных соединений, высокие требования к качеству выполняемых работ и технике безопасности а также токсичность клеев.

При склеивании необходимо строго соблюдать указания по подготовке поверхностей и нанесению клея, а также режим отверждения. Для получения прочного и долговечного соединения склеиваемые поверхности должны быть очищены от загрязнений и соответствующим образом обработаны. Обязательным использованием любых клеев является очистка и обезжиривание соединяемых поверхностей. Также необходимо, чтобы за время выдержки подготовленные поверхности не окислились и не были загрязнены пылью, брызгами масла и др.

Применение клеев в промышленности дает большой экономический эффект и способствует ускорению научно-технологического прогресса в стране.

УДК 621.923

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИЗДЕЛИЙ

Гасанов М.И., канд. техн. наук, **Нежебовский В.В.** (г. Харьков, Украина)

In work results of experimental and theoretical researches of key parameters of diamond internal longitudinal grinding of inserts from firm alloys are resulted.

При обработке твердосплавных изделий широко используется алмазное шлифование, обеспечивающее высокие показатели качества и производительности обработки [1]. Для правильного выбора оптимальных условий обработки необходимо знать технологические возможности алмазного шлифования и понимать его физическую сущность. В связи с этим целью работы является исследование технологических возможностей алмазного внутреннего продольного шлифования вставок из твердого сплава ВК15 на основе экспериментальных исследований производительности обработки и износа круга в зависимости от параметров режимов шлифования и характеристик алмазных кругов на органической связке В2-01. При этом производилась оценка степени затупления зерен круга при шлифовании, используя безразмерный параметр $\eta = x / H$ [2], где x – величина линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна, м; $H = x + H_{max}$; H_{max} – максимальная толщина среза, м. Параметр η определяется на основе зависимости [3]:

$$\eta = \sqrt[3]{\frac{M}{q \cdot Q}}, \quad (1)$$

$$M = \frac{2 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot V_{кр} \cdot B}{\rho_m \cdot c} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{сж} \cdot HV}{\pi}}, \quad (2)$$

где q – удельный расход алмаза, мг/г; Q – производительность обработки, мм³/мин; ρ_a , ρ_m – соответственно плотности алмаза и обрабатываемого материала, кг/м³; B – высота круга, м; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; c – коэффициент, характеризующий износостойкость зерна, Н/м³ (устанавливается расчетно-экспериментальным путем);

α – безразмерный коэффициент, учитывающий плотность связки в зависимости от концентрации алмазов в круге; $\sigma_{сж}$, HV – соответственно предел прочности на сжатие и твердость по Виккерсу обрабатываемого материала, Па.

Параметр M может быть определен расчетно-экспериментальным путем. Например, для определенных условий обработки он принимает значение $393 \frac{мм^3}{мин} \cdot \frac{мг}{г}$. На рис. 1 приведены экспериментально установленные зависимости изменения производительности обработки Q , удельного расхода алмаза q и скорости линейного износа алмазного круга h_l от скорости круга $V_{кр}$. Как видно, с увеличением $V_{кр}$ производительность обработки Q увеличивается, а q и h_l уменьшаются. Исходя из зависимости (2), с учетом того, что параметр M содержит скорость круга $V_{кр}$, можно сделать вывод об увеличении безразмерного параметра η с увеличением $V_{кр}$. При скорости поперечной подачи $S_{non}=0,1$ мм/мин интенсивность роста параметра η выше, чем при $S_{non}=0,3$ мм/мин. Таким образом установлено, что увеличение $V_{кр}$ ведет к увеличению параметра η . А это соответствует увеличению величины линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна x , снижению скорости линейного износа алмазного круга h_l и удельного расхода алмаза q .

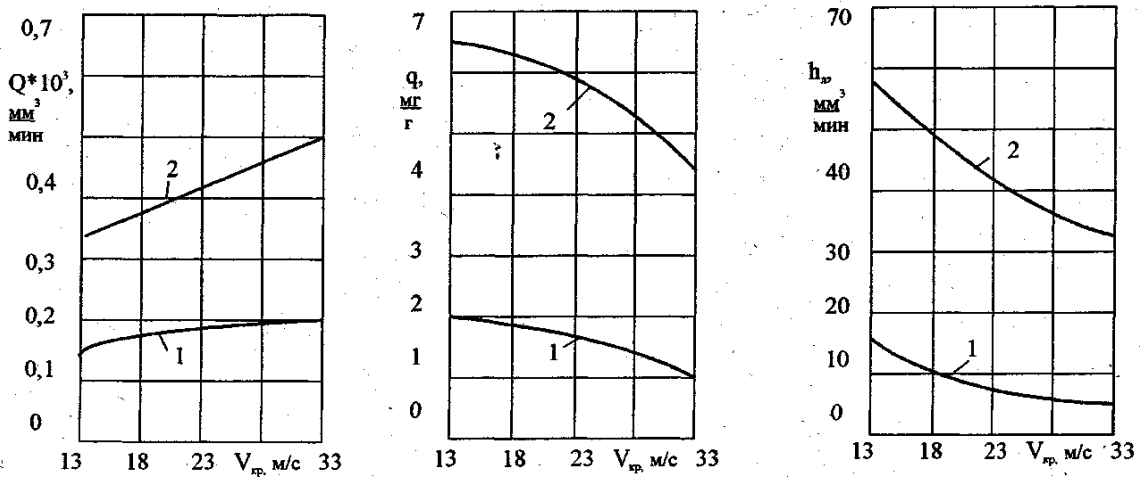


Рис. 1. Зависимости Q (а), q (б) и h_l (в) от скорости круга $V_{кр}$: 1 – $S_{non}=0,1$ мм/мин; 2 – $S_{non}=0,3$ мм/мин; скорость детали $V_{дет}=60$ м/мин; продольная подача $S_{прод}=3,2$ м/мин.

Как следует из рис. 1, с увеличением скорости поперечной подачи S_{non} параметры Q , q и h_l увеличиваются. Исходя из зависимостей (1) и (2), это ведет к уменьшению параметра η , т.е. уменьшению величины линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна x , в результате чего резание производится более острыми режущими зернами. Это снижает энергоемкость шлифования и как следствие – увеличивает производительность обработки. Вместе с тем, уменьшение величины x ведет к снижению ресурса работы зерен круга и увеличению износа круга.

Экспериментально установлено, что с увеличением зернистости алмазного круга \bar{X} производительность обработки Q незначительно увеличивается, а удельный расход алмаза q и скорость линейного износа алмазного круга h_l уменьшаются, рис. 2. Параметр η , исходя из зависимости (1), с уменьшением величины h_l уве-

личивается, а с учетом увеличения коэффициента c с ростом зернистости круга, может как увеличиваться, так и уменьшаться или оставаться постоянным. Производительность обработки Q определяет параметр η . При его увеличении Q будет уменьшаться с увеличением зернистости алмазного круга \bar{X} , а при уменьшении, наоборот, увеличиваться. В зависимости от параметра η будет изменяться и энергоемкость шлифования (условное напряжение резания).

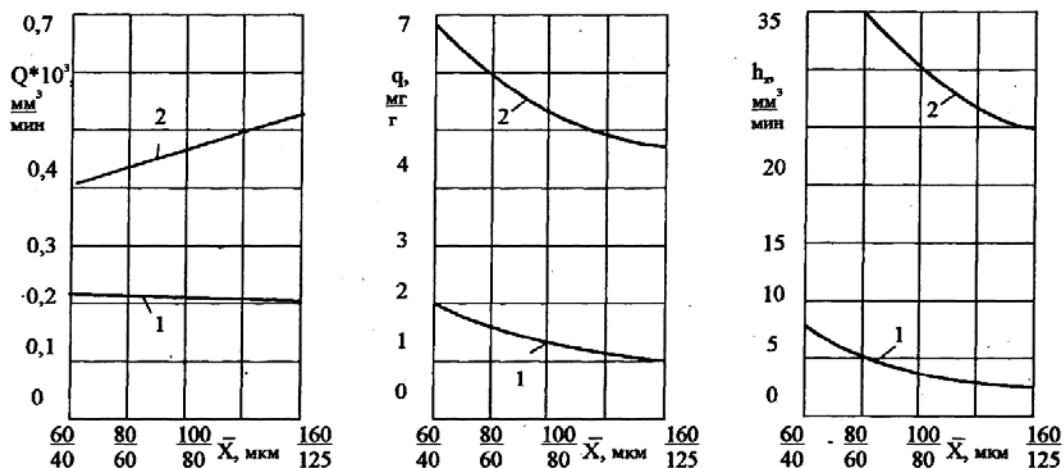


Рис. 2. Зависимости Q (а), q (б) и h_l (в) от зернистости круга \bar{X} : 1 – $S_{non}=0,1$ мм/мин; 2 – $S_{non}=0,3$ мм/мин; скорость детали $V_{дет}=60$ м/мин; продольная подача $S_{прод}=3,2$ м/мин; $V_{кр}=23$ м/с.

Экспериментально установлено, что с увеличением концентрации алмазного круга m производительность обработки Q незначительно увеличивается, а удельный расход алмаза q и скорость линейного износа алмазного круга h_l увеличиваются, рис. 3. Исходя из зависимости (1), это ведет к уменьшению параметра η и соответственно величины линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна x . В результате резание производится более острыми зернами, что предопределяет увеличение производительности обработки Q , уменьшение энергоемкости шлифования и увеличение удельного расхода алмаза q , т.к. уменьшение x снижает ресурс работы зерен и они чаще разрушаются и выпадают из связки.

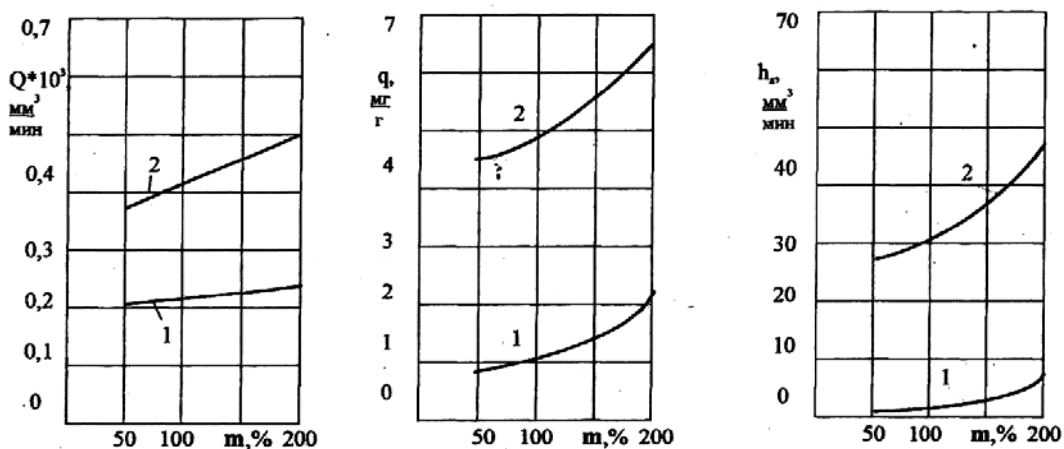


Рис. 3. Зависимости Q (а), q (б) и h_l (в) от концентрации круга m : 1 – $S_{non}=0,1$ мм/мин; 2 – $S_{non}=0,3$ мм/мин; скорость детали $V_{дет}=60$ м/мин; продольная подача $S_{прод}=3,2$ м/мин; $V_{кр}=23$ м/с.

Таким образом, на основе теоретических зависимостей и экспериментальных данных проведен анализ изменения внутреннего физического параметра η , который определяет физические условия протекания процесса шлифования, формирование всех выходных технологических показателей обработки. Полученные данные позволили объяснить физические закономерности изменения основных параметров алмазного внутреннего шлифования твердого сплава ВК15 [4].

Литература: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с. 2. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / Одес. гос. политехн. ун-т, Одесса, 1995. – 36 с. 3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Серов Б.С., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с. 4. Гасанов М.І. Підвищення ефективності алмазно-іскрового шліфування шляхом забезпечення гостроти ріжучого рельєфу круга в режимі збільшених глибин: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Харк. держ. техн. ун-т. – Харків, 1999. – 17 с.

УДК 621.923:621.90.17

УПРАВЛІННЯ ЗНІМАННЯМ ПРИПУСКУ ПРИ АЛМАЗНО-ЕРОЗІЙНОМУ ЕЛЕКТРОХІМІЧНОМУ ШЛІФУВАННІ ПРЕЦИЗІЙНИХ ПОВЕРХОНЬ

Богущий В.Б. (м. Севастополь, Україна)

The problems of construction of a high-duty cycles are considered at combination grinding of items

При дослідженні операції алмазно-ерозійного електрохімічного шліфування (АЕЕХШ) отримана математична модель (табл. 1), яка дозволяє вирішити завдання раціонального управління процесом шліфування. Вона розкриває функціональні зв'язки показників якості процесу і продуктивності обробки з відповідним управляючим впливом, що дозволяє для певних умов обробки знайти алгоритми знімання припуску, при реалізації яких продуктивність обробки буде максимальною. Адекватність залежностей представлених в таблиці, підтверджена експериментальними дослідженнями, виконаними в [1, 2], що дозволяє їх використовувати для управління процесом АЕЕХШ за заданою програмою - зміна знімання припуску за цикл обробки одного виробу. Приклади таких циклів приведені на рис. 1 і рис. 2 для АЕЕХШ і абразивного шліфування пуансонів вирубних штампів із твердого сплаву алмазними кругами зернистістю $Z_0=250$ мкм, $Z_0=125$ мкм на зв'язці М1. Шорсткість поверхні пуансона не повинна перевищувати $H=0,8 \cdot 10^{-5}$ м.

Таблица 1

Математична модель АЕЕХШ

№	Найменування	Вид залежності математичної моделі
<u>Рівняння зв'язку переміщень в технологічній системі</u>		
1	Подача інструменту	$S_{Hi} = \Delta A_{yi} + Q_{\Sigma i-1} + \Delta t_{\phi i} + S_{Ri}$
<u>Функції оптимізації</u>		
2	Об'ємна швидкість знімання матеріалу при комбінованій обробці	$Q'_{\Sigma} = B \times V_U (Q_{\Sigma X} + Q_{\Sigma P} + Q_{\Sigma EX})$
3	Собівартість знімання 1 м ³ припуску	$C_i = R_i \frac{t_{IP i}}{\Pi_i B L} + \frac{q Q_{\Sigma i} C_{un}}{\Pi_i B L}$
<u>Обмеження</u>		
4	Шар, в якому розподілена шорсткість	$H_i = H_{Mexi} - (Q_{\Sigma B.i} - Q_{\Sigma BP.i}) \leq H_{\delta} + \Pi_i$

5	Середнє арифметичне відхилення профілю	$R_a = \frac{2}{\pi G v \sum_{i=0}^n (W_m - iQ_\Sigma)^{v-1}} \leq R_{a.доп}$
6	Глибина дефектного шару	$h_i = \alpha \xi (q - q_0) \left(\frac{2\delta \sqrt{t_\phi D_K}}{V_U} \right) \leq \Pi_i + H_\delta + h_\delta - H_{i-1}$
7	Сила різання :	
	- для кераміки	$P = 1,18 \times 10^7 \times V_K^{-0,17} \times V_U^{0,198} \times t_\phi^{1,18} \times U^{-0,15} \leq P_{доп}$
	- для сталі ХВГ	$P = 3,56 \times 10^{10} \times V_U^{0,2} \times t_\phi^{1,9} \times U^{-0,14} \leq P_{доп}$
	- для сплаву Т15К6	$P = 2,54 \times 10^6 \times V_U^{0,11} \times t_\phi^{1,1} \times U^{-0,085} \leq P_{доп}$
8	Середній знос інструменту:	
	- для кераміки	
	U=2...8 В	$S_R = 2,92 \times 10^{-10} \times V_K^{0,24} \times V_U^{0,37} \times t_\phi^{0,29} \times U^{-0,36} \times t \leq S_{Rдоп}$
	U=8...36 В	$S_R = 2,28 \times 10^{-11} \times V_K^{0,106} \times V_U^{0,085} \times t_\phi^{0,081} \times U^{0,2} \times t \leq S_{Rдоп}$
	- для сплаву Т15К6	
	U=2...8 В	$S_R = 6,11 \times 10^{-10} \times V_U^{0,34} \times t_\phi^{0,3} \times U^{-0,33} \times t \leq S_{Rдоп}$
	U=8...36 В	$S_R = 2,197 \times 10^{-12} \times V_K^{0,16} \times V_U^{0,13} \times t_\phi^{0,034} \times U^{0,38} \leq S_{Rдоп}$
	- для сталі ХВГ	
	U=2...8 В	$S_R = 1,59 \times 10^{-10} \times V_K^{0,26} \times V_U^{0,35} \times t_\phi^{0,3} \times U^{-0,34} \times t \leq S_{Rдоп}$
	U=8...36 В	$S_R = 9,86 \times 10^{-12} \times V_K^{0,18} \times V_U^{0,14} \times t_\phi^{0,198} \times U^{0,49} \times t \leq S_{Rдоп}$
9	Максимальна напруга технологічного джерела живлення	$U \leq U_{max.г.ен}$
10	Максимальна швидкість подачі столу	$V_U \leq V_{Umax}$

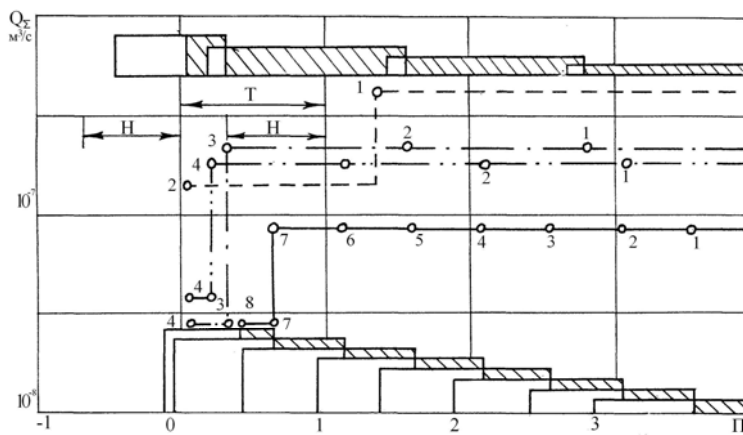


Рис. 1. Приклади циклів управління процесом АЕЕХШ: Q_Σ – лінійне знімання; H_i – поточна шорсткість; —○— – АЕЕХШ, зернистість 80/63 мкм; —○— - - – АЕЕХШ, зернистість 125/100 мкм; - - - - - АЕЕХШ, зернистість 250/200 мкм; —○— Абразивне шліфування, зернистість 125/100 мкм.

коли технологічні обмеження дозволяють зерну заглибитися на максимальну фактичну глибину в матеріал при мінімальному зазорі між зв'язкою круга і заготівкою ($b \rightarrow 0$; $t_\phi \sim 1/3 \cdot 3_0$). При подальшій зміні зернистості продуктивність АЕЕХШ падає. Це пов'язано зі зменшенням частки механічного знімання. Апробація запропонованих циклів була виконана при шліфуванні виробів з твердого сплаву Т15К6 на верстаті моделі 3Е711ВФ2-1 на заводі МЕМЗ міста Мелітополя і заводі “Залив” міста Керчі.

Аналіз циклів, приведених на рис. 1, доводить переваги процесу АЕЕХШ перед абразивним шліфуванням. Так, для видалення припуску $\Pi = 4 \cdot 10^{-5}$ м кругом зернистістю 125 мкм при АЕЕХШ необхідно здійснити чотири проходи, для знімання цього ж припуску при абразивному шліфуванні кількість проходів збільшується в 2 рази, тобто в 2 рази падає продуктивність.

Швидкість знімання матеріалу збільшується і досягає максимуму при таких значеннях зернистості інструменту,

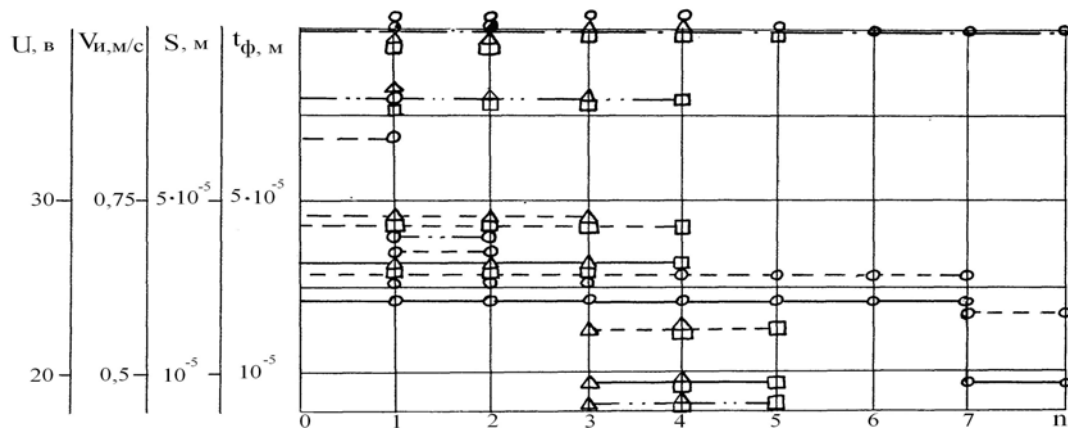


Рис. 2. Зміна режимних параметрів в межах циклу обробки по проходах: \square – АЕЕХІІІ, зернистість 250/200; Δ – АЕЕХІІІ, зернистість 125/100; \bullet – АЕЕХІІІ, зернистість 80/63; \circ – абразивне шліфування, зернистість 125/100; — фактична глибина; — — номінальна подача; \bullet — \bullet — кругова швидкість круга; $-\bullet-\bullet-$ технологічна напруга.

Для здійснення автоматизації процесу АЕЕХІІІ верстат був модернізований і оснащений комплексом контрольно-вимірювальної апаратури (рис. 4).

З метою отримання інформації про стан заготовки на корпусі шліфувальної бабки було встановлено вимірювальний пристрій з індивідуальним приводом, що дозволяє контролювати товщину заготовки і її шорсткість.

До складу вимірювального пристрою входить індуктивний датчик моделі 248, що дозволяє контролювати товщину деталі, датчик профілометра-профілографа моделі 201, привод вертикального переміщення датчиків і привод горизонтального переміщення датчика профілометра-профілографа, що забезпечує відносну швидкість переміщення $0,2 \div 1$ мм/м по поверхні заготовки.

Для подачі робочої напруги в зону обробки на шліфувальний круг встановлювався струмоз'ємник, підключений до негативного полюса джерела живлення. Заготовка підключалася до позитивного полюса.

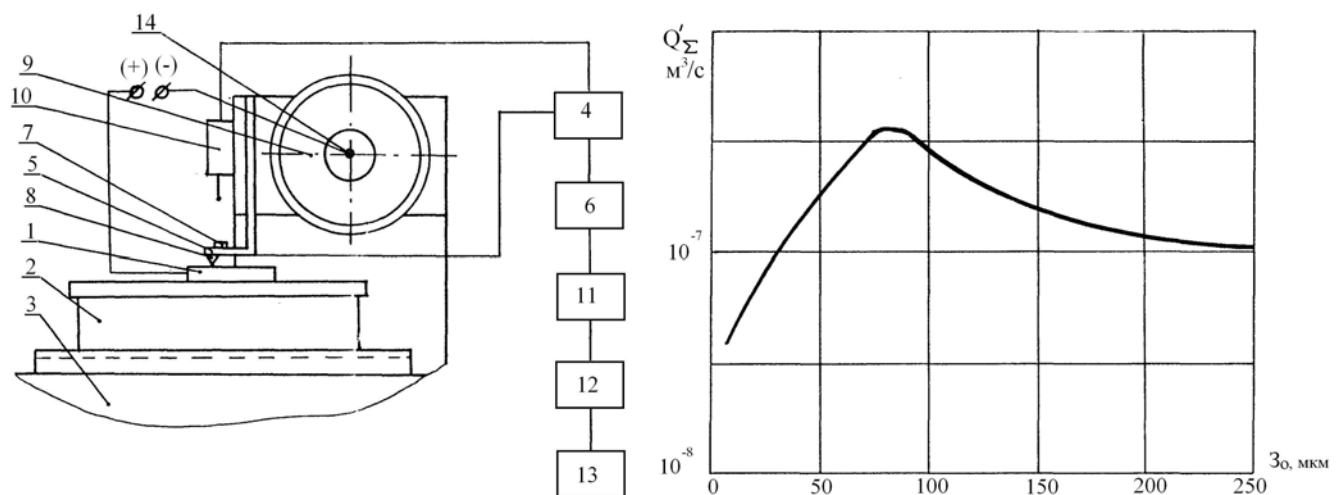


Рис. 3. Залежність швидкості знімання матеріалу від зернистості інструменту.

Рис. 4. Схема експериментальної установки: 1 - заготовка; 2 - магнітна плита; 3 - стіл верстата; 4 - підсилювач; 5 - балочка рівного опору; 6 - підсилювально-перетворюючий пристрій; 7 - тензодатчик; 8 - алмазний наконечник; 9 - алмазний круг; 10 - індуктивний датчик; 11 - ЕОМ; 12 - блок управління верстатом; 13 - виконавчі пристрої верстата; 14 - струмоз'ємник.

Робота в автоматичному режимі здійснюється таким чином: 1) заготівка 1 встановлюється на стіл шліфувального верстата, датчиками 7, 11, вимірювального пристрою здійснюється контроль товщини заготівки і її поверхні; 2) інформація про стан заготівки поступає на підсилювально-перетворюючий пристрій 4, 5 і управляючу ЕОМ 6, яка розраховує цикл обробки; 3) інформація від ЕОМ поступає на підсилювально-перетворюючий пристрій верстата, на блок управління верстатом і його виконавчі пристрої; 4) здійснюється обробка заготівки за розрахованою програмою.

Випробування циклу управління проводилося на партії заготовок з 20 штук. При обробці заготовок по запропонованій методиці кругами зернистістю $Z_0=125$ мкм продуктивність АЕЕХШ збільшилася в 2 рази порівняно з обробкою по традиційних алгоритмах, і в 4 рази в порівнянні з абразивним шліфуванням з постійною радіальною силою при однаковому значенні шорсткості і точності геометричного розміру. При цьому собівартість обробки знижується в 1,5...3 рази.

Литература: 1. Братан С.М. Повышение эффективности обработки прецизионных деталей приборов на основе автоматического оптимального съема припуска. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.13.07/СПИ, Севастополь, 1990. – 16 с. 2. Сопин П.К. Повышение эффективности алмазно-эрозионного электрохимического шлифования прецизионных деталей на основе параметрической оптимизации при автоматическом управлении процессом. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.13.07/СПИ, Севастополь, 1991. – 16 с.

УДК 621.923

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННОЙ ОБРАБОТКИ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

Дитиненко С.А., канд. техн. наук, Крюк А.Г., канд. техн. наук (г. Харьков, Украина)

In work results theoretical and experimental researches of a roughness of processing are resulted at grinding products from firm alloys by diamond circles on metal connections.

При шлифовании твердосплавных изделий широкое применение получили алмазные круги на металлических связках, работающие в режиме непрерывной электроэрозионной правки [1]. Данный процесс шлифования позволяет существенно повысить производительность обработки за счет обеспечения высокой режущей способности алмазного круга. Вместе с тем, приводит к довольно большим значениям шероховатости обработки $R_a = 1...2$ мкм.

В работе [2] показаны возможности применения алмазных кругов на металличе-

ских связках для решения задачи уменьшения параметра шероховатости обработки R_a .

Для этого производится специальная подготовка к работе алмазного круга на металлической связке М1-01 путем шлифования алмазным кругом алмазного карандаша с продольной подачей. В результате происходит срезание вершин алмазных зерен круга (т.е. притупление режущих кро-

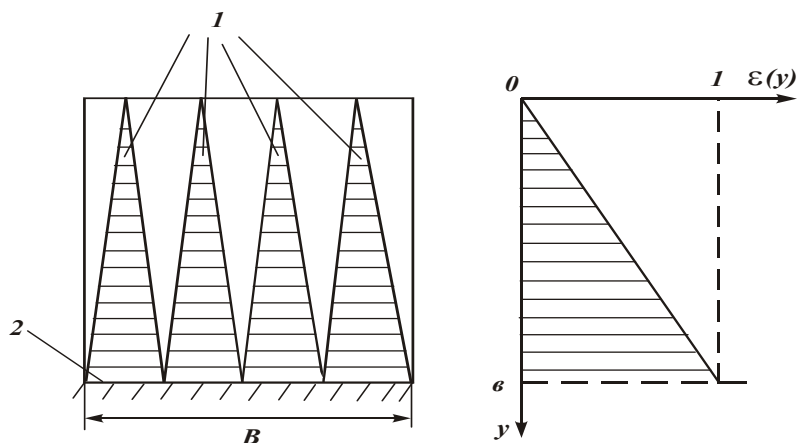


Рис. 1. Расчетная схема: 1 – зерна круга; 2 – связка круга.

мок), что позволяет в процессе шлифования твердого сплава получить шероховатость обработки на уровне $R_a = 0,2$ мкм и ниже при одновременном обеспечении высокой производительности обработки. Для выявления условий эффективного использования данного процесса шлифования, в настоящей работе дано теоретическое обоснование путей снижения параметра шероховатости обработки R_a за счет искусственного притупления режущих кромок алмазных зерен круга.

Расчет параметра R_a произведем по методике, предложенной в работе [3]. Ее суть состоит в аналитическом описании приведенного режущего профиля, образованного от наложения проекций режущих зерен на фиксированную плоскость обрабатываемой детали, расположенную перпендикулярно движению зерен круга. Для описания приведенного режущего профиля предложено использовать функцию – относительную полноту профиля круга – аналогичную классической функции относительной опорной длины микропрофиля обработанной поверхности, рис. 1. Относительная полнота профиля круга $\varepsilon(y)$, без учета перекрытия проекций зерен, равна

$$\varepsilon(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y \cdot n}{B}, \quad (1)$$

где $n = k \cdot B \cdot l$ – число зерен, расположенных на площади рабочей части круга; $B \cdot l$; k – поверхностная концентрация зерен круга, шт/м²; B – ширина круга, м; l – длина рабочей поверхности круга, участвующая в формировании параметра шероховатости R_a , м; γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна; y – координата, вдоль которой определяется высота профиля круга (высота выступания зерен над уровнем связки круга), м.

Подчиняя зависимость (1) условию $\varepsilon(y = R_{max}) = 1$, имеем

$$R_{maz} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot l}. \quad (2)$$

Параметр шероховатости обработки $R_{max} = 5 \cdot R_a$ тем меньше, чем больше k и l . Зернистость круга явно не входит в зависимость (2), а влияет на параметр R_{max} посредством изменения параметра k .

Как следует из табл. 1, при $l = 10$ мм и $k = 50$ шт/мм² параметр R_a принимает значение 0,2 мкм, что соответствует практическим данным. Увеличение параметров k и l приводит к существенному уменьшению параметра R_a , чего добиться на практике затруднено.

При плоском шлифовании торцом круга с одновысотным выступанием зерен $l = V_{кр} \cdot B / V_{дет}$, где $V_{кр}, V_{дет}$ – соответственно скорости круга и детали, м/с. Тогда

$$R_a = \frac{0.1 \cdot V_{дет}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{кр}}. \quad (3)$$

При плоском шлифовании периферией круга с одновысотным выступанием зерен $l = V_{кр} \cdot L / V_{дет} = V_{кр} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot R_{max}} / V_{дет}$, где $R_{кр}$ – радиус круга, м. Тогда

Таблица 1
Расчетные значения R_a в мкм

l , мм	10	20	50	100
k , шт/мм ²				
50	0,2	0,1	0,04	0,02
500	0,02	0,01	0,004	0,002
5000	0,002	0,001	0,0004	0,0002

$$R_a = 2,5 \cdot 3 \sqrt{\left(\frac{V_{\text{дем}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2 \cdot \frac{1}{R_{\text{кр}}}}. \quad (4)$$

При шлифовании торцом круга параметры k , $V_{\text{дем}}$ и $V_{\text{кр}}$ в большей степени влияют на R_a , чем при шлифовании периферией круга. Параметр B входит в зависимость (3) в первой степени, тогда как параметр $R_{\text{кр}}$ входит в зависимость (4) в степени 0,33, т.е. за счет увеличения параметра B можно значительно уменьшить R_a .

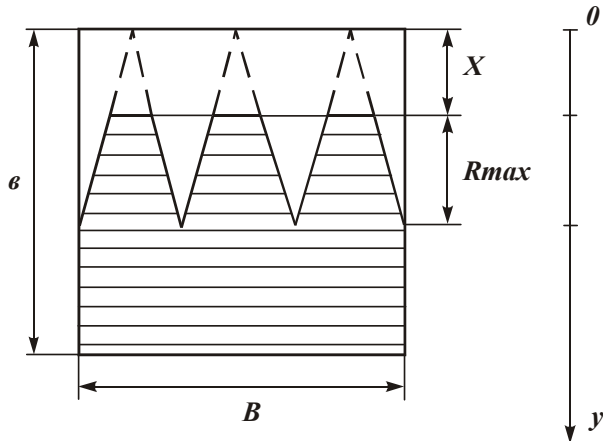


Рис. 2. Расчетная схема, учитывающая износ зерен круга.

С учетом износа зерен (рис. 2) параметр шероховатости R_{max} определится из зависимости (1) при условии $\varepsilon(y = R_{\text{max}} + x) = 1$:

$$R_{\text{max}} = \frac{1}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot l} - x, \quad (5)$$

где x – величина линейного износа зерен, м.

При плоском шлифовании торцом круга для $l = V_{\text{кр}} \cdot B / V_{\text{дем}}$:

$$R_{\text{max}} = \frac{V_{\text{дем}}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{\text{кр}}} - x. \quad (6)$$

При плоском шлифовании периферией

круга для

$$l = V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot R_{\text{max}}} / V_{\text{дем}}: \quad x = \frac{V_{\text{дем}}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot R_{\text{max}}}} - R_{\text{max}}. \quad (7)$$

Согласно зависимостям (6) и (7), параметр R_{max} уменьшается с увеличением x . При шлифовании торцом круга более интенсивно.

При выполнении условия $x \rightarrow \frac{V_{\text{дем}}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{\text{кр}}}$ параметр шероховатости

$R_{\text{max}} \rightarrow 0$, т.е. для каждого режима шлифования и каждой характеристики круга существует вполне конкретное значение x , при котором $R_{\text{max}} \rightarrow 0$. Для реализации

данного условия необходимо затупить режущие зерна на величину $x = \frac{V_{\text{дем}}}{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}$.

Данное условие выполнимо при плоском шлифовании торцом круга. При плоском шлифовании периферией круга, исходя из зависимости (7), условие $R_{\text{max}} \rightarrow 0$ требует неограниченного роста первого слагаемого и величины x . Согласно рис. 3, с увеличением величины x от 0 до ∞ параметр шероховатости R_{max} уменьшается, асимптотически приближаясь к значению $R_{\text{max}} \rightarrow 0$. Для того чтобы уменьшить x необходимо суще-

ственно увеличить множитель $\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}}}}{V_{\text{дем}}}$ за счет увеличения k , $V_{\text{кр}}$ и $R_{\text{кр}}$

и уменьшения $V_{\text{дем}}$. Так как увеличение параметров k , $V_{\text{кр}}$ и $R_{\text{кр}}$ ограничено, выполнить данное условие можно за счет уменьшения $V_{\text{дем}} \rightarrow 0$. Однако реализовать условие

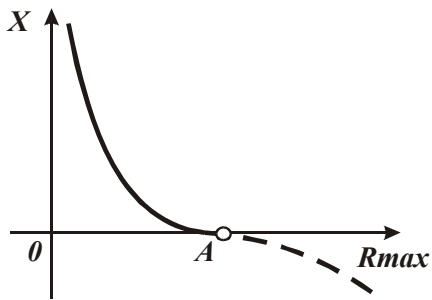


Рис. 3. Примерная зависимость величины x от R_{max} .

$V_{дет} \rightarrow 0$ затруднено, вследствие необходимости снижения производительности обработки. Таким образом показана возможность уменьшения вплоть до нуля параметра шероховатости обработки R_a при плоском шлифовании торцом круга за счет регулирования величины износа зерен x .

Для оценки возможностей практического использования данного теоретического решения были проведены экспериментальные исследования процесса круглого наружного шлифования твердосплавных инструментов алмазным кругом формы 1А1 300х25 зернистостью АС6 125/100 на металлической связке М1-01, в ходе которых измерялся параметр шероховатости обработки R_a . После установки круга на станок, с помощью электроэрозионной правки произведено выведение биения круга и вскрытие алмазносного слоя круга, а с помощью алмазного карандаша типа “Славутич”, установленного в специальное устройство для правки на круглошлифовальном станке, произведено притупление режущих кромок алмазного круга. Опытами установлено, что подготовленный таким образом к работе круг в процессе шлифования в начальный период обеспечивал шероховатость обработки $R_a = 0,1 - 0,2$ мкм.

Приблизительно через 30 минут работы круга параметр шероховатости увеличился до значения $0,3 - 0,4$ мкм. Наблюдение за процессом показали, что это произошло вследствие выпадения из связки круга затупленных зерен и подключение в работу новых зерен с острыми кромками. Режущий рельеф стал более развитым, что привело в конечном итоге к уменьшению степени затупления зерен (уменьшению величины x) и в соответствии с зависимостью (7) – к увеличению параметра шероховатости обработки. Повторное притупление режущих кромок алмазного круга с помощью алмазного карандаша позволило опять же добиться при шлифовании снижения параметра шероховатости обработки R_a до значений $0,1 - 0,2$ мкм.

Опытами установлено также то, что с уменьшением производительности обработки алмазный круг более длительное время сохраняет исходный режущий рельеф (после притупления режущих кромок) и обеспечивает при шлифовании меньшие значения параметра шероховатости обработки R_a .

Литература: 1. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / Харьк. гос. техн. ун-т. - Харьков, 1995. – 56 с. 2. Новиков Г.В., Дитиненко С.А. Теоретический анализ путей повышения точности и качества алмазно-абразивной обработки // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Вип. 10, 2002. – С.197-202. 3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

УДК 621.923.6

ОСОБЕННОСТИ ИНСТРУМЕНТА СО СТРУКТУРНО ОРИЕНТИРОВАННЫМ РАБОЧИМ СЛОЕМ

Лавриненко В. И., докт. техн. наук, Пасичный О. О., канд. техн. наук,
Сытник Б. В. (г. Киев, Украина)

The problem on importance of the count of structural orientation in a working layer

of abrasive wheels from SHM surveyed. Technological aspects with reference to requirements of a molding and sintering of a working layer of circles are shown at which it is possible to implement requirements of change of structural orientation of such layer. Features of a grinding composite with diamond around surveyed.

Для современного инструментального производства характерно постоянное обновление технологического процесса изготовления инструмента с целью повышения его конкурентоспособности. В настоящее время доля использования инструмента из сверхтвердых материалов (СТМ) непрерывно повышается. При этом реализация, временами уникальных, свойств СТМ в инструменте, определение области и способа их эффективного использования во многом зависит от технологии изготовления инструмента. Ориентация на традиционные, даже высокоэффективные, решения, которые с самого начала не учитывают всех нюансов использования СТМ, способные нивелировать преимущества использования последних, а иногда и создать видимость нерациональности их применения в отдельных случаях.

Одним из наиболее востребованных видов инструмента на основе СТМ являются алмазно-абразивные инструменты. Так, в машиностроении на нее приходится четверть всех операций, а во многих отраслях, таких как, подшипниковое, инструментальное и оптическое производство — более 50%. При этом в настоящее время характерно существенным возрастанием требований, как к показателям процесса шлифования, так и к характеристикам шлифовального инструмента. И определяющим этого являются основные концепции построения современного обрабатывающего оборудования, которое становится все более универсальным, это: принцип комплексности, а именно многошпиндельные многокоординатные станки, с несколькими инструментами на каждом шпинделе; принцип развития *CNC*-систем, в том числе с использованием параллельной кинематики.

В обоих случаях суть обработки смещается к формированию поверхности детали, в лучшем случае, сопряженными и весьма короткими дугами контакта поверхности детали и инструмента, а во многих случаях и к точечной обработке. Поэтому к инструменту, помимо возможности высокопроизводительной обработки, чрезвычайно высокие требования предъявляются к точности положения режущего профиля и размерной стойкости. При этом, в силу специфики формирования обработанной поверхности, условия резания на различных участках режущего профиля отличаются в десятки раз, и их распределение вдоль профиля изменяется непрерывно. Отсюда и высочайшие требования к размерной стойкости, и невозможность применения традиционных способов ее обеспечения.

Поэтому если проанализировать структуру инструмента, применяющегося на современном оборудовании, то можно увидеть, что доля шлифовального инструмента чрезвычайно мала, по сравнению с обработкой на традиционном оборудовании. Везде, где возможно, шлифование заменяют микроточением и микрофрезированием. В тоже время целый ряд материалов, например керамика, высоколегированные закаленные стали, другие материалы, иначе как шлифованием обработать нельзя.

В следствие выше изложенного в последнее время наблюдается повышенный интерес к исследованию структуры абразивного инструмента: расположения, ориентации, распределения и формирование режущего рельефа абразивными зернами. Из литературы известно, что основные преимущества и недостатки шлифования связаны со спецификой шлифовального инструмента — большим количеством абразив-

ных частиц, которые равномерно распределенных в рабочем слое [1]. Это одновременно определяет и высокое качество обработки, и, сравнительно, низкие производительность и стойкость инструмента.

Расположение зерен СТМ в спеченном рабочем слое является случайным, а их выступание неравномерным. Если рассматривать положение зерен по высоте, то наиболее выступающие зерна из-за высоких нагрузок либо ломаются, либо вырываются из связки, при этом они не только не принимают участия в процессе резания, но зачастую и портят обрабатываемую поверхность, оставляя на ней глубокие царапины и сколы. Из-за этого приходится уменьшать зернистость используемых абразивов, что в общем случае, уменьшает производительность. Зерна, выступающие из связки меньше определенной высоты, также не способствуют повышению эффективности процесса шлифования — из-за очень незначительной толщины срезаемого слоя они интенсивно изнашиваются по задней поверхности и быстро затупляются, участвуя, таким образом, не столько в процессе резания-царапания, сколько в процессе трения с обрабатываемой поверхностью, дополнительно повышая интенсивность тепловыделения в зоне обработки. В определенных случаях, для повышения степени самозатачивающихся таких зерен выбирают абразивы с меньшими прочностными характеристиками, что в общем случае, увеличивает удельный расход инструмента. Аналогичная ситуация и с точностью положения режущего профиля. Если для прецизионных фрез и резцов положения режущей кромки задается с точностью до 20 мкм, то для традиционного абразивного инструмента измерить с точностью 200 мкм положение режущего профиля — задача не тривиальная.

Известные пути повышения этих характеристик для шлифовального инструмента в данном случае не позволяют достичь требуемого уровня. Таким образом, эволюция обрабатывающего оборудования требует разработки и использования принципиально нового шлифовального инструмента. Таким инструментом нового поколения является инструмент с упорядоченной структурой, что позволяет достичь необходимых физико-механических и функциональных показателей конкретных зон рабочего слоя шлифовального инструмента и таким образом обеспечить указанные выше требования.

Анализ литературы и данных Интернет показывает, что на рынке алмазного инструмента начинают появляться алмазные круги нового поколения. Такие круги кардинально изменяют процесс резания. Более того, сам инструмент перестает быть шлифовальным в классическом определении — как инструмент с множеством режущих зерен произвольно расположенных в цементирующей связке. В настоящее время на рынке такой инструмент еще только начинает появляться. Однако производители такого инструмента заявляют, что доля нового инструмента уже в ближайшее будущее составит более 10%. Фактически мы стоим на пороге такого изменения

в структуре шлифовального инструмента, которое в свое время произошло в резальном инструменте в связи с распространением сменных режущих пластинок.

В последнее время появился целый ряд работ ведущих специалистов и организаций [2, 3] посвященный разработке многорядных

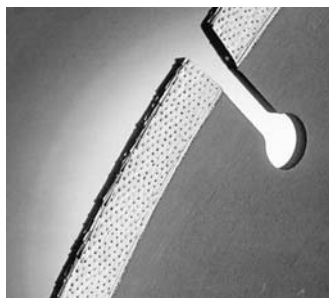


Рис. 1. Инструмент с упорядоченным размещением алмазных зерен.

шлифовальных инструментов со спеченным рабочим слоем и упорядоченным расположением зерен СТМ (рис. 1.).

Учитывая, что такие инструменты кардинально меняют процесс резания (рис. 2) важными и актуальными являются работы направленные на его изучение и организацию производства инструмента на основе спеченного композита с упорядоченной структурой.

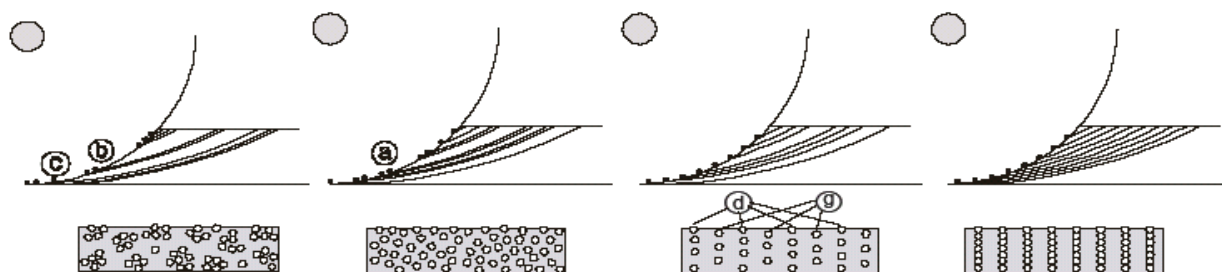


Рис. 2. Изменение условий микрорезания отдельными зернами, в зависимости от упорядоченности их расположения.

Нашим институтом уже проводятся исследования в этом направлении. Исследования этой тематики являются комплексной работой, выполнение ее требует решения ряда вопросов и задач: 1) разработка вопросов теории шлифования кругами с упорядоченными и ориентированными зернами; 2) установление как показателей непосредственно процесса обработки, так и показателей формирования самого рабочего слоя; 3) разработка спеченных многослойных композитов с упорядоченным расположением алмазных зерен; 4) определение характеристик упорядоченного алмазносного слоя; 5) разработка гаммы инструментом с упорядоченными и ориентированными зернами.

В настоящее время проведено ряд работ [4, 5, 6] в результате которых была установлена ярко выраженная зависимость формируемого на поверхности стального образца профиля поверхности от величины износа композита с упорядоченным размещением алмазных зерен. Это поставило ряд вопросов о работе многослойных абразивных композитов с упорядоченным размещением алмазных зерен, особенно в условиях обработки таким композитом при смене слоев.

Для выявления и исследования характерных закономерностей при обработке шлифовальным композитом с упорядоченными алмазными зернами в условиях смены слоев были изготовлены образцы многослойных металлических композитов с упорядоченным расположением алмазов, как по рабочей поверхности, так и толщине слоя.

Исследуемый композит спекался из предварительно холодно-брикетированных «таблеток» толщиной 0,5 мм с внедренными с определенным шагом зернами алмазов. Поскольку важным является не только положение зерен в связке, но и их ориентация, использовались отсортированные адгезионно-магнитным способом алмазы, с ярко выраженной эллиптической формой. Шлифы образцов полученного композита были исследованы на растровом электронном микроскопе DC-34 «Тесла» с системой анализа изображений и энерго-дисперсионным анализатором рентгеновского спектра. При этом было установлено, что в процессе спекания, не смотря на высокие температуры и значительное изменение объема композита, изменение положения зерен составило менее 60 мкм (15% размера зерна), а слои композита сохранили состав соответствующих исходным с незначительной по глубине диффузией в смежных зонах.

Для исследования особенностей шлифования полученным композитом 4 образ-

ца этого композита были припаяны к торцу металлического корпуса круга 12A2-45° 150x20x2x32. Также там были размещены два абразивных композита со значительно более высокой концентрацией алмазов, выполненных по традиционной технологии – с равномерным размещением алмазных зерен в материале композита. Полученным инструментом на электроэрозионном станке шлифовался образец из стали.

Выбор материала образца и введение дополнительной энергии в зону обработки (электроискровое шлифование) обусловлены малым количеством алмазных зерен в композите и целью эксперимента — исследовать закономерность формирования обработанной поверхности детали непосредственно режущим профилем, образованным упорядоченными алмазными зернами.

Периодически, по мере изнашивания инструмента, поверхность стального образца исследовалась на профилографе «Taylor-Hobson / Surtronic 3». В результате проведенных исследований было установлено, что производительность обработки комбинированным инструментом, по сравнению с обработкой только упорядоченным композитом повысилась примерно в 1,5 раза, а микропрофиль формируемый на поверхности детали преимущественно определяется, величиной износа композита с упорядоченным размещением алмазных зерен, как и в случае обработки только упорядоченным композитом.

Таким образом, было экспериментально установлено, что при обработке комбинированным инструментом, не смотря на меньшее количество алмазных зерен размещенных упорядоченно, микропрофиль поверхности обрабатываемой детали, а значит, и условия шлифования определяется именно этими алмазами. Указанная закономерность должна учитываться при разработке инструмента на основе многослойного спеченного композита с упорядоченным расположением алмазных зерен и выборе как закономерности распределения зерен в алмазосодержащем слое инструмента так и взаимного расположения этих слоев.

Литература: 1. Маслов Е. Н., Постникова Н. В., Основные направления в развитии теории резания абразивным, алмазным и эльборовым инструментом., М., «Машиностроение», 1975. 48 с. с ил. 2. Study for cutting performance in arrayed diamond saw blade / S.P.Pyun, H.W.Lee, J.H.Park // 1st International Industrial Diamond Conference 20-21 October 2005 Barcelona Spain. 3. G. Weber and C. Weiss. DIAMIX – A family of bonds based on DIABASE-V21// Industrial diamond review. –2005, № 6. – P. 27-28. 3. Исследование возможностей формирования спеченного композита с упорядоченной структурой. Лавриненко В. И., Пасичный О. О., Сытник Б. В., Ткач В. Н., Ильницкая Г. Д., Эффективность реализации научного, ресурсного и промышленного потенциала в современных условиях // Материалы Шестой ежегодной конференции с международным участием, 20–24 февраля 2006 г., п. Славское — Киев: УИЦ «НАУКА. ТЕХНИКА. ТЕХНОЛОГИЯ», 2006 г., С. 420–422. 4. К вопросу шлифования спеченным композитом с упорядоченными зернами алмаза. Лавриненко В. И., Пасичный О. О., Сытник Б. В., Эффективность реализации научного, ресурсного и промышленного потенциала в современных условиях: Материалы Седьмой ежегодной международной конференции, 12–16 февраля 2007 г., п. Славское—Киев: УИЦ «НАУКА. ТЕХНИКА. ТЕХНОЛОГИЯ», 2007, 512 с.

УДК 621.923

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСЛОВИЙ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Машко А.А. (АО «АЛТА», г. Киев, Украина)

The basic conditions of reduction of elastic movings in technological system are proved at the round grinding, providing increase of accuracy of processing.

При механической обработке в технологической системе возникают упругие

перемещения, которые приводят к снижению точности обрабатываемых поверхностей. В работах [1, 2] показаны основные направления повышения точности обработки, состоящие главным образом в увеличении жесткости в технологической системе и снижении силовой напряженности процесса резания. В ряде случаев приходится уменьшать режимы резания, однако это не совсем эффективно с точки зрения производительности обработки. Установлено [3], что уменьшить величину упругого перемещения $y = B \cdot V$ при круглом наружном врезном шлифовании можно за счет

уменьшения постоянной времени $B = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot F$ образования упругого переме-

щения в технологической системе, не уменьшая при этом скорость радиальной подачи V , определяющей производительность обработки. Здесь σ – условное напряжение резания, Н/м²; $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования; c – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; F – площадь обрабатываемой поверхности, м². Поэтому целью работы является теоретический анализ возможностей уменьшения постоянной времени образования упругого перемещения в технологической системе и соответственно обоснование условий повышения точности механической обработки.

Входящие в зависимость для определения постоянной B параметры $c, V_{кр}, F$, как правило, заданы. Поэтому добиться уменьшения постоянной B и соответственно эффективности шлифования можно за счет уменьшения отношения $\sigma / K_{ш}$, определяющего режущую способность шлифовального круга. В работе [4] показано, что параметры $\sigma, K_{ш}$ аналитически описываются зависимостями:

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{\rho}{a} \cdot HV \cdot \tau_{сдв}^2}, \quad (1)$$

$$K_{ш} = \sqrt[3]{2 \cdot \frac{\tau_{сдв}}{HV} \cdot \frac{a}{\rho}}, \quad (2)$$

где a – толщина среза отдельным зерном круга, м; ρ – радиус округления вершины режущего зерна, м; $HV, \tau_{сдв}$ – соответственно твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м².

Тогда отношение $\sigma / K_{ш}$ примет вид:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = 3 \cdot \sqrt[3]{0,5 \cdot \frac{\rho^2}{a^2} \cdot HV^2 \cdot \tau_{сдв}}. \quad (3)$$

Как видно, уменьшить отношение $\sigma / K_{ш}$, а следовательно и постоянную B , можно увеличением отношения a / ρ и уменьшением параметров $HV, \tau_{сдв}$. Причем, твердость обрабатываемого материала HV в большей мере влияет на отношение $\sigma / K_{ш}$, чем предел прочности $\tau_{сдв}$, что хорошо согласуется с практикой шлифования труднообрабатываемых материалов.

Как известно, при условии $a / \rho < 0,04$ стружкообразование при микрорезании абразивным зерном не происходит. Наблюдается лишь упруго-пластическое деформирование обрабатываемого металла. Интенсивный процесс стружкообразования наступает при значениях $a / \rho > 0,35$. Поэтому основным условием увеличения

$\sigma / K_{и}$ является реализация при обработке относительно высоких значений a / ρ , существенно превышающих минимально возможное значение 0,04.

Отношение a / ρ определяется следующей зависимостью [3]:

$$\frac{a}{\rho} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{2}{D_{кр}} + \frac{2}{D_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot \rho^3}, \quad (4)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м; m – объемная концентрация зерен круга; $V_{дет}, V_{кр}$ – соответственно скорости детали и круга, м/с; t – глубина шлифования, м; $D_{кр}, D_{дет}$ – соответственно диаметры круга и детали, м.

Из зависимости (4) следует, что увеличить отношение a / ρ можно в первую очередь за счет уменьшения радиуса округления вершины режущего зерна ρ , а также увеличения зернистости круга \bar{X} . Если рассматривать зерно в форме шара, то отношение $\bar{X} / \rho = 2$, т.к. по сути \bar{X} – диаметр зерна, а ρ – его радиус. Однако в связи с тем, что в процессе шлифования происходит разрушение и износ зерна, радиус округления его вершины ρ увеличивается, а отношение \bar{X} / ρ уменьшается. В этом случае величины \bar{X} и ρ не связаны между собой, поскольку величина \bar{X} постоянна (она задана), а ρ – переменна (зависит от времени обработки). Существенное влияние на отношение a / ρ , исходя из зависимости (4), оказывают параметры режима шлифования: скорость детали $V_{дет}$ и глубина шлифования t . С их увеличением отношение a / ρ увеличивается, что позволяет уменьшить отношение $\sigma / K_{и}$ и величину B . Причем в большей степени за счет увеличения скорости детали $V_{дет}$.

При круглом врезном шлифовании глубину шлифования t можно выразить через скорость радиальной подачи V . Тогда зависимость (4) примет вид:

$$\frac{a}{\rho} = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\pi \cdot D_{дет} \cdot V_{дет} \cdot V \cdot \left(\frac{2}{D_{кр}} + \frac{2}{D_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot \rho^3}. \quad (5)$$

В данном случае скорость детали $V_{дет}$ и скорость радиальной подачи V в одинаковой степени влияют на отношение a / ρ . Увеличение $V_{дет}$ не приводит к столь заметному увеличению отношения a / ρ , как в зависимости (4).

С учетом зависимостей (3) и (5) отношение $\sigma / K_{и}$ выразится:

$$\frac{\sigma}{K_{и}} = 3 \left(\frac{\bar{X}}{\rho} \right)^2 \cdot \sqrt[3]{0,5HV^2 \cdot \tau_{сдв} \left(\frac{315\pi}{m \cdot V_{кр}} \right)^2 \cdot \left(\pi D_{дет} V_{дет} \cdot V \cdot \sqrt{\frac{2}{D_{кр}} + \frac{2}{D_{дет}}} \right)}. \quad (6)$$

Как отмечалось выше, уменьшение отношения $\sigma / K_{и}$ соответствует повышению режущей способности шлифовального круга. В связи с этим, из зависимости (6) вытекает вывод о возможности существенного повышения режущей способности круга и уменьшения $\sigma / K_{и}$ (по квадратичной зависимости) за счет увеличения зернистости круга \bar{X} и уменьшения радиуса округления вершин режущих зерен ρ . Этим объясняется выявленная на практике эффективность снижения энергоемкости

и повышения производительности обработки путем применения крупнозернистых абразивных и алмазных кругов.

Уменьшить величину ρ можно применением прогрессивных методов правки кругов. Для абразивных кругов – это методы механической правки, а для алмазных кругов на металлических связках – это методы электроэрозионной и электрохимической правки, обеспечивающие термическое разрушение (выжигание) или электрохимическое растворение металлической связки и восстановление режущих свойств круга.

Таким образом показано, что в процессе шлифования отношение $\sigma / K_{ш}$ (или энергоемкость обработки) определяет главным образом величина ρ . По мере затупления зерен круга величина ρ увеличивается, что ведет к увеличению отношения $\sigma / K_{ш}$ и энергоемкости обработки. Параметры режима шлифования в значительно меньшей степени влияют на отношение $\sigma / K_{ш}$ и соответственно на величину B . Поэтому в первом приближении для заданного значения ρ можно величину B рассматривать постоянной.

Если представить режущее зерно в форме конуса с углом при вершине 2γ (рис. 1), то зависимость для определения коэффициента

шлифования $K_{ш}$ примет вид [5]:

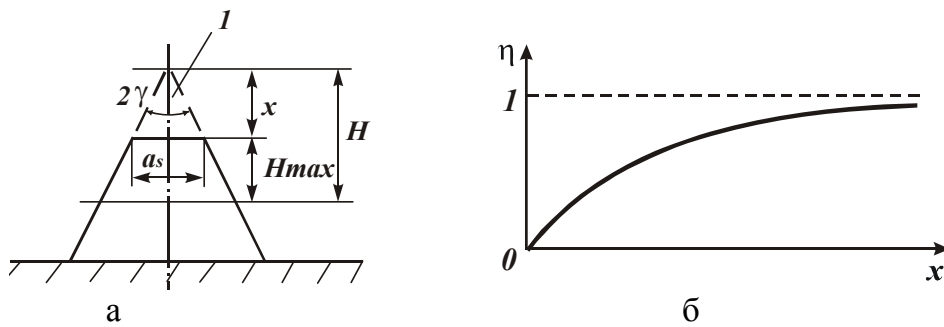


Рис. 1. Расчетная схема параметров шлифования (а) и зависимость безразмерного коэффициента η от величины линейного износа зерна x (б): 1 - изношенная часть режущего зерна.

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}} \cdot (1 - \eta), \quad (7)$$

где $\eta = x / H$ – безразмерный коэффициент, определяющий степень затупления зерна и изменяющийся в пределах $0 \dots 1$ (для “острого” зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленного зерна – $\eta \rightarrow 1$); x – условная величина линейного износа зерна, м; $H = x + H_{max}$ – условная максимальная глубина внедрения режущего зерна в обрабатываемый материал, отсчитывается от вершины исходного (неизношенного) зерна, м; H_{max} – максимальная толщина среза, м.

Как видно, чем больше безразмерный коэффициент η , тем меньше коэффициент шлифования $K_{ш}$ и соответственно больше условное напряжение резания σ . Поэтому с целью повышения $K_{ш}$ и соответственно эффективности шлифования безразмерный коэффициент η необходимо уменьшать. Для “острого” зерна $\eta \rightarrow 0$ и зависимость (7) упрощается:

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}}. \quad (8)$$

В данном случае коэффициент шлифования $K_{ш}$ определяется главным образом отношением $\sigma_{сж} / HV$. С его уменьшением $K_{ш}$ уменьшается, а условное напряжение

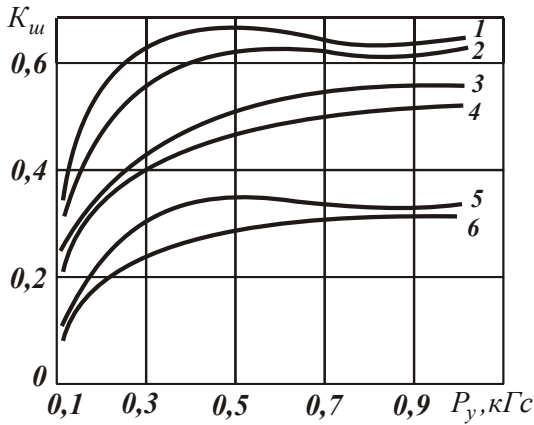


Рис. 2. Зависимость $K_{ш}$ от P_y при микрорезании конусом $2\gamma=120^\circ$, $\rho=20$ мкм: 1 – медь ($60 HV$); 2 – никель ($110 HV$); 3 – армко-железо ($118 HV$); 4 – сталь 45 ($180 HV$); 5 – закаленная сталь 45 ($520 HV$); 6 – твердый сплав ВК6 ($1500 HV$).

начально увеличивается, затем остается фактически постоянным для всех рассматриваемых обрабатываемых материалов, характеризующихся различной твердостью HV . Это свидетельствует о том, что безразмерный коэффициент η , входящий в зависимость (7), не влияет на коэффициент шлифования $K_{ш}$. Из рис. 2 следует, что чем больше твердость HV , тем больше $K_{ш}$. Это подтверждает достоверность аналитической зависимости (8). На основе проведенного анализа можно заключить, что, исходя из зависимости (8), основным путем уменьшения отношения $\sigma / K_{ш}$ является уменьшение угла при вершине зерна γ . Данный вывод согласуется с приведенными в таблице экспериментальными данными [6].

резания σ , наоборот, увеличивается. Отношение $\sigma / K_{ш}$ описывается:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV. \quad (9)$$

Из зависимости (9) следует, что отношение $\sigma / K_{ш}$ при микрорезании конусообразным зерном зависит от двух величин: γ и HV . С их увеличением отношение $\sigma / K_{ш}$ увеличивается, что ведет к повышению энергоемкости обработки и снижению эффективности процесса шлифования. Это хорошо согласуется с экспериментальными данными, полученными при микрорезании единственным зерном в форме конуса, рис. 2 [6]. Как следует из рис. 2, с увеличением силы прижатия P_y режущего конуса к обрабатываемому материалу коэффициенту шлифования $K_{ш}$ первоначально увеличивается, затем остается фактически постоянным для всех рассматриваемых обрабатываемых материалов, характеризующихся различной твердостью HV . Это свидетельствует о том, что безразмерный коэффициент η , входящий в зависимость (7), не влияет на коэффициент шлифования $K_{ш}$. Из рис. 2 следует, что чем больше твердость HV , тем больше $K_{ш}$. Это подтверждает достоверность аналитической зависимости (8). На основе проведенного анализа можно заключить, что, исходя из зависимости (8), основным путем уменьшения отношения $\sigma / K_{ш}$ является уменьшение угла при вершине зерна γ . Данный вывод согласуется с приведенными в таблице экспериментальными данными [6].

Таблица

Расчетные и экспериментальные значения σ

Материал	$HV, \text{кГ/мм}^2$	$2\gamma, \text{град}$	$\sigma, \text{кГ/мм}^2$		Расхождение, %
			Расчетные данные	Опытные данные	
Медь	60	90	365	317	-15
		120	495	539	+8
		150	810	860	+6
Армко-железо	118	90	730	650	+14
		120	972	1100	+14
		150	1210	1150	-7
Сталь У8	560	90	1950	1800	-8
		120	2540	2350	-8
		150	4400	4010	-9

Независимость отношения $\sigma / K_{ш}$ от условий шлифования свидетельствует о том, что постоянная времени образования упругого перемещения в технологической системе B будет оставаться неизменной на всех переходах шлифования. Следовательно, с точки зрения обеспечения высоких показателей точности и производительности обработки необходимо стремиться к реализации на практике зависимости (8). Это достигается, например, за счет применения алмазных кругов на относительно мягких связках (органических и керамических), характеризующихся высокой остротой режущих кромок. Этим в частности объ-

Этим в частности объ-

ясняется высокая эффективность процессов доводки с применением алмазных порошков и алмазных паст. Как отмечалось выше, повысить режущую способность абразивного круга можно путем его эффективной механической правки, а также применения твердых смазок, существенно снижающих трение режущих зерен и связки круга с обрабатываемым материалом и увеличивающих число режущих зерен.

Литература: 1. Маталин А.А. Технология машиностроения: Учебник. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отд-ние, 1985. – 496 с. 2. Лурье Г.Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отд-ние, 1984. – 103 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.10. “Концепция развития технологии машиностроения” – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с. 4. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, А.А. Якимов, Г.В. Новиков. – Учебное пособие, Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с. 5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с. 6. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с.

УДК621.923

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ПО КРИТЕРИЮ СЕБЕСТОИМОСТИ ОБРАБОТКИ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, **Черненко А.В.** (г. Харьков, Украина)

In work results of optimization of parameters of diamond grinding by criterion of the cost price of processing are resulted.

Применение прогрессивных технологий и режущих инструментов является важным фактором развития машиностроения и создания конкурентноспособной продукции. В успешном решении этих задач большое значение имеет оптимизация условий обработки по критерию себестоимости, позволяющая научно обоснованно определить экономически выгодные варианты обработки. Вместе с тем, задачи оптимизации технологических процессов являются весьма сложными, требующими разработки глубоких математических моделей технологических процессов обработки [1]. Поэтому целью работы является определение оптимальных параметров механической обработки по критерию себестоимости на примере алмазного шлифования, являющегося одним из наиболее эффективных методов повышения качества и производительности обработки. В нашей работе [2] приведена аналитическая зависимость для определения себестоимости обработки C :

$$C = n_1 \cdot t_n \cdot S_1 \cdot k + n_2 \cdot C + S_2 \cdot N \cdot t_n, \quad (1)$$

где n_1 – количество обрабатываемых деталей, шт.; n_2 – количество потребляемых инструментов, шт.; t_n – норма времени на обработку одной детали, час; $t_n = Z \cdot t_o$; t_o – основное время на обработку одной детали, час; Z – коэффициент, учитывающий долю вспомогательного времени на обработку одной детали по отношению к основному времени; S_1 – тарифная ставка рабочего, грн/час; k – коэффициент, учитывающий всевозможные начисления (налоги) на заработную плату рабочего; C – цена одного инструмента, грн; S_2 – стоимость единицы энергии грн; N – потребляемая мощность процесса, Вт.

В зависимости (1) учтены три основные составляющие затрат, связанные с заработной платой рабочего, стоимостью инструментов и потребляемой энергии при обработке на станке. Для выполнения оптимизационных расчетов на основе себестоимости обработки важно знать функциональные связи между первым и вторым слагаемыми зависимости (1), пренебрегая третьим слагаемым в силу его малости.

Для более углубленного анализа необходимо использовать аналитические зависимости, полученные на основе математического моделирования процессов обработки. Преобразуем зависимость (1) с учетом следующих соотношений:

$$t_0 = \frac{V_0}{Q}; \quad V = n_1 \cdot V_0; \quad T = \frac{h}{V_{изн}}; \quad V_{изн} = \frac{Q_{изн}}{\pi \cdot D_{кр} \cdot B}; \quad q = \frac{Q_{изн} \cdot \rho_a \cdot \alpha}{Q \cdot \rho_m},$$

где V_0 – объем материала, снимаемый при обработке с одной детали, м³; Q – производительность обработки, м³/с; V – суммарный объем материала, снимаемый при обработке с n_1 деталей, м³; h – толщина алмазосносного слоя круга, м; $B, D_{кр}$ – соответственно ширина рабочей части круга и диаметр круга, м; $Q_{изн}$ – объем алмазосносного слоя круга, который изнашивается в единицу времени, м³/с; q – удельный расход алмаза, кг/кг; ρ_a, ρ_m – соответственно плотности алмаза и обрабатываемого материала, кг/м³; α – коэффициент, учитывающий объем, занимаемый алмазным порошком в общем объеме алмазосносного слоя круга (для 100%-ной концентрации алмазного круга $\alpha = 0,25$; для 50% -ной концентрации – $\alpha = 0,125$ и т.д.).

После преобразований зависимости (1), получим

$$C = V \left(\frac{A_1}{Q} + \frac{Ц}{V_{алмаз}} \cdot \frac{\rho_m}{\rho_a \cdot \alpha} \cdot q \right), \quad (2)$$

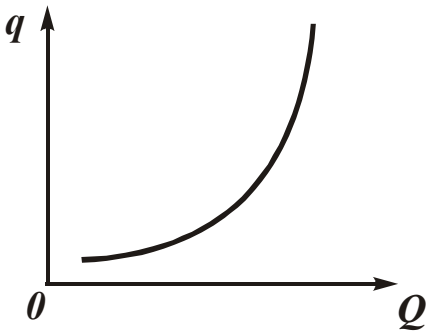


Рис. 1. Зависимость q от Q .

где $V_{алмаз} = B \cdot h \cdot \pi \cdot D_{кр}$ – объем алмазосносного слоя круга, м³; $A_1 = S_1 \cdot Z \cdot K$.

Произведение параметров $V_{алмаз} \cdot \rho_a \cdot \alpha = m_a$ определяет массу алмазных зерен, содержащихся в алмазосносном слое круга. Отношение $Ц / m_a = Ц_1$ определяет цену единицы массы алмазного порошка. С учетом сказанного, зависимость (2) примет вид:

$$C = V \left(\frac{A_1}{Q} + Ц_1 \cdot \rho_m \cdot q \right). \quad (3)$$

В зависимость (3) входят две переменные величины Q и q . Экспериментально установлено, что с увеличением Q (например, за счет увеличения глубины шлифования) удельный расход алмаза q увеличивается, рис. 1. Не вникая в физическую суть причин, вызывающих рост q с увеличением Q , рассмотрим аппроксимирующую зависимость:

$$q = \beta \cdot Q^m, \quad (4)$$

где β, m – параметры, определяемые экспериментально.

Подставим (4) в зависимость (3):

$$C = V \cdot \left(\frac{A_1}{Q} + Ц_1 \cdot \rho_m \cdot \beta \cdot Q^m \right). \quad (5)$$

Как видно, себестоимость обработки C с изменением производительности обработки Q изменяется по экстремальной зависимости. Дифференцируя функцию C по Q и приравнявая первую производную нулю, определим экспериментальное значение $Q_{экстр}$:

$$Q_{экстр} = \left(\frac{A_1}{Ц_1 \cdot \rho_m \cdot \beta \cdot m} \right)^{\frac{1}{m}}. \quad (6)$$

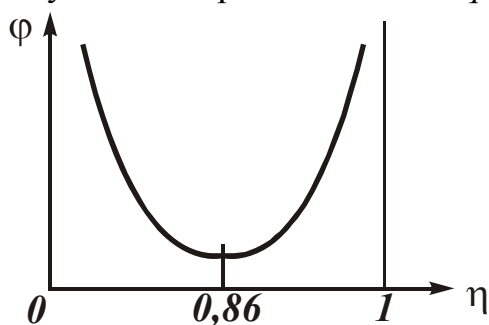
Для $m \geq 2$ вторая производная функции C''_Q в точке экстремума – положительна, т.е. имеет место минимум себестоимости обработки C .

Исходя из зависимости (6), увеличить $Q_{экстр}$ можно увеличением $A_1=S_1 \cdot Z \cdot K$ и уменьшением параметров $\zeta_1, \rho_m, \beta, m$. В данном случае параметры ζ_1, β, m определяются прочностью и износостойкостью алмазных зерен (маркой алмазного порошка). Например, с увеличением прочности алмазных зерен параметр ζ_1 увеличивается, а параметры β и m уменьшаются (в связи с уменьшением интенсивности износа зерен). Следовательно, характеристики алмазных зерен неоднозначно влияют на $Q_{экстр}$ и соответственно себестоимость обработки. Необходимо отметить, что возможности решения оптимизационных задач на основе экспериментально установленной зависимости $q=f(Q)$ весьма ограничены. Так, зависимость (6) не содержит параметров режима шлифования, характеристик круга и детали. В связи с этим, проведем анализ себестоимости обработки с использованием аналитической зависимости $q=f(Q)$, приведенной в работе [3] применительно к алмазному шлифованию по упругой схеме:

$$q = \frac{\rho_a \cdot \alpha \cdot HV}{\rho_m \cdot c \cdot P_y \cdot a \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{сж} \cdot HV}{(1-\eta)}}, \quad (7)$$

где $\sigma_{сж}, HV$ – соответственно предел прочности на сжатие и твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, Н/м²; $P_y = F_y / a \cdot B$ – нормальное давление, Н/м²; $(a \cdot B)$ – площадь контакта круга с материалом, м²; B – ширина рабочей части круга, м; a – толщина поперечного сечения обрабатываемого образца, прижимаемого к кругу с фиксированным усилием F_y ; γ – половина угла при вершине конусообразного зерна; η – безразмерный коэффициент изменяющийся в пределах 0...1 и определяющий степень затупления зерна (для “острого” зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленного зерна $\eta \rightarrow 1$); c – коэффициент, характеризующий износостойкость алмазного зерна, н/м³.

Согласно приведенной зависимости, с изменением коэффициента η в пределах 0...1 удельный расход алмаза q подчиняется экстремальной зависимости (рис. 2),



где $\varphi = \eta^{-3} \cdot (1-\eta)^{-0,5}$.

При $\eta=0$ и $\eta=1$ удельный расход алмаза стремится к бесконечности. Минимум функции φ достигается при $\eta=0,86$. В работе [3] приведена аналитическая зависимость для определения производительности обработки:

$$Q = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot F_y \cdot (1-\eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}. \quad (8)$$

Рис. 2. Зависимость φ от η .

Производительность обработки Q тем больше, чем больше скорость круга $V_{кр}$, сила прижима образца к кругу F_y и меньше безразмерный коэффициент $\eta \rightarrow 0$. При $\eta \rightarrow 1$ (т.е. при шлифовании затупленными зернами) $Q \rightarrow 0$. Подставим зависимости (7) и (8) в (3):

$$C = V \left[\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot A_1}{2 \cdot V_{кр} \cdot F_y \cdot (1-\eta)} + \frac{\zeta_1 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot HV}{c \cdot P_y \cdot a \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{сж} \cdot HV}{(1-\eta)}} \right]. \quad (9)$$

С увеличением коэффициента η первое слагаемое увеличивается, а второе уменьшается (рассматривая на рис. 2 лишь левую ветвь зависимости $\varphi - \eta$).

При $\eta=0$ второе слагаемое стремится к бесконечности. Следовательно, с увеличением η себестоимость обработки C первоначально будет уменьшаться от бесконечности до определенного значения (минимума C), затем увеличиваться. Мини-

мум функций C будет достигаться при $\eta < 0,86$. Для определения экстремального значения η возьмем первую производную от C по η и полученное выражение приравняем нулю. После преобразований, имеем

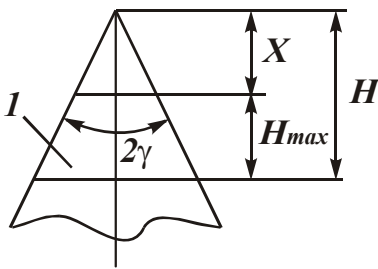
$$\frac{(3 - 3.5 \cdot \eta) \cdot (1 - \eta)^{0.5}}{\eta^4} = \frac{A_1 \cdot c}{2 \cdot V_{кр} \cdot C_1 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma}{\sigma_{сж} \cdot HV}} \quad (10)$$

Для определения экстремального значения η необходимо знать численное значение правой части уравнения (10).

Проведем анализ минимального значения себестоимости обработки C , рассматривая экстремальное значение η , которое может быть установлено на основе решения уравнения (10). Зависимость (9) представим в виде:

$$C_{min} = \frac{V \cdot HV \cdot \sqrt{\pi \cdot \text{tg} \gamma}}{F_y} \cdot \left[\frac{A_1 \sqrt{\pi \cdot \text{tg} \gamma}}{2 \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)} + \frac{C_1 \cdot \rho_a \cdot \alpha \cdot B}{c \cdot \eta^3} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{сж} \cdot HV}{1 - \eta}} \right] \quad (11)$$

Зависимость (11) содержит две переменные величины F_y и $V_{кр}$. С их увеличением C_{min} однозначно уменьшается (при условии $\eta = \text{const}$), а производительность обработки Q увеличивается. Следовательно, уменьшение себестоимости обработки C_{min} обусловлено увеличением производительности Q . Однако пределы уменьшения C_{min} и увеличения Q ограничены. В работах [3, 4] показано, что с увеличением F_y увеличивается максимальная глубина внедрения зерна в обрабатываемый материал H (рис. 3):



$$H = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{900 \cdot F_y}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m \cdot HV \cdot B \cdot \alpha}} \quad (12)$$

где \bar{X} – зернистость алмазного круга, м; m – объемная концентрация круга.

Рис. 3. Расчетная схема шлифования: 1 – зерно.

Параметр H связан с величиной линейного износа зерна x зависимостью: $\eta = x / H$. При $\eta = \text{const}$ с увеличением H увеличивается величина x , т.е. по сути, увеличивается радиус округления вершины режущего зерна.

Очевидно, параметр H в пределе равен максимальной высоте выступания зерен над уровнем связки круга b . Поэтому, исходя из зависимости (12), сила прижатия круга к обрабатываемому материалу F_y может изменяться в ограниченных пределах. Увеличить F_y можно увеличением объемной концентрации круга m (при заданных значениях HV , $B \cdot a$), но главным образом – увеличением максимальной высоты выступания зерен над уровнем связки круга $b = H_l$. Таким образом, теоретически обосновано основное направление увеличения F_y и соответственно увеличения Q и уменьшения C_{min} .

Увеличить b (для $\bar{X} = \text{const}$) можно повышением прочности удержания алмазных зерен на рабочей поверхности круга, применяя более прочные металлические связки. Однако, как известно, алмазные круги на металлических связках в процессе шлифования быстро изнашиваются и затупляются. Выступание зерен над уровнем связки уменьшается. Поэтому для обеспечения увеличенного выступания зерен эффективно использовать электрофизикохимические методы правки круга.

В отличие от силы F_y , скорость круга $V_{кр}$ в зависимости (12) не входит. Следовательно, скорость круга не ограничена высотой выступания зерен над уровнем связки круга. На первый взгляд, это открывает широкие возможности увеличения Q

и уменьшение C_{min} . Однако, скорость круга $V_{кр}$ входит в уравнение (10). С ее увеличением правая часть уравнения уменьшается, что однозначно ведет к увеличению экстремального значения $\eta \rightarrow 1$ и соответственно C_{min} , исходя из зависимости (11). Таким образом, скорость круга эффективно увеличивать лишь до определенного значения. Тогда C_{min} будет уменьшаться. При дальнейшем увеличении $V_{кр}$ себестоимость обработки будет возрастать. Для реализации установленных оптимальных условий обработки необходимо в первую очередь поддерживать в процессе шлифования на заданном уровне безразмерный коэффициент η , который в общем случае определяется зависимостью (13). Параметр H , входящий в (13), в процесс шлифования остается постоянным. Изменяется параметр x . Для того чтобы ограничить рост x и не допустить увеличение коэффициента η выше предельного значения, необходимо управлять процессом удаления затупившихся зерен из связки круга. При работе алмазного круга в режиме самозатачивания процесс управления осуществляется автоматически без дополнительного воздействия (извне) на рабочую поверхность круга. Регулируемым параметром служит предельная нагрузка, действующая на зерно, достижение которой происходит при вполне конкретном значении x .

При работе круга в режиме затупления (шлифование алмазными кругами на металлических связках) прочность удержания зерна в связке может быть больше собственно прочности зерна и для его удаления из связки необходимо дополнительное воздействие (извне). Например, за счет электроэрозионного или электрохимического разрушения металлической связки, что позволяет уменьшить глубину залегания зерна в связке и прочность его удержания.

Литература: 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 2. Новіков Ф.В., Дитиненко С.О., Черненко А.В. Економічна оцінка умов підвищення технологічної підготовки виробництва // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2008. – Вип. 68. – С. 239-242. 3. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов А.А. Алмазная обработка: Учеб. пособие. – К.: ІЗМН, 1996. – 168 с. 4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Серов Б.С., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

УДК 621.923

НАНОТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Ветров С. И., Назаров Ю. Ф., докт. техн. наук, **Шкурупий В. Г.**, канд. техн. наук
(г. Москва, Россия, г. Харьков, Украина)

Features of processing by cutting for reception of supersmooth surfaces of details are considered.

Понятие «нанотехнология» напрямую связано с качественно новым уровнем развития технологии производства машин, причем обработка резанием в производстве машин занимает превалирующее положение, так как ее трудоемкость составляет свыше 90% трудоемкости размерной обработки [1].

Особенно актуально применение нанотехнологии в производстве точных деталей машин, таких как металлические зеркала для лазерной техники, широко применяемые на различных участках рабочего тракта прохождения лазерного луча. Они должны иметь высокую отражательную способность, например, для зеркал из меди - свыше 99%, а высота неровностей на поверхности должна составлять 5 -3 нанометра. Рабочие поверхности алюминиевых подложек электронных приборов, детали адаптивной оптики, гиро-

скопических устройств должны иметь нанометрические размеры неровностей. Поэтому применение нанотехнологии обработки, обеспечивающей необходимые параметры поверхностного слоя деталей, является весьма актуальным для машиностроения.

Примером применения обработки резанием в нанотехнологии является изготовление элементов адаптивного зеркала диаметром около 4 метров, состоящего из набора металлических сегментов (создано в США компанией ТКВ). Требуемое качество сегментов было обеспечено нанотехнологией обработки резанием. Однако обработка супергладких суперточных металлических поверхностей имеет свою специфику, связанную с ее электронным строением.

Свободные электроны при нарушении кристаллической решетки в граничном слое выходят на поверхность и образуют так называемый двойной электрический слой, который и определяет свойства (проводимость) верхнего граничного слоя. Причем наличие двойного электрического слоя определяет и процессы окисления на поверхности металла, т. е. образование пленок неметаллической проводимости, от которых и зависят свойства верхнего граничного слоя металлической поверхности. Они могут быть значительно больше по толщине, чем высота шероховатости обрабатываемой поверхности.

В связи с вышеизложенным образование двойного электрического слоя на металлической поверхности определяет степень нарушения в кристаллической решетке металла и может являться мерой его дефектности. Эти изменения на поверхности можно количественно оценить с помощью измерения работы выхода электрона, которая определяет величину работы по перемещению электронов на поверхности металла.

Учитывая это обстоятельство нами было предложено осуществлять контроль состояния поверхностного слоя после обработки резанием путем оценки параметров поверхности по величине работы выхода электрона (РВЭ), так как она чувствительна к изменению физико-химического состояния поверхности.

Разработанные нами теоретические положения, в отличие от существующих, заключаются в установлении взаимосвязей между эксплуатационными характеристиками и технологическими параметрами с помощью интегральных параметров поверхностного слоя: фактора шероховатости и величины работы выхода электрона.

При установлении взаимосвязей в качестве геометрических были выбраны параметры: волнистости, шероховатости поверхности (согласно ГОСТ) и фактор шероховатости F [2], а параметрами физико-химического состояния поверхности приняты: структура, фазовое состояние, химический состав фаз и толщина неметаллической пленки. Интегральными параметрами рассогласования выбраны: для геометрических характеристик - фактор шероховатости F для физико-химических - φ - величина работы выхода электрона.

Согласно схеме информация о параметрах поверхностного слоя, соответствующая текущему состоянию изделия, поступает вместе с техническими требованиями в коррелятор автоматизированной системы управления эксплуатационными характеристиками. Коррелятор обрабатывает поступившую информацию, устанавливает взаимосвязь через интегратор между различными параметрами поверхности и режимами обработки и выдает указания оборудованию с ЧПУ на установление режимов обработки. Тем самым определяется дальнейшая стратегия нанообработки, направленная на достижение заданных эксплуатационных характеристик на примере обеспечения максимальной отражательной способности лазерных зеркал.

Для прояснения процедуры использования интегральных параметров рассогласования F и φ рассмотрим граничный поверхностный слой. Фактор шероховатости показывает отношение площади гладкой замыкающей части впадины к площади шероховатой части впадины $F = F_f / F_w$. Он учитывает не только высоту шероховатости, высоту субмикрощероховатости, но и полноту впадин (выступов) шероховатости. На практике этот фактор определяется из профилограмм и электронных снимков. Анализ значений фактора шероховатости на поверхностях деталей после различной обработки показал, что при высоте шероховатости $R_z \leq 100$ нм его величина практически равна 1. Поэтому его можно использовать как интегральный параметр при получении высоты шероховатости не менее 100 нм.

При уменьшении высоты шероховатости менее 100 нм интегральным параметром рассогласования принята величина РВЭ, которая на практике измеряется через величину контактной разности потенциалов. Исследования показали, что величина РВЭ может оценивать любое изменение физико-химического состояния в результате обработки поверхности. На практике в нанотехнологии обработки деталей машин применяют как абразивную, так и лезвийную обработки.

Для наноабразивной обработки разработаны технологические среды на основе ультрадисперсных абразивов оксида алюминия (УДА), которые получают газодисперсным синтезом (ГДС), суть которого заключается в синтезе УДА в зоне горения ламинарного двухфазного факела газозвесей металлических порошков в кислородосодержащем газе. При этом полностью реализуются возможности системы металл-кислород и достигаются высокие температуры, необходимые для синтеза оксидов металлов за счет тепловыделения от собственных химических реакций.

Частицы УДА имеют сферическую форму диаметром около 100 нм. Сглаживающий эффект, который оказывает абразивная суспензия с наличием сферического абразива позволяет уменьшить резание-царапание поверхности и перейти к эффекту микровыкатывания и тем самым обеспечивает высоту шероховатости 5 -3 нм.

Для технологических систем нанолезвийной обработки разработаны специальные средства технологического оснащения. Для таких систем траектории движения резца должна соответствовать расчетной траектории с точностью до 10-5 нанометров. Точность вращения шпинделя или стола с обрабатываемой деталью должна быть того же порядка. Для обработки применяют алмазные резцы с прямолинейной режущей кромкой (фацеткой). Процесс обработки фацеточным резцом состоит из двух составляющих - резания и выглаживания. При перемещении вдоль обрабатываемой поверхности при подаче, намного меньшей, чем длина l фацетки ($S < 1$), фацетка многократно проходит по обрабатываемой поверхности, либо подрезая, либо приминая неровности, возникающие в процессе резания. Совмещение этих двух процессов позволяет получить поверхность с $R_z \leq 100$ нм. Высота шероховатости поверхности при обработке таким резцом определяется, кроме качества резца, также положением фацетки инструмента относительно направления подачи.

В России созданы станки для наноточения моделей МК 6511, МК 6512, МК 6513, МК 6514, МК 6516, МК 6501, МК 6502, МК 6521Ф3, МК 6522Ф3. На таких станках была обеспечена высота шероховатости поверхности 10-5 нм при обработке мягких материалов. Созданные модели станков позволяют обрабатывать плоские, цилиндрические, конусные, сферические и асферические поверхности диаметром до 500 мм и высотой до 150 мм. На специально созданном стенде было обработано плос-

кое зеркало диаметром 1200 мм, а на станке МК 6562 можно обрабатывать цилиндрические поверхности диаметром до 400 мм и длиной до 800 мм.

Главной проблемой, которую необходимо решить при построении особо точных станков, является вибрация, как внешняя, идущая на станок через фундамент, так и внутренняя, возникающая от работы узлов и систем самого станка. Особенностью конструкции таких станков является применение аэростатических опор и инерционных приводов, которые позволяют решать проблему внешней и внутренней вибрации. Комплект оборудования строится по агрегатно-модульному принципу с уровнем унификации узлов и деталей до 80%. Оборудование, входящее в комплект, может изготавливаться как с ЧПУ, так и с ручным управлением. Базовым станком в указанном комплекте оборудования является сверхточный станок МК 6521Ф3.04 с ЧПУ для обработки наружных и внутренних поверхностей тел вращения, а также сферических и асферических поверхностей, имеющий следующие параметры обработки:

Наибольший диаметр заготовки, мм	300
Наибольшая длина заготовки, мм	200
Дискретность обработки перемещений по осям X и Z, нм	10
Шероховатость обрабатываемой поверхности R_z , нм	10-5

Станок скомпонован следующим образом. На станине Т-образной формы установлены два суппорта. Один перемещается по оси X (инструментальный суппорт), другой - по оси Z (суппорт шпиндельного узла). Т-образное расположение суппортов позволяет уменьшить высоту расположения оси шпинделя над станиной, более равномерно распределить нагрузки на суппорты, перемещающиеся по осям X и Z, увеличить жесткость несущей системы станка. Т-образная станина установлена на пневматических опорах. В исполнительных органах станка использованы аэростатические опоры, бесконтактные магнитные передачи винт-гайка, а также демпферы, основанные на сверхвязких жидкостях.

Литература: 1. Ковшов А.Н., Назаров Ю.Ф., Ибрагимов И.М. Основы нанотехнологии в технике. - М: МГОУ, 2006. С.241. 2. Шкурупий В. Г. Повышение эффективности технологии финишной обработки светоотражательных поверхностей деталей из тонкого листа и лент. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук, Одесса: ОНПУ, 2006.

УДК 621.923

НАНОКОМПОЗИТЫ В ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ СОЛНЕЧНОЙ ЭНЕРГИИ

Ботвиников Б., докт. техн. наук, **Назаров Ю. Ф.**, докт. техн. наук,

Ибрагимов И. М., канд. техн. наук, **Шкурупий В.Г.**, канд. техн. наук

(г. Кельн, Германия, г. Москва, Россия, г. Харьков, Украина)

Efficiency of use composites for solar batteries is considered.

Солнце всегда было первичным источником энергии для нашей планеты. Благодаря энергии Солнца на Земле накоплены и запасы углеводородов, которые сегодня активно сжигаются. Для того, чтобы в настоящее время человечество смогло удовлетворить свои нужды в энергоресурсах, требуется ежегодно 10 млрд. т условного топлива. Если энергию, поставляемую солнцем на нашу планету за год, перевести в то же условное топливо, то эта цифра составит около 100 триллионов т. Каждую минуту Солнце дает Земле столько энергии, сколько все человечество потребляет за год.

Наиболее простой способ преобразования энергии солнечного излучения в электрический ток — использование фотоэлектронной эмиссии (внешнего фотоэффекта), когда происходит испускание электронов твердыми телами под действием

электромагнитного излучения (фотонов). К сожалению, до сих пор не удавалось найти достаточно дешевый и эффективный способ превращения солнечной энергии в электрическую. Большая часть солнечных батарей сделана из кремния и требует трудоемких производственных процессов. Именно из-за этого солнечная энергия стоит в 3-4 раза дороже, чем энергия, получаемая от традиционных источников.

Массовые солнечные батареи имеют эффективность (КПД) около 12-18%. Рекорд по эффективности у промышленно выпускаемых элементов достигает 20%, а самые дешевые элементы имеют эффективность порядка 8-10%. Новые возможности для дальнейшего увеличения КПД солнечных батарей открываются с применением нанотехнологий. Как известно, химические и физические свойства материалов в наноразмерном масштабе сильно изменяются, включая цвет и все фундаментальные характеристики: параметр решетки, электронный и фононный спектры, работа выхода электронов, температура плавления и др. Малые размеры наночастиц приводят к изменению условий для их фазовых и структурных превращений, намагничивания и размагничивания, явлений переноса теплоты и заряда, пропускания и отражения света и т. п.

Существует множество причин такого специфического поведения нанообъектов и наноструктур. Условно их можно разделить на две группы, для которых характерны, во-первых, большая роль свободных поверхностей, границ зерен, фаз и других особенностей раздела в неоднородных материалах и, во-вторых, проявление атомно-молекулярной дискретности строения вещества и квантовых размерных эффектов.

Результаты экспериментальных и теоретических исследований показали, что размер частицы является активной переменной, определяющей вместе с другими термодинамическими переменными состояние системы и ее реакционную способность. Это означает, что с применением наномасштабных частиц возможно осуществление реакций, которые не могут происходить с веществами в компактном состоянии.

Одно из таких перспективных направлений - создание композиционных наноструктур, состоящих из наночастиц металла, размещенных в матрице из иного, не взаимодействующего с наночастицами материала: металла, полупроводника или диэлектрика. При этом удается добиться стабильности наночастиц при умеренных температурах. Подобные гранулированные структуры проявляют ряд физических свойств, которые резко отличают их от обычных материалов.

Нанокompозиты, содержащие металлы или полупроводники, привлекают внимание прежде всего уникальными свойствами входящих в их состав кластеров, образованных разным количеством атомов металла или полупроводника - от десяти до нескольких тысяч. Типичные размеры таких нанообъектов (от 1 до 10 нм) приводят к огромной удельной поверхности. Подобные нанообъекты отличаются по свойствам (ширине полосы поглощения, спектральным характеристикам, электронному переносу) как от блочного материала, так и индивидуального атома или молекулы, причем для полупроводниковых материалов этот эффект особенно сильный, даже если размер частицы достигает сотен нанометров.

Особое значение в нанокompозитах приобретает использование эффекта плазмонного резонанса. Плазмоны — это коллективные колебания свободных электронов в металле. Характерной особенностью возбуждения плазмонов можно считать так называемый плазмонный резонанс, впервые предсказанный немецким физиком Ми в начале XX века. Длина волны плазмонного резонанса, например, для сферической частицы серебра диаметром 50 нм составляет примерно 400 нм, что указывает на

возможность взаимодействия между наночастицами далеко за границами дифракционного предела (длина волны излучения много больше размеров частицы). Поэтому нанокompозит может обладать новыми свойствами из-за взаимодействия наночастиц друг с другом. Если размер наночастицы много меньше длины волны электромагнитного поля (несколько десятков нм для видимого света), то наночастица с точки зрения взаимодействия с полем становится обычным маятником. Приложенное электромагнитное поле возбуждает колебания таких наночастиц-маятников, взаимодействуя с их электронами. При этом каждая наночастица излучает свое собственное достаточно слабое поле и, таким образом, взаимодействует с соседними частицами, заставляя их электроны колебаться синхронно со своими. При этом происходит возрастание энергии наносистемы и уникальное изменение свойств нанокompозитов.

На сегодняшний день в подавляющем большинстве солнечных батарей используют кристаллический кремний, оксиды цинка, титана, однако их характеристики оставляют желать много лучшего. Поэтому большой интерес проявляется к устройствам на основе тонких плёнок (так называемое второе поколение солнечных батарей) и устройствам с высокой эффективностью и малой стоимостью (третье поколение), создание которых требует использования наноструктур. Нанокompозитные устройства, которые могут производиться недорогими методами, в состоянии обеспечить более эффективное преобразование солнечной энергии по сравнению с обычными технологиями. Можно надеяться, что солнечные батареи такого типа будут в ближайшем будущем конкурентоспособны с традиционными источниками электричества. Анализ научных публикаций показал разнообразие подходов к созданию высокоэффективных солнечных батарей с использованием нанотехнологии. Рассмотрим некоторые из них.

Примером является американская фирма Nanosolar, основанная в октябре 2001 года и располагающая рядом патентов в области наноэлектроники и солнечных элементов. Благодаря разработанным методикам солнечные батареи Nanosolar более производительны, чем остальные, основанные на кремнии, и отличаются низкой себестоимостью. Методика в технологии производства солнечного элемента сводится к применению плёнок медь-индий-диселенид галлия (так называемые пленки CIGS). Этот полупроводник характеризуется на 20% большим фотоэлектрическим эффектом, чем современные солнечные элементы на кремнии. Тонкая пленка CIGS толщиной всего 1 мкм производит столько же электричества, сколько 200-300-микронный полупроводниковый кремниевый элемент. Одно из преимуществ новой технологии производства плёнок - «самосборка» жидкости, состоящей из наночастиц, которые покрывают поверхность пленки CIGS. Благодаря этому солнечные элементы могут быть нанесены на гибкую основу, что практически невозможно при использовании кремниевых элементов.

Солнечная батарея делается из специальной полупроводниковой пленки, зажатой между двумя электродами. Свет, попадающий на пленку, сообщает материалу пленки достаточно энергии для того, чтобы электроны пришли в движение и покинули свои позиции, оставляя «дырки». Электрическое поле между электродами обеспечивает оттягивание отрицательно заряженных электронов и положительно заряженных «дырок» соответственно к катоду и аноду. Это достаточно простой процесс, используемый в обычных солнечных батареях, выполненных из неорганических кремниевых полупроводников.

В органических материалах сила, которая удерживает электрон на месте (связывает его с «дыркой») примерно в 100 раз сильнее, чем в полупроводниках. Кроме

того, в таких материалах имеются структурные особенности, образующие препятствия для передвижения электронов. Еще один недостаток органических материалов — они поглощают энергию с меньшим диапазоном волн из солнечного спектра. Таким образом, солнечные батареи, произведенные из органических соединений, обладают эффективностью в 2,5% против 10% для обычных кремниевых батарей и 30% для наиболее продвинутых моделей. Однако при этом у полимеров есть одно существенное преимущество: они могут быть изготовлены с гораздо меньшими затратами, чем кремний — они не требуют особых условий, производятся при комнатной температуре, и могут быть «распечатаны» на бумаге или материи при помощи устройства, аналогичного струйному принтеру.

Группа ученых из Калифорнийского университета в Беркли разработала солнечные батареи, комбинирующие органические и неорганические материалы: кремниевые нановолокна, диаметром в 7 нм и длиной в 60 нм, были встроены в полимерную пленку. Таким образом было достигнуто сокращение количества используемых дорогостоящих неорганических материалов. При этом за счет квантового эффекта наблюдалось удвоение поглощаемой из солнечного спектра энергии. Все это в комбинации с гибкостью полимеров позволило создать материал для солнечных батарей совершенно нового уровня. Уже разработаны новые материалы на основе фуллеренов для пластиковых солнечных батарей.

Ученые из Калифорнийского университета в Санта-Барбаре в сотрудничестве с корейскими специалистами разработали двухслойные солнечные батареи из органических материалов. Слои имеют разные физические характеристики. Они поглощают солнечное излучение в разных диапазонах спектра: одни — в коротковолновом, другие — в длинноволновом, что позволяет создать разность потенциалов. Контакты между слоями изготовлены из оксида титана. Коэффициент полезного действия таких батарей составляет более 6%, что является рекордным для органических материалов.

В Университете Ханнама (Корея) и Университете штата Нью-Йорк разработаны фотогальванические элементы, представляющие собой нанокompозитные материалы, составленные из квантовых точек на основе PbSe, привитых к одностенным углеродным нанотрубкам и поли(9-винилкарбазола). Квантовые точки связываются с поверхностью углеродных нанотрубок с помощью нового процесса лигатирования. При инфракрасном облучении нанокompозиты, составленные из модифицированных нанотрубок с поли(9-винилкарбазолом), генерируют фототок с эффективностью, вдвое превышающей эффективность комплекса при отсутствии нанотрубок.

Работа сочетает в себе преимущества каждого из компонентов композита: высокоэффективная экситонная генерация за счет квантовых точек, действенный перенос электрона за счет одностенной углеродной нанотрубки, а также низкий порог перколяции постоянного тока. Все это существенным образом усиливает выход фототока по сравнению с ранее разработанными фотогальваническими элементами.

Группа исследователей из Университета Нового Южного Уэльса предложила новый способ обработки поверхности: на поверхность солнечной батареи наносится тонкопленочный слой серебра (порядка 10 нм), который затем нагревается до температуры 200°C. При этой температуре сплошная пленка серебра разрушается, превращаясь в островки сплюснутой сферической формы диаметром около 100 нм. Падающий на эти островки свет (электромагнитное излучение) вызывает в серебряных наночастицах коллективные колебания свободных электронов (плазмоны). Плазмо-

ны «переизлучают» свет в нижележащий слой кремния, что в целом увеличивает поглощение света солнечной батареей. Данная технология позволяет в перспективе повысить эффективность тонкопленочных батарей до 13-15 %, что является важным шагом вперед, поскольку начиная с эффективности в 15% использование такой солнечной батареи становится экономически целесообразным.

Традиционные кремниевые солнечные элементы дороги даже при крупномасштабном производстве, так как их производство требует крайне высоких температур, высокого вакуума и многочисленных литографических операций. Поэтому более перспективным является использование гибридного нанокompозитного подхода: включение неорганических нанометровых стержней в органические полупроводниковые пленки. Гибридные элементы из полимера с наностержнями можно изготавливать в массовых количествах при приемлемых условиях, минуя любой из вышеназванных сложных и дорогих этапов. Выращивая наностержни определенного диаметра, можно управлять положением поглощения нанокompозита, приспособив его для оптимального поглощения окружающего света. Следует полагать, что такой гибридный подход — это наиболее многообещающий путь к достижению эффективности, необходимой для придания пластмассовым солнечным элементам коммерческой жизнеспособности. Он поможет сделать солнечное электричество конкурентоспособным с ископаемыми топливами.

Ученым из Университетов Нью-Мексико и Уэйк Форест удалось создать элементы для солнечных батарей из пластика. Обычные элементы для солнечных батарей из сравнительно дорогого и хрупкого кремния обладают достаточным коэффициентом преобразования энергии (12%), чтобы солнечные панели были экономически эффективными. Современные пластиковые элементы пока не достигают даже порогового уровня в 10%, и преобразуют всего 5,2% энергии, но по заверениям разработчиков, через 4-5 лет будет достигнут пороговый уровень.

Исследователи из Технологического института Нью-Джерси разработали новый тип солнечных батарей, отличающийся невысокой стоимостью и возможностью производить их путем печати на гибкой пластиковой подложке. Суть технологии заключается в том, что углеродные нанотрубки комбинируются с фуллеренами и формируют, таким образом, структуры наподобие «змеевиков». Солнечный свет, падая на полимерную основу, возбуждает в полимере ток, и фуллерены захватывают электроны. Однако фуллерены не обладают электропроводностью, и здесь свою роль играют нанотрубки, проводящие ток аналогично медным проводникам. Захваченные электроны, двигаясь по нанотрубкам, создают в них ток.

В Национальной лаборатории Айдахо, Университете Миссури и компании Mikrocontinuum Inc Массачусетс разрабатывается технология для преобразования солнечной энергии и после захода солнца, в которой используется специальный производственный процесс для нанесения металлических наномантенн (крошечных квадратных спиралек) на лист пластмассы. Такая конструкция позволяет преобразовать до 30% энергии солнечного света, в то время как существующие солнечные батареи могут использовать только 20%. Так как размеры наномантенн очень малы, то они поглощают энергию в инфракрасной части спектра, уже за пределами видимого света. Солнце излучает много тепловой энергии, часть из которой поглощается землей и другими объектами, а позже излучается в течение многих часов после заката. Наномантенны могут воспринимать такое тепловое излучение с более высокой эффективностью, чем обычные солнечные батареи. Нанесение наномантенн на гибкий пла-

стик делает их применение гораздо более удобным и многовариантным по сравнению с распространенными сейчас кремниевыми панелями - от покрытия крыш домов до полиэтиленовых пакетов. К тому же использование недорогих материалов при массовом производстве позволит сделать такую батарею дешевле обычного коврика.

Обобщая вышеизложенное, следует отметить, что наноструктурным солнечным фотопреобразователям уделяется все большее внимание в наземных и космических программах США, Японии и стран Западной Европы. Так, на фирмах Spectrolab и EMCORE, являющихся в США ведущими производителями солнечных батарей, основная часть батарей уже оснащается каскадными элементами на основе наноструктур, что обеспечивает производство солнечных батарей с удельным энергопотреблением более 270 Вт/м^2 . По данным Национальной лаборатории по возобновляемой энергии Министерства энергетики США рынок потребления солнечной энергии в последнее десятилетие увеличивается на 25% в год, а к 2020 г. его величина достигнет 15 млрд. долл.

УДК 621.923

НАНОТЕХНОЛОГИЯ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Назаров Ю. Ф., докт. техн. наук, Прокофьев А. В., Шкурूपий В.Г., канд. техн. наук
(г. Москва, Россия, г. Харьков, Украина)

Features of diamond processing of supersmooth surfaces of details are considered.

Из методов сверхточной размерной обработки деталей машин в нанотехнологии применяют обработку лезвийными и абразивными инструментами. Каждый из этих видов обработки имеют свои преимущества и недостатки.

Одним из недостатков абразивной обработки является сильное влияние применяемых в настоящее время абразивных составов на физико-химические свойства обрабатываемой металлической поверхности, связанное с процессами окисления. Это объясняется тем, что при этом виде обработки появляются свободные электроны, приводящие к окислению поверхностного слоя. Толщина образующейся при этом оксидной пленки, как правило, значительно больше, чем высота неровностей на реальной металлической поверхности (рис. 1). Преимущества лезвийной обработки перед абразивной, связанные с отсутствием шаржирования поверхности обрабатываемой детали абразивными частицами, отсутствием растягивающих поверхностных напряжений, высокой

производительностью (по сравнению с обработкой свободным абразивом), нейтральностью инструмента, дают возможность использовать ее в нанотехнологии обработки широкой номенклатуры деталей машин.

Алмазное наноточение в сравнении с обработкой свободным абразивом позволяет в 5-10 раз повысить производительность процесса и полностью исключает шаржирование поверхности абразивными частицами. При точении алмазный резец перемещается по траектории, соответствующей осевому сечению обрабатываемой поверхности (прямая, дуга окружности, парабола, гипербола и т.д.),

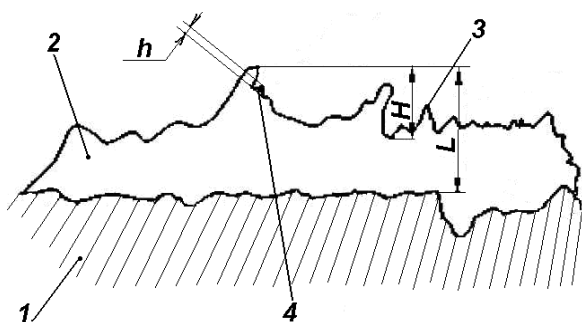


Рис.1. Параметры граничного слоя металлической поверхности: 1 - деталь; 2 - неметаллическая пленка; 3 - микронеровность; 4 - субмикронеровность; h и H - высоты соответственно микронеровности и субмикронеровности; L - средняя толщина неметаллической пленки.

поэтому траектория движения резца должна соответствовать расчетной траектории с точностью до долей микрометра. Точность вращения шпинделя или стола с обрабатываемой деталью должна быть того же порядка [2, 3].

Большой мощности для прецизионного алмазного точения не требуется, так как сила резания не превышает нескольких граммов, а трением шпинделя в аэростатических опорах можно пренебречь. Мощность двигателя расходуется только на разгон шпинделя с планшайбой и заготовкой. Процесс тонкого алмазного точения обладает рядом особенностей:

- 1) Процесс резания алмазным резцом зависит от соотношения толщины срезаемого слоя и радиуса закругления режущей кромки резца. При уменьшении толщины среза процесс резания становится менее устойчивым, затрудняется поступление новых слоев металла в зону стружкообразования, так как значительно увеличивается отрицательная величина действительного переднего угла и становится невозможным скалывание слоев металла.
- 2) При точении габаритных деталей, требующих длительной обработки, повышение температуры поверхности алмаза с достаточно малым радиусом кривизны может привести к преимущественному окислению режущей кромки кислородом воздуха (обгорание резца). При этом изменяется радиус кривизны режущей кромки и длина резца, что уменьшает точность обработки. Если обгорание значительно, то необходимы либо эффективный теплоотвод с режущей кромки, либо установка специального колпака, позволяющего проводить точение в атмосфере инертного газа (аргона). Это избавит от окисления в процессе обработки поверхности алмаза и обрабатываемой детали.
- 3) При обработке шероховатых поверхностей с малыми заглублениями (сравнимыми с амплитудой шероховатости) происходит модуляция толщины стружки, что приводит к флуктуациям горизонтальной составляющей силы резания (из-за изменения лобового сопротивления на резец действует возмущающая высокочастотная сила), что может существенно повлиять на профиль образующейся после точения поверхности.

Возможный механизм образования шероховатости следующий: из под резца вытекает материал, подверженный действию повышенного давления и температуры, находящийся в поле действия высокочастотных колебаний и центробежной силы.

Выдавившийся из под резца в бок материал растекается по более холодной поверхности; из-за пространственной модуляции разгрузки резца возможно образование волны, разряжения на границе раздела жидкость - твердое тело. Так как охлаждение материала происходит постоянно, то величина жидкого слоя уменьшается, и, возможно, увеличение амплитуды колебаний остывающего металла за счет эффекта приливных волн.

Другим эффектом, связанным с возникновением колебаний резца из-за неравномерности среза, являются автоколебания в системе резец - деталь. Действительно, схема резания с колеблющимся резцом напоминает схему маятника Фроуда или его аналога. При определенных соотношениях между параметрами возникают автоколебания. Вероятность возникновения автоколебаний в системе резец - деталь повышается вследствие того, что обычно точение проводится постоянной угловой скоростью (об/мин), обуславливающей изменение линейной скорости точек детали (в зависимости от их радиального положения в довольно широком диапазоне от 0 до V_{max}), что способствует выполнению в каком-то положении резца условий возникновения автоколебаний.

- 4) Режущая кромка алмазного резца в процессе обработки находится в напряжен-

ном состоянии, подвержена влиянию повышенных температур. Поэтому возможно раскрытие поверхностных микротрещин, что в конечном итоге вызывает появление выколов на режущей грани. Это приводит к потере формы резца и отрицательно сказывается на качестве обрабатываемой поверхности.

Разработана методика понижения сил резания при обработке высокопрочных материалов. Снижение сил резания достигали доведением материала до состояния, близкого к пластическому. Для этого использовали предварительный прогрев обрабатываемого материала с заданным упреждением концентрированным лучом лазера с длиной волны, обеспечивающей максимальное поглощение поверхностью обрабатываемого материала.

В заключение следует отметить, что нанолезвийная обработка позволяет повысить производительность труда и полностью исключает шаржирование поверхности абразивными частицами, обеспечивая максимальную отражательную способность.

Литература: 1. Ковшов А.Н., Ю.Ф. Назаров, И.М. Ибрагимов. Основы нанотехнологии в технике. М.: МГОУ, 2006, 244 с. 2. Маринин Г.В., Колокольцев Г.И., Лазарев М.Д., Горохов В.С., Задорин А.Г. Нанотехнология и обработка с субмикронной точностью. //Технология: Научно-технический сборник/ЦНТИ «Поиск», 1990, с.9-8, (Сер. «Технология машиностроения», выпуск 3. 3. Назаров Ю.Ф., Алаев А.Ю. Лезвийная обработка в нанотехнологии. М.: Авиационная техника и технологии. 1999, № 6, с. 17-19.

УДК 519.237.5

ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СТАТИСТИЧЕСКОЙ МЕТОДОЛОГИИ В МОДЕЛИРОВАНИИ СЛОЖНЫХ СИСТЕМ И ПРОЦЕССОВ

Радченко С.Г., канд. техн. наук (г. Киев, Украина)

Interaction of a body of mathematics and physical conditions for obtaining experimental initial data has been studied, when using the multiple regression analysis in solution of applied problems. It been shown that besides the body of mathematics one should use the heuristic recommendations.

Многофакторное статистическое моделирование сложных систем широко используется при решении различных задач. Статистические модели информационно обеспечивают создание и совершенствование наукоемких изделий, высоких технологий, интеллектуальных средств измерений, новых материалов.

Математика, будучи абстрактной, не эмпирической наукой, тесно связана с реальной действительностью. Однако связь эта имеет непростой и в некоторых важных случаях своеобразный характер: буквальное выполнение математических следствий при приложении математики к реальной действительности не всегда возможно. Наиболее четко и лаконично это положение сформулировал А. Эйнштейн: «Если теоремы математики прилагаются к отражению реального мира, они не точны; они точны до тех пор, пока не ссылаются на действительность...» [1, с. 83]. Классическая математика при постановке и решении задач предлагает концепцию «точности»: и исходные данные, и проводимые вычисления не содержат ошибок. Высокая (бесконечно высокая) точность основывается на математической абстракции потенциальной осуществимости. Ее нельзя использовать в реальной действительности.

Сложность и специфичность решения математических задач с неточными исходными данными заключаются в том, что реализация решения на современных ЭВМ в рамках классических методов не гарантирует устойчивых результатов. Акад. А.Н. Тихонов считает, что «устойчивые математические методы решения неустойчивых задач с неточными данными относятся к классу математических задач, выходящих за

пределы классической математики» [2, с. 94]. Для формализованного описания сложных систем необходимы дальнейшая разработка и совершенствование методологии получения многофакторных статистических моделей, линейных по параметрам и, в общем случае, не линейных по факторам. Решение реальных прикладных задач требует разработки методов последовательного планирования эксперимента в произвольных по форме, нестандартных областях факторного пространства; формализованного получения структур многофакторных статистических моделей, не известных исследователю; устойчивого оценивания коэффициентов моделей в условиях исходной мультиколлинеарности факторов [3, с. 14–16].

Используемый математический аппарат должен соответствовать основным системным статистическим свойствам сложных систем и процессов [4, с. 84]. Перечислим главные из них: 1. Результаты эксперимента являются следствием суммарного влияния групп управляемых, неуправляемых и неконтролируемых факторов. Физические свойства изучаемой системы, процесса не могут быть определены полностью и содержат неопределенности. 2. Результаты обработки экспериментов сопровождаются погрешностями – экспериментальными, измерительными и вычислительными. 3. Результаты экспериментов являются численными величинами без указания каких-либо их теоретических свойств, а также вида (структуры) связи между условиями эксперимента и его результатами. 4. При проведении экспериментов реализуется индуктивный метод познания – от частного полученного результата к его обобщению на все гипотетические аналогичные результаты. 5. Предполагается, что комплекс условий проведения эксперимента является типичным для класса изучаемых сложных систем и процессов и поэтому полученный результат может быть распространен на другие представители изучаемого класса систем.

Наиболее часто в прикладных исследованиях используются методы многокритериальной компромиссной оптимизации и многофакторного статистического моделирования. Условия решения задач статистического моделирования с применением регрессионного анализа часто характеризуются как некорректно поставленные.

Все специалисты считают регрессионный анализ одним из основных методов математической статистики. Он широко используется в научных и прикладных исследованиях в разнообразных сферах человеческой деятельности. Однако решение прикладных задач «регрессионного анализа и интерпретация его результатов требуют глубоких знаний и умения правильно оценивать получаемую информацию» [5, с. 13].

Проф. Дж. Тьюки утверждает, что множественный регрессионный анализ является основным методом статистики, знание которого при обработке данных совершенно необходимо. «В то же время не стоит полагать, что очень легко овладеть этим методом настолько, чтобы свободно пользоваться им на практике, принимая все необходимые меры предосторожности для избежания ошибок» [6, с. 670].

О трудностях использования регрессионного и корреляционного анализов в технике и науке и проведении при этом вычислений на ЭВМ говорят зарубежные специалисты Н. Джонсон и Ф. Лион: «Тем, кто понимает суть регрессии и корреляции, советы не нужны. Тем, кто не понимает, никакие советы не помогут» [7, с. 500].

Глубокие причины «парадоксальных» и явно «коррелированных» утверждений известных зарубежных специалистов заключаются в том, что множественный регрессионный анализ – это наука, но она становится еще и искусством, когда ее применяют не в абстрактных условиях чистой математики, а в системной практике

реальной действительности [3, с. 50].

Статистическая методология регрессионного анализа должна обеспечивать устойчивость, т. е. определенность, получаемых многофакторных статистических моделей. Необходимо использовать устойчивые многофакторные планы экспериментов [3, с. 145], выбор «истинных» структур моделей [3, с. 86], устойчивое оценивание коэффициентов моделей в условиях исходной мультиколлинеарности факторов [3, с. 86–87].

Специалисты в области статистических методов исследования обращают внимание на сложность решения проблем статистической методологии. «Не просто было ответить на вопрос о том, что есть хороший эксперимент. Список критериев (аксиом) оптимальности достаточно длинен и, что уже совсем неприлично, аксиомы не образуют единой целостной – внутренне не противоречивой структуры. Достаточно формализованного ответа на вопрос – что есть хорошая модель, по-видимому, вообще нельзя будет найти» [8, с. 3].

Методология моделирования сложных систем и процессов неизбежно включает эвристические рекомендации и принимаемые решения, которые трудно формализовать. Такие решения используются в анализе данных, теории планирования эксперимента, прикладной статистике.

Получение исходных экспериментальных данных связано с физическими проявлениями свойств экспериментальной установки, инструментов, измерительных приборов, участия обслуживающего персонала, условий проведения экспериментов.

Помимо учитываемых управляемых факторов на результаты влияют неуправляемые и неконтролируемые факторы. Информация о них у экспериментатора обычно отсутствует. Рассматривать обработку экспериментальных данных как систему только формализованных математических действий поэтому не представляется возможным.

Принимаемые предпосылки, на основании которых строятся математические выводы, часто полностью не выполняются. Типичным свойством решаемых задач становится их некорректность

Выводы. 1. Обработку экспериментальных данных при системном решении прикладных задач нельзя рассматривать как формальную систему. 2. В создании оптимальных прикладных систем кроме формальных математических и вычислительных методов «большую роль играют разнообразные эвристические соображения, впитавшие в себя огромный опыт, интуицию и глубокое понимание содержания предмета, которые сегодня есть у инженеров. Математик с его традиционной манерой мышления часто оказывается бессилем там, где инженер получает результаты, вполне удовлетворяющие практику» [9, с. 7].

Литература: 1. Эйнштейн А. Геометрия и опыт // Собрание научных трудов. Т.2. – М.: Наука, 1966. – 879 с. 2. Тихонов А.Н. [Выступление на годичном общем собрании Академии наук СССР] // Вестн. Акад. наук СССР. – 1989. – № 2. – С. 94–95. 3. Радченко С.Г. Устойчивые методы оценивания статистических моделей: Монография. – К.: ПП «Санспарель», 2005. — 504 с. 4. Радченко С.Г. Системные статистические свойства экспериментального метода исследования // Математичні машини і системи. – 2006. – № 4. – С. 83–89. 5. Вучков И., Бояджијева Л., Солаков Е. Прикладной линейный регрессионный анализ / Пер. с болг. и предисл. Ю.П. Адлера. – М.: Финансы и статистика, 1987. – 239 с. – (Б-чка иностранных книг для экономистов и статистиков). 6. Тьюки Дж. У. Анализ результатов наблюдений. Разведочный анализ / Пер. с англ. А.Ф. Кушнира, А.Л. Петросяна, Е.Л. Резникова; Под ред. В.Ф. Писаренко. – М.: Мир, 1981. – 695 с. 7. Джонсон Н., Лион Ф. Статистика и планирование эксперимента в технике и науке. Методы обработки данных / Пер. с англ. под ред. Э.К. Лецкого. – М.: Мир, 1980. – 612 с. 8. Налимов В.В. Планирование эксперимента. Найдут ли новые проблемы новые решения? // Журнал Всесоюзного химического общества им. Д.И. Менделеева. – 1980. – Т. 25. – № 1. – С. 3–4. 9. Моисеев Н.Н. Численные методы в теории оптимальных систем. – М.: Наука, 1971. – 424 с. – (Серия «Оптимизация и исследование операций»).

АБРАЗИВНЫЙ ИЗНОС ИНСТРУМЕНТА ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ АРМИРОВАННЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Антонец В. Ю., Хавин Г.Л., канд. техн. наук, Яковенко М.А. (г. Харьков, Украина)

The model of tool corner abrasion for turning of reinforced composite materials is considered. The dependence magnitude of wear has congenital character is supposed. The power law dependant between wear velocity and specific pressure and velocity of contact interaction is take place. Using experimental data the empirical relationship between of tools wear and cutting velocity and contact pressure is obtained. The analysis of these relations is provided.

Существует экспериментально подтвержденный факт [1], что при резании армированных композиционных материалов, например, стеклопластиков, имеет место износ за счет округления режущей кромки инструмента. Это, в свою очередь, вызывает образование отрицательного переднего угла и площадки износа по задней поверхности, которые определяют качественные показатели обработки. Износ по задней поверхности, во-первых, по всей видимости, является косвенной характеристикой затупления инструмента, т.е. изменения его геометрических параметров в процессе резания, во вторых, это величина, которую наиболее легко и точно можно измерить при проведении экспериментов. Фактически это принятый исследователями параметр, отражающий состояние инструмента, но не отражающий физическую сущность ухудшения процесса резания с точки зрения качества обработки и энергетических затрат.

Многочисленными исследованиями было установлено, что при обработке резанием армированных композиционных материалов имеет место абразивный износ вершины инструмента. Теория абразивного изнашивания контактирующих тел достаточно хорошо разработана на основе многочисленных экспериментальных данных [2]. Главной целью настоящей работы является попытка применить достижения теории абразивного изнашивания к описанию процесса износа вершины резца при резании армированных композиционных материалов. Далее предполагается использование найденных закономерностей в математическом обеспечении по расчету оптимальных режимов резания композиционных материалов и прогнозирование качества обработанной поверхности с учетом изменения геометрии режущего инструмента во времени.

По своему физическому содержанию абразивное изнашивание – это накопленные за время τ^* перемещения, обусловленные потоком разрушений, происходящих на малых отрезках времени $\Delta\tau$. Основными факторами, обуславливающими процесс изнашивания, являются, как известно, контактное давление и скорость взаимодействия. Поэтому зависимость величины износа носит наследственный характер и в большинстве случаев имеет место степенная связь интенсивности (скорости) изнашивания от давления и скорости контактного взаимодействия [2]

$$\frac{\partial w(Q, \tau)}{\partial \tau} = K_w p^n(Q, \tau) V^m(Q, \tau) \tau^q, \quad (1)$$

где w - величина износа в точке Q контактирующих поверхностей; p - контактное давление; V - скорость контактного взаимодействия; τ - время взаимодействия; K_w - коэффициент изнашивания, не зависящий от времени; n, m, q - постоянные.

Наиболее часто в условиях абразивного изнашивания в машиностроении используют линейный закон, полагая в соотношении (1) $n=1, m=1, q=0$. Это справедливо при изнашивании за счет твердых частиц, присутствующих в зоне трения, как правило,

продуктов износа. Применение линейной зависимости предопределено простотой и удобством ее использования для расчетов. Теория усталостного изнашивания опирается на степенную зависимость скорости изнашивания от контактного давления, т.е. $n > 1, m > 1$. Изнашивание вершины резца происходит за счет микровыкрашиваний металла, которое будем считать происходящим за счет абразивно-усталостного механизма. Поэтому в соотношении (1) будем полагать значения показателей степеней $n > 0, m > 1, q > 0$.

Примем следующие допущения в постановке задачи: катастрофический износ инструмента (разрушение) отсутствует; процесс изнашивания вершины инструмента можно условно разделить на два периода – интенсивного износа (приработки) и стационарного изнашивания, когда скорость износа становится постоянной и достаточно малой по абсолютной величине; изнашивание происходит при постоянной скорости контактного взаимодействия (скорость резания не меняется); величина контактного давления определяется равнодействующей сил резания P_z и P_y ; температурный фактор не рассматривается.

Физические наблюдения показывают [1], что износ инструмента проявляется в виде характерных штрихов по задней поверхности резца. Наиболее интенсивно, особенно в первое время работы, изнашивается место перехода от главной режущей кромки к вспомогательной. При этом в первые минуты работы происходит наиболее интенсивный износ, вплоть до появления небольших выкрашиваний. По мере дальнейшей работы режущая кромка смещается параллельно самой себе, выравнивается, и после этого появляется износ по вспомогательной режущей кромке, который совместно с износом по главной режущей кромке приводит к смещению вершины резца.

Этап интенсивного изнашивания имеет небольшую продолжительность во времени, в зависимости от режима резания. Основное время работы инструмента сопровождается изнашиванием с постоянной скоростью, что подтверждается экспериментальными данными различных авторов [3-5]. При этом контактное давление практически неизменная величина, а величина износа линейно зависит от времени. Тогда соотношение (1) для этапа приработки останется в прежнем виде ($V = const$), а для второго этапа стационарного изнашивания (1) можно представить в виде

$$\frac{\partial w(Q, \tau)}{\partial \tau} = K_w V^m(Q) p^n(Q, \tau). \quad (2)$$

Как на первом, так и на втором этапе определяющим в соотношениях (1), (2) является распределение контактного давления, которое меняется с течением времени и зависит от истории контактного взаимодействия, т.е. носит наследственный характер.

Введем еще два допущения, которые, по всей видимости, не нарушают общности рассуждений. Будем считать, что: контактное давление распределено по площадке контакта вершины инструмента с обрабатываемым материалом равномерно; геометрические параметры режущего инструмента в процессе резания не меняются по отношению к первоначально заданным. Последнее допущение, скорее всего, не выполняется, так как имеются данные о существенном изменении переднего угла, вплоть до отрицательных значений, чем собственно и объясняется ухудшение условий резания [1]. Однако учитывать в постановке задачи изменение геометрических параметров резца на данном этапе является невозможным физически и математически.

Первое допущение позволяет достаточно просто рассчитать контактное давление по известным значениям равнодействующей силы резания P_{rez} , которая определяется как

$$P_{rez} = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}, \quad (3)$$

где P_z, P_y - компоненты (составляющие) силы резания, касательная и нормальная соответственно. Составляющей P_x в большинстве случаев пренебрегают в силу малости при точении композиционных материалов.

Величину контактного давления через компоненты силы резания можно представить в виде

$$p = P_{rez} / (b \cdot t) = \sqrt{P_z^2 + P_y^2} / (b \cdot t), \quad (4)$$

где t - глубина резания; b - длина режущей кромки, определение которой представлено в [6]. Для определения контактного давления p необходимо знать выражение для составляющих силы резания P_z, P_y .

Для определения компонентов силы резания проводятся эксперименты, которые направлены на исследование частных зависимостей составляющих сил резания от геометрических параметров инструмента, режимов резания, износа инструмента и т.д. Для получения расчетных зависимостей проводится многофакторный планируемый эксперимент, после обработки которого, составляются нормативные таблицы и расчетные формулы. На практике для получения достоверных результатов такие эксперименты необходимо проводить для каждого материала в отдельности при обработке инструментом заданной марки с заданными геометрическими параметрами и в определенном диапазоне изменения технологических параметров [1,3-5,7].

Зависимость составляющих силы резания обычно представляется в виде степенной функции. Для стеклопластиков и углепластиков числовые значения показателей степеней и поправочных коэффициентов при точении твердосплавными

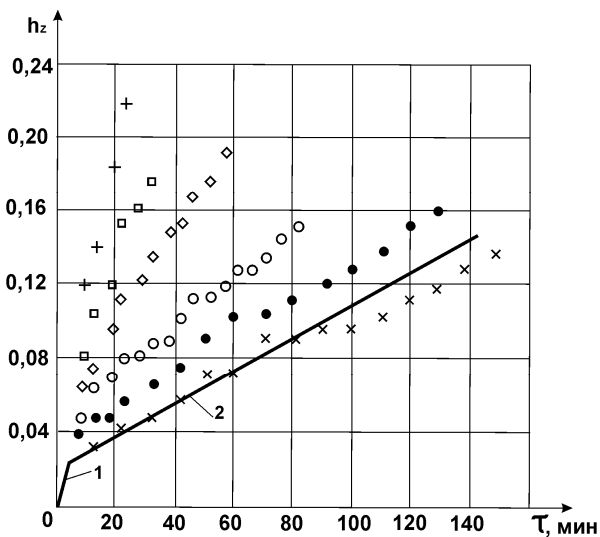


Рис. 1.- Влияние продолжительности резания τ , мин на износ резца h_z , мм при точении стеклопластика ЭФБ-П при значении подачи $s=0,21$ мм/об, глубине резания $t=1,5$ мм на различных скоростях резания: + - $V=125$ м/мин; \square - $V=115$ м/мин; \diamond - $V=100$ м/мин; $^\circ$ - $V=90$ м/мин; \bullet - $V=80$ м/мин; \times - $V=60$ м/мин.

резцами приведены, к примеру, в [5]. С другой стороны использование обобщенных зависимостей для конкретного композиционного материала может иметь существенные отклонения от зависимостей, полученных в результате обработки экспериментов проведенных для этого материала.

В работе [1] представлены экспериментальные данные по влиянию режимов резания на составляющую силы резания P_z при точении твердосплавным резцом ВКЗМ стеклопластиков марок ЭФБ-П. Начальные геометрические параметры инструмента принимались: $\alpha=12^\circ$ - задний угол; $\gamma=0^\circ$ - передний угол; $\phi=45^\circ$ - главный угол в плане; $r_0=1$, мм. Для этих данных была построена статистическая модель с использова-

нием регрессионного анализа для приближения квадратичной и степенной зависимостями [8].

Кроме того, в монографии [1] приведены экспериментальные данные по влиянию продолжительности резания на износ реза при точении стеклопластика ЭФБ-П на различных скоростях резания, рис.1.

Если обратиться к экспериментальным данным, приведенным на рис.1 ([1], рис.35), то можно заметить, что для каждой скорости резания экспериментальные точки с достаточной степенью точности ложатся на две прямых, рис.1. Первая описывает накопление износа в начальный период, который занимает примерно 2 мин. с момента начала обработки (рис.1, прямая 1). Вторая прямая характеризует дальнейшее накопление износа в процессе обработки (рис.1, прямая 2).

Начальный период работы заточенного инструмента (приработка) характеризуется высокой интенсивностью изнашивания в течение короткого промежутка времени. Будем считать, что скорость изнашивания в этот период зависит только от

скорости обработки. После аппроксимации экспериментальных данных на этапе приработки получим формулу для вычисления величины износа h_{z1} на этом участке

$$h_{z1} = \frac{V}{1849 - 3,42 \cdot V} \cdot (5)$$

Для стационарного изнашивания (второй этап) будем полагать линейную зависимость скорости изнашивания от контактного давления, т.е. полагаем $n=1$ в выражении (2). Далее, используя выражения для вычисления контактного давления, по имеющимся экспериментальным данным определим значение скорости изнашивания (величина тангенса угла

наклона прямой) как функция скорости резания. В результате получим соотношение

$$\text{для } V \leq 80 \text{ м/мин } h_{z2} = 1,617 \cdot 10^{-8} V^{1,434} p_z \tau, \quad (6)$$

$$\text{для } V \geq 80 \text{ м/мин } h_{z2} = 5,066 \cdot 10^{-15} V^{4,795} p_z \tau. \quad (7)$$

Общий износ за время τ при скорости V будет равен

$$h_z = h_{z1} + h_{z2}. \quad (8)$$

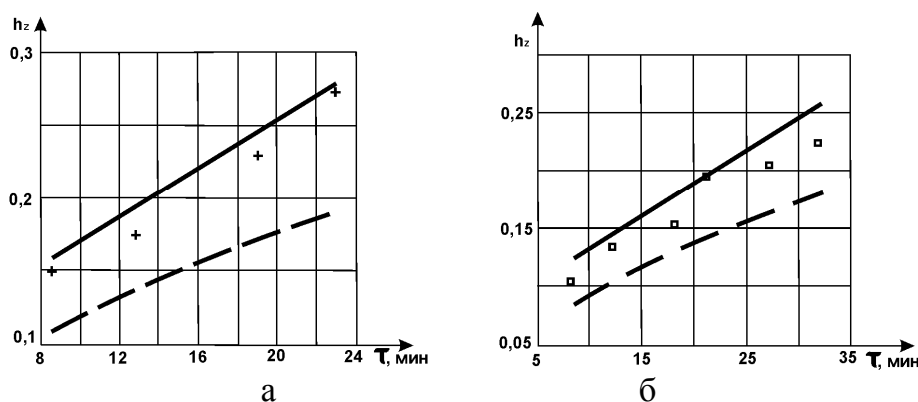


Рис. 2. Зависимость величины износа по задней площадке от времени обработки: а – скорость резания 125 м/мин; б – скорость резания 115 м/мин.

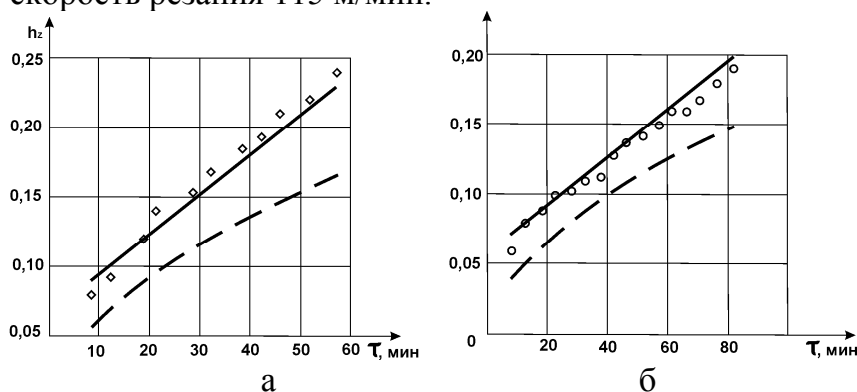


Рис. 3. Зависимость величины износа по задней площадке от времени обработки: а – скорость резания 100 м/мин; б – скорость резания 90 м/мин.

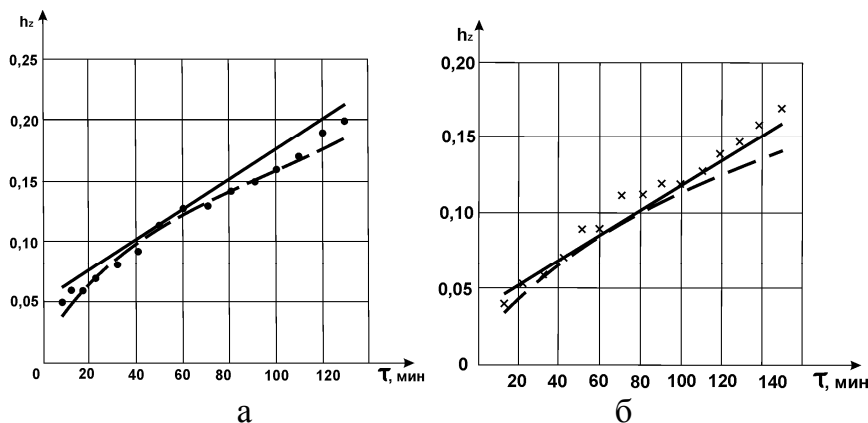


Рис.4. Зависимость величины износа по задней площадке от времени обработки: а – скорость резания 80 м/мин; б – скорость резания 60 м/мин.

Сравним расчетные данные по формулам [1] и (5)–(8) с экспериментальными данными для различных скоростей резания.

На рис.2 – 4 представлены значения величины износа инструмента по задней поверхности, рассчитанные по формулам [1] – штриховая линия, формулам (5) – (8) – сплошная линия и экспериментальным данным из рис.1. Ана-

лиз приведенных данных свидетельствует о том, что для сравнительно высоких скоростей резания $V > 80$ м/мин соотношения, полученные в данной работе более точно количественно описывают износ инструмента, чем соотношения из работы [1]. При скоростях $V < 80$ м/мин соотношения примерно с одинаковой точностью совпадают с экспериментальными данными.

Полученные в настоящей работе соотношения, связывающие накопленный за время обработки износ вершины инструмента по задней площадке с контактным давлением и скоростью контактного взаимодействия, с высокой степенью точности описывают экспериментальные данные, что и подтверждает принятые в работе допущения и гипотезы.

Работа выполнена в рамках проекта М2306 финансируемого министерством образования и науки Украины.

Литература: 1. Руднев А.В., Королев А.А. Обработка резанием стеклопластиков.- М.: Машиностроение, 1969.- 119 с. 2. Горячева И.Г., Добычин М.Н. Контактные задачи в трибологии.- М.: Машиностроение, 1988.- 256 с. 3. Семко М.Ф., Сустан Г.К., Дрожжин В.И. Обработка резанием электроизоляционных материалов. – М.: Энергия, 1974.- 176 с. 4. Штучный Б.П. Обработка резанием пластмасс. – М.: Машиностроение, 1974.- 144 с. 5. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1987.- 176 с. 6. Хавін Г.Л. Моделювання тріщини руйнування при різанні армованих композиційних матеріалів / Вісник НТУ “ХП”. Зб. наук. праць. Тематичний вип.: Технології в машинобудуванні. - Харків: НТУ “ХП”.- 2007.- №17.- С. 75-80. 7. Буловский П.И., Петрова Н.А. Механическая обработка стеклопластиков. – Л.: Машиностроение, 1969.- 152 с. 8. Тихомиров Р.А., Николаев В.И. Механическая обработка пластмасс. – Л.: Машиностроение, 1975.- 206 с.

УДК 621.923

ОЦЕНКА КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ ПОСЛЕ ШЛИФОВАНИЯ

Волков О.А., Снисаренко И.Н. (г. Харьков, г. Лубны, Украина)

Results of experimental researches of microhardness of samples from tempered steel SHX15 after grinding are resulted.

Эксплуатационные свойства деталей машин во многом определяются качеством поверхностного слоя после обработки [1]. При условии преобладания силового фактора при обработке в поверхностном слое детали формируются благоприят-

ные сжимающие напряжения, которые способствуют повышению ресурса работы детали. При условии преобладания температурного фактора при обработке в поверхностном слое детали формируются неблагоприятные растягивающие напряжения, которые снижают эксплуатационные свойства деталей машин. Последний случай имеет место, как правило, при шлифовании вследствие того, что резание производится абразивными зернами с отрицательными передними углами, а в зоне шлифования происходит интенсивное трение круга с обрабатываемым материалом [2]. По этой причине окончательное шлифование производится с относительно низкой производительностью обработки и к выбору режимов резания предъявляются жесткие требования.

Целью работы является исследование качества поверхностного слоя деталей из закаленных сталей после шлифования. Оценка качества обработки производилась на основе измерения микротвердости по глубине поверхностного слоя обработанной детали на микротвердомере “ПМТ-3” при нагрузке 100 г. Фотографирование исследуемых поверхностей выполнялось с помощью фотоаппарата “Zenit”, который при помощи специального приспособления устанавливался на металлографический микроскоп “МИМ-7”.

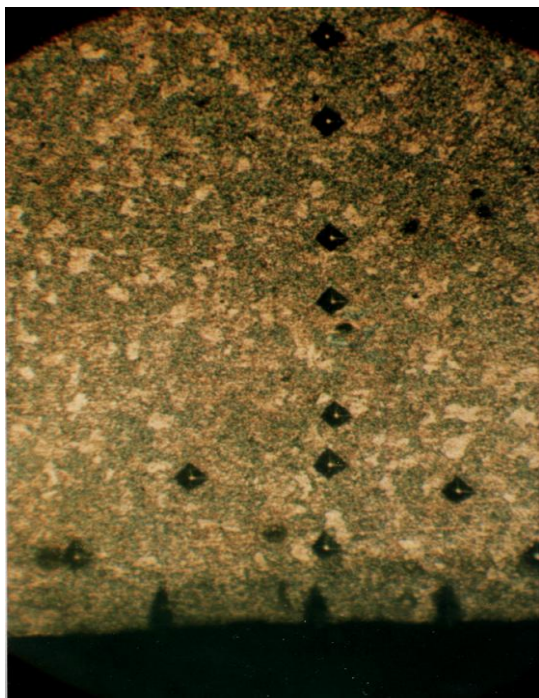


Рис. 1. Фотография исследуемой поверхности (увеличение в 250 раз).

Микрошлифы для исследования изготавливались по стандартной технологии, включающей шлифование на четырех номерах наждачной бумаги, затем полирование и травление 4%-ном спиртовом растворе HNO_3 [3]. Исследования проводились на образцах из закаленной стали ШХ15, которые шлифовались абразивным кругом на разных режимах резания на плоскошлифовальном станке модели 3Г71. В качестве варьируемого параметра была принята глубина шлифования, которая принимала следующие значения: 0,01; 0,02; 0,05 и 0,1 мм.

В результате проведенных экспериментальных исследований установлено, что микроструктура во всех случаях идентична по всему сечению образца. Это вызвано предварительным отжигом. Микроструктура состоит из перлита с небольшим количеством цементита (вторичного) и карбидов хрома. Микротвердость по сечению образцов, прошлифованных с глубиной шлифования 0,01 и 0,02 мм, изменяется в пределах $H_{100} = 2300 - 2600$ МПа и имеет достаточную стабильность от поверхности к сердцевине, рис. 1. Однако, в образцах, прошлифованных с глубиной шлифования 0,05 и 0,1 мм наблюдается увеличение микротвердости до уровней 3000 и 3200 МПа соответственно в слоях, расположенных на удалении 30 и 40 мкм от поверхности. Это, вероятно, обусловлено некоторым текстурированием структуры в связи с частичным проявлением наклепа при шлифовании.

Таким образом установлено, что микротвердость образцов после их шлифова-

ния фактически соответствует исходной микротвердости. Следовательно, в процессе абразивного шлифования преобладает силовой фактор, температурный фактор проявляется в меньшей мере. Из этого можно заключить, что в рассматриваемом процессе шлифования формируется высокое качество обрабатываемых поверхностей, которое способствует повышению эксплуатационных свойств обработанных деталей. Поэтому при правильно организованном процессе шлифования (применении оптимальных характеристик абразивных кругов и режимов шлифования) могут быть исключены различного рода шлифовальные дефекты и достигнуто высокое качество обработки.

Литература: 1 Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с. 2. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 3. Погрібний М.А., Сизий Ю.А., Волков О.О. Вплив чистової шліфувальної обробки після ТФО на структуру сталі 65Г // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 212-217.

УДК 621.822:681.2:369.64

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ОБРОБЛЮВАНОЇ ПОВЕРХНІ ЗОВНІШНЬОГО КІЛЬЦЯ РОЛИКОПІДШИПНИКА

Марчук В.І., докт. техн. наук, **Лапченко Ю.С.**, канд. техн. наук (м.Луцьк, Україна)

A roughness and waviness is independent making geometries of surface, that stipulated a choice for researches of the proper geometrical constituents of the treated surface. Accordingly for the receipt for necessary operating properties of details of machines it is necessary to be able to manage both a roughness and waviness.

Виходячи з того, що хвилястість не регламентовано стандартом, про стан поверхні у багатьох випадках судять за її шорсткістю, отриманою на профілограмі на дуже обмеженій ділянці поверхні, меншому або крайньому випадку сумірному з виступом хвилі. Тобто, профілограма не відображає дійсного рельєфу всієї поверхні, а дає уявлення про малу її ділянку. Наявність хвилястості суттєво впливає на властивості контакту поверхонь, призводить до зміни відносної опорної кривої поверхні (рис. 1). У багатьох випадках наявність хвилястості, що негативно впливає на експлуатаційні властивості машин, часто є небезпечнішою, ніж шорсткість.

Зразки сталі ШХ 15 шліфувалися на різних режимах. Шорсткість вимірювали

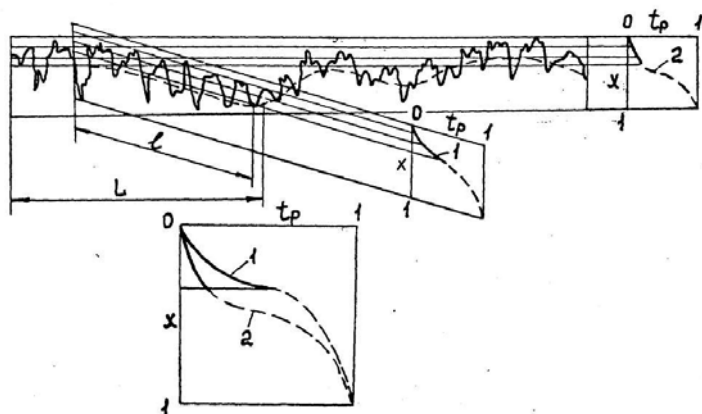


Рис. 1. Опорні криві профілів ділянки хвилі (1) та системи хвиль (2).

в поперечному та поздовжньому напрямках із записом на профілограму. Хвилястість вимірювали в подовжньому напрямку з записом хвилеграм з подальшим обробленням. Вимірювання проводили на приладі профілометр-профілограф мод.201 заводу "Калібр" та TaLysurf.

Вимірювання параметрів шорсткості та оброблення профілограм проведено за рекоме-

ндаціями [1]. Оскільки контроль та вимірювання нерівностей поверхні здійснювалось за деяким числом профілів обмеженої довжини, так званим профільним методом, то визначення відповідних параметрів слід проводити, виходячи із забезпечення достатньої точності та достовірності результатів вимірювань. З урахуванням цих вимог і вибиралися відповідні довжини та число ділянок вимірювань параметрів нерівностей поверхні.

Ділянки вимірювання розташовувалися по всій поверхні випадковим чином. Відстань між ділянками вимірювань на кожній трасі та між сусідніми трасами вибиралася, виходячи із співвідношення:

$$l_{новз.} = l_{нон} \geq K_l \chi_K, \quad (1)$$

де K_l - ціле число, більше 1.

Коефіцієнт χ рекомендують вибирати рівним 10, інтервал кореляції, на якому нормована автокореляційна функція профілю знижується від значення, що дорівнює одиниці, до значення, близького до нуля, тобто, це відстань між такими двома ординатами профілю на поверхні, які можна вважати практично незалежними одна від одної. Для технічних поверхонь приймають:

$$l_{новз.} = l_{нон} \geq 2 \text{ мм.}$$

Довжина ділянки вимірювання включає декілька базових довжин, якщо визначати параметр l - шорсткості лише на одній базовій довжині, то залежно від того, яка ділянка цього профілю буде розглядатись, значення параметру можуть відрізнятися один від одного на 100 і більше.

Довжину ділянки вимірювання визначено за формулою:

$$l_{\Sigma} \geq \frac{10^4 \cdot K_{ag}^2 \cdot \chi_K}{2[\Delta_R]_p^2}, \quad (2)$$

де χ_K - коефіцієнт, який залежить від вибраного рівня достовірності результату вимірювання параметру нерівностей поверхні на одиничній ділянці вимірювання; K_{ag}^2 - допустима для даної поверхні відносна похибка вимірювання нерівностей, %, залежить від мети, для якої визначаються значення Δ_R (атестація зразків чистоти поверхні, контроль окремих партій виробів тощо) і не повинна перевищувати 10-15%.

Надійність вимірювання вважається достатньо високою з вірогідністю неперевикнення встановленої величини похибки $\alpha_{он} = 0,9973$.

Прийнявши $\Delta_R = 0,01$ мм, розраховано довжину ділянки вимірювання за формулою

$$l_{\Sigma} \geq \frac{10^4 \cdot 3^2 \cdot 0,01}{2 \cdot 10^2} = 4,5 \text{ мм.}$$

Рекомендовано приймати l_{Σ} рівним 5 базовим довжинам для R_a до 2,5 мкм, і 4 якщо $R_a > 2,5$ мкм або $l_{\Sigma} = 0,4 \dots 2,0$ мм з базовою довжиною $l = 0,08$; $l_{\Sigma} = 1,25 - 5$ для $l = 0,25$; $l_{\Sigma} = 2,4 - 8,0$ для $l = 0,8$; $l_{\Sigma} = 5 - 15$ для $l = 2,5$; $l_{\Sigma} = 16 - 40$ при $l = 8,0$.

Достатнє число n_{ga} ділянок вимірювань визначалося за формулою:

$$n_{ga} \geq \frac{z_{\alpha gk}^2 \cdot R_r^2}{3 \cdot \tilde{\Delta}_{nfa}^2}, \quad (3)$$

де $\tilde{\Delta}_{nfa}$ - допустима величина похибки профільної оцінки істинного найбільшого

значення параметру нерівностей для заданої поверхні за найбільшим значенням того ж параметру.

Проведено три вимірювання параметру R на різних, віддалених одна від одної ділянках (гіршому, середньому та кращому за візуальною оцінкою). Визначено розмах варіювання:

$$R_z = r_{нб} - r_{нм}.$$

Різницю найбільшого $r_{нб}$ і найменшого $r_{нм}$ значень параметру отримано в трьох вимірюваннях.

Ступінь достовірності виконання нерівності $R_{нб} - r_{нм} \leq \tilde{\Delta}_{нфа}$ дорівнює $\alpha_{он} = 0,95$. З таблиць вибрано $Z_{\alpha_{gk}}$. Аргумент функції Лапласа із співвідношення

$$\Phi_0(Z_{\alpha_{gk}}) = \frac{\alpha_{gk}}{2}.$$

Для $\alpha_{gk} = 0,95$; $\Phi_0(Z_{\alpha_{gk}}) = 0,475$ значення $Z_{\alpha_{gk}} = 1,96$.

Підставивши значення в (3) знайдено достатнє число n_{ga} вимірювань.

Параметри шорсткості визначали за профілограмою. Вертикальне V_y та горизонтальне V_x збільшення вибиралося з таким розрахунком, щоб коефіцієнт стиснення $K_v = V_y / V_x$ знаходився в межах $1 \leq K_v \leq 25$. При цьому кут Θ_e нахилу бічних сторін відтвореного профілю не повинен перевищувати 80° .

За рахунок точкового представлення профілю крок дискретизації ΔX (у міліметрах профілограми) вибрано, виходячи з $\Delta_{гп}$ допустимої похибки визначення параметрів середньої лінії:

$$\Delta_{гп} = v_{гп} \Delta X \quad (0^\circ < \Theta_e < 80^\circ), \quad (4)$$

де $v_{гп}$ - коефіцієнт пропорційності (% , мм), рівний 0,5 для $\Theta_e < 30^\circ$; 1,0 для $\Theta_e = 30-60-80^\circ$ та 2,0 для $\Theta_e = 60 \dots 80^\circ$. З профілограми знімали ординати точок профілю h_i . Наступне оброблення проведено за допомогою ЕОМ.

Вимірювання хвилястості здійснювали на приладі Talysurf-5 безпосереднім зчитуванням відповідних параметрів з табла цифрової індексації, а також на профілографі-профілометрі із записом хвилеграм і наступній їх обробці на ЕОМ [2].

Запис хвилеграм проводили за допомогою спеціальної приставки з базуванням на зразкову поверхню так званим "з безопорним" давачем тобто вимірювання параметрів контрольованої поверхні здійснювали від деякої нерухомої циліндричної поверхні рівняння відносно досліджуваного зразка (рис. 2). При такому способі, реальний профіль вимірюваної поверхні найточніше відтворюється на хвилеграмі. В

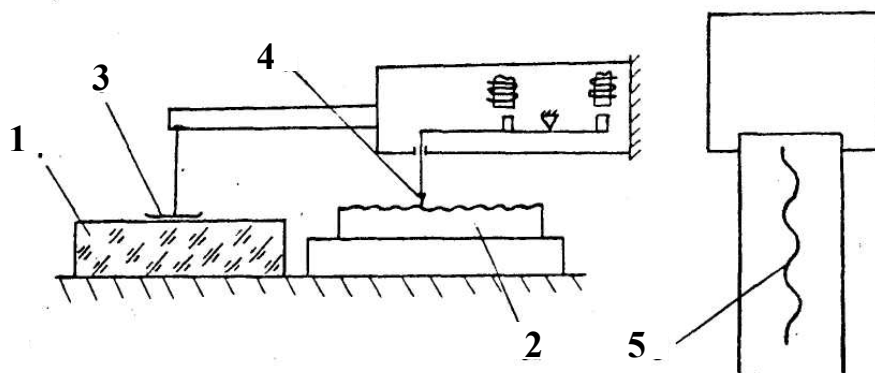


Рис. 2. Схема, що використовується для запису хвилеграм.

якості плоскої поверхні порівняння використовувалися скляні припасовані плитки.

При записі хвилеграм велике значення має правильний вибір вертикального V_{yw} і горизонтального V_{xw} збільшення, оскільки від цього форма хвилеграм матиме різний

характер, що може привести до неправильного визначення кроків хвиль. При цьому через різні коефіцієнти стискування $K_{vw} = V_{yw} / V_{xw}$ є ускладненим порівняння хвилеграм між собою.

Тому, V_{yw} необхідно вибирати таким, щоб висота нерівностей на профілограмі була не менше 10 мм горизонтальне збільшення для шліфованих поверхонь $V_{xw} = 7,5 \cdot 15$. Оптимальний коефіцієнт стиснення для хвилеграми $K_{vw} = 400-1000$.

Таким чином нерівності, які створюють хвилястість, також носять статистичний характерний і точність визначення відповідних параметрів хвилястості залежатиме від числа нерівностей, що включаються у вимірювання, тобто довжини Lw і числа ділянок вимірювання.

Довжину ділянок вимірювання доцільно вибирати не менше 5 найбільших кроків хвилястості. Достатнє число ділянок вимірювання визначали за формулою (3).

Література: 1. Дунин-Барковский И.В., Карташева А.И. Измерения и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с. 2. Марчук В.І., Лапченко Ю.С. Метрологічне забезпечення параметрів якості поверхні при механічній обробці кілець підшипників // Наукові нотатки. Міжвузівський збірник (за напрямом “Інженерна механіка”), вип.9, Луцьк, 2001. – С. 191-194.

УДК 621.822

ТЕХНОЛОГІЧНЕ КЕРУВАННЯ ЯКІСТЮ РОБОЧИХ ПОВЕРХОНЬ КІЛЕЦЬ РОЛИКОПІДШИПНИКІВ НА КОМБІНОВАНИХ ШЛІФУВАЛЬНО- ВИГЛАДЖУВАЛЬНИХ ОПЕРАЦІЯХ

Марчук В.І., докт. техн. наук, **Мороз С.А.**, **Дем’янова І.В.** (м Луцьк, Україна)

Influence of finish polishing - pressing operations is considered on forming physical-mechanical properties of superficial layer workings surfaces of bearings.

Фізико-механічні властивості поверхневого шару формуються при виготовленні деталей підшипників кочення, а потім — під час їх експлуатації під дією силових, температурних та інших чинників.

Стан робочого шару металу кілець роликотідшипників визначає їх міцність та довговічність.

Робочі поверхні роликотідшипників в порівнянні з їх внутрішньою частиною мають ряд особливостей. Будь-який атом, розташований усередині твердого тіла з ідеальною кристалічною решіткою, знаходиться в стані рухливої стійкої рівноваги оскільки для нього по всіх напрямках інтенсивність силового поля однакова. У іншому положенні опиняються атоми, які знаходяться на поверхні: вони мають лише однібічні зв'язки, тому їх стан невірноважений, нестійкий; вони активніші, володіють надлишковою або вільною енергією в порівнянні з атомами, що знаходяться усередині. Поверхня металу в реальних умовах адсорбує атоми елементів навколишнього середовища, покриваючись шарами адсорбційних газів, пари води, жирів, утворюючи різні оксиди.

В результаті дифузії в поверхневому шарі виникають хімічні і інші з'єднання основного металу з проникаючими ззовні речовинами. Дифузійна рухливість атомів може привести до перерозподілу концентрації легуючих елементів, внаслідок чого в окремих випадках в поверхневому шарі зменшується вміст деяких легуючих елементів. Дифузія через поверхню здійснює сильний вплив на властивості металів і перш за все — на властивості їх поверхневих шарів. Це особливо характерно в тих випад-

ках, коли температура в зоні обробки деталей висока (шліфування, швидкісне точіння, цементация, азотування і ін.).

Після механічного оброблення робочої поверхні кільця виникають залишкові напруження, які існують і врівноважуються всередині твердого тіла після усунення причин, що викликали їх появу [1].

За розміром силового поля розрізняють наступні залишкові напруження: напруження першого роду, або макронапруження, що охоплюють окреси, розміри яких співставні з розмірами деталі; вони мають орієнтацію, пов'язану з формою деталі, виникають від неоднородності силового, температурного поля усередині деталі; напруження другого роду, або мікронапруження, що поширюються на окремі зерна або на групу зерен; напруження третього роду (субмікроскопічні), що відносяться до спотворень атомної решітки; в цьому випадку термін «напруження» є умовним, інколи їх називають статичними спотвореннями решітки або спотвореннями третього роду.

Напруження другого і третього родів дезорієнтовані і не виявляються у вигляді викривлення при розрізанні деталі на частини.

Основними причинами виникнення макронапружень є неоднорідність пластичної деформації та локальний, неоднорідний нагрів металу поверхневого шару, а за наявності перетворень — різниця об'ємів виникаючих структур. Мікронапруження — місцеві залишкові напруження в мікронах. Вони є наслідком фазових перетворень, зміни температури, анізотропії механічних властивостей окремих зерен, кордонів зерен і розпаду зерен на блоки при пластичній деформації.

Ступінь і глибина наклепу обумовлені пластичною деформацією поверхневого шару і безпосередньо зв'язані із збільшенням дислокацій, вакансій і інших дефектів кристалічної ґратки металу.

Підвищення зносостійкості і відповідна зміна поверхневих шарів залежить від особливостей операційних процесів, технології та інструментального забезпечення механічного, термічного та термохімічного оброблень. Так, після шліфування хвилястих поверхонь деталей підшипників в зоні переходу від гребеня до впадини утворюються перехідні структури пониженої зносостійкості, які є концентраторами напружень та помітно знижують зносостійкість деталей. Наступне тонке шліфування та полірування не забезпечує зняття дефектного шару, який має неоднорідну структуру в нижчих шарах [3].

Для покращення експлуатаційних властивостей роликотідшипників доцільно використовувати зміцнювально-вигладжувальні операції, зокрема фінішні шліфувальні, алмазно-вигладжувальні або комбіновані шліфувально-вигладжувальні операції.

Поверхневий шар при обробленні деталей підшипників алмазним вигладжуванням формується в результаті складних взаємозв'язаних явищ, які відбуваються у вогнищах деформування і прилеглих до них зонах: багатократних пружних та пластичних деформацій, зміни міцнісних та пластичних властивостей деформованого металу, тертя та теплових процесів, зміни мікро- та макроструктури, мікрогеометрії самої поверхні тощо.

При статичній дії вигладжувального інструменти на оброблювану поверхню в першопочатковий момент створюється відбиток інструменту, який потім перетворюється в прилеглі один до одного сліди. При навантаженні вигладжувача статичною силою P (рис 1,а) він втискується в оброблюваний матеріал: по мірі збільшення сили P спочатку відбувається пружна деформація поверхні, а потім пластична (лінія

ОАВ, рис 1, б). Внаслідок виникнення пластичних деформацій обернений процес йде по лінії ВС. Кінцева пластична деформація виражається в розмірі відбитку d , який відповідає відрізку ОС. Пластичне деформування під відбитком розповсюджується рівномірно, завдяки копіюванню з деяким спотворенням робочої поверхні вигладжувача (рис 2).

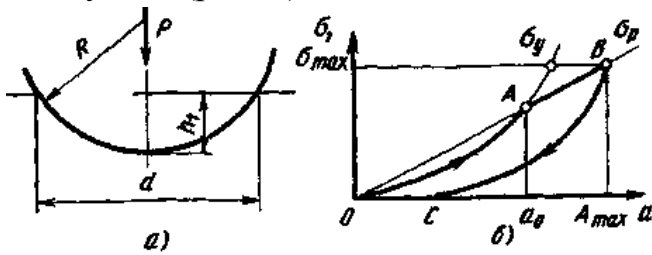


Рис. 1. Рух металу при втискуванні сферичного вигладжувача.

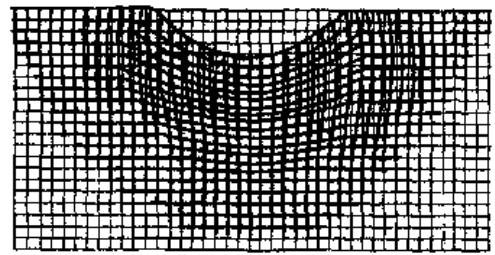


Рис. 2. Зона розповсюдження пластичної деформації за спотворенням прямокутної сітки.

Оброблення зміцнювально-вигладжувальними операціями супроводжується складними структурними та фазовими перетвореннями, які характерні для формування поверхневого шару. В першопочатковий момент відбувається дроблення зерен металу на блоки (поліганізація) та утворюється мозаїкова структура. Далі внаслідок підсилення розвитку зсувів по площинах ковзання створюються нові, значно подрібненні зерна. При цьому кристаліти втрачають свою глобоїдну форму, сплющуються, витягуються в напрямленні деформування. Різко міняється відношення їх розмірів, утворюється впорядкована орієнтована структура волокнистого характеру з анізотропними механічними властивостями, коли пластичність вздовж волокон вища, ніж в поперечному напрямі [1].

Основною причиною зміцнення є лавиноподібний розвиток дислокації – дефектів кристалічної решітки металу, які збираються поблизу ліній зсувів, і подальше їх застосування перед різного роду перешкодами, які утворюються в процесі деформування (схрещення дислокацій, траєкторії руху яких перетинаються між собою під деяким кутом; смуги деформування тощо) або які існували до нього (міжкристалічні граничні шари, зібрання атомів домішок, елементи другої фази тощо). Дроблення на блоки об'ємів металу, які затиснуті між лініями ковзання, поворот цих блоків, викривлення площин ковзання та збирання на них продуктів руйнування кристалічної решітки сприяють збільшенню нерівностей в площинах ковзання, а відповідно, і зміцнення поверхні.

Використання в якості фінішної операції алмазного вигладжування має в порівнянні з обробленням шліфуванням, поліруванням, доводкою ряд переваг, в тому числі:

- зберігається цілість волокон металу і утворюється дрібнозерниста структура-текстура в поверхневому шарі;
- відсутнє шаржування оброблюваної поверхні абразивними частинками шліфувальних кругів, полірувальних паст;
- відсутні термічні дефекти;
- стабільні процеси обробки, що забезпечують стабільну якість поверхні;
- можна досягати мінімального параметра шорсткості поверхні ($Ra = 0,1 \dots 0,05$ мкм і менше) як на термічно необроблених сталях, кольорових сплавах, так і на високоміцних матеріалах, зберігаючи початкову форму заготовок;
- можна зменшити шорсткість поверхні у декілька разів за один робочий хід;

- створюється сприятлива форма мікронерівностей з більшою долею опорної площі;
- можна утворювати регулярні мікрорельєфи із заданою площею поглиблень для затримання змащувального матеріалу;
- створюється сприятлива стискаюча залишкова напруга в поверхневому шарі;
- плавно і стабільно підвищується мікротвердість поверхні.

Вказані та інші переваги методів комбінованих шліфувально-вигладжувальних операцій забезпечують підвищення зносостійкості, опору втомі, контактної витривалості і інших експлуатаційних властивостей оброблених деталей на 20—50 %, а в деяких випадках — у 2—3 рази (за умови вибору у кожному конкретному випадку найбільш раціонального методу і призначення оптимальних режимів обробки).

Література: 1. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. – М.: Машиностроение, 1987. – 328 с. 2. Повышение несущей способности деталей машин алмазным выглаживанием / В.К. Яценко, Г.З. Зайцев, В.Ф. Притченко, Л.И. Ивченко – М.: Машиностроение, 1985. – 232 с. 3. Спришевский А.И. Подшипники качения. М.: Машиностроение, 1968. – 631 с.

УДК 621.313.333

ПРИМЕНЕНИЕ ТОРЦЕВОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ В УСТАНОВКЕ АЛМАЗНОЙ РЕЗКИ КРУГАМИ АКВР

Мирошник С.А., Ерошин С.С., докт. тех. наук (г. Луганск, Украина)

The construction of a unit for cutting monocrystals of big diameter by the tool without mechanical support is considered. Ring tool is set to motion and kept in space by a magnetic field created by the stator of end induction motor. Method of increasing its stability is suggested.

В настоящее время в технологии микроэлектроники существует глобальная тенденция, связанная с непрерывным ростом диаметра подложек полупроводниковых приборов. Для резки монокристаллов алмазный режущий круг (АКВР) должен быть примерно в четыре раза больше, чем диаметр разрезаемого слитка. Это приводит к увлечению массогабаритных показателей оборудования, а также повышает его энергопотребление. Но если обеспечить устойчивость вращения АКВР и передать ему крутящего момента без использования механической связи, то увеличение диаметра слитка ограничивалось бы только внутренним диаметром отрезного круга и существенно уменьшило его внешний диаметр.

В предлагаемой конструкции узла резки кольцевой ротор (он же АКВР) не имеет механических опор, приводится во вращение и удерживается в пространстве, воспринимая внешние нагрузки, за счет вращающегося магнитного поля, создаваемого торцевым асинхронным двигателем.

Стабилизация пространственного положения ротора заключается в том, что вращающийся ротор, при действии на него сил резания, которые создают сдвиг его центра масс, должен оказывать им сопротивление, а при снятии внешней силы - возвращаться в положение равновесия.

На рис. 1 приведена схема торцевого электродвигателя со свободным ротором (в качестве ротора применен АКВР).

Электродвигатель содержит два торцевых статора между которыми расположен свободный ротор 1. На рис. 1 показан только нижний статор 2, верхний статор

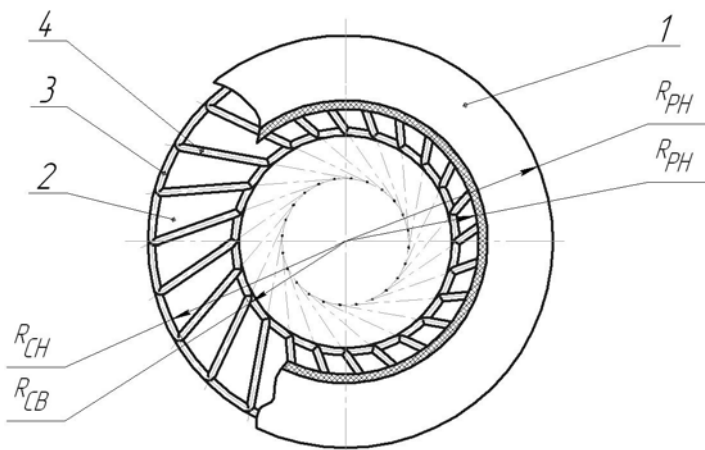


Рис. 1. Схема торцевого электродвигателя.

где при $R_{PB} > R_{CB}$ $\alpha = \frac{R_{PB}}{R_{CH}}$, а при $R_{PB} < R_{CB}$ $\alpha = \frac{R_{CB}}{R_{CH}}$; R_{PB} - радиус ротора внутренний; R_{CB} - радиус статора внутренний; R_{CH} - радиус статора внешний; R_{PH} - внутренний радиус ротора.

Внутренний радиус ротора больше внутреннего радиуса статора, причем отношение внутреннего радиуса ротора к внешнему радиусу статора выбирается в интервале от $\frac{1}{\sqrt{2}}$ до 1.

Из [1] следует, что при постоянной величине магнитной индукции необходимо условие устойчивого вращения ротора 1 заключается в равенстве нулю тангенциальной составляющей главного вектора сил, то есть $F_\tau = 0$. Это условие обеспечивается следующими соотношениями:

$$\begin{aligned} R_{PH} &= R_{CH}, \\ \cos \Psi_H &= 2\alpha^2 \cos \Psi_B, \end{aligned} \quad (2)$$

где Ψ_H и Ψ_B - соответственно, углы наклона паза к радиусу на внешнем и на внутреннем контурах рабочей зоны.

На рис. 2 показана схема размещения паза 4 на торцевой поверхности статора

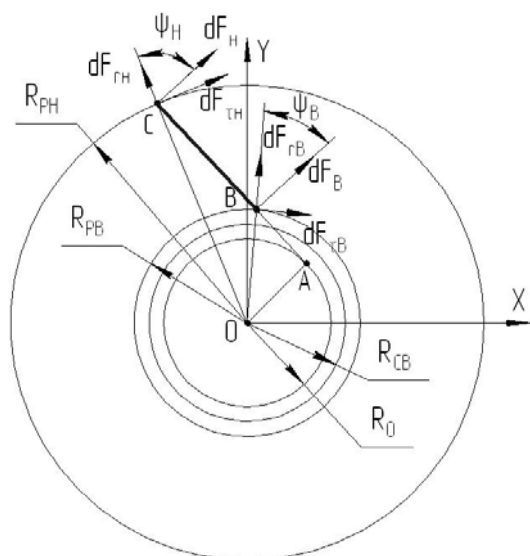


Рис. 2. Схема размещения паза.

для $R_{PB} > R_{CB}$. В пределах рабочей зоны паз 4 имеет длину BC. AC – ось паза 4. Как видно из рис. 2, угол наклона паза BC к радиусу есть величина переменная, и строить паз по углам его наклона нецелесообразно. Поскольку пазы BC на статоре 2 расположен симметрично центру, то ось AC любого паза будет иметь одну точку, ближайшую к центру. Эти точки лежат на окружности одного радиусом R_O , который мы назвали делительным. Оси пазов AC является касательными к этой окружности.

Из прямоугольного треугольника ΔOAC (см. рис.2) имеем:

$$\cos \Psi_H = \frac{\sqrt{R_{PH}^2 - R_o^2}}{R_{PH}}; \quad \cos \Psi_B = \frac{\sqrt{R_{PB}^2 - R_o^2}}{R_{PB}}. \quad (3)$$

Подставив выражения (3) в уравнение (2), и выполнив элементарные превращения, получим соотношение (1).

Условие равенства нулю дестабилизовавшей силы F_τ , выполняется не при любых соотношениях размеров ротора 1 и статора 2 [2]. Из (1) следует, что если $R_o \geq 0$, то $\alpha \geq 1/\sqrt{2}$. А если $R_o = R_{CB}$, то $\alpha = 1$. Таким образом, чтобы обеспечить стойкое вращение, параметр α нужно выбирать в интервале: $1/\sqrt{2} < \alpha < 1$.

В предельном случае, когда $\alpha = 1/\sqrt{2}$, дестабилизовавшая сила $F_\tau = 0$, но и стабилизирующая сила F_r тоже равняется нулю, и ротор 1 находится в состоянии безразличного равновесия. В этом случае направление паза 4 совпадает с направлением радиуса, и угол наклона равный 0° . Вся энергия системы тратится на создание момента вращающего ротора 1. Если параметр α увеличивать, и в соответствии с соотношением (1) изменять R_o , а значит и угол наклона пазов 4, то F_r будет расти, сопротивление ротора 1 сдвигу будет увеличиваться, но вращающий момент будет уменьшаться, поскольку площадь кольца ротора 1, при прочих равных условиях, становится меньше. Если α стремится к единице, то стабилизирующая сила F_r стремится к своему наибольшему значению, но вращающий момент будет стремиться к нулю.

В предлагаемой конструкции узла резания отсутствует дорогостоящий и массивный механизм натяжения инструмента, что значительно позволяет уменьшить размеры и массу станка, обеспечивая резку крупногабаритных монокристаллов напроход. Применение такого способа резки полупроводниковых материалов существенно меняет их конструкцию станка, расширяет его технологические возможности и улучшает технические характеристики.

Литература: 1. Ерошин С.С. Определение сил, действующих на кольцевую пластинку, находящуюся во вращающемся магнитном поле // Збірник наукових праць Східноукраїнського державного університету. - Луганск: Вид-во СУДУ – 1998. – №2. – С. 13-21. 2. Ерошин С.С., Невзлин Б.И., Брешев В.Е. Исследование условий устойчивого равновесия кольцевого ротора во вращающемся силовом поле // Праці Луганського відділення Міжнародної Академії інформатизації. – Луганськ: Вид – во СНУ ім. В.Даля, 2004. – №2(9). – С. 81–87.

УДК 621.922

ВЗАИМОСВЯЗЬ ТЕМПЕРАТУРЫ И ВИБРАЦИЙ ПРИ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ С ПРЕРЫВИСТОЙ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Наддачин В.Б., канд. тех. наук, **Марчук В.И.**, докт. тех. наук
(г. Одесса, г. Луцк, Украина)

Interrelation of temperature and vibrations at grinding by circles with a faltering working surface.

Использование на операциях шлифования абразивного инструмента с прерывистой рабочей поверхностью имеет две характерные особенности: 1 – снижение температуры процесса шлифования; 2 – наличие дополнительных вынужденных колебаний инструмента определенной частоты.

Рассмотрим действие этих особенностей, в комплексе, на процесс шлифования и их влияние (воздействие) друг на друга.

Известно [1], что основным предназначением использования прерывистого шлифования было снижение температуры процесса. Особенно при обработке ответственных деталей машин из высоколегированных закаленных и труднообрабатываемых материалов. При взаимодействии шлифовального круга с обрабатываемой деталью, в зоне контакта могут возникать мгновенные контактные температуры, превышающие критические точки превращений для соответствующих материалов, и влекущие за собой структурные и фазовые изменения. В области контакта инструмента с деталью различают три характерные зоны: 1) зона перед приближающимся тепловым источником, с усредненной температурой процесса; 2) интенсивного выделения тепла под источником, из-за резкого возрастания мгновенной контактной температуры; 3) интенсивного охлаждения после прохождения теплового источника. В первой зоне температура поверхностного слоя может достигать до 200...500 °С. Во второй – до 800...1100 °С [2]. При этом утверждается, что если, на некоторый период времени прерывать длительность контакта круга с обрабатываемой поверхностью, то, мгновенная контактная температура не успеет подняться до своих максимальных значений, а, следовательно, не произойдет теплового насыщения поверхности. Данное решение воплотилось в использовании абразивного шлифовального инструмента с периодически чередующимися режущими выступами и впадинами. Делается вывод о том, что за счет прерывистого процесса резания можно значительно уменьшить температуру в зоне резания и избежать появления дефектов шлифования. В работах проф. Якимова А.В. [1,2,3], приведена возможность расчета "безразмерной" температуры θ , а затем, умножением на дополнительный множитель определена размерная температура $T = \frac{2qa}{\pi\lambda V_d} \theta$. Далее задаваясь соответствующим

процентом снижения температуры (например: 20...30%) и экспериментально определенными показателями (коэффициентами) u , A , B , v_0 , находится величина разрыва (протяженность паза ℓ_2). На основании этого делается вывод о том, что именно варьирование протяженностью выступа и впадины на режущей кромке круга оказывает влияние на колебания температуры в зоне резания.

Ряд исследований [1...3,4] в дальнейшем, был посвящен вопросам физики процесса прерывистого резания, в частности наличию дополнительных вынужденных колебаний инструмента определенной частоты.

Было выявлено, что наличие прерывистости на режущей кромке шлифовального круга вызывает дополнительные колебания высокой частоты. Например: при вращении шпинделя со скоростью $n = 2700$ об/мин, частота этих колебаний составит $f = 182$ Гц (при количестве пазов 4 шт), и $f = 546$ Гц (при количестве пазов 12 шт). Т.е. с увеличением количества выступов, частота колебаний будет увеличиваться. Это подтверждается и непосредственной записью траектории перемещения оси инструмента [4] (рис. 1). В результате колебательного процесса, контакт режущей кромки, а следовательно и удаление припуска в каждое текущее мгновение времени будет изменяться от максимального значения набранного по лимбу до минимального (до нуля), включая и отрыв от поверхности.

С учетом ударного процесса работы передней кромки выступа [4], и формировании на ней "барьерной площадки" (рис. 2) [1], съём припуска осуществляется послойно, т.е. значительно меньше, чем набрано по лимбу [3].



Рис. 1.

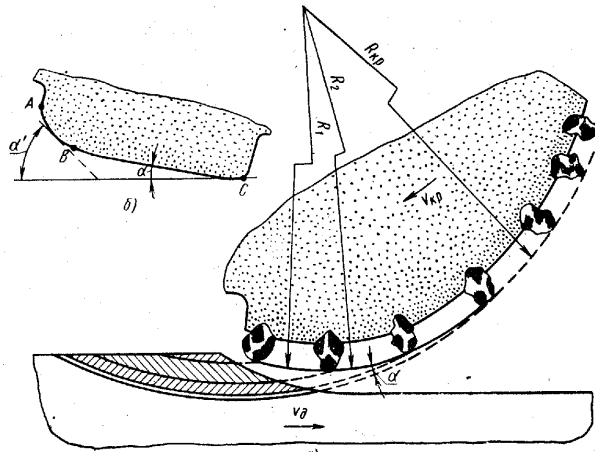


Рис. 2.

Выше сказанное позволяет сделать вывод о том, что именно колебательный процесс непосредственно будет влиять на снижение температуры, а не величина прерывистости режущей кромки.

Проведенные расчеты показали, что при длине паза $l_2 = 22$ мм (диаметр круга 250 мм), время прохождения паза над поверхностью составляет $\tau \approx 6,3 \cdot 10^{-4}$ сек, а температура тела за этот период понизится всего на $T = 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ }^\circ\text{C}$ (даже при интенсивном охлаждении).

Данные, приведенные в работе [5] подтверждают, что прерывание процесса шлифования может снизить мгновенную контактную температуру (локальную) и среднюю по поверхности контакта. Однако разрывы рабочей поверхности круга сильнее влияют на среднюю, чем на локальную температуру.

В связи с наличием высокочастотных колебаний, и послойным удалением припуска будет снижаться средняя интенсивность теплообразования на поверхности детали, и мало зависеть непосредственно от протяженности паза на режущей поверхности круга.

Как показали испытания, например, при глубине шлифования сплошным кругом на режимах $t = 0,01$ мм и $t = 0,05$ мм температура резания составила $T = 700 \text{ }^\circ\text{C}$ и $1100 \text{ }^\circ\text{C}$ (соответственно).

Если принять во внимание и расчеты, приведенные автором [5] о том, что скорость охлаждения поверхности может составить $\approx - 5,4 \cdot 10^4 \text{ }^\circ\text{C}/\text{с}$, то даже в этом случае, за время прохождения паза $\tau \approx 6,3 \cdot 10^{-4}$ сек (для приведенного примера), возможное понижение температуры составит всего $34 \text{ }^\circ\text{C}$. Что ни как не отразится на состоянии поверхности. Приведенные выше расчеты представлены для обработки при плоском шлифовании. При использовании прерывистого процесса на операциях круглого наружного или внутреннего шлифования, с учетом последующей геометрии [6] и теплонапряженности на обрабатываемой поверхности, вибрации будут оказывать еще большую роль.

Выводы: 1. Исходя из выше приведенного, можно сделать вывод о том, что величина снижения температуры за период прохождения паза не значительна. Следовательно, *протяженность* паза (его длина) не оказывает существенного влияния на снижение интенсивности теплового потока *непосредственно*. 2. В тоже время, чем меньше протяженность выступа и паза, тем большее количество этих элементов (их сочетание) можно разместить на периферии круга, а значит и увеличится частота колебаний инструмента. В этом случае оптимальное соотношение длины паза и выступа должно исходить из прочностных характеристик инструмента. Как показали

испытания это соотношение должно составлять примерно $\frac{1}{2}$. 3. Наличие прерывистости на рабочей поверхности инструмента будет вызывать его дополнительные высокочастотные колебания, меняющие физику процесса резания. 4. Таким образом, наличие пазов и их протяженность оказывают влияние на съем припуска, его уменьшение, и *опосредованно* на интенсивность теплового потока.

Литература: 1. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования. М.: Машиностроение, 1975.- 176 с. 2. Якимов А. В. и др. Теплофизика механической обработки: Уч. пособие /А. В. Якимов, П. Т. Слободяник, А. В. Усов.– К.; Одесса: Лыбидь, 1991.– 240 с. 3. Якимов А. В. и др. Технология машиностроения: Учебник / А. В. Якимов, В. Н. Царюк, А. А. Якимов, Г. А. Оборский, В. П. Ларшин, А. В. Самойленко. – Одесса: Астропринт, 2001.- 608 с. 4. Наддачин В. Б. Причины вибрации шпиндельной системы станка и их влияние на процесс шлифования // Труды 6-й МНТК „Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве”. – Харьков, 2002. – С. 140- 143. 5. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981.- 279 с. 6. Марчук В.І., Лінчевський П.А., Наддачин В.Б., Лапченко Ю.С. Моделювання формування хвилястості поверхонь обертання на операціях без центрального шліфування кілець ролікопідшипників. Наукові нотатки. Міжвузівський збірник (за напрямком „Інженерна механіка”) Вип..15, Луцьк, 2004.- С.204-215.

УДК 620.22:66.067.124

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ТУГОПЛАВКОЙ КЕРАМИКИ ИЗ НАНОПОРОШКОВ Al_2O_3 И WC ПРЕССОВАНИЕМ С ПРЯМЫМ ЭЛЕКТРОНАГРЕВОМ

Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. (г. Харьков, Украина)

The questions of consolidation of nanopowders concerning hot compaction by pressing activated by electric current action are considered. Mechanisms of grain boundary creep-sliding which are sequentially prevalent in a forming of compacted structures under influence of temperature factor and in the presence of a direct electric heating are discussed. Structural-transformational sources and conditions of forming of high physical-mechanical properties of nanopowder refractory solid-state products are described.

1. Введение. Актуальность проблемы консолидации нанопорошков тугоплавких материалов инструментального назначения связана с формированием структуры, определяющей физико-механические свойства твердотельного результата спекания.

В исследовании [1] мы рассматривали вопросы спекания субмикронных порошков Al_2O_3 и WC активированного электрическим полем (FAST технология, развиваемая в Калифорнийском университете США Дж. Грозой и др. [2-4]). Вместе с тем, на наш взгляд, из всех методов компактирования нанопорошковых материалов для тугоплавких порошков метод горячего прессования с прямым пропуском тока является наиболее эффективным. Эту точку зрения объясняет ряд факторов: возможность быстрого нагрева графитовой формы до высокой температуры; относительная простота установки и возможность использования обычного переменного тока промышленной частоты, что исключает использование дорогостоящих импульсных генераторов; возможность получения заготовок относительно большого размера; быстрый нагрев позволяет ограничить интенсивный рост нанозерен исходного порошка, оставляя их размеры в нанопределах.

Если процесс влияния электрического тока на спекание металлических порошков достаточно исследован [5], то процесс горячего прессования с применением

электрического тока при спекания нанопорошков, несмотря на многочисленные зарубежные публикации в области спекания этих порошков, изучен мало, особенно в части механизмов спекания порошков тугоплавких соединений, без которых практически невозможно представить современную инструментальную промышленность. Процессы спекания обычных порошков тугоплавких соединений подробно рассмотрены в работе [6]. Авторами [4, 7] изучены также определенные закономерности спекания различных неметаллических нанопорошков, в том числе тугоплавких соединений.

В данной статье представлены некоторые результаты исследования закономерностей механизмов спекания преимущественно нанопорошков монокарбида вольфрама в процессе горячего прессования в графитовых формах при пропускании через порошок электрического тока (прямой электронагрев). Наряду с использованием в исследованиях апробированных [1] зарубежных WC и α -Al₂O₃ порошков (WC – Aldrich Co, Austria, α -Al₂O₃ – Sumimoto Chemical Co, Japan) мы приступили и к исследованию отечественных нанопорошков α -Al₂O₃ (ООО Кермет – Украина и Национальный харьковский университет, совместное опытное производство).

Ранее проведенные исследования показали, что из нанопорошков монокарбида вольфрама (40-70 нм) можно получить практически беспористый материал с относительно высокими физико-механическими свойствами [8]. Очевидно, что на контактных участках между соседними частицами под влиянием большого электрического тока должен происходить интенсивный массоперенос. В результате в порошковых прессовках идет процесс быстрого спекания. В зависимости от параметров процесса (давление, сила тока, напряжение, скорость нагрева, время нагрева) ход спекания может происходить по-разному. В связи с этим в широких пределах могут изменяться структура и свойства материала.

2. Условия эксперимента. Предварительно таблетированный порошок карбида вольфрама подвергался спеканию в установке со специальной вакуумной камерой. Максимальное давление для используемого графита МПГ-7 около 20 кН при температуре выше 1200°C, поэтому максимальное усилие для пресс-формы d=20 мм создавали не более 15 кН. Плотность образцов после шлифования поверхности определяли гидростатическим взвешиванием, а сколы на их поверхности, как и вид порошка, растровым электронным микроскопом JSM-840.

3. Исследования. Температура прекращения усадки WC продукта составила 1650 °C. Полученный материал показал высокую твердость и плотность. Некоторые

Таблица 1
Некоторые физико-механические свойства полученных WC образцов

P, МПа	T, °C	$\rho_{отн}$	HRA	$\sigma_{изг}$, МПа	$d_{ср}$, мкм
40,0	1700	96,2	93	530	0,350
50,0	1730	99,0	95	720	0,420
50,0	1800	99,2	95	670	0,750

свойства полученных образцов при различных эффективных режимах горячего прессования приведены в табл.1. Как показали эксперименты, оптимальные режимы находятся в довольно узких пределах, в

частности наиболее определяющий из них температурный фактор 1700-1800 °C. Давление горячего прессования лимитируется прочностью графитовой пресс-формы при данных температурах, а оптимальная скорость подъема температуры находится в пределах 400-500°C/мин, хотя с целью предупреждения поломки формы до 900°C

температура поднималась более плавно, со скоростью 50-250 °С/мин.

Процесс спекания сопровождается рядом явлений, которые нами фиксировались с помощью различных приборов и инструментов. Наблюдение за этими явлениями и за их изменением при изменении технологических параметров позволяет управлять процессом спекания в требуемом направлении с целью получения материалов с заданным уровнем свойств, обеспечивающим получение изделия заданных формы и размеров.

Тугоплавкое тело монокристалл вольфрама сочетает высокую твердость и повышенную хрупкость. Усадка заготовок, как правило, сопровождается уменьшением количества дефектов кристаллической структуры, шероховатости поверхности частиц, пористости, а также ростом зерен и гомогенизацией. Непосредственно к самому процессу спекания можно отнести только два явления: рост площади контакта между частицами и сближение центров частиц, т.е. собственно усадку, остальные перечисленные явления являются сопутствующими.

Предварительные эксперименты по спеканию алюмооксидных композиций на основе исходного $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ сырья собственного производства (моноподукт и продукт с улучшающими добавками [9]) также показали высокую технологичность процесса компанирования нанопорошков горячим прессованием с прямым электронагревом. При этом прослеживаются некоторые общие закономерности, на которых остановимся отдельно.

4. Анализ и обобщение результатов. Как известно, спекание приближает систему, состоящую из отдельных частиц, к термодинамическому равновесию, т.е. это процесс, в ходе которого избыточная энергия системы уменьшается. Можно предположить, что именно эта энергия свободной поверхности, поверхности границ и дефектов кристаллической решетки является главной движущей силой спекания. Величину этой движущей силы можно оценивать, учитывая размеры частиц, из которых сформована заготовка. Например, удельная поверхность порошков карбидов после размола обычно составляет 1-5 м²/г, порошков, полученных плазмохимическим синтезом, – 10-40 м²/г [6]. Если принять, что в результате любого метода формования получают заготовки пористостью 40 %, то очевидно, что избыточная энергия такой системы достаточно велика. Она и выполняет основную работу по уплотнению, вызывая течение вещества в пустоту (поры). С некоторым приближением, следуя авторам [6], можем допустить, что течение вещества к поверхности с отрицательной кривизной осуществляется под некоторым эффективным давлением P вызываемым поверхностным натяжением:

$$P=2\gamma /r, \quad (1)$$

где γ – свободная поверхностная энергия, кДж/мкм²; r – размер зерна, мкм.

Это давление достаточно велико для прессовки из нанодисперсных частиц, где размер пор сопоставим с размером частиц. Эквивалентное давление, действующее по крайней мере в начальный период спекания, для нанодисперсных порошков очень велико и, естественно, вызывает быстрое уплотнение $\dot{\epsilon}$.

В общей температурной $\dot{\epsilon}$ -Т зависимости

$$\dot{\epsilon}=A P^v \exp(-E_{an}/RT), \quad (2)$$

где A , R , v — постоянные (R – газовая константа); E_{an} —энергия активации, кДж, в начальный период спекания по механизму ползучести $P=P_{creep}$.

Другой движущей силой процесса уплотнения, наряду с избыточной энергией,

является энергия границы раздела зерен, отделяющая участки нанозерен с различной ориентацией друг от друга. Следует учитывать, что при нагревании вначале между частицами в прессовке образуется физический контакт и в дальнейшем – разветвленная система границ, т.е. вначале свободная поверхностная энергия, вызывая уплотнение системы, тратится также на образование границ, избыточная энергия которых в дальнейшем является движущей силой процесса спекания. Образование разветвленной системы границ происходит в результате термически активированного скольжения по границам зерен в начальный период спекания. Поэтому при медленном нагреве до температуры спекания между частицами образуются совершенные плоские границы малой протяженности, и уплотнение протекает очень медленно, что ведет к росту зерна. И наоборот, в результате быстрого нагревания по механизму термически активированного скольжения по границам нанозерен, в результате того, что поверхность раздела границ на порядок меньше поверхности нанопорошка, дальнейшее уплотнение прессовки протекает по характеристическому уравнению (2) значительно быстрее, $P=P_{slip}; P_{slip} \ll P_{creep}$.

Следующей движущей силой спекания является энергия несовершенств кристаллической решетки. Она служит причиной ускоренного обмена мест:

$$n_a = n_0 \exp(-E_{aan}/RT), \quad (3)$$

где n_a – число атомов, которые покинули свое место в решетке и заняли вакансионный узел; n_0 – структурный фактор, не зависящий от температуры; E_{aan} – энергия активации аннигиляции дефектов, кДж. Эта величина в нарушенной решетке сильно понижается. Поэтому для активного уплотнения материала необходимо по возможности сильно нарушить структуру, измельчая вещество, что и происходит в нанопорошках, полученных плазмо-химическим способом. В процессе спекания количество несовершенств кристаллической решетки значительно уменьшается. Так, например, в монокристалле вольфрама с удельной поверхностью до $1\text{ м}^2/\text{г}$ размер когерентных областей составляет 20000-50000 нм, а после спекания при температуре 0,8 $[T]$ ($[T]$ – температура плавления) составляет уже 200000-500000 нм.

Кроме того, было замечено, что при спекании в момент прохождения электрического тока достаточно большой величины (до 5000-8000 А) в зонах межчастичных контактов возникают электрические разряды, которые согласно физике этого процесса должны вызвать образование плазмы, что естественно приводит к очистке и активизации поверхности спекаемых порошков. Очистка поверхности частиц порошка в свою очередь приводит к образованию чистых границ зерен и активации самого процесса спекания.

Например, автором [4] обнаружено, что при спекании нанопорошков Al, которые имеют на поверхности неоднородный слой Al_2O_3 , толщиной около 5 нм, этот слой был удален образовавшимся электрическим полем, в результате чего порошок был уплотнен до теоретической плотности данного материала. Следует отметить, что в этом случае применялся импульсный ток высокой частоты.

Аналогичные последствия (ускоренное компактирование алюмооксидной основы несущего керамического блока фильтрующей композиции) нами также наблюдались [9].

5. Заключение. Таким образом, проведенные исследования позволяют предположить, что относительно высокие физико-механические свойства полученных образцов из нанопорошков монокристалла вольфрама обуславливаются, в первую

очередь, высокодисперсными зернами и прочными границами между ними, что обеспечивается высокой скоростью подъема температуры до 1700°C в процессе горячего прессования в графитовых формах.

Данные исследования позволяют также предположить, что метод горячего прессования нанопорошков при нагревании прямым пропусканием переменного тока ускоряет поток вакансий на поверхности пор, а быстрое уменьшение пористости на границах зерен ведет к термически активированному скольжению нанозерен друг относительно друга, что в конечном итоге, вместе с наложением переменного электрического поля, обеспечивает лучшую укладку зерен, и, следовательно, обеспечивает их более быстрое уплотнение. В то же время, наблюдения за усадкой нанопорошковых образцов при горячем прессовании с прямым пропусканием тока при температурах до 900-1000°C позволяют предположить, что первоначальным механизмом уплотнения (консолидации) является механизм ползучести.

Литература: 1. Gevorkyan, E.S.; Gutsalenko, Yu.G.: Sintering of Al_2O_3 and WC powders activated by electric field. In: Proceedings of 5th International Conference "Research and Development in Mechanical Industry – RaDMI 2005", Vrnjacka Banja, Serbia and Montenegro, 04-07. September 2005. Edited by Predreg Dasic. Trstenik: High Technical Mechanical School, 2005, pp. 694-695. ISBN 86-83803-20-1. 2. Bourell, D.L.; Groza, J.R.: Consolidation of ultrafine and nanocrystalline powders. ASM Handbook, Powder Metallurgy, 1998, vol. 7, pp. 504-515. 3. Groza, J.R.: Field assisted sintering. ASM Handbook, Powder Metallurgy, 1998, vol. 7, pp. 583-589. 4. Groza, J.R. Powder consolidation. Chapter in: Non-Equilibrium Processing of Materials. Edited by C. Suryanarayana. In: Pergamon Materials Series. Edited by R.W. Cahn. Pergamon Press, Elsevier, 1999, pp. 345-372. 5. Райченко А.И. Основы процесса спекания порошков пропусканием электрического тока – М.: Металлургия, 1987. – 128 с. 6. Кислый П.С., Боднарчук Н.И., Горичок Я.О. и др. Физико-химические основы получения тугоплавких сверхтвердых материалов – Киев: Наук. думка, 1986. – 208 с. 7. Скороход В.В., Уварова А.В., Рагуля А.В. Фізико-хімічна кінетика в наноструктурних системах. – Київ, 2001. – 180 с. 8. Kodash, V.Yu.; Gevorkyan, E.S.: Tungsten carbide cutting tool materials. U.S. Pat. №6617271, Sept. 9, 2003. 9. Чишкала И.В., Гуцаленко Ю.Г., Геворкян Э.С. Совершенствование технологии и повышение продуктивности фильтров очистки газовых выхлопов двигателей внутреннего сгорания//Прогрессивные направления развития машино-приборостроительных отраслей и транспорта: Материалы междунар. научн.-техн. конф. студ., асп. и молодых ученых, г. Севастополь, 12-16 мая 2008 г. – Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2008. – Т.2. – С. 214-215.

УДК621. 833:621.7.04

УСКОРЕННАЯ ПОДГОТОВКА ПРОИЗВОДСТВА ИЗДЕЛИЙ С ЗУБЧАТЫМ ВЕНЦОМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ЛАЗЕРНОГО ПРОТОТИПИРОВАНИЯ

Гуцаленко Ю.Г., Зубкова Н.В. (г. Харьков, Украина)

Attention to preproduction subject matter of figurine parts including gearing operating surfaces is paid. Technology of controlling computer support for laser prototyping of steering sector & equipment for appropriate blank production is approved in practice of actual graduation designing of preparation for production on a larger scale the T-150K tractor at the Kharkov Tractor Plant.

1. Введение. Исходя из развития мощностей промышленных производств в Украине, увеличения выпуска продукции машиностроения, в целях ценовой конкурентоспособности следует искать и находить современные технико-технологические решения снижения себестоимости как готового агрегата в целом, так и его узлов, причем с позиций эксплуатационной конкурентоспособности – с учетом не только сохранения, но и повышения их эксплуатационных характеристик. В особой степени

это относится к наиболее функционально ответственным узлам и деталям, недостаточная проработка и надежность конструкции которых может привести к повышенной аварийности машины, связанной с риском для здоровья и жизни людей. Для предварительной технической и эргономической отработки новых типоразмерных модификаций таких узлов и деталей стадия подготовки производства, как правило, требует проведения комплекса определенных натуральных испытаний, предполагающих производство соответствующих опытных образцов. Трудоемкость и дороговизна адекватной реконструкции традиционных промышленных технологий заготовительного производства заготовок металлоизделий (горячая ковка, литье по выплавляемым моделям) является основным фактором сдерживания завершенной продуктивности опытно-конструкторских работ в отечественном машиностроении. Использование ускоренного прототипирования [1] в единичном и мелкосерийном натурном воплощении опытно-конструкторских разработок является принципиальной альтернативой традиционным индустриальным технологиям.

2. Параллельное 3D-моделирование. Объединение в единую производственную систему универсальных компьютеризированных технологий 3D-измерений и ускоренного прототипирования позволяет по результатам входного измерительного контроля натурального образца не только оценить его форморазмерную пригодность, но и ввести необходимые виртуальные коррективы в соответствующее 3D-контролю описание объекта разработки, если существует и известно его задание в математической форме, во всяком случае в части объекта с заинтересованностью в проверке по его функциональному назначению, т.е. если возможно полное или частичное параллельное геометрическое моделирование объекта. Подобные коррективы могут вноситься и в задачах целенаправленного усовершенствования форморазмерной конструкции изделия.

Методический опыт НТУ «ХПИ» в этом направлении применительно к изделиям с зубчатым венцом [2,3,4] и научно-производственная база входящего вместе с НТУ «ХПИ» в учебно-научно-производственное объединение «Высокие технологии в машиностроении» ЗАО «Конструкторско-технологическое бюро верификационно-моделирования и подготовки производства» (системы лазерной стереолитографии SLA 5000 и селективного лазерного спекания Vanguard Si2 SLS в комплексе со сканирующей установкой Imetric Iscan II) позволили перейти к включению в учебный процесс подготовки инженерных кадров по специальностям «Технология машиностроения» и «Инструментальное производство» в квалификационных уровнях «специалист, магистр» реальные задачи, соответствующие возможностям передовых технологий ускоренного прототипирования.

Примером такой реальной задачи, выполненной в ходе выпускного дипломного проектирования в квалификационном уровне «специалист» (студент М.М. Емец) явилась разработка технологического процесса изготовления детали типа сектор рулевого управления для трактора Т-150К с учетом изменения годовой программы выпуска с 1000 до 20000 штук в год с расширенной типоразмерной номенклатурой объекта производства для перспективных модификаций базового трактора.

3. Ускоренная подготовка производства. Сектор рулевого управления относится к группе наиболее функционально ответственных деталей мобильной техники, в опытном производстве которых особенно важно обеспечить скорость воплощения прогрессивных конструкторских решений.

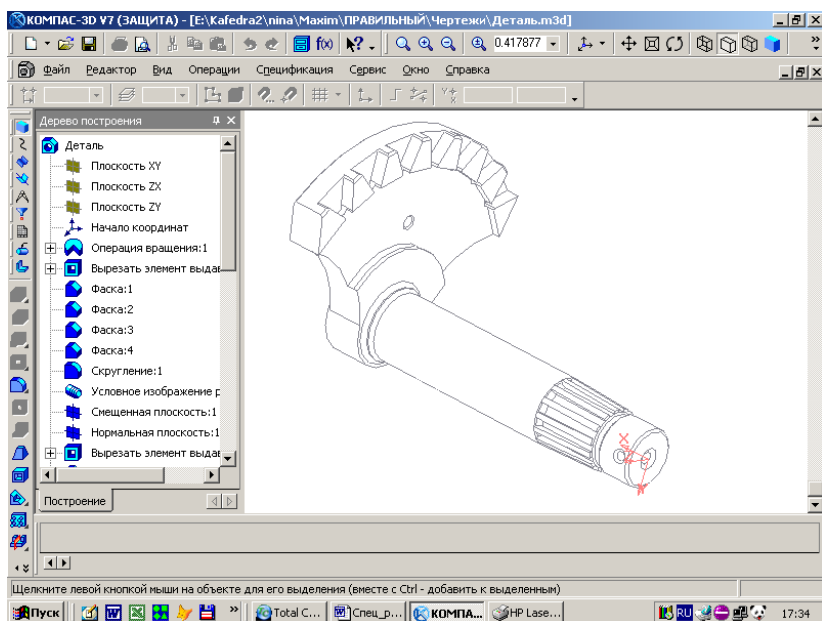


Рис.1. Модель опытного образца сектора рулевого управления

унифицированных 3D-обобщений применительно к зубчатым колесам и зацеплениям [5].

3D-визуализация базового образца сектора рулевого управления тракторов производства Харьковского тракторного завода, разработанного в среде системы проектирования КОМПАС-3D V7 для твердотельных RPTM-конкретизаций в опытных образцах нового модельного ряда, представлена на рис. 1.

Основной технологией ближайшего будущего заготовительного производства на Харьковском тракторном заводе является литье по выплавляемым моделям (ка-

Алгоритм виртуального обеспечения практической реализации технологий ускоренного прототипирования (RPTM-технологий в трактовке [5]) инвариантен объекту RPTM-производства в SLS-системе с определенным рабочим материалом, и т.д. Поэтому с точки зрения задач научных исследований, решаемых в выполненной работе, именно ПЭВМ-подготовка RPTM-производства, а не собственно RPTM-производство, является ключевым звеном в цепочке перспектив практического использования теоретических

литет точности отливок IT8-IT9, шероховатость от $R_z=20$ мкм до $R_a=1,25$ мкм). Сравнительная длительность циклов производства с использованием технологии в современных заводских условиях и с использованием альтернативного RPTM-прототипирования приведена на рис. 2 по данным аналитических обобщений [6].

4. Заключение. Рассматриваемый подход к ускоренной подготовке производства изделий с зубчатым венцом рекомендуется к расширенному и углубленному использова-

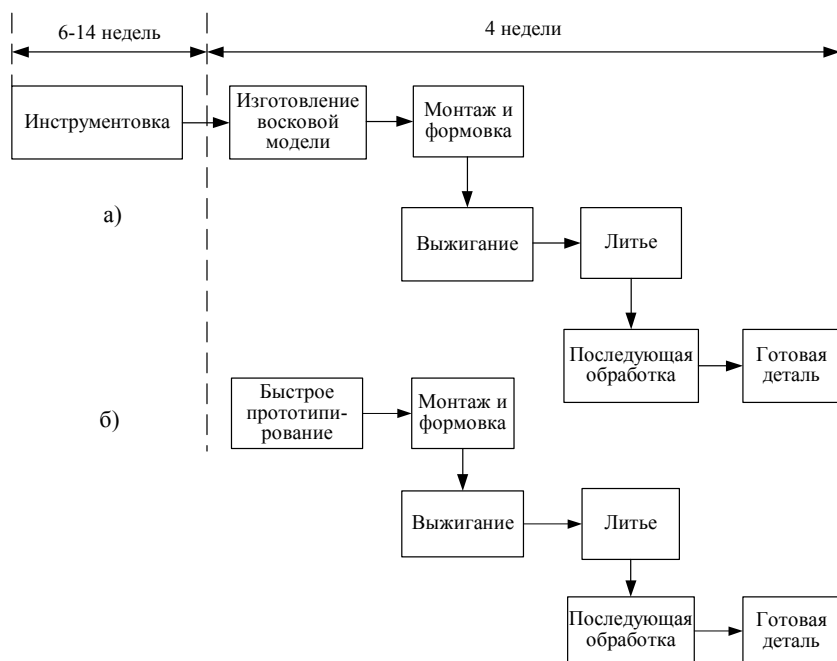


Рис. 2. Маршрутизация и сравнение сроков изготовления детали с заготовительным производством литьем по выплавляемым моделям и ускоренным прототипированием: а – литье; б – прототипирование.

нию в учебном процессе высшей школы для формирования авангардной профессиональной компетенции будущих инженеров-машиностроителей. Разработки в этом направлении, с опорой на современные возможности оптико-цифрового сканирования натуральных образцов, их критическую виртуализацию и последующее ускоренное твердотельное форморазмерно усовершенствованное воплощение следует также развивать в контексте формирования и прикладного применения теории унифицированной многопараметрической информационной базы для CAD/CAM систем зубчатых зацеплений, инструментов и процессов зубообработки.

Литература: 1. Интегрированные технологии ускоренного прототипирования и изготовления /Под ред. Л.Л.Товажнянского и А.И.Грабченко. – Харьков: ОАО "Модель Вселенной", 2005. – 224 с. 2. Филимонов Е.В., Кушнарченко О.Н. Использование параллельного представления моделей при оценке геометрии зуборезного инструмента в функционально-ориентированных системах //Вісн. Нац. техн. ун-ту "Харк. політехн. ін-т". Зб. наук. пр. Темат. вип.: Технології в машинобудуванні. – Х.: НТУ "ХПІ", 2003. – № 9, т. 1. – С. 99-104. 3. Создание теории и методики моделирования процессов резания в трехмерном (3D) пространстве на основе многопараметрических аффинных отображений: Отчет о НИР (заключит.) /Нац. техн. ун-т "Харьк. политехн. ин-т"; рук. Перепелица Б. – Харьков, 2004. – 227 с. – № ГР 0102U000976.– Инв. № 0205U002336. 4. Гуцаленко Ю.Г., Филимонов Е.В., Зубкова Н.В. Информационно-измерительная поддержка подготовки CAD/CAM решений для ускоренного воспроизводства объектов с зубчатым венцом // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008. – Вып. 74. – С. 92-98. 5. Обобщение 3D-моделирования инструментов и формообразования усовершенствованных зубчатых зацеплений с использованием интегрированной технологии RPTM: Отчет о НИР (заключит.) /Нац. техн. ун-т "Харьк. политехн. ин-т"; рук. Перепелица Б. – Харьков, 2007. – 246 с. – № ГР 0105U000575.– Инв. № 0208U004192. 6. К.Ли. Основы САПР (CAD/CAM/CAE). – СПб: Питер, 2004. – 560 с.

УДК 621.941

ПРИМЕНЕНИЕ ПРИНЦИПА НАИМЕНЬШЕГО ДЕЙСТВИЯ ДЛЯ ВЫБОРА ВАРИАНТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА

Яровой Ю. В. (Одесса, Украина)

Problem of principle of the least action application is examined for analysis and choice of variant of technological process.

Проектирование технологического процесса всегда связано с выбором рационального метода обработки поверхности. Выбор метода осуществляется на основе различных критериев, к которым, как правило, относят производительность и себестоимость.

В последнее время обсуждается вопрос о применении других критериев для выбора наиболее рационального метода обработки поверхности, например энергоемкость и работа формообразования [1].

В работе [2] для исследования систем предложено использовать вариационные принципы механики, в частности, принцип наименьшего действия. Исходя из принципа наименьшего действия, любая физическая система должна удовлетворять условию:

$$D = \int_{t_1}^{t_2} L(x, \dot{x}, t) dt \rightarrow \min, \quad (1)$$

где D – действие системы в период времени от t_1 до t_2 ; L – функция Лагранжа; x – координата системы; \dot{x} – скорость перемещения системы.

Функция Лагранжа является не только функцией координат, скорости и вре-

мени системы, но и разностью между кинетической T и потенциальной U энергиями системы:

$$L(x, \dot{x}, t) = T(x, \dot{x}, t) - U(x, t). \quad (2)$$

Следовательно, действие системы есть интеграл разности кинетической T и потенциальной U энергий в некий промежуток времени от t_1 до t_2 :

$$D = \int_{t_1}^{t_2} (T(x, \dot{x}, t) - U(x, t)) dt. \quad (3)$$

Рассмотрим действие как физическую величину, которую разложим в ряд Маклорена по степени t :

$$D(t) = D(0) + \frac{dD(0)}{dt}t + \frac{d^2D(0)}{2!dt}t^2 + \dots + \frac{d^nD(0)}{n!dt}t^n. \quad (4)$$

Рассматривая действие как интеграл разности кинетической и потенциальных энергий, видим, что мощность и другие составляющие ряда Маклорена в выражении (4) являются производной действия.

Для технологической системы действие можно описать следующим образом:

$$D = \int_{t_n}^{t_k} Pl dt, \quad (5)$$

где P – сила резания, которая затрачивается на формообразование поверхности; l – длина обрабатываемой поверхности; t_n, t_k – время начала и окончания обработки.

Так как усилие резания и длина обрабатываемой поверхности являются скалярными величинами, формулу (5) представим таким образом:

$$D = A \Delta t, \quad (6)$$

где A – работа резания, которая расходуется на формообразование поверхности; Δt – интервал времени, в котором выполняется действие.

Известно, что работа резания:

$$A = Nt, \quad (7)$$

где N – мощность резания; t – время обработки.

Подставляя выражение для работы резания в (6), получаем выражение для определения действия технологической системы

$$D = Nt^2. \quad (8)$$

Подставим в (8) известные выражения для основного времени и мощности [3]. Тогда окончательно выражение для действия технологической системы примет вид:

$$D = Ct^x s^{y-2} v^{n-1}. \quad (9)$$

Подставляя известные значения глубины резания, подачи, скорости вращения в (9), можно еще на стадии выбора режимов резания принять вариант метода обработки с наименьшим действием.

Литература: 1. Гусарев В.С. Энергетическая эффективность технологических процессов. Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского «ХАИ» Выпуск 14 – Харьков: Государственной аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», – 2000 – С. 41-44. 2. Горелов А.П., Савченко Р.Г. О физических принципах развития // Вопросы кибернетики. Вып. 32. Энергетический подход к исследованию систем / Под ред. Б.В. Бирюкова и В.А. Веникова М.: Наука, 1990. – С. 90–102. 3. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.2 / Под ред. А.М. Дальского, А.Г. Сулова, А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова – М.: Машиностроение – 1, 2001. – 944 с.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА СТРУЙНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

Андилахай А. А. (г. Мариуполь, Украина)

Mathematical model of process of струйно-abrasive processing of details.

В последнее время заметно возросло практическое применение различных методов гидроабразивной отделочной обработки деталей, особенно гидроабразивной струей [1, 5–8]. Метод обладает рядом несомненных достоинств, к числу которых можно отнести: универсальность обрабатываемого инструмента, оснастки и оборудования, экономичность, простота конструкции и обслуживания. Из большого числа публикаций по этому направлению следует выделить работы Проволоцкого А. Е. [1, 2]. Вместе с тем, существенным недостатком такой обработки является интенсивный износ каналов сопел, через которые подается абразивная суспензия.

Целью настоящей работы является научное обоснование выбора технологических параметров обработки по методу Бокса-Уилсона [3] на основе экспериментальных исследований процесса струйно-абразивной обработки мелких деталей малой жесткости затопленными струями сжатого воздуха, когда абразивный материал (в виде порошка) не прокачивается через каналы сопел струйного аппарата, а присоединяются к струе за их пределами.

Исследование влияния основных технологических параметров на производительность процесса выполнено по плану дробного факторного эксперимента с построением математической модели.

Построение математической модели состоит из нижеследующих этапов:

- выбор критерия оптимизации;
- выбор и кодирование факторов;
- составление плана-матрицы эксперимента;
- рандомизация опытов;
- реализация плана эксперимента;
- проверка воспроизводимости опытов;
- проверка адекватности линейной модели;
- оценка значимости коэффициентов регрессии.

Основным назначением исследуемого процесса является удаление заусенцев и достижение заданной шероховатости поверхностей, поэтому критерий оптимизации должен оценивать изменение состояния кромок деталей, а также шероховатость поверхности. Поскольку удаление заусенцев является процессом многократной пластической деформации и постепенного удаления микрообъемов поверхностного слоя со всех участков, в том числе и кромок деталей, косвенными критериями оптимизации могут служить: число следов абразивных частиц на единичных площадях поверхности образцов, величина металлосъема с контрольных образцов в единицу времени, а также высота микронеровностей обработанной поверхности. В целях выявления предельных значений параметров, при которых существует процесс струйно-абразивной обработки, выявления степени чувствительности выбранных критериев оптимизации, а также отбора наиболее важных факторов необходимы предварительные эксперименты. В процессе предварительных экспериментов установлено, что следы абразивных частиц распределяются по поверхностям полированных контрольных образцов неравномерно: вдоль кромок более плотно, у центров граней –

менее плотно. Кроме того, следы отличаются размерами и формой, что затрудняет получение объективной оценки производительности процесса, который может интенсифицироваться не только за счет увеличения количества ударов абразивных частиц, но и за счет силы единичных ударов. Однако в пределах поверхности одного образца подсчет количества равноценных следов на контрольных площадках, ограниченных полем видимости микроскопа, не представляет особой трудности.

Исследование поверхности образцов позволило выявить закономерности изменения интенсивности воздействия частиц по мере приближения к кромкам обрабатываемой детали. На рис. 1 показана связь между плотностью распределения следов абразивных частиц и расстоянием от кромок деталей различной формы и массы. Из графиков видно, что максимальное количество следов частиц для деталей массой от 0,5 до 3,5 г приходится на кромки, а для деталей большей массы максимум несколько смещен к средней части. Это объясняется тем, что детали с меньшей массой способны противостоять потоку сжатого воздуха, жидкости и абразивного материала только в том случае, когда они ориентированы кромками к соплам, т.е. положением, соответствующим наименьшему лобовому сопротивлению.

Детали с большей массой удерживаются в струйном потоке большее время и ориентируются почти равнозначно сторонами, соответствующими меньшему и большему лобовому сопротивлению.

Таким образом, установлено, что для листовых штампованных деталей массой от 0,5 до 3,5 г металлосъем локализуется вдоль кромок, где и расположены заусенцы.

В связи с этим, удобным критерием с точки зрения простоты контроля, непрерывности роста и чувствительности к воздействию на кромки является величина металлосъема с контрольных образцов в единицу времени. Поскольку аналитическое выражение функции неизвестно, представим ее в виде линейного полинома, построение которого возможно в любой точке факторного гиперпространства.

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^k b_i x_i + \sum_{i < j} b_{ij} x_i x_j, \quad (1)$$

где b_0 , b_i , b_j - выборочные коэффициенты регрессии, которые можно получить, пользуясь результатами эксперимента.

Факторы, уровни и интервалы варьирования факторов, выбранных по результатам постановочных опытов, приведены в табл. 1. Рандомизация опытов назначена по таблице случайных чисел [3] и приведена в табл. 2.

Таблица 1

Факторы, интервалы и уровни варьирования

Факторы	Уровни варьирования			Интервалы варьирования
	+1	0	-1	
x_1 - объем загружаемого абразива, V_a , см ³	140	100	60	40
x_2 - единичная масса деталей, m_0 , г	3	1,75	0,5	1,25
x_3 - суммарная масса обрабатываемых деталей, Q , кг	0,325	0,21	0,1	0,11
x_4 - объем заливаемой жидкости $W_{жс}$, л	1,5	1,0	0,5	0,5
x_5 - зернистость абразивного материала, d_a , мкм	630	415	200	215
x_6 - содержание соды (Na_2CO_3) в жидкости, $K_{жс}$, %	3	1,5	0	1,5

y - металлосъем в единицу времени с контрольных образцов, мг.

Матрица планирования дробного факторного эксперимента 2^{6-3} (1/8 реплики)

Рандомизация опытов	Фиктивная переменная x_0	Объем абразива, x_1	Единичная масса детали x_2	Суммарная масса деталей x_3	Эффект взаимодействия, $x_1 x_2$	Объем жидкости, $x_1 x_3 = x_4$	Зернистость абразива, $x_2 x_3 = x_5$	Содержание соды, $x_1 x_2 x_3 = x_6$	Металлосъем			$s_e^2 = \frac{\Delta^2}{2}$	Y_u значение отклика
									y_{u1}	y_{u2}	$\bar{y}_u = \frac{y_{u1} + y_{u2}}{2}$		
2	+	-	-	+	+	-	-	+	20,16	20,44	20,3	0,04	20,3
5	+	+	-	-	-	-	+	+	24,64	24,95	24,8	0,05	24,8
8	+	-	+	-	-	+	-	+	10	10,2	10,1	0,02	10,1
1	+	+	+	+	+	+	+	+	17,45	17,75	17,6	0,05	17,6
3	+	-	-	-	+	+	+	-	17,92	18,28	18,1	0,07	18,1
7	+	+	-	+	-	+	-	-	16,16	16,44	16,3	0,04	16,3
4	+	-	+	+	-	-	+	-	10,32	10,08	10,2	0,03	10,2
6	+	+	+	-	+	-	-	-	21,1	20,9	21	0,02	21

В числе выбранных шести параметров имеются два, взаимодействие которых по априорным данным [4] предполагается существенным, поэтому при минимизации количества опытов в выбранном плане типа 2^{6-3} , представляющем собой 1/8 реплики, эффект взаимодействия между x_1 и x_2 факторами оценивается отдельно. В связи с этим выбраны следующие генерирующие соотношения:

$$x_4 = x_1 x_3; \quad x_5 = x_2 x_3; \quad x_6 = x_1 x_2 x_3;$$

Тогда получаем следующие определяющие контрасты:

$$I = x_1 x_3 x_4; \quad I = x_2 x_3 x_5; \quad I = x_1 x_2 x_3 x_6.$$

Перемножив попарно определяющие контрасты, получим:

$$I = x_1 x_2 x_4 x_5; \quad I = x_1 x_5 x_6; \quad I = x_2 x_4 x_6.$$

Произведение трех определяющих контрастов равно $I = x_3 x_4 x_5 x_6$.

Разрешающая способность данной 1/8 реплики выражается обобщающим определяющим контрастом $I = x_1 x_3 x_4 = x_2 x_3 x_5 = x_1 x_2 x_3 x_6 = x_1 x_2 x_4 x_5 = x_1 x_5 x_6 = x_2 x_4 x_6$. Оценки смешиваются следующим образом:

$$b_1 \rightarrow \beta_1 + \beta_{34} + \beta_{56} + \beta_{236} + \beta_{245};$$

$$b_2 \rightarrow \beta_2 + \beta_{35} + \beta_{46} + \beta_{136} + \beta_{145};$$

$$b_3 \rightarrow \beta_3 + \beta_{14} + \beta_{25} + \beta_{136} + \beta_{456};$$

$$b_4 \rightarrow \beta_4 + \beta_{13} + \beta_{26} + \beta_{125} + \beta_{356};$$

$$b_5 \rightarrow \beta_5 + \beta_{23} + \beta_{16} + \beta_{124} + \beta_{346};$$

$$b_6 \rightarrow \beta_6 + \beta_{15} + \beta_{24} + \beta_{123} + \beta_{345};$$

Если пренебречь тройными взаимодействиями как незначимыми, то каждая оценка будет смешана с двумя парными взаимодействиями, но поскольку постулируется линейная модель, за исключением известного существенного взаимодействия $x_1 x_2$, парные оценки $\beta_{56}; \beta_{34}; \beta_{35}; \beta_{46}; \beta_{14}; \beta_{25}; \beta_{13}; \beta_{26}; \beta_{23}; \beta_{16}; \beta_{15}; \beta_{24}$ незначимы и, следовательно, $b_1 = \beta_1; b_2 = \beta_2; b_3 = \beta_3; b_4 = \beta_4; b_5 = \beta_5; b_6 = \beta_6$ все основные эффекты оцениваются раздельно друг от друга.

Для построения матрицы планирования 2^{6-3} используем матрицу 2^3 , достраивая ее с помощью генерирующих соотношений соответствующими уровнями. Матрица планирования, представляющая собой 1/8 реплики от 2^6 , заданная генерирующими соотношениями:

$$x_4 = x_1 x_3; x_5 = x_2 x_3; x_6 = x_1 x_2 x_3$$

и результаты эксперимента показаны в табл. 2.

Воспроизводимость процесса проверена с помощью критерия Кохрена:

$$G = \frac{S_{u \max}^2}{\sum S_u^2} \leq G(0,05; f_n; f_u), \quad (2)$$

где $S_u^2 = \sum_{p=1}^m (Y_{up} - \bar{Y})^2$ - дисперсия результатов опытов на u -том сочетании уровней факторов (значения сведены в табл. 2); $p = 1, 2, \dots; m = 2$ число параллельных опытов; $S_{u \max}^2 = 0,07$ - наибольшая из дисперсий; $G(0,05; f_n; f_u) = 0,6798$ - табличное значение критерия Кохрена при 5% уровне значимости; $f_n = n = 8$ - число независимых оценок дисперсии; $f_u = m - 1 = 1$ - число степеней свободы каждой оценки.

$$G = G = \frac{0,07}{0,32} = 0,21.$$

Процесс воспроизводим, так как

$$G = 0,21 < G(0,05; 8; 1) = 0,6798.$$

При этом дисперсия воспроизводимости

$$S_y^2 = \frac{\sum_{u=1}^n S_y^2}{n} = \frac{0,32}{8} = 0,04. \quad (3)$$

Расчет коэффициентов регрессии произведен по следующим формулам:

$$b_0 = \frac{\sum_{u=1}^n \bar{y}_u}{n}; \quad b_i = \frac{\sum_{u=1}^n \bar{y}_u x_{iu}}{n}; \quad b_{ij} = \frac{\sum_{u=1}^n \bar{y}_u x_{iu} x_{ju}}{n};$$

В соответствии с этим получен полином:

$$y = 17,3 + 2,625x_1 - 2,575x_2 - 1,2x_3 - 1,775x_4 + 0,375x_5 + 0,96x_6 + 1,95x_1x_2. \quad (4)$$

Адекватность полученной модели проверялась с помощью критерия Фишера.

Гипотеза об адекватности модели принимается, если выполняется равенство

$$F = \frac{S_{ad}^2}{S_y^2} \leq F(0,05; f_{ad}; f_y), \quad [3] \quad (5)$$

где $S_{ad}^2 = \frac{\sum_{u=1}^n (\bar{y}_u - y_u)^2}{n - k - 1}$; y_u - расчетное значение отклика в u -том опыте; $F(0,05; f_{ad};$

f_u) - критерий Фишера при 5% уровне значимости; $f_{ад} = n-k-1$ - число степеней свободы дисперсии адекватности; f_y - число степеней свободы дисперсии воспроизводимости.

По полученному уравнению найдены расчетные значения y_u (данные занесены в табл. 2). Поскольку получено абсолютное совпадение y_u и y , дисперсия адекватности будет равна 0, в соответствии с этим любое значение критерия Фишера будет удовлетворять условию адекватности. Отсюда следует, что полученная модель адекватно описывает исследуемый процесс.

Проверка значимости каждого коэффициента проводится независимо. Оценка выполнена с помощью t - критерия Стьюдента. Коэффициент считается значимым, если выполняется неравенство

$$|b_i| \geq \Delta b_i = t(0,05; f_y) \frac{S_y}{\sqrt{n}}, \quad (6)$$

где $t(0,05; f_y)$ - 5%-ная точка распределения Стьюдента с $f_y = 1$ степенями свободы,

$$\Delta b_i = 12,71 \frac{\sqrt{0,04}}{\sqrt{8}} = 0,898.$$

Все полученные по расчету коэффициенты регрессии, кроме $b_5 = 0,375$, значимы. Это значит, что погрешностью y в уравнении регрессии будет величина 0,375.

Поскольку коэффициент b_5 имеет положительный знак, параметр оптимизации должен расти при его увеличении, однако дальнейшее увеличение зернистости абразива приводит к снижению класса шероховатости R_z более 6,3 – 6,8 мкм, в связи с этим увеличение интервала варьирования нецелесообразно. На основании проведенной серии экспериментов полученное уравнение регрессии (4) с учетом значимости коэффициентов примет вид:

$$y = 17,3 + 2,625x_1 - 2,575x_2 - 1,2x_3 - 1,775x_4 + 0,96x_6 + 1,95x_1x_2. \quad (7)$$

Для использования в технологических расчетах полученное уравнение приведено к натуральным переменным с учетом соотношений:

$$x_1 = \frac{V-100}{40}; \quad x_2 = \frac{m-1,75}{1,25}; \quad x_3 = \frac{Q-0,2125}{0,1125}; \quad x_4 = \frac{W-1}{0,5}; \quad x_6 = \frac{K-1,5}{1,5}.$$

После простого преобразования получим:

$$M = 26,086 - 0,003V_a - 5,96m_d - 10,65Q_d - 3,55W_{жс} + 0,6k + 0,039m_dV_a. \quad (8)$$

Зависимость шероховатости поверхности от важнейших параметров струйно-абразивной обработки описывается математической моделью, построенной аналогичным путем; уравнение регрессии имеет следующий вид:

$$y_R = 1,18 + 0,028x_1 - 0,083x_2 - 0,15x_3 + 0,066x_4 + 0,023x_1x_2;$$

В переводе к натуральным переменным:

$$R_a = 1,5 - 0,03V_a - 0,11m_d - 0,33Q_d + 0,033W_{жс} + 0,096m_dV_a.$$

Полученное уравнение позволяет прогнозировать результаты обработки, решать компромиссные задачи выбора максимальной производительности при заданной шероховатости.

В установленном диапазоне значений параметров процесса шероховатость поверхности изменяется в узких пределах от $R_a = 0,96$ до $R_a = 1,54$.

Зависимость шероховатости поверхности от основных технологических параметров процесса проиллюстрирована графиком (рис. 2).

Из приведенных графиков видно, что высота микронеровностей снижается

при уменьшении количества абразивного материала и при увеличении единичной и суммарной массы загруженных деталей. Из графиков также видно, что высота микро-неровностей на деталях растет при одновременном увеличении единичной и суммарной массы деталей.

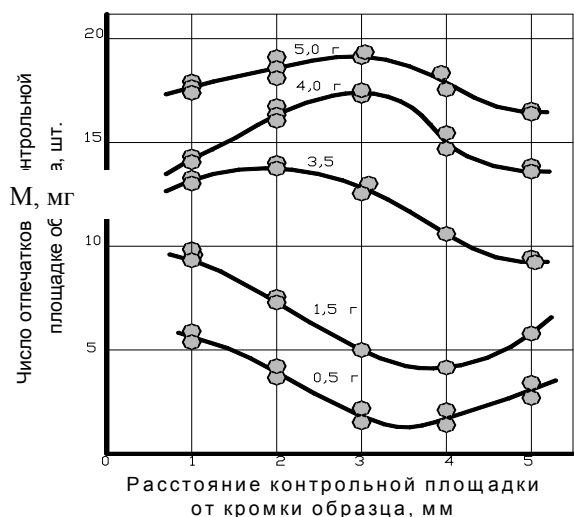


Рис. 1. Зависимость критерия производительности обработки от единичной массы обрабатываемых деталей: Δ – число отпечатков на торцах образцов; \circ – на плоскостях тех же образцов.

Полученные функциональные зависимости имеют следующий физический смысл. Детали с минимальной единичной массой легко разгоняются струей сжатого воздуха и ударяются об обрезиненные стенки рабочей камеры. В момент столкновения, между стенкой и деталью могут находиться абразивные зерна, которые производят деформацию микрообъемов металла детали. Вероятность нахождения абразивных зерен в месте столкновения детали с абразивной стенкой увеличивается в том случае, когда объем абразивного материала, загружаемого в рабочую камеру, - максимальный. Это является причиной повышения производительности и увеличения высоты микронеровностей.

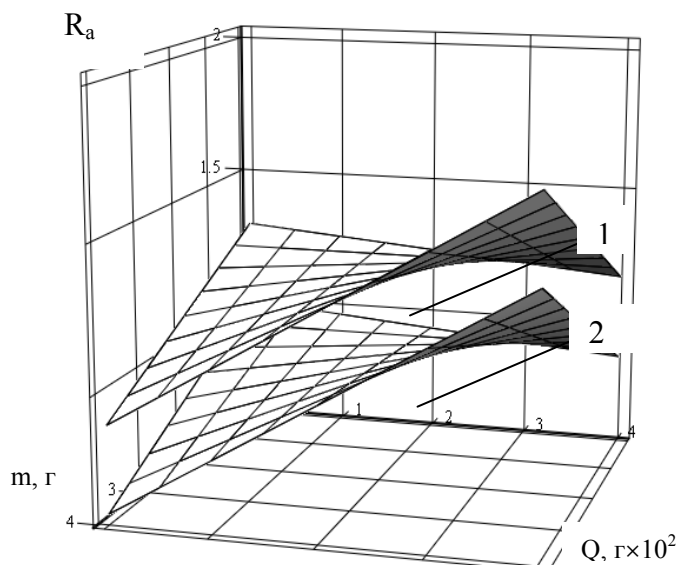


Рис. 2. Зависимость шероховатости поверхности от единичной m и суммарной Q массы деталей и суммарной массы абразива: 1 – 140 см³; 2 – 60 см³ в рабочей камере.

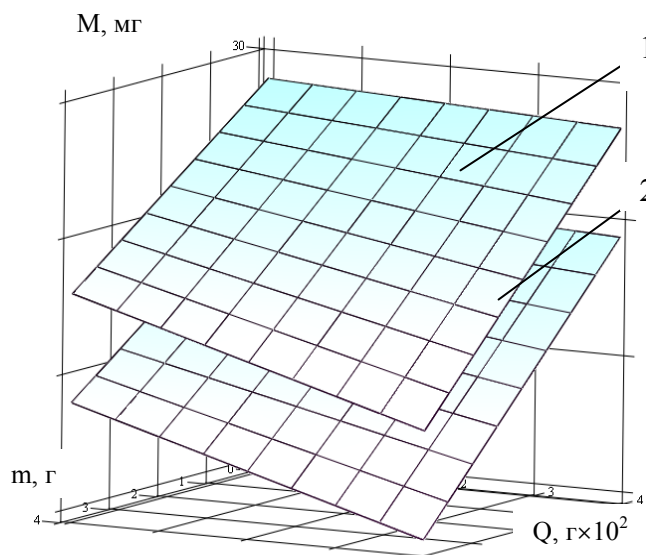


Рис. 3. Зависимость металлосъема M от единичной массы деталей m , суммарной массы Q и суммарной массы абразива: 1 – 140 см³; 2 – 60 см³ в рабочей камере

При увеличении суммарной массы загрузки деталей энергия струй сжатого воздуха, приходящаяся на одну деталь, уменьшается. В связи этим скорость их дви-

жения падает, удары о стенки становятся слабыми, а съём металла достигается только за счет разности скоростей абразивных зерен и деталей. При этом высота микронеровностей уменьшается и становится характерной для воздействия единичными абразивными зернами в воздушной струе.

Снижение производительности, выраженное уменьшением съема металла с контрольных образцов при увеличении количества рабочей жидкости, так же как при увеличении суммарной массы обрабатываемых деталей, объясняется уменьшением удельных затрат энергии струй сжатого воздуха в массе загрузки. Слабое влияние зернистости абразивного материала на съём металла и шероховатость поверхности объясняется тем, что абразивные зерна меньшей зернистости, инжектируясь в струи, быстрее набирают скорость, чем более крупные зерна. Поэтому запас кинетической энергии крупных зерен, имеющих большую массу, но малую среднюю скорость перед столкновением с деталью, равен запасу кинетической энергии мелких зерен, имеющих малую массу, но большую скорость.

Литература: 1. Проволоцкий А.Е. Механизация отделки деталей с использованием струйно-абразивной обработки // Механизация и автоматизация пр-ва. – 1990. – № 5. – С. 7-10. 2. Проволоцкий А.Е., Гришин В.С. Акустический контроль технологических параметров струйно-абразивной обработки // Прогрес. технол. процессы в машиностр. и стимул. их внедрения в пр-во, 18-20 сент., 1990: Тез. докл. обл. науч.-практ. конф. – Харьков, 1990. – С. 126. 3. Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. – М.: Наука, 1976. – 279 с. 4. Сергиев А.П., Андилахай А.А. Струйно-абразивная обработка мелких деталей во вращающемся потоке. – Станки и инструмент. – 1981. – №11. – С. 18-20. 5. Патент 4922664 США. МКИ⁵ В 24 С 5/04. Гидропескоструйная установка. 6. Патент 4936059 США. МКИ⁵ В 24 С 5/04. Способ и устройство для гидроабразивной струйной обработки. 7. Заявка 3702675 ФРГ. МКИ⁴ В 08 В 3/02. Устройство для гидроструйной очистки. 8. Заявка 3817641 ФРГ. МКИ⁴ В 08 В 3/02. Устройство для гидроструйной очистки поверхности.

УДК 621.923.621

ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕЙСТВИЯ ПЕРИОДИЧЕСКИХ ИМПУЛЬСОВ СИЛЫ, ВОЗНИКАЮЩИХ ПРИ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ С ПРЕРЫВИСТОЙ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, **Якимов А.А.**, канд. техн. наук
(г. Харьков, г. Одесса, Украина)

Research of action of periodic pulses the forces, arising at grinding by circles with the faltering working surface.

При шлифовании кругами с прерывистой рабочей поверхностью нормальная составляющая P_y силы резания периодически изменяется (рис.1). Модель процесса прерывистого шлифования представим в виде груза (шлифовального круга), подвешенного к нижнему концу невесомой пружины. Верхний конец пружины закреплен неподвижно. Груз с массой "m" колеблется под действием повторяющихся с периодом T вертикальных импульсов S . Продолжительность действия импульса равна продолжительности контакта режущего выступа прерывистого шлифовального круга с обрабатываемой деталью

$$T_1 = \frac{l_1}{V_{кр}}$$

Период колебаний T шлифовального круга определяется временем работы

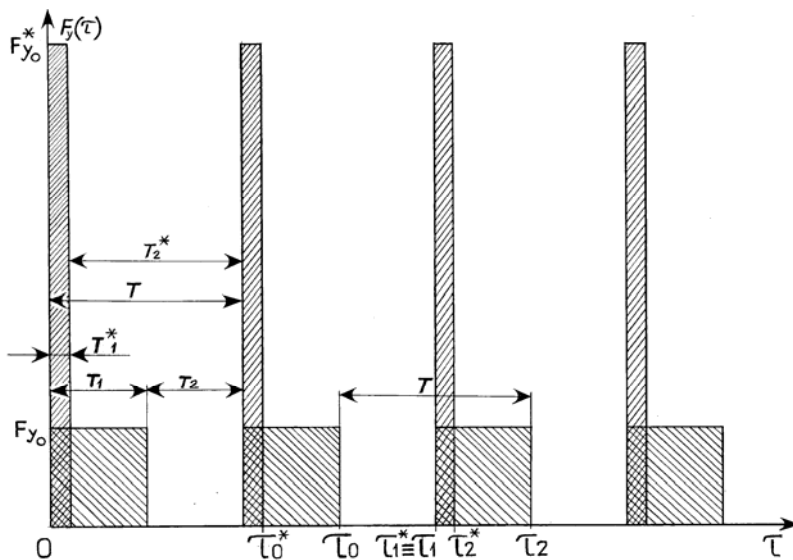


Рис. 1. Периодичность изменения нормальной составляющей силы резания при шлифовании кругом с прерывистой рабочей поверхностью.

(н.сек) и численно равен площади под графиком $F_y(\tau)$. Учитывая, что за период работы режущего выступа τ_1 прерывистого круга нормальная составляющая F_y силы резания не изменяется ($F_y = F_{y.0}$), то ее импульс S равен площади заштрихованного прямоугольника, изображенного на рис.1.

Введем некоторую идеализацию. Вместо реальной силы $F_{y.0}$, которая действует в течение времени T_1 рассмотрим другую силу $F_{y.0}^*$, которая действует в течение времени $T_1^* \ll T_1$, но имеет такой же импульс, что и сила $F_{y.0}$.

$$S = \int_0^{T_1} F_y(\tau) d\tau = \int_0^{T_1^*} F_{y.0}^*(\tau) d\tau \quad \text{или} \quad S = F_{y.0} \cdot T_1 = F_{y.0}^* \cdot T_1^*.$$

В дальнейшем вместо того, чтобы рассматривать результат действия силы $F_{y.0}^*$ за промежуток времени T_1^* будем рассматривать действие мгновенного импульса, равного S . Замена конечного времени работы режущего выступа прерывистого круга бесконечно малым ($T_1^* \rightarrow 0$) связана с неограниченным возрастанием силы $F_{y.0}^*$. Поэтому в рамках сделанной гипотезы о мгновенном действии силы $F_{y.0}^*$ рассмотрим не силу, а ее импульс S .

Рассмотрим какой-либо один из периодов T , принимая начало отсчета времени в конце действия предшествующего импульса (например, в мгновение τ_0^*). Получив в начальный момент времени τ_0^* удар S , груз (шлифовальный круг) в течение промежутка времени T до следующего удара движется под действием только квазиупругой восстанавливающей силы $-C \cdot y$. В этот промежуток времени колебания груза являются свободными (собственными). Учитывая, что сила трения при этом не учитывается, то колебания будут гармоническими. Уравнение движения груза в те-

участка рабочей поверхности прерывистого шлифовального круга, состоящего из режущего выступа и впадины

$$T = \frac{l_1 + l_2}{V_{kp}}.$$

Главной характеристикой импульсного нагружения системы является импульс силы S . Импульс нормальной составляющей P_y силы резания за время ее действия определяется

$$S = \int_0^{T_1} F_y(\tau) d\tau.$$

Импульс силы имеет размерность количества движения

чение периода времени T имеет вид

$$m \cdot \ddot{y} + C \cdot y = 0,$$

где $-m \cdot \ddot{y}$ – сила инерции; m – масса круга.

$$\ddot{y} + \frac{C}{m} \cdot y = 0. \quad (1)$$

Общее решение дифференциального однородного уравнения (Л.1) имеет вид

$$y = E \cdot \cos k \cdot \tau + D \cdot \sin k \cdot \tau, \quad (2)$$

где k – собственная частота колебаний.

В этом решении нужно подобрать постоянные E и D так, чтобы для "y" были выполнены условия периодичности. Другими словами необходимо подобрать постоянные E и D , при которых за период колебания T система, выйдя из некоторого состояния (y, \dot{y}) , снова возвратилась в него с теми же значениями (y, \dot{y}) . В рассматриваемом случае условия периодичности имеют вид

$$y(0) - y(T) = 0, \quad (3)$$

$$\dot{y}(0) - \left[\dot{y}(T) + \frac{S}{m} \right] = 0. \quad (4)$$

После подстановки условий периодичности (3) и (4) в уравнение (2) получим

$$y = E \cdot \cos 0 + D \cdot \sin 0, \quad \sin 0 = 0, \quad \cos 0 = 1.$$

Следовательно

$$y = E. \quad (5)$$

Приравняем выражения (5) и (2)

$$E = E \cdot \cos k \cdot T + D \cdot \sin k \cdot T, \quad (6)$$

$$E - E \cdot \cos k \cdot T = D \cdot \sin k \cdot T,$$

$$E \cdot (1 - \cos k \cdot T) = D \cdot \sin k \cdot T, \quad (7)$$

Производная уравнения (2) имеет вид

$$\dot{y} = -k \cdot E \cdot \sin k \cdot \tau + k \cdot D \cdot \cos k \cdot \tau. \quad (8)$$

Рассмотрим условие $\dot{y} = 0$

$$\dot{y} = -k \cdot E \cdot \sin 0 + k \cdot D \cdot \cos 0.$$

Так как $\sin 0 = 0$, $\cos 0 = 1$, то

$$\dot{y} = k \cdot D. \quad (9)$$

Рассмотрим условие (4)

$$k \cdot D = -k \cdot E \cdot \sin k \cdot T + k \cdot D \cdot \cos k \cdot T + \frac{S}{m}. \quad (10)$$

Разделим все слагаемые на k

$$D = -E \cdot \sin k \cdot T + D \cdot \cos k \cdot T + \frac{S}{m \cdot k}, \quad (11)$$

$$D \cdot (1 - \cos k \cdot T) = -E \cdot \sin k \cdot T + \frac{S}{m \cdot k}. \quad (12)$$

Для определения постоянных E и D решим систему уравнений (7) и (12)

$$\begin{cases} E \cdot (1 - \cos k \cdot T) = D \cdot \sin k \cdot T \\ D \cdot (1 - \cos k \cdot T) = -E \cdot \sin k \cdot T + \frac{S}{m \cdot k} \end{cases} \quad (13)$$

Из второго уравнения системы (13) находим постоянный коэффициент D

$$D = \frac{-E \cdot \sin k \cdot T}{(1 - \cos k \cdot T)} + \frac{\frac{S}{m \cdot k}}{(1 - \cos k \cdot T)}, \quad D = -E \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} + \frac{\frac{S}{m \cdot k}}{(1 - \cos k \cdot T)}. \quad (14)$$

Подставляем (14) в первое уравнение системы (13)

$$E \cdot (1 - \cos k \cdot T) = \left(-E \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} + \frac{\frac{S}{m \cdot k}}{1 - \cos k \cdot T} \right) \cdot \sin k \cdot T,$$

$$E \cdot (1 - \cos k \cdot T) + E \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} \cdot \sin k \cdot T = \frac{S}{m \cdot k} \cdot \frac{\sin k \cdot T}{(1 - \cos k \cdot T)},$$

$$E \cdot \left[(1 - \cos k \cdot T) + \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} \cdot \sin k \cdot T \right] = \frac{S}{m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2},$$

$$E \cdot \left[(1 - \cos k \cdot T) + \frac{\sin^2 k \cdot T}{(1 - \cos k \cdot T)} \right] = \frac{S}{m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2}. \quad (15)$$

Преобразуем выражение в квадратных скобках уравнения (15)

$$(1 - \cos k \cdot T) + \frac{\sin^2 k \cdot T}{(1 - \cos k \cdot T)} = \frac{(1 - \cos k \cdot T)^2 + \sin^2 k \cdot T}{(1 - \cos k \cdot T)} =$$

$$= \frac{1 - 2 \cdot \cos k \cdot T + \cos^2 k \cdot T + \sin^2 k \cdot T}{(1 - \cos k \cdot T)}. \quad (16)$$

Так как $\cos^2 k \cdot T + \sin^2 k \cdot T = 1$, то выражение (16) примет вид

$$(1 - \cos k \cdot T) + \frac{\sin^2 k \cdot T}{(1 - \cos k \cdot T)} = \frac{1 - 2 \cdot \cos k \cdot T + 1}{(1 - \cos k \cdot T)} = \frac{2 \cdot (1 - \cos k \cdot T)}{(1 - \cos k \cdot T)} = 2. \quad (17)$$

С учетом (17) выражение (15) примет вид

$$2 \cdot E = \frac{S}{m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} \quad (18)$$

$$E = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2}. \quad (19)$$

Подставим постоянный коэффициент E из (19) в первое уравнение системы (13)

$$(1 - \cos k \cdot T) \cdot \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} = D \cdot \sin k \cdot T,$$

$$D = \frac{(1 - \cos k \cdot T)}{\sin k \cdot T} \cdot \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2}. \quad (20)$$

Так как $\frac{(1 - \cos k \cdot T)}{\sin k \cdot T} = \operatorname{tg} \frac{k \cdot T}{2}$, то выражение (20) примет вид

$$D = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \operatorname{tg} \frac{k \cdot T}{2} \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k}, \quad D = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k}. \quad (21)$$

Подставив постоянные коэффициенты E из (19) и D из (21) в выражение (2), получим закон движения груза

$$y = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} \cdot \cos k \cdot \tau + \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \sin k \cdot \tau,$$

$$y = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \left(\sin k \cdot \tau + \cos k \cdot \tau \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot T}{2} \right). \quad (22)$$

Подставив в выражение (22) $T = \frac{2 \cdot \pi}{\omega}$, получим

$$y = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \left(\sin k \cdot \tau + \cos k \cdot \tau \cdot \operatorname{ctg} \frac{k \cdot \pi}{\omega} \right), \quad (23)$$

$$y = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \left(\sin k \cdot \tau + \cos k \cdot \tau \cdot \frac{\cos \frac{k \cdot \pi}{\omega}}{\sin \frac{k \cdot \pi}{\omega}} \right). \quad (24)$$

Определим амплитуду колебаний Y_1 . Сделаем замену $\tau = \frac{T}{2} = \frac{\pi}{\omega}$. Тогда выра-

жение (24) примет вид
$$y = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \left(\sin \frac{k \cdot \pi}{\omega} + \cos \frac{k \cdot \pi}{\omega} \cdot \frac{\cos \frac{k \cdot \pi}{\omega}}{\sin \frac{k \cdot \pi}{\omega}} \right).$$

Приводим к общему знаменателю

$$y = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \left(\frac{\sin^2 \frac{k \cdot \pi}{\omega} + \cos^2 \frac{k \cdot \pi}{\omega}}{\sin \frac{k \cdot \pi}{\omega}} \right). \quad (25)$$

Учитывая, что $\sin^2 \frac{k \cdot \pi}{\omega} + \cos^2 \frac{k \cdot \pi}{\omega} = 1$, выражение (25) примет вид

$$Y_1 = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \frac{1}{\left| \sin \frac{k \cdot \pi}{\omega} \right|}. \quad (26)$$

Полученная формула для расчета амплитуды колебаний позволяет легко исследовать влияние периодических ударов. Выражение (26) не учитывает колебаний груза во время действия импульса силы S . Подставим в выражение (26) следующие параметры:

$$S = F_0 \cdot \tau_1,$$

где τ_1 – время контакта режущего выступа с деталью; $F_{y,0}$ – нормальная составляющая силы резания во время контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью.

$$k = \sqrt{\frac{C}{m}} \text{ – собственная частота системы,}$$

где C – жесткость системы; m – масса шлифовального круга.

$$Y_1 = \frac{F_{y,0} \cdot \tau_1}{2 \cdot m \cdot \sqrt{\frac{C}{m}} \cdot \sin \left(\pi \cdot \sqrt{\frac{C}{m}} / \omega \right)}, \quad (27)$$

$$\tau_1 + \tau_2 = \frac{2 \cdot \pi}{\omega}, \quad (\tau_1 + \tau_2) = \alpha \cdot \tau_1 = \frac{(\tau_1 + \tau_2)}{\tau_1} \cdot \tau_1,$$

$$\tau_1 = \frac{(\tau_1 + \tau_2)}{\alpha} = \frac{2 \cdot \pi}{\omega} \cdot \frac{1}{\alpha}, \quad (28)$$

$$\frac{1}{m} = \frac{C}{m \cdot C} = \sqrt{\frac{C}{m}} \cdot \sqrt{\frac{C}{m}} \cdot \frac{1}{C}. \quad (29)$$

Подставив в формулу (27) выражения (28) и (29), получим

$$Y_1 = \frac{F_{y.0} \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{C}{m}}}{\omega \cdot \alpha \cdot C \cdot \sin\left(\pi \cdot \sqrt{\frac{C}{m}} / \omega\right)}, \quad (30)$$

$$Y_{cm} = \frac{F_{y.0}}{C}. \quad (31)$$

Подставив в формулу (30) выражение (31), получим

$$Y_1 = \frac{\pi \cdot Y_{cm} \cdot \sqrt{\frac{C}{m}}}{\omega \cdot \alpha \cdot \sin\left(\pi \cdot \sqrt{\frac{C}{m}} / \omega\right)}, \quad (32)$$

Выражение (27) представим в виде

$$Y_1 = \beta \cdot \frac{F_{y.0} \cdot \tau_1}{m \cdot K}, \quad (33)$$

где $\beta = \frac{1}{2 \cdot \left| \sin\left(\frac{\pi \cdot k}{\omega}\right) \right|}$ – коэффициент, учитывающий влияние повторности импульсов силы.

На рис. 2 и 3 показано изменение коэффициента β в зависимости от количества режущих выступов n на прерывистом шлифовальном круге. На графиках $\beta = f(n)$ параллельно оси n проведена ось ω , на которой отложены числовые значения частот вынужденных колебаний, рассчитанных по формуле

$$\omega = 2 \cdot \pi \cdot V_{kp} \cdot \frac{1}{(l_1 + l_2)} = 2 \cdot \pi \cdot V_{kp} \cdot \frac{n}{\pi \cdot D_{kp}} = \frac{2 \cdot V_{kp} \cdot n}{D_{kp}}. \quad (34)$$

Из формулы (34) видно, что частота вынужденных колебаний ω прямо пропорциональна числу режущих выступов n на шлифовальном круге.

Графики $\beta = f(n)$ построены для частот свободных колебаний $k = 300 \frac{1}{сек}$ (рис.2) и $k = 772 \frac{1}{сек}$ (рис.3). Исходные данные для расчета коэффициента повторности импульса силы β сведены в табл. 1.

В расчетах было принято, что длина режущего выступа l_1 равна ширине впадины l_2 , число оборотов шпинделя $n_{\text{об}} = 2800 \frac{\dot{a}}{\dot{e}\dot{i}}$, жесткость шпиндельного узла

$\tilde{N} = 500000 \frac{e\tilde{a}}{i}$, нормальная составляющая силы резания $P_y = 5$ кг.

Таблица 1

$k = 300 \frac{1}{сек}$			$k = 772 \frac{1}{сек}$		
Круг ПП 300×40×127 24A25CM26K5 ГОСТ 1792-72			Круг ПП 250×10×127 24A25CM26K5 ГОСТ 1792-72		
Масса круга $m_{кр} = 5,32$ кг			Масса круга $m_{кр} = 0,84$ кг		
$V_{кр} = 45$ м/сек			$V_{кр} = 36,6$ м/сек		
n	l_1 ; мм	$\tau_1 \cdot 10^{-4}$; сек	n	l_1 ; мм	$\tau_1 \cdot 10^{-4}$; сек
4	117,0	26,4	4	98,0	27,5
6	78,50	17,4	6	65,0	18,0
8	58,88	13,1	8	49,0	14,0
10	42,10	10,5	10	39,0	11,0
12	39,25	8,6	12	33,0	9,2
14	33,04	7,5	14	28,0	7,9
16	29,40	6,5	16	25,0	6,9
18	26,17	5,8	18	22,0	6,1
20	23,55	5,2	20	19,6	5,5
30	15,70	3,5	30	1,3	3,7
40	11,78	2,6	40	9,8	2,8
50	9,42	2,1	50	7,85	2,2
60	7,85	1,7	60	6,50	1,8
80	5,88	1,3	80	6,25	1,7
			96	3,80	1,0

Из выражения (27) и из графиков $\beta = f(\omega)$ видно, что резонанс возникает, если частота вынужденных колебаний ω будет совпадать с частотой свободных колебаний k или будет меньше ее в целое число раз. Наименьшее значение коэффициента повторности β равно 0,5. Для предотвращения появления ударного резонанса должно соблюдаться условие $\frac{\omega}{k} > 1$, т.е. частота вынужденных колебаний ω должна быть больше частоты свободных колебаний k .

На рис. 2 и 3, помимо графиков $\beta = f(n)$, приведены зависимости амплитуды вынужденных колебаний, рассчитанной по формуле (33) с учетом (точечная кривая) и без учета (штриховая кривая) коэффициента повторности β , от количества режущих выступов n на прерывистом шлифовальном круге.

Из рис.2 и 3 видно, что кривая, характеризующая максимальное отклонение, вызванное однократным импульсом силы $\frac{Y_1}{\beta} = f(n)$, пересекается с кривой, описывающей изменение амплитуды вынужденных колебаний $Y_1 = f(n)$, в точках C и D .

Из рис.2 и 3 видно, что кривая, характеризующая максимальное отклонение,

вызванное однократным импульсом силы $\frac{Y_1}{\beta} = f(n)$, пересекается с кривой, описывающей изменение амплитуды вынужденных колебаний $Y_1 = f(n)$, в точках C и D .

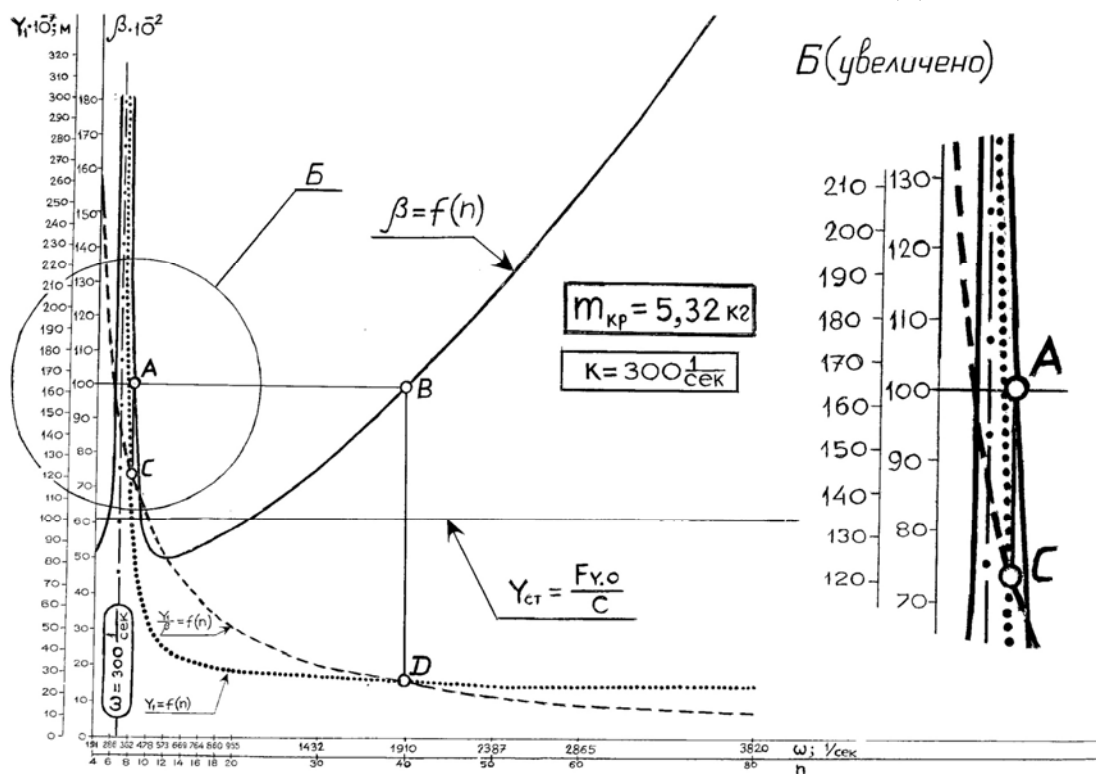


Рис.2. Зависимость амплитуды Y_1 вынужденных колебаний, возникающих при прерывистом шлифовании, и коэффициента β , учитывающего повторность действия импульсов силы, от числа режущих выступов n на шлифовальном круге ПП 300×40×127 24A25CM26K5 ГОСТ 1792-72.

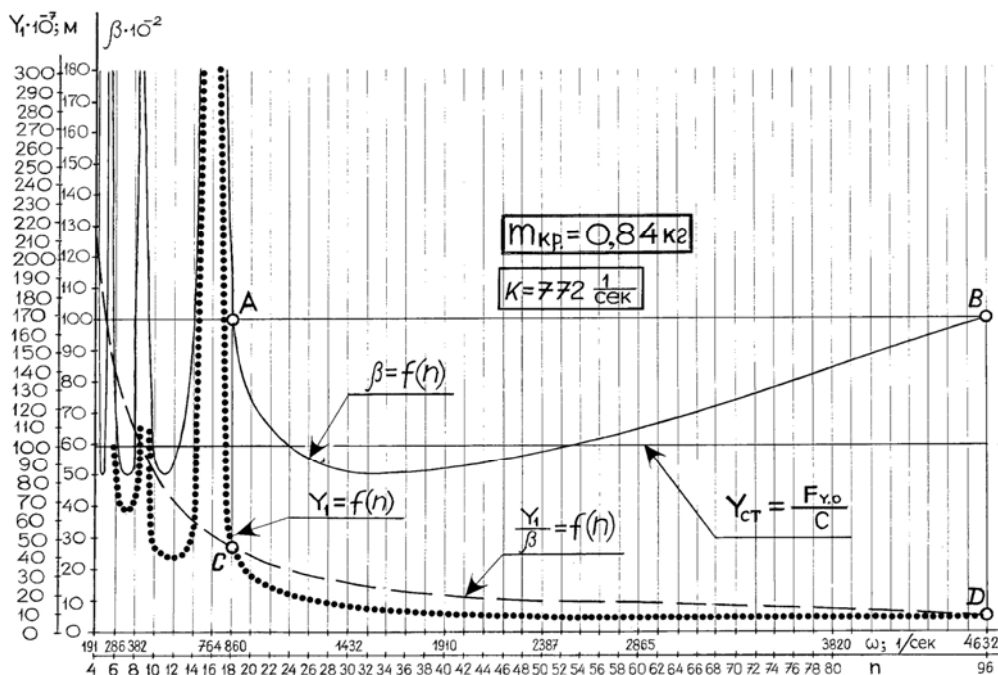


Рис.3. Зависимость амплитуды Y_1 вынужденных колебаний, возникающих при прерывистом шлифовании, и коэффициента β , учитывающего повторность действия импульсов силы, от числа режущих выступов n на шлифовальном круге ПП 250×10×127 24A25CM26K5 ГОСТ 1792-72.

Из графиков видно, что точки C и D соответствуют точкам A и B на кривой $\beta = f(n)$, в которых коэффициент $\beta = 1$.

Из графиков, представленных на рис.2 и 3 видно, что с увеличением частоты собственных колебаний от $k = 300 \frac{1}{сек}$ до $k = 772 \frac{1}{сек}$ (т.е. с уменьшением массы шлифовального круга от $m_{кр} = 5,32$ кг до $m_{кр} = 0,84$ кг) влияние коэффициента β на амплитуду вынужденных колебаний Y_1 значительно снизилась. Это видно из того, что при $m_{кр} = 5,32$ кг кривые $Y_1 = f(n)$ и $\frac{Y_1}{\beta} = f(n)$ в промежутке между точками C и D заметно расходятся друг от друга, а при $m_{кр} = 0,84$ кг в том же промежутке точки совпадают.

Другими словами, с уменьшением массы шлифовального круга амплитуда вынужденных колебаний определяется главным образом импульсом силы $S = F_{y.0} \cdot \tau_1$, а коэффициент β , учитывающий влияние повторности этих импульсов, является менее значимым фактором. С уменьшением длины режущего выступа прерывистого круга время контакта τ_1 уменьшается. Соответственно уменьшаются импульс силы S и амплитуда вынужденных колебаний Y_1 , т.е. становятся больше фактическая глубина резания и истинный съем металла, но при этом больше толщина среза и выше вероятность контакта обрабатываемого материала со связкой круга.

Контакт обрабатываемого металла со связкой приводит к износу последней и повышению режущей способности шлифовального круга, т.е. абразивный круг как бы переходит в режим самозатачивания. С физической точки зрения снижение амплитуды колебаний Y_1 означает, что шлифовальный круг не успевает среагировать на импульс силы и получить перемещение, равное статическому приложению той же силы F_y . При этом чем меньше время контакта τ_1 режущего выступа с обрабатываемым металлом, тем меньше амплитуда колебаний Y_1 .

Из рис. 2 и 3 видно, что снижение амплитуды колебаний Y_1 возможно только на участке кривой $Y_1 = f(n)$, ограниченной точками C и D , т.е. в интервале изменения коэффициента β , $0,5 \leq \beta \leq 1,0$. При $\beta > 1$ (на рис.2 и 3 это соответствует участку графика $Y_1 = f(n)$, расположенному правее точки D) снижения амплитуды колебаний Y_1 от увеличения числа " n " режущих выступов и, следовательно, от уменьшения их размеров l_1 не наблюдается. Участок кривой $Y_1 = f(n)$, расположенный правее точки D параллелен оси абсцисс и попытки дальнейшего снижения амплитуды вынужденных колебаний Y_1 за счет уменьшения размеров режущих выступов l_1 (или увеличения их количества на шлифовальном круге) лишены всякого смысла.

На рис. 4 представлены кривые изменения параметров, характеризующих режущую способность сплошных и прерывистых ($l_1=36$ мм; $l_2=24$ мм) шлифовальных кругов 24A25CM16K5 от времени. За 12-ти минутный период шлифования стали X12M на режиме ($t = 0,03$ мм; $V_{кр} = 34,5$ м/с; $V_{\delta} = 0,1$ м/с; $S_{non} = 0$; $F_y = 1,2$ н/мм) сплошным кругом 24A25CM16K5 удельная работа шлифования увеличилась в 3,4 раза, т. е. от 0,45 до 1,5 Дж/мм³. После 12-минутного периода шлифования прерывистым кругом удельная работа шлифования возросла от 0,38 до 0,6 Дж/мм³. Удельный съем металла при шлифова-

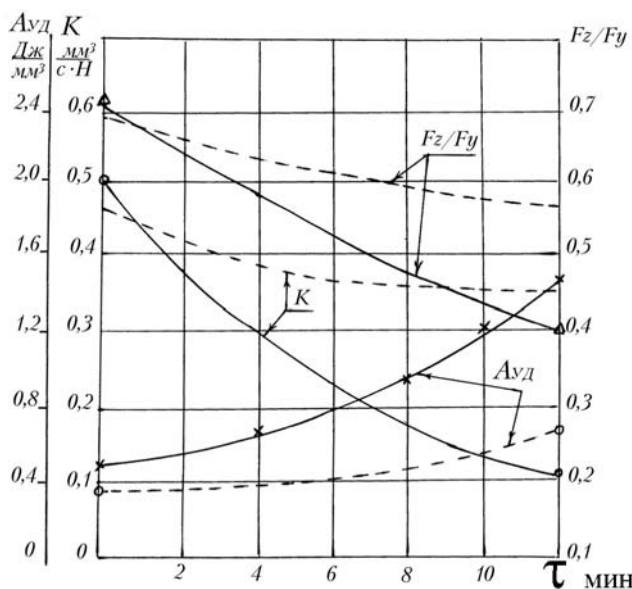


Рис.4. Зависимость удельной работы шлифования $A_{уд}$, удельного съема металла K и коэффициента шлифования F_z/F_y от времени. Контурные линии – сплошной круг, пунктирные – прерывистый.

При шлифовании имеет место контакт и трение связки с обрабатываемым материалом в результате удара, который приводит к более интенсивному износу связки (по сравнению со сплошным шлифованием) и регулированию микрорельефа рабочей поверхности круга, обеспечивая его самозатачивание и высокую режущую способность.

Таким образом, прерывистость обработки за счет динамики принципиально изменяет закономерности съема материала и механизм износа круга и позволяет кардинально решить проблему поддержания высокой режущей способности круга в процессе шлифования, т.е. прерывистость обработки обеспечивает одновременно высокопроизводительный съем и эффективную правку круга, т.е. создает эффект механики шлифования.

Из выражения (32) следует вывод, что с увеличением частоты импульсов ω происходит уменьшение амплитуды вынужденных колебаний Y_1 . С учетом

$$\omega = \frac{2 \cdot \pi}{T} = \frac{2 \cdot \pi \cdot V_{кр}}{(l_1 + l_2)} \quad (\text{где } l_1 \text{ и } l_2 - \text{длины выступов и впадин прерывистого круга})$$

увеличение скорости круга $V_{кр}$ и уменьшение $(l_1 + l_2)$ (т.е. увеличение количества выступов на круге n) приводит к возрастанию частоты импульсов ω и, следовательно, к снижению амплитуды вынужденных колебаний Y_1 . Это указывает на то, что применение прерывистого шлифования (при условии оптимального соотношения

$\frac{\pi \cdot k}{\omega}$, т.е. при обеспечении условия отвода от резонанса $\sin\left(\frac{\pi \cdot k}{\omega}\right) \neq 0$) позволяет

за счет увеличения скорости круга $V_{кр}$ и уменьшения $(l_1 + l_2)$ уменьшить амплитуду колебаний Y_1 . Это создает возможность приблизить фактическую глубину шлифования к номинальной, увеличить производительность, повысить глубину внедрения материала в рабочую поверхность круга, обеспечить разрушение связки и

нии сплошным и прерывистым кругами уменьшился от 0,5 до 0,1 $\text{мм}^3/(\text{с} \cdot \text{н})$ и от 0,45 до 0,35 $\text{мм}^3/(\text{с} \cdot \text{н})$ соответственно. Увеличивается мощность затрачиваемая на резание и температура.

Для восстановления режущей способности круга требуется производить правку круга. Правку обычного круга следует производить после 3-4 минут работы. Количество правок при прерывистом шлифовании сокращается примерно в 5-7 раз по сравнению с обычными сплошными кругами. Установлено, что примерно 85-90% абразива расходуется при правке. На самозатачивание расходуется абразива 10-15 % от общего износа кругов.

Таким образом, из расчетных зависимостей (рис.2 и 3) и экспериментальных данных, приведенных на рис.4, вытекает вывод: при прерывистом шлифовании

работу круга в режиме самозатачивания, т.е. обеспечить постоянство во времени режущей способности круга. При сплошном шлифовании это не достигается.

Таблица 2

Шлифовальные круги-тарелки на керамической связке Тип 3 (ГОСТ 2424-67) D×H×d	Частота собственных колебаний $K = \sqrt{\frac{C}{m_{кр}}}$	Масса шлифовального круга, $m_{кр}$, кг	Минимальное число режущих выступов на прерывистом круге n , исключающее появление ударного резонанса
225×18×40	780	0,82	16
225×18×90	845	0,70	18
275×33×90	608	1,35	13
280×33×90	512,9	1,90	11
350×30×150	447	2,50	9
450×29×27	353	4,00	8
500×32×203	333	4,50	7

Из этого можно заключить, что прерывистое шлифование, по сути, – новый метод правки круга непосредственно в процессе шлифования. В табл. 2 приведены сведения, указывающие на то, какое должно быть минимальное количество режущих выступов на прерывистом шлифовальном круге – тарелке (тип 3 ГОСТ 2424-67), чтобы исключить при шлифовании этими кругами появление ударного резонанса.

УДК 621.923

МЕТОДОЛОГИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОГНОЗИРОВАНИЯ В ТОЧНОМ МАШИНОСТРОЕНИИ

Фадеев В.А., канд. техн. наук (г. Харьков, Украина)

In work conditions of increase of efficiency of machining of precision details are proved due to the directed choice of structure and parameters of technological influence at formation of forms on the basis of an estimation of accepted technological decisions by the objective decisions describing object of processing, technological process and the equipment

Традиционное развитие технологической науки, основанное на обобщении и широком использовании результатов производственной практики и направленное на решение конкретных задач изготовления деталей и сборки машин, не позволяет оперативно

- готовить информацию для принятия объективных решений по управлению сложными производственными системами;
- формулировать общие направления развития при взаимной увязке технологических разработок на разных уровнях производства;
- обеспечить в процессе проектирования и эксплуатации технологических систем разной сложности максимального использования ресурсов при наиболее эффективном достижении, в конечном счете, необходимых целей;
- прогнозировать на объективной основе развитие процессов механической обработки с указанием приоритетных направлений;

- связать воедино техническую и экономическую оценки принятых технологических и конструкторских решений.

В то же время успешное функционирование современного многоструктурного машиностроительного производства по изготовлению высокоточных деталей на основе гарантированной технологии и сборки из этих деталей ответственных агрегатов, например, авиационно-ракетной техники не возможно без решения указанных проблем. “Вручную” в настоящее время уже нельзя прогнозировать совершенствование и обновление дорогостоящего станочного парка, оценивать возможности производства в соответствии с требованиями рынка, управлять квалифицированным обеспечением и эксплуатацией сложных технологических систем. И даже решение локальных конструкторско-технологических задач с помощью компьютерной техники не позволяет гарантированно обеспечить глобальный технико-экономический эффект.

Поэтому решение проблемы повышения эффективности механической обработки высокоточных деталей за счет направленного выбора наилучших структуры и параметров технологического воздействия при обработке (формообразовании) и реализации этого воздействия на металлорежущем оборудовании, прогнозирование характеристик технологических систем механической обработки при смене объекта обработки является актуальным [1].

Оценки технологии, проведенные с целью выявления ее потенциала, не возможны без понимания эволюции технологического оборудования или технологии во времени и прогнозирования их новых параметров качества. Целью технологического прогнозирования является определение на перспективу изменений потребительских свойств изделий, технологических процессов и оборудования, а так же адекватных изменений в затратах на производство.

Экономические трудности переходного периода к рыночной экономике 1991-2002 г.г. ослабили традиционно существующие возможности ежегодного обновления высокотехнологичного оборудования в пределах 10-15 единиц в связи с острым недостатком оборотных средств. Анализ состояния заводского станочного парка выявил изношенность технологического оборудования до 80%. Принятые меры для его капитального ремонта дают определенные результаты, однако, как показала практика, обновить его технологическую работоспособность, а тем более предоставить ему возможности современности не представляются достижимыми.

Выполненное технологическое прогнозирование на основе анализа S-кривых основано на известных закономерностях, по которым технология или технологическое оборудование, представленное на рынке, имеют определенный цикл жизни, в пределах которого их доля увеличивается первоначально медленно, затем ускоренно, а потом вовсе перестает увеличиваться и (или) начинает уменьшаться. Модель S-кривой может быть применена не только к появлению нового оборудования, но и к скорости распространения и использования новых технологий или к параметрам новой технологии. Наиболее значимой полезностью этого метода является напоминание о том, что повышение технологических параметров (точности, производительности) не может быть бесконечным.

Анализ тенденции основных характеристик универсальных станков, изготовленных до 1990 года, показал, что смена технологических характеристик приводов универсальных токарно-винторезных станков (типа 16к20, ИЖ-250 и т.д.), верти-

кально-сверлильных станков (типа 2А125, 2А135 и т.д.), вертикально-фрезерных станков (типа 6Н12, СФ250 и т.д.), сверлильно-фрезерно-расточных станков (типа 2А636Ф1, КРС24ДО40 и т.д.) за период 1960-1990 г.г. с продолжением тенденции на последующие 15-20 лет не всегда согласуется с параметрами приводов современных станков. Так, максимальная частота вращения шпинделей современных станков существенно превышает те значения, которые показывают тренды после 1990 г. Это связано с общей тенденцией перехода на скоростное резание как фактора, в том числе, повышения точности обработки.

Экспертный анализ требований по точности (повышение на 1-2 качества) и качеству объектов производства и сопоставление их с возможностями технологического оборудования в середине 90-х годов привел, например, к замене обрабатывающих центров второго поколения “Horison”-2 на станки четвертого поколения “Horison”-500. Производственная ситуация 2003-2005 года потребовала наряду с повышением точности, решить проблему повышения производительности и сокращения затрат электроэнергии. На основе сопоставления характеристик станков было принято решение о замене обрабатывающих центров третьего поколения МСФН-40 на обрабатывающий центр пятого поколения “Hermle” С800U. Очевидно, следующее поколение обрабатывающих центров будет иметь максимальные частоты вращения шпинделя в пределах 20000-30000 об/мин и обеспечивать точность позиционирования в пределах 2-3 мкм.

Для выполнения задач технического перевооружения руководством завода разработана стратегия обновления станочного парка с помощью ежегодного приобретения до 3-5 единиц высокотехнологического и высокоэффективного оборудования, постепенного вывода из технологического цикла устаревшего. С 2002 по 2007 год на заводе внедрено 9 станков нового поколения, что в значительной степени позволило решить несколько технологических проблем одновременно. Например, обработка изделия современного поколения – деталей типа “кожух” по традиционной технологии на оборудовании второго, третьего поколения потребовало бы использования девяти единиц фрезерных, сверлильных, координатно-расточных, резьбонарезных станков; привлечения высококвалифицированных станочников; суммарного времени обработки приблизительно 800 мин. Переход на новую технологию и приобретение обрабатывающего центра пятого поколения “Pisomax-60” позволил выполнять всю обработку на одном станке за 42 мин.; повысить качество обработки на 1-2 качества; сократить затраты электроэнергии до 40%.

Разработана методика стендовых экспериментов по проблеме финишной обработки резанием на примере алмазного шлифования [2, 3]. Целью экспериментальных исследований является повышение эффективности применения алмазных кругов при обработке твердых сплавов и других материалов с повышенными физико-механическими свойствами. Это обеспечивается благодаря высокой твердости и теплопроводности синтетических алмазов, возможности длительное время сохранять остроту режущих кромок. Однако при обработке необходимо существенно уменьшать силы и температуру резания, чтобы повысить качество обработанных поверхностей. Относительно низкая производительность обработки ограничивает эффективность применения алмазного шлифования в основном операциями финишной обработки, когда возможен съем небольших припусков, что относится в первую очередь к внутреннему и наружному круглому шлифованию, когда режущие зерна

круга работают в более тяжелых условиях, испытывают большие нагрузки и интенсивно изнашиваются. Поэтому важным и актуальным является решение задачи повышения эффективности финишной обработки твердых сплавов с целью перехода на алмазную обработку без предварительного использования кругов с обычных абразивов.

Рекомендации работы использованы при разработке программы развития Государственного предприятия Харьковский машиностроительный завод “ФЭД”, разработке ежегодных бизнес-планов завода, при составлении планов совершенствования технологии, обновления металлорежущего оборудования и средств технологического и измерительного обеспечения.

Литература: 1. Фадеев В.А. Синтез технологических систем механической обработки. – Харьков: НТУ “ХПИ”. – 2007. – 192 с. 2. Новиков Ф.В., Фадеев В.А. Повышение эффективности алмазного внутреннего шлифования твердых сплавов. – Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского “ХАИ”, вып. 14, Харьков: ХАИ, 2000. – С. 313-316. 3. Фадеев В.А., Новиков Ф.В. Функциональные связи производительности обработки и величины упругого перемещения при шлифовании. – Вісник Харківського держ. техн. ун-ту сільськ. господарства, вип. 10, 2002. – С. 88-94.

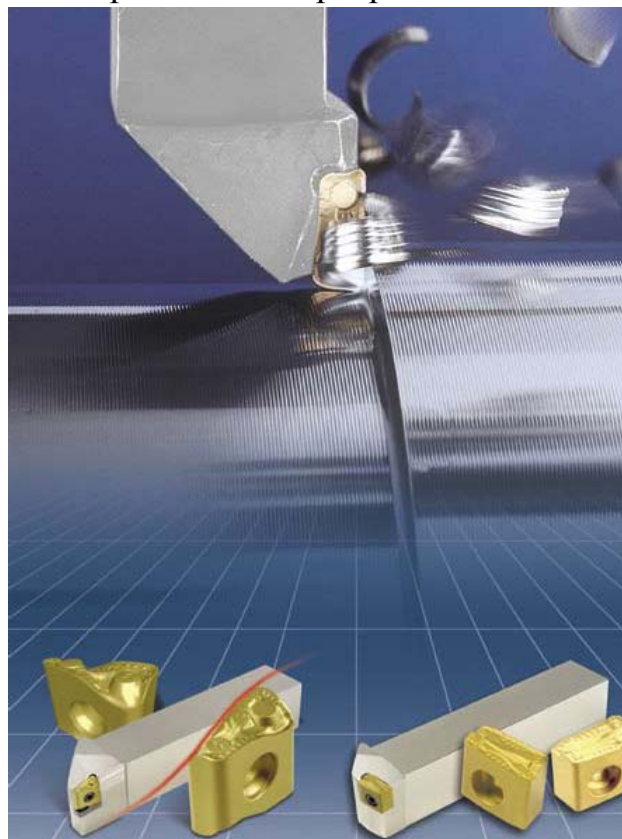
УДК 621.923

УСЛОВИЯ ОБРАБОТКИ РЕЗЦАМИ С УВЕЛИЧЕННЫМИ ПОДАЧАМИ

Кленов О.С. (г. Харьков, Украина)

Characteristics of the cutting tools providing processing at processing with increased submissions are resulted.

Увеличение производительности и качества обработки на операциях точения является важнейшей задачей в машиностроении. В настоящее время она решается за счет применения прогрессивных конструкций инструментов с износостойкими вы-



сокотвердыми режущими пластинами, а также за счет осуществления обработки с увеличенной скоростью резания – применения высокоскоростной обработки [1, 2]. Последний случай реализуется в основном на финишных операциях при резании с относительно небольшими толщинами срезов. На операции предварительной обработки эффективно резание вести с увеличенными подачами, однако это ограничено прочностью режущих элементов инструмента, что требует изыскания путей снижения силовой и тепловой напряженности процесса резания [3, 4]. В связи с этим нами ведутся работы, в том числе с известной фирмой ISCAR по созданию и внедрению новых режущих инструментов для токарной обработки, обеспечивающих существенное увеличение подачи при резании. Ниже приведены основные характеристики инструментов, которые

позволяют решить данную проблему – увеличить подачу до 10 раз.

1. Новые двухсторонние пластины для повышения эффективности металлорежущего оборудования (High Production Cutting - HPC) при обработке боковых поверхностей. ISCAR представляет новую систему **HELITURN**, основанную на использовании сменных двухсторонних дюймовых пластин с 4 режущими кромками для повышения эффективности металлорежущего оборудования (High Production Cutting - HPC). Метод HPC особенно эффективен для первичной обработки поверхности, когда важны высокие нормы удаления слоя металла. В этом случае возникают высокие механические нагрузки на резец при большой глубине срезаемого слоя металла. В то время как скоростная механическая обработка металла (High Speed Machining - HSM) ограничена стойкостью инструмента, использование больших усилий подачи резца и больших глубин резания ограничено, главным образом, механической прочностью резца и геометрией пластины.



ную на использовании сменных двухсторонних дюймовых пластин с 4 режущими кромками для повышения эффективности металлорежущего оборудования (High Production Cutting - HPC). Метод HPC особенно эффективен для первичной обработки поверхности, когда важны высокие нормы удаления слоя металла. В этом случае возникают высокие механические нагрузки на резец при большой глубине срезаемого слоя металла. В то время как скоростная механическая обработка металла (High Speed Machining - HSM) ограничена стойкостью инструмента, использование больших усилий подачи резца и больших глубин резания ограничено, главным образом, механической прочностью резца и геометрией

пластины.

Новый резец **HELITURN** с тангенциальным положением пластины, которая снабжена уникальной формой режущих кромок, обеспечивает эффективное решение, позволяя совмещать большую глубину резания с большими усилиями подачи резца. Система **HELITURN SLANR/L-...TANG** использует уникальные пластины, фиксирующиеся в тангенциальном положении, **LNMX 150616R/L-HT**. Двухсторонние пластины с их узким изогнутым передним углом, фиксируются на резце в строго заданном месте, что достигается использованием винта с конической головкой. Такая конструкция защищает резец от перегрузки и повреждения пластины. В верхней части местоположения пластины на резце имеются два углубления, соответствующие выступам на противоположной поверхности пластины. Винт, фиксирующий местоположение пластины, сделано из неокрашенного карбида и имеет обозначение **TLN 15-HT**. Основания и верхняя часть винта имеют поверхность с насечками для гарантированного качественного контакта с резцом. Верхний передний угол пластины и сам резец установлены на одном уровне, что обеспечивает беспрепятственный отвод стружки без соприкосновения с поверхностью инструмента или любым другим элементом. 4 режущих кромки пластины, имеющие изогнутую винтовую форму, гарантируют положительные радиальные углы и сравнительно мягкое погружение в обрабатываемый материал. Более низкие усилия и меньшие нагрузки гарантируют увеличение стойкости инструмента, более высокую стабильность и способность обработки металла при больших глубинах и при больших подачах материала. Дефлектор стружки имеет специальную форму с небольшими выступами и легко крошит стружку на небольшие изогнутые сегменты, которые можно легко удалить с места производства работ.

2. Новая керамическая пластина HELITURN с прессованным стружколомом для срезания стружки. ISCAR представляет новую керамическую пластину **HELITURN LNMX 1506..R/L-HT IS8** с прессованным стружколомом для срезания

стружки. Новая сменная режущая пластина сочетает в себе преимущества системы



тангенциального крепления HELITURN и керамического прессованного стружколома для эффективного срезания стружки. Тангенциальная система крепления весьма важна в случае использования керамических сменных пластин, так как, в силу специфики данного метода крепления, изгибающие силы практически не воздействуют на сменную режущую пластину. Новая пластина может быть использована для обработки чугуна на высокой скорости (500-1000 метров в минуту). Сменная режущая пластина LNMX 1506..R/L-HT IS8 – это совершенное решение для высокоэффективной обработки металла, например при обработке тормозных дисков, фланцев, клапанов и

прочих деталей, изготовленных из чугуна.

3. ISCAR представляет FEEDTURN, новую тангенциальную систему для быстрого съёма материала при токарной обработке. Производство всегда ищет пути повышения скорости обработки материала, особенно на черновых операциях.



Высокоскоростная обработка стала возможна для чистовых операций. Теперь быстрый съём материала возможен при больших подачах и глубинах резания на черновых операциях. Инструмент FEEDTURN включает в себя тангенциальную державку (SLLNR) и уникальные пластины (LNMX 1608R-HF). Тангенциальное крепление пластины обеспечивает высокую жёсткость, даже при обработке с большими подачами при которых возникают большие механические нагрузки. Для того чтобы минимизировать силы резания и улучшить сход стружки, пластина снабжена винтовой наклонной режущей кромкой с положительным передним углом. Верхняя часть пластины устанавливается на

одном уровне с державкой, таким образом, позволяя стружке сходиться без помех со стороны крепления.

4. Новая с 80° углом ромбическая пластина со спиралевидной режущей кромкой для высокопроизводительной обработки. ISCAR представляет новую



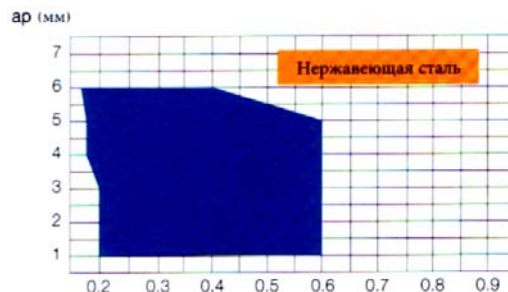
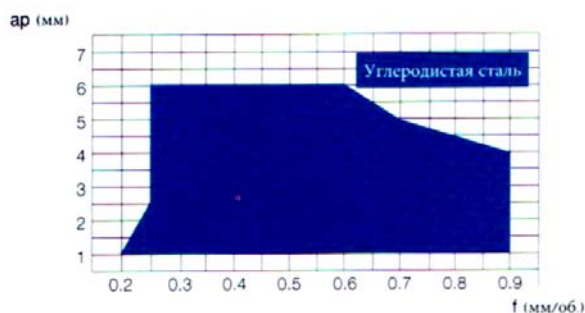
пластину CNMX 1207...-HTW. Новая пластина обладает очень позитивной радиальной спиралеобразной режущей кромкой и позитивной передней поверхностью, что существенно снижает силы резания. Угол пластины снабжён зачистной кромкой, позволяющей достичь высокого качества поверхности даже на высоких подачах, что во многих случаях позволяет исключить чистовую обработку. Угол пластины составляет 80°, усиливая прочность режущей кромки. Пластины CNMX были спроектированы для грубой черновой обработки. Их уникальная конструкция обеспечивает надёжную, высокопроиз-

водительную обработку, используя 80° ромбические пластины. Они могут быть установлены на любую державку с креплением типа R-clamp для стандартных пластин CNMG, но подкладка должна быть заменена на: ТСН 4. Для грубой черновой обработки рекомендуется использовать державки с креплением пластин типа R-clamp.

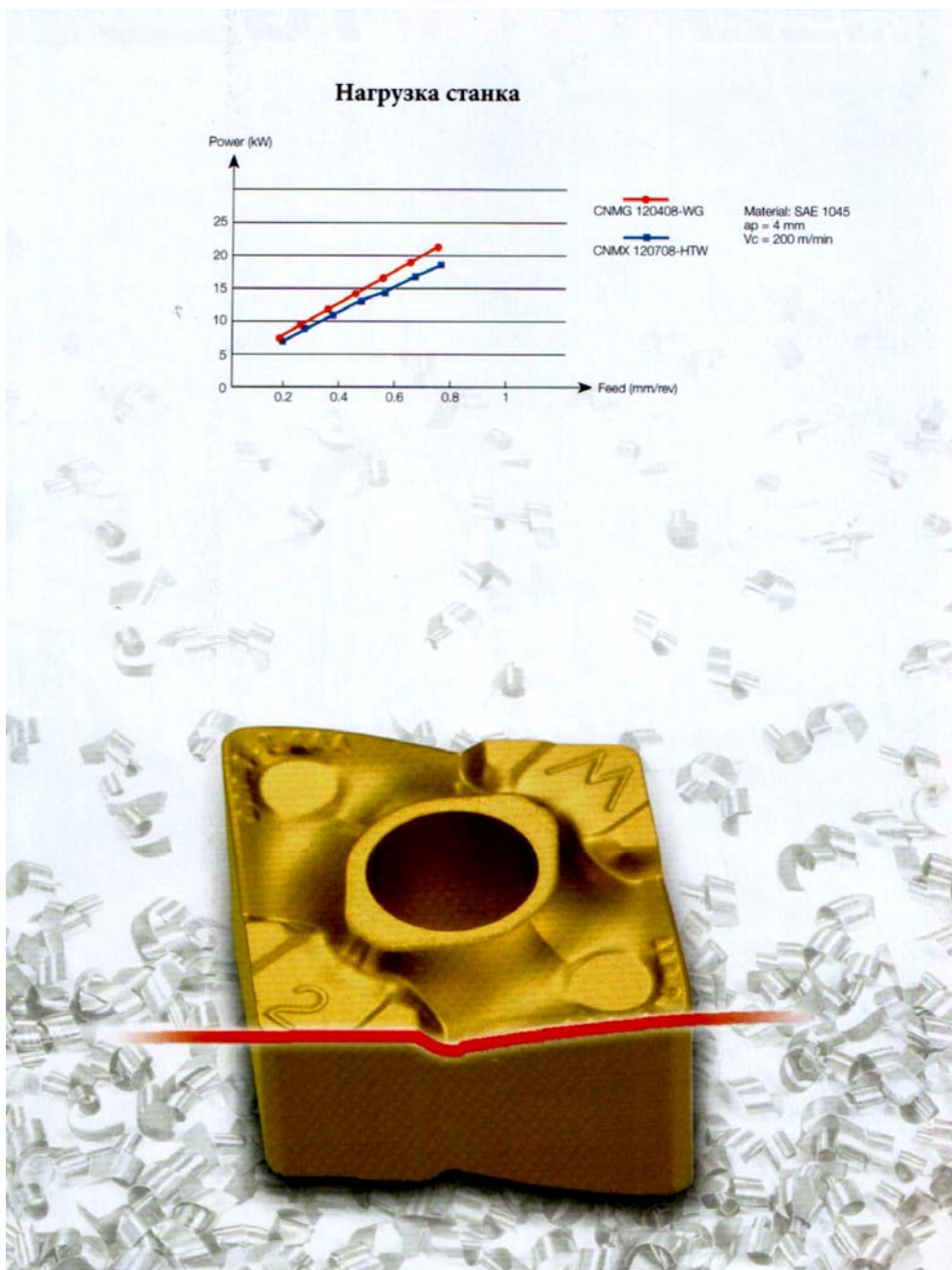
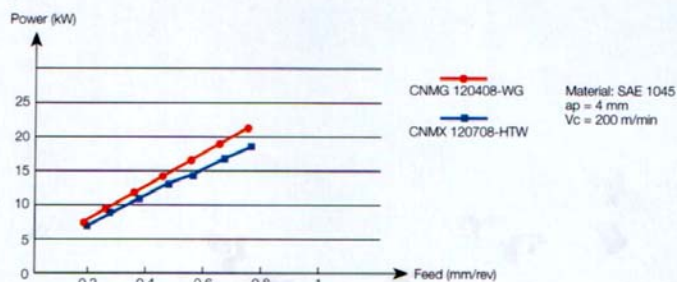
Диапазон стружкоформирования

Пластина: CNMX 120708-HTW
 Марка сплава: IC9025
 Vc: 200 м/мин
 без СОЖ

Пластина: CNMX 120708-HTW
 Марка сплава: IC907
 Vc: 200 м/мин
 без СОЖ



Нагрузка станка



Литература: 1 Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов: Учебник. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с. 2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 3. "Резание материалов лезвийными инструментами" – Одесса: ОНПУ, 2003. – 546 с. 3. Кленов О.С. Теоретическая оценка энергетических показателей процесса механической обработки // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – 2008. – Вип. 68. – С. 167-175. 4. Общий каталог ISCAR 10/2005.

УДК 621.923

ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ НОВЫХ МАРОК ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН И КОНСТРУКЦИЙ РЕЗЦОВ

Кленов О.С., Макутонин В.Б. (г. Харьков, Украина)

The general characteristic of new marks of plates from firm alloys and designs of cutters ISCAR is given and results of their practical use are resulted.

В настоящее время на машиностроительных предприятиях Украины получили эффективное применение резцы и твердосплавные пластины ISCAR [1, 2]. Научно-техническая фирма "ДиМерус Инженеринг", г. Харьков, проводит научно-исследовательские и проектно-конструкторские работы, направленные на скорейшее внедрение в производство режущих инструментов ISCAR на конкретных технологических операциях. Поэтому целью данной работы является обобщение опыта применения этих прогрессивных инструментов.

Три новейших типа износостойких покрытий для пластин и режущих инструментов созданы ISCAR одновременно с модернизированными марками твердых сплавов, которые рекомендуются для различных видов обработки: безударное и прерывистое точение, нарезание канавок, отрезание, фрезерование, сверление в широком диапазоне режимов резания. Износостойкое покрытие типа а -ТЕС является комбинацией нового типа покрытия МТ CVD плюс Al2O3. Оно рекомендуется для фрезерования серого чугуна с высокими скоростями резания (а-ТЕС IC4100), для высокоскоростного сверления чугунов и сталей (а -ТЕС 1С 9080).

При сверлении сборными сверлами (внешние пластины) сплав (а -ТЕС 1С 9080) обеспечивает высокую износостойкость, сопротивление выкрашиванию режущих кромок. Покрытие а -ТЕС на сплаве IC9150 рекомендуется для точения стали с высокими скоростями в стабильных (безударных) условиях. а-ТЕС 1С 9250 применяют для точения стали в широких диапазонах глубин и подач, а а-ТЕС 1С 9350 обеспечивает высокую прочность и износостойкость при нестабильных режимах обработки и прерывистом точении стали.

Уникальная технология износостойкого покрытия методом PVD с высоким содержанием в слоях оксида алюминия Al2O3 плюс AlTiCrN позволила создать покрытие AL-ТЕС, которое обеспечивает высокую жаростойкость.

DO-ТЕС является комбинацией покрытия МТ CVD с внешними слоями покрытия PVD. Сплав DO-ТЕС DT7150 имеет прочную основу с комбинированным износостойким покрытием МТ CVD Al2O3 плюс покрытие TiAlN PVD рекомендуется для обработки как серого, так и высокопрочного чугуна со средними и высокими скоростями. Он обладает повышенной сопротивляемостью как к абразивному износу истиранием, так и к износу сколами и выкрашиванием режущих кромок, что

особенно важно при фрезеровании.

Группа новых покрытий и марок твердых сплавов приведена в табл. 1. Так покрытие AL-TEC сплав IC908 имеет очень твердую основу, что в комбинации с покрытием AlTiCrN PVD обеспечивает высокую износостойкость и химическую стойкость к агрессивным средам. Его рекомендуют применять при нарезании канавок и отрезании для различных материалов и широкого диапазона условий обработки.

AL-TEC IC910 имеет прочную основу, что обеспечивает высокую сопротивляемость износу и позволяет работать с большими скоростями резания, рекомендуется для серого и шаровидного чугуна при нестабильной обработке с относительно высокими скоростями резания. Для обработки широкой номенклатуры машиностроительных конструкционных сталей рекомендуется AL-TEC IC900 (покрытие AlTiN) со средними или высокими скоростями резания, покрытие AL-TEC IC903 имеет ультрамелкозернистую основу с содержанием кобальта 12 %. Многослойное покрытие TiAlN PVD обеспечивает хорошую стойкость при обработке закаленных сталей до твердости < HRC 62 нержавеющей сталей, сплавов на основе титана и никеля при достаточно высоких скоростях фрезерования. Марки AL-TEC IC900, AL-TEC IC903 весьма эффективно использовать для цельных концевых фрез.

Таблица 1

	Тип, шифр покрытия	Базовая основа	Марка твердого сплава	Аналог сплава по группе применения ISO	Рекомендации	
					по виду обработки	по условиям обработки
1	α-TEC	MT CVD TiCN плюс альфа Al ₂ O ₃ CVD	IC 4100	K05-K20 P10-P25	Фрезерование	Серые чугуны, высокие скорости резания
2			IC 9080	K01-K20 P05-P20	Сверление	Безударное сверление стали, высокие скорости резания
3			IC 9150	P01-P30 K05-K15	Точение	Безударное точение стали с высокими скоростями резания
4			IC 9250	P10-P35 M05-M20	Точение	Стабильная обработка стали в широком диапазоне подач и скоростей
5			IC 9350	P20-P45 M15-M30	Точение	Прерывистая обработка стали
6	AL-TEC	PVD AlTiN	IC 900	P15-P40, M20-M30, K05-K25, S15-S25, M10-M25	Фрезерование цельными концевыми фрезами	Конструкционные стали со средними и высокими скоростями резания
7		PVD TiAlN	IC 903	H01-H10, P05-P15, S15-S25, M10-M25	Фрезерование цельными концевыми фрезами	Закаленные стали с HRC ≥ 62, нержавеющей стали, сплавы на основе титана, никеля высокими скоростями резания
8		PVD AlTiN	IC 910	K10-K30 P15-P30	Фрезерование	Нестабильное резание шаровидного, высокопрочного, серого чугунов на средних и низких скоростях
9	DO-TEC	MT CVD Al ₂ O ₃ плюс TiAlN PVD	DT-7150	K05-K25	Фрезерование	Обработка серых, высокопрочных чугунов со средними и высокими скоростями

ISCAR разработана новая серия пластин и резцов для снятия больших припусков HELITURN TG (рис.1), HELITURN LD (рис.2) и уникальные резцы с пластинами из керамики HELITURN SIN (рис.3). Создана принципиально новая система отрезных и канавочных TANG CRIP и модернизированная конструкция JET-CUT для высокопроизводительной отрезки деталей из нержавеющей сталей и труднообрабатываемых сплавов (инконель 718 и т.п.) с подачей СОЖ через отверстие в режущей пластине [1].

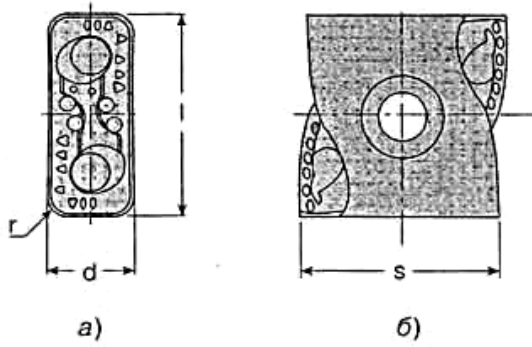


Рис. 1. Тангенциальная пластина типа LNMX для системы HELITURN:

а – передняя поверхность со стружколомом формы НТ;
 б – вид сбоку со стороны отверстия для крепежного винта

Тангенциальное расположение пластин LNMX 2210 R/L-HT со спиралевидной режущей кромкой в системе HELITURN TG позволяет за один проход снимать припуски до $f < 15$ мм. Двухсторонняя пластина с ее относительно узкой изогнутой передней поверхностью устанавливается на соответствующую опорную базу гнезда в держание HELITURN SLAN R/L (рис.3, б) и крепится к боковой поверхности гнезда винтом с конической головкой.

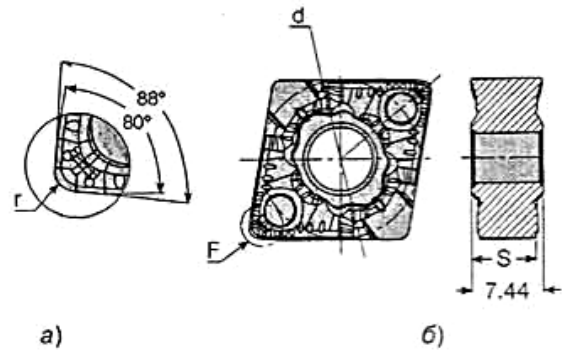
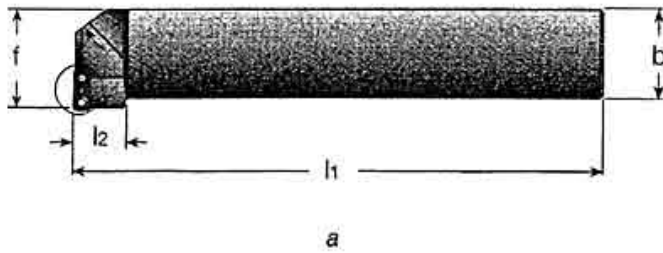


Рис.2. Режущая пластина со спиралевидной режущей кромкой системы HELITURN LD:

а – фаска при вершине;
 б – форма передней поверхности в плане со стружколомом типа НТ



а



б

Рис.3. а – державка $\phi = 93^\circ$ в сборе с пластиной,

б – державка $\phi = 75^\circ$ в сборе с пластиной

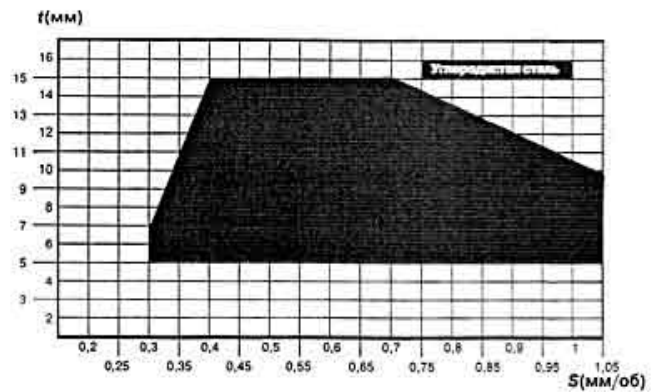
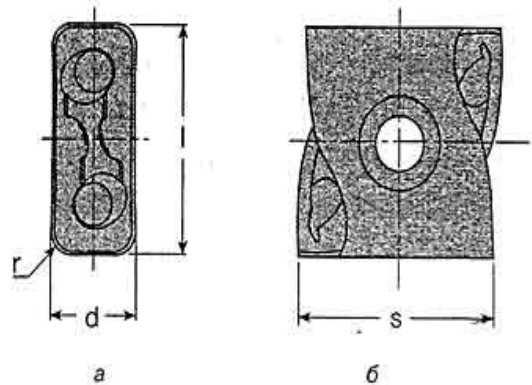


Рис.4. Диапазоны оптимального дробления и отвода стружки резцами HELITURN TG



а

б

Рис. 5. Тангенциальная режущая пластина LNMX из силиконитридной керамики марки IS8: а – передняя поверхность пластины; б – вид сбоку со стороны отверстия для крепежного винта

Предельная верхняя часть пластины почти не выходит за габариты гнезда и поверхности державки, что обеспечивает свободный сход стружки, предохраняя державку от износа и повреждений, повышает надежность и стабильность точения. Выпускают два типа пластин LNMX 221016 LNMX 221024. Державки для пластин

имеют главный угол в плане $\varphi = 90^\circ$ и $\varphi = 75^\circ$ соответственно. Рекомендуемые режимы обработки даны в табл. 2. Так при точении углеродистых сталей оптимальная зона стружкообразования приведена на рис.4. Результаты обработки резцами HELITURN TG, например, полого вала длиной $l=820$ мм в сравнении с резцами HCLNL 3232P-19 фирмы конкурента со скоростью резания $v=160$ м/мин, подачей $S=0,80$ мм/об, глубиной резания $g=10,5...12,5$ мм, показали, что износ резца составил $l_{73}=0,15$ мм против $l_{73}=0,25$ мм у конкурентной фирмы.

В итоге время обработки сокращено на 30% при меньшей величине износа, что обеспечило высокую надежность, стабильность работы инструмента и производительность точения. На базе тангенциальных державок SLAN R/L и SLBN R/L сечением 25x25 и 32x32 системы HELITURN TG разработаны конструкции режущих пластин из силиконитридной керамики IS8. Новые пластины сочетают преимущества тангенциальной формы пластин и уникальной формы пресованной передней поверхности (стружколома). При данной геометрии режущей части пластин изгибающие составляющие силы резания весьма малы.

Таблица 2

Рекомендуемые диапазоны режимов резания резцами HELITURN

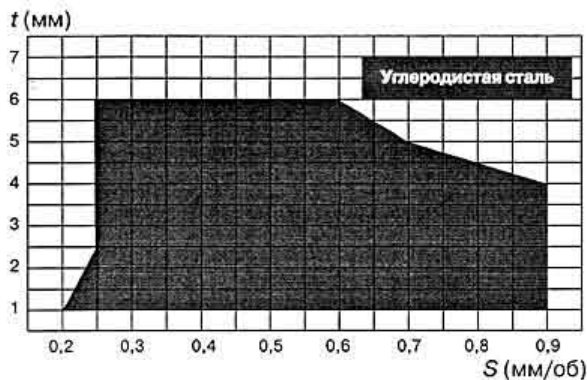
Обозначение	Vc (м /мин)					S(мм/об)	t(мм)
	IC3028	IC9350	IC9250	IC9025	IC9150		
LNMX 221016R/L-HT	50...150 50...130	100...200 80...100	150...250 100...150	150...250 100...150	200...300 150...250	0,30...1.100	4,00...15.0
LNMX 221024R/L-HT	50...150 50...130	100...200 80м100	150...250 100...150	150...250 100...150	200...300 150...250	0,30...1.00	4,00...15.0

*) верхний ряд – легированная и углеродистая сталь, нижний ряд – нержавеющая сталь

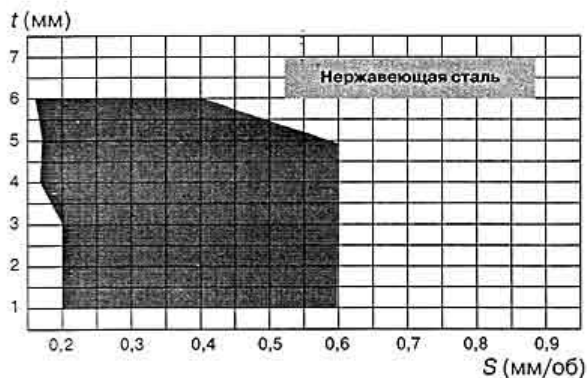
t_{max} для торцевого точения – 5,5мм

При точении тормозного диска диаметром $D=125$ мм из ковкого чугуна твердостью HRC 22 резцами с пластинами из керамики IS8 LNMX 150616T-L (рис.5), скорость резания $V=500$ м/мин, $S=0,7$ мм/об, $f=2,0$ мм, за два перехода было обработано $N=50$ шт./дет. одной режущей кромкой до допустимого износа истиранием по задней поверхности $l_{73}=0,15$ мм. Объем снимаемого металла в минуту составил 700 см³/мин. Для сравнения с конкурентными сплавами и режимами резания это составило практически в два раза больше. Рекомендуемые диапазоны режимов резания $V=500...1000$ м/мин, $S=0,25...0,60$ мм/об, $f=1$ Д..8,0 мм.

ISCAR представил новую оригинальную конструкцию резцов HELITURN LD и форму передней поверхности ромбической 80' пластины CNMX 1207 HTW с очень большой позитивной, радиальной спиралеобразной режущей кромкой и передней поверхностью, что значительно снижает силы резания при точении с большими припусками (рис.2). Вершинная зона пластины имеет зачистную кромку, что обеспечивает высокое качество обработанной поверхности при работе с большими подачами $S=0,25...1,0$ мм/об. Уникальная форма передней поверхности обеспечивает



а



б

Рис. 6. Диапазоны оптимального дробления и отвода стружки пластиной CNMX 120708-НТW при точении без СОЖ со скоростью $V=200$ м/мин.: а – сплав IC 9025 углеродистая сталь; б – сплав IC 907 – нержавеющая сталь

призмами (SELF-GRIP), что особенно заметно в станках, оснащенных автоматическим устройством подачи прутков и (или) дополнительным (несколькими) шпинделем. Это предотвращает выдвигание, выпадения пластины из гнезда во время работы и возвратного хода резца. В системе SELF-GRIP силы резания действует на раз-

жимные губки, за счет реакции которых обеспечивается усилие зажима (система SELF GRIP-T) или плюс небольшой упор (система SELF GRIP-F). В конструкции TANG-GRIP силы резания «припирают», прижимают пластину к задней поверхности (по вертикальной призме), обеспечивая надежнейшее крепление. Параллельная горизонтальная призма осуществляет точность позиционирования лезвия, отсутствие ее люфта по оси X (P_x), т.е. чем сильнее сила P_y тем надежнее пластина крепится в гнезде. Эти конструктивные особенности способствуют работе резца с большими подачами (ось Y), обеспечивая точность отреза канавки, чистоту получаемой поверхности (нет люфтов).

При длительном точении губки гнездо SELF-GRIP постепенно разжимается, ослабляя зажим, ухудшая условия резания, увеличивая износ пластины. В системе TANG-GRIP такого

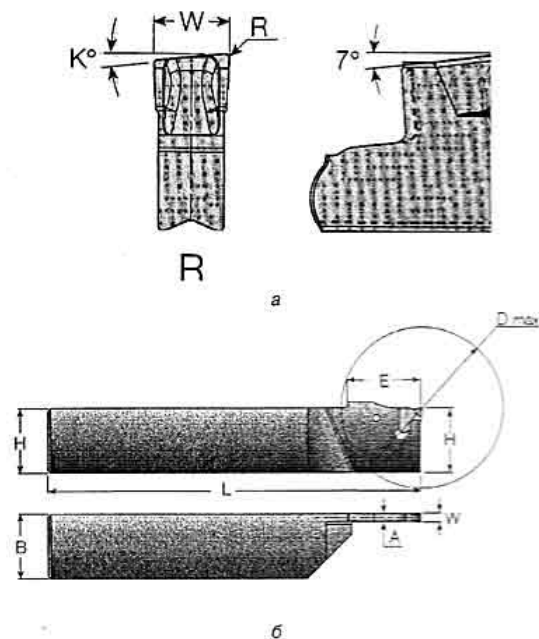


Рис. 7. Односторонняя отрезная пластина Г-образной формы для новой системы отрезных резцов TANG-GRIP: а – вид в плане (L, R) и сбоку; б – державка резца с пластиной, установленной в гнезде, – вид в плане и на боковую поверхность

рода износ и ослабление зажима исключен, увеличивается срок службы и пластины, и самого гнезда, т.е. резца в целом.

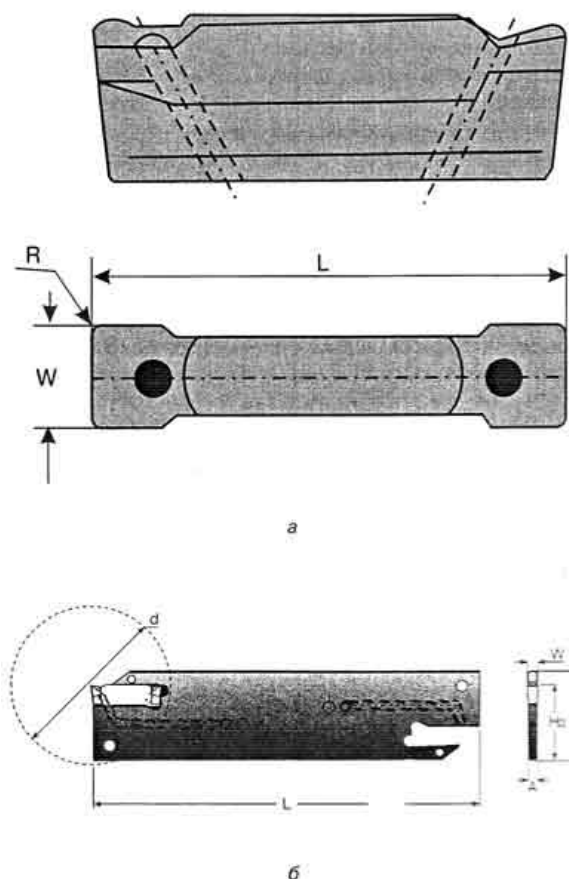


Рис. 8. Система резов для отрезания труднообрабатываемых и нержавеющей сталей системы JET-CUT с подачей СОЖ под давлением через канал в режущей пластине DO-GRIP:
а – вид пластины в плане и с боковой поверхности;
б – пластинчатая державка резца системы JET-CUT с внутренним подводом СОЖ с новой двухсторонней пластиной DO-GRIP

Отсутствие верхней зажимной губки дает в системе TANG-GRIP свободный сход и завивание стружки, возрастает срок службы инструмента, стабильность и качество обработки. Пластины TANG-GRIP имеют стандартные стружколомы J и C на передней поверхности, с правым (Я), нейтральным (Л/) и левым (L) исполнением пластин, выпускаются шириной $B=3$ и 4 мм. Для удобства работы (контроль за выдвиганием резца) на пластинчатом корпусе нанесена шкала с миллиметровой ценой деления.

Модернизированная система JET-GUT для отрезки с внутренней подачей СОЖ через канал в режущей пластине базируется на новой конструкции двухсторонних пластин DO-GRIP с двумя сквозными каналами и соответственно с двумя отверстиями на передней поверхности (рис 8,а). Эти пластины шириной $3,1$ мм и $4,0$ мм имеют допуск по ширине $W=\pm 0,04$ мм и изготавливаются из твердого сплава IC908. Пластины могут устанавливаться в пластинчатые державки системы JET-CUT с внутренним подводом СОЖ под давлением через канал в новой пластине DO-GRIP (рис,8,б).

Для реализации способа JET-GUT создана специальная гидравлическая система для подачи СОЖ в зону резания через канал в пластине под давлением до $2,5$ МПа посредством трубопроводов через суппорт, затем державку резца (блок). В эту систему входят насос высокого давления с электронным регулированием подачи СОЖ, дополнительный лопастной насос и распределительная аппаратура. С увеличением расхода СОЖ с $0,1$ до $2,3$ л/мин стойкость резца, при всех прочих равных условиях, возросла в $1,8$ раза. Рост давления подачи СОЖ от $P=0,1$ МПа до $2,5$ МПа привел к повышению стойкости в $4,0$ раза.

Литература: 1. Общий каталог ISCAR 10/2005. 2. Iscar upgrade metric version 2006 - russian

УДК.515.2 ; 518. 62

ВПЛИВ ЗМІНИ КУТА СХРЕЩУВАННЯ ОСЕЙ СПРЯЖЕНИХ ПОВЕРХОНЬ НА ЯКІСТЬ ОБРОБКИ МЕТОДАМИ ВІЛЬНОГО ОБКАТУ

Умінський С.М., канд. техн. наук (м. Одеса, Україна)

Results analytical and experimental researches of change of a corner of crossing of the connected surfaces of preparation and the tool are given during proces-sing cogwheels sheving by a method of " a short course ».

Проблема. При створенні нових машин (агрегатів, вузлів) проектувальник повинен орієнтуватись на такі геометричні розміри і форми, при яких швидкість зношування буде оптимальною. Суттєвий вплив на надійність створюваних і експлуатованих машин мають оптимізація навантаження і швидкості ковзання спряжених деталей. Тому при проектуванні необхідно комплектувати вироби деталями, які виявилися надійними в експлуатації, враховувати оптимальну технологічність конструкції. Особливу увагу треба звертати на локалізацію динамічних навантажень і вібрацій, виникаючих при роботі агрегатів і машин, тому що вони суттєво впливають на інтенсивність зношення, міцність і непередбачені поломки деталей. При експлуатації сільськогосподарських машин виникають навантаження, що значно перевищують несучу здатність, то в такому випадку потрібно підвищити надійність можливо за рахунок застосування конструкцій деталей і вузлів. Зубчасті передачі піддаються інтенсивному абразивному зношуванню в порівнянні з передачами, що працюють у закритих приміщеннях. Особливе значення ці вимоги мають для трудомістких і складних у виготовленні деталей машин, до яких відносяться зубчасті колеса.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. В даний час, вимоги підвищення продуктивності, забезпечення точності і якості обробки, необхідність зниження трудомісткості забезпечили широке поширення фінішної обробки зубцюватих вінців методами вільного обкату при схрещуваннях осей шевінгуванням і хонінгуванням. Шевінгування і хонінгування передбачає використання достатньо простого в налагодженні й обслуговуванні устаткування, а висока надійність елементів технологічної системи дозволяє використовувати процеси вавтоматизованих виробництвах [1]. Сутність шевінгування зводиться до механічного зішкрябування з оброблюваної поверхні тонких стружок у результаті взаємного ковзання спряжених поверхонь зубів шевера і заготовки. При цьому також має місце пластичне деформування металу в зоні обробки. Великим достоїнством шевінгування є висока продуктивність, низькі швидкості обробки, що забезпечує відсутність припалів, мікротріщин на оброблених поверхнях. У сучасному машинобудуванні використовується п'ять методів шевінгування зубчастих коліс: подовжнє, діагональне, тангенціальне, «короткого ходу» і урізне. Перераховані методи відрізняються між собою напрямком подачі, часом обробки, конструкцією шевера. Кожний з цих методів вибирають з урахуванням конкретних умов обробки. Особливістю шевінгування методом «короткого ходу» є те, що подача заготовки спрямована перпендикулярно до осі шевера. Однією з позитивних сторін цього методу є можливість використання шевера з меншою шириною зубцюватого вінця при обробці коліс з більшою шириною зубцюватого вінця в порівнянні з тангенціальним методом [2]. При шевінгуванні процес різання здійснюється за рахунок удавлення ріжучих зубців шевера у западину між зубами оброблюваної заготовки, що призводить до виникнення пружних деформацій технологічної системи. У процесі здійснення тангенціального і «короткого ходу» методів шевінгування величина зусиль різання, що призводить до деформації технологічної системи при врізанні шевера збільшується, а при виході зменшується [3]. У період врізання шевера відбувається збільшення віддаленого припуску і як наслідок збільшується пляма контакту інструмента і заготовки.

Мета досліджень: визначити вплив зміни кута схрещування осей спряжених поверхонь заготовки та інструменту в процесі обробки зубчастих коліс шевінгуван-

ням методом «короткого ходу»; визначити параметри споруди технологічної системи, та аналітичні залежності розрахунку ширини інструменту для шевінгування методом «короткого ходу» при враховуванні зміни геометричних параметрів верстатного зачеплення, що виникають в результаті зносу інструменту.

Результати досліджень. Збільшення плями контакту призводить до зростання зусиль різання, що у цей період досягають таких значень, при яких подальшого врізання ріжучих зубців шевера у бічну поверхню оброблюваної заготовки вже не відбувається. У цей період шевер своїм ділильним циліндром перекочується по ділильному циліндру оброблюваного колеса [3]. На початку робочого ходу кут схрещування осей шевера і заготовки Σ' утворений проекцією осей на площину Π відрізняється від розрахункового кута схрещування. Утворююча ділильного циліндра шевера складає з площиною Π кут ΔV . Тому на початку робочого ходу буде мати місце комбінований перекис осей шевера і заготовки: перекис осей шевера і заготовки (кут $\Delta \Sigma$), відхилення від паралельності осей (кут ΔV) [4]. З фігури (див.рис.1) випливає, що найбільше відхилення осі шевера від розрахункового значення досягається на початку і кінці циклу обробки (P_1 і P_3). У середині циклу обробки (P_2) вісь шевера O_3 практично не буде мати відхилень і залишається рівнобіжною площині Π .

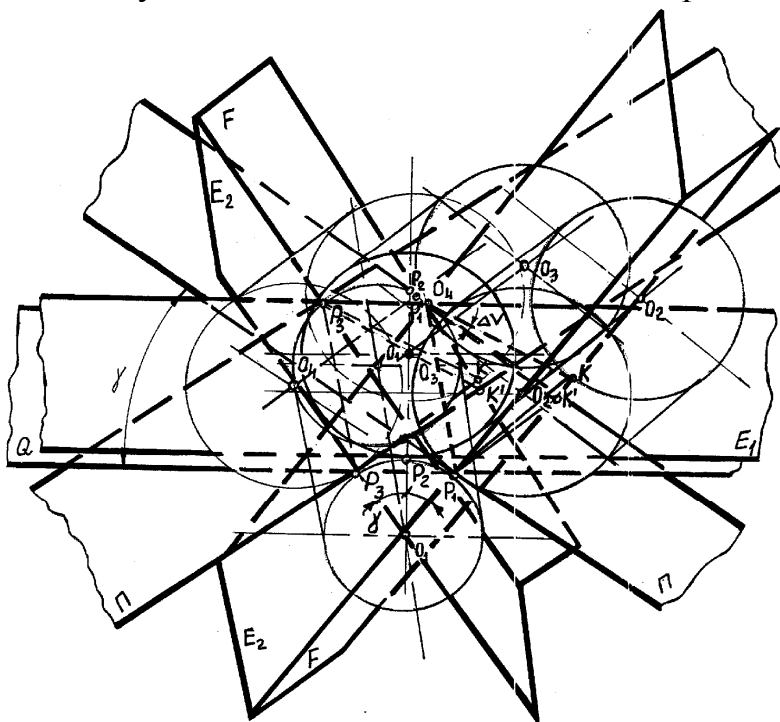


Рис. 1. Зміна міжвісьової відстані при шевінгуванні методом «короткого ходу».

У цей період площини Π і E_1 збігаються [5]. Для визначення максимального кута непаралельності осей шевера і заготовки необхідно спроектувати осі заготовки й інструмента в момент початку обкату на площину E_1 (P_1K^1 і $P_1P_1^1$). У результаті проєктування $P_1P_1^1$ на площину F одержуємо відрізок P_1K . Кут $K P_1K'$ є максимальною величиною непаралельності осей шевера і заготовки. З фігури (рис. 1) випливає, що $KK' = P_1P_1^1 \operatorname{tg} \gamma$;

$$\operatorname{tg} \Delta V = KK' / P_1K', \quad \operatorname{tg} \Delta V = \operatorname{tg} \gamma \sin \Sigma' \quad (1)$$

У формулі (1) Σ' - дійсне значення кута схрещування осей заготовки й інструмента на початку циклу обробки, град. Крім того, з фігури (рис. 2):

$$\operatorname{tg} \Sigma' = \operatorname{tg} \Sigma \cos \gamma, \quad \sin \Sigma' = (\operatorname{tg} \Sigma \cos \gamma) / \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \Sigma \cos^2 \gamma} \quad (2)$$

Відстані $O_1O_2 = r_{11} + r_0$, $O_1K = r_{11} + r_0 - \Delta\alpha$, де $r_{11} = r_1 / \cos^2 \Sigma$ є приведеним радіусом кривизни оброблюваної заготовки, мм; r_1 – радіус ділильної окружності заготовки, мм; r_0 – радіус ділильної окружності шевера, мм; $\Delta\alpha$ – зміна положення центра схрещування осей заготовки й інструмента, мм:

$$\cos \gamma = \frac{r_0 \cos^2 \Sigma + r_1 - \Delta\alpha \cos^2 \Sigma}{r_0 \cos^2 \Sigma + r_1},$$

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\cos \Sigma \sqrt{\Delta\alpha(2(r_0 \cos^2 \Sigma + r_1) - \Delta\alpha \cos^2 \Sigma)}}{r_0 \cos^2 \Sigma + r_1 - \Delta\alpha \cos^2 \Sigma}. \quad (3)$$

Підставляючи вирази (2) і (3) у формулу (1) одержуємо вирази для визначення кута непаралельності осей, перекоосу осей шевера і заготовки :

$$\operatorname{tg} \Delta V = \sin \Sigma \sqrt{\frac{\Delta\alpha(2(r_0 \cos^2 \Sigma + r_1) - \cos^2 \Sigma)}{(r_0 \cos^2 \Sigma + r_1)(1 + \operatorname{tg}^2 \Sigma)(r_0 \cos^2 \Sigma + r_1 - \Delta\alpha \cos^2 \Sigma)}}, \quad (4)$$

$$\sin n \Sigma' = \operatorname{tg} \Sigma \sqrt{\frac{r_0 \cos^2 \Sigma + r_1 - \Delta\alpha \cos^2 \Sigma}{(r_0 \cos^2 \Sigma + r_1)(1 + \operatorname{tg}^2 \Sigma)}}, \quad (5)$$

$$\Delta \Sigma = \Sigma' - \Sigma. \quad (6)$$

У процесі шевінгування методом «короткого ходу» найбільше значення кут ΔV досягає при врізанні і виході шевера (т. P_1 і P_3), і наближається до нульового значення при максимальних деформаціях технологічної системи (т. P_2). У цих крапках похибка напрямку зуба буде максимальною, тому що в результаті виникаючого перекоосу осей шевера і заготовки відбудеться зміна площі плями контакту. Довжина плями контакту в цьому випадку зменшується, що призводить до врізання ріжучих зубців шевера на велику глибину на початку і кінці циклу обробки. Довжина плями контакту згідно праць [2,5] залежить від параметрів верстатного зачеплення. Для випадку обробки шевінгуванням методом короткого ходу, виникаюча похибка напрямку зуба [6,7,8] буде визначитися залежністю:

$$F_{\beta 1,2} = l_k \operatorname{tg} \Delta \Sigma + 2b_1 \operatorname{tg} l n \operatorname{tg} \Delta V, \quad (7)$$

де $F_{\beta 1,2}$ - похибка напрямку зуба, мм; α_n - нормальний кут зачеплення, град; b_1 - ширина зубцюватого вінця заготовки, мм; ΔV - величина кута непаралельності осей, град. $\Delta \Sigma$ - величина кута перекоосу осей шевера і заготовки, мм.

Довжина плями контакту, згідно праці [7] визначається залежністю:

$$lk = \sqrt{\frac{2gz}{\operatorname{tg} \ln(\operatorname{tg} \beta_1 - \operatorname{tg} \beta_0)}}, \quad (8)$$

де Z - величина припуску, що видаляється, мм; β_1 - кут нахилу лінії зуба оброблюваного колеса, град; β_0 - кут нахилу лінії зуба інструмента, град; g - довжина лінії зачеплення, мм.

Після підстановки в залежність (7) виразів (4), (6), (8) одержуємо:

$$F_{b12} = \frac{\operatorname{tg}(\Sigma' - \Sigma) \sqrt{2gz}}{\operatorname{tg} \ln(\operatorname{tg} \beta_1 - \operatorname{tg} \beta_0)} + 2b_1 \operatorname{tg} l n \sin \Sigma \sqrt{\frac{\Delta\alpha(2(r_0 \cos^2 \Sigma + r_1) - \cos^2 \Sigma)}{(r_0 \cos^2 \Sigma + r_1)(1 + \operatorname{tg}^2 \Sigma)(r_0 \cos^2 \Sigma + r_1 - \Delta\alpha \cos^2 \Sigma)}}. \quad (9)$$

Для залежності (9) величина g з достатньою точністю [7] може бути розрахо-

вана за формулою:

$$g = \frac{\sqrt{dw_1^2 - db_1^2}}{2 \cos \ln \sin \beta_1} + \frac{\sqrt{dw_0^2 - db_0^2}}{2 \cos \ln \sin \beta_0}, \quad (10)$$

де dw_1 і dw_0 - діаметри початкових циліндрів заготовки й інструмента, мм; dw_1 і dw_0 - діаметри основних циліндрів заготовки й інструмента, мм. На рис. 2 і рис. 3 зображені графіки залежності величини кута непаралельності осей від параметрів Δa , Σ .

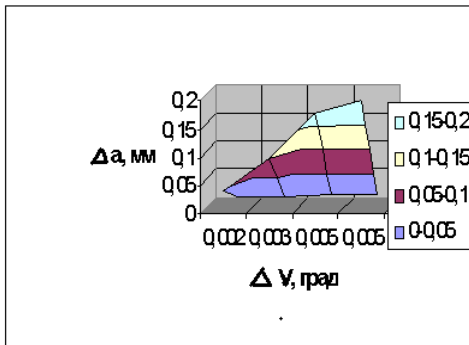


Рис. 2. Залежність величини кута непаралельності осей від Δa .

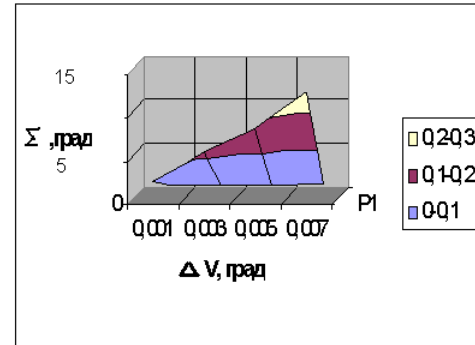


Рис. 3. Залежність величини кута непаралельності осей від Σ .

Економічну ефективність процесу шевінгування значною мірою визначає вартість інструменту, що використовується. Для тангенціального і «короткого ходу» методів шевінгування вартість інструменту дещо вища ніж при інших методах шевінгування. Це обумовлено більшою шириною зубчатого вінця таких шеверів, складністю їх конструкції і заточування.

При виборі і проектуванні шевера для обробки з подачею заготовки під кутом до осі шевера необхідно враховувати, що центр схрещування осей переміщається від одного торця до іншого. В цьому випадку відбувається зміна величини огорожувальної частини. Величина ширини шевера є найважливішим елементом його конструкції, і істотно впливає на продуктивність і якість обробки [7]. Найрізкіша зміна огорожувальної частини відбувається при тангенціальному і «короткого ходу» методах шевінгування. Для забезпечення достатнього контакту між зубами оброблюваного колеса і шевера, а також для отримання подовжньої модифікації зубів колеса, зубці шевера повинні мати угнутість в подовжньому напрямі. Ріжучі зубці шевера повинні бути зміщені один щодо іншого і розташовані по гвинтовій лінії, щоб компенсувати відсутність подовжньої подачі при знятті стружки. Величина зсуву зубців при переході від зуба до зуба рівна відношенню кроку між зубцями до числа зубів шевера. Аналіз традиційних залежностей для визначення ширини шевера для «короткого ходу» методу шевінгування показує, що вони враховують лише калібруючу частину ширини інструменту, залежну від ширини зубчатого вінця заготовки і кута схрещування осей заготовки і інструменту. Для виміру величини профілюючої частини шевера використовувалася система відліку, яка не пов'язана з профілюючим кон-туром, розглянута в двох проекціях -радіальній і торцевій. Розглянуті геометричні параметри верстатного зачеплення, що визначають довжину і положення в просторі лінії зачеплення, а також довжину і розташування на ній активної її частини. Крім того, в традиційних залежностях не враховується положення активної частини лінії зачеплення по всій її довжині щодо полюса верстатного зачеплення і зміна цього положення у міру переточування і зносу інструменту, що призводить до

появи необроблених ділянок біля торця зубів заготовки [8]. Переточування і знос інструменту в значній мірі впливають на величину кута торцевого зачеплення, в полюсі його величина зменшується. Точність і якість обробки при шевінгуванні методом «короткого ходу» визначатимуться радіусом основного кола заготовки r_{b1} , кутом торцевого зачеплення в полюсі α_{wto} , кутом торцевого тиску біля головки зуба α_{at1} . Отже, для повної обробки зубів по ширині в розрахункових залежностях для визначення ширини вінця інструменту необхідно враховувати мінімальне значення величини α_{wto} .

Розрахунок залежності для визначення ширини зубчатого вінця шевера для обробки методом «короткого ходу» має вигляд:

$$b_o = b_1 \cdot \cos \Sigma + db_1 \cos \alpha_{wth} \cdot \sin \Sigma (tg \alpha_{at1} - tg \alpha_{wth}), \quad (11)$$

де: α_{wth} - кут торцевого зачеплення зношеного шевера, град; Σ - кут схрещування осей заготовки і інструменту, град; b_1 - ширина зубчатого вінця заготовки, мм.

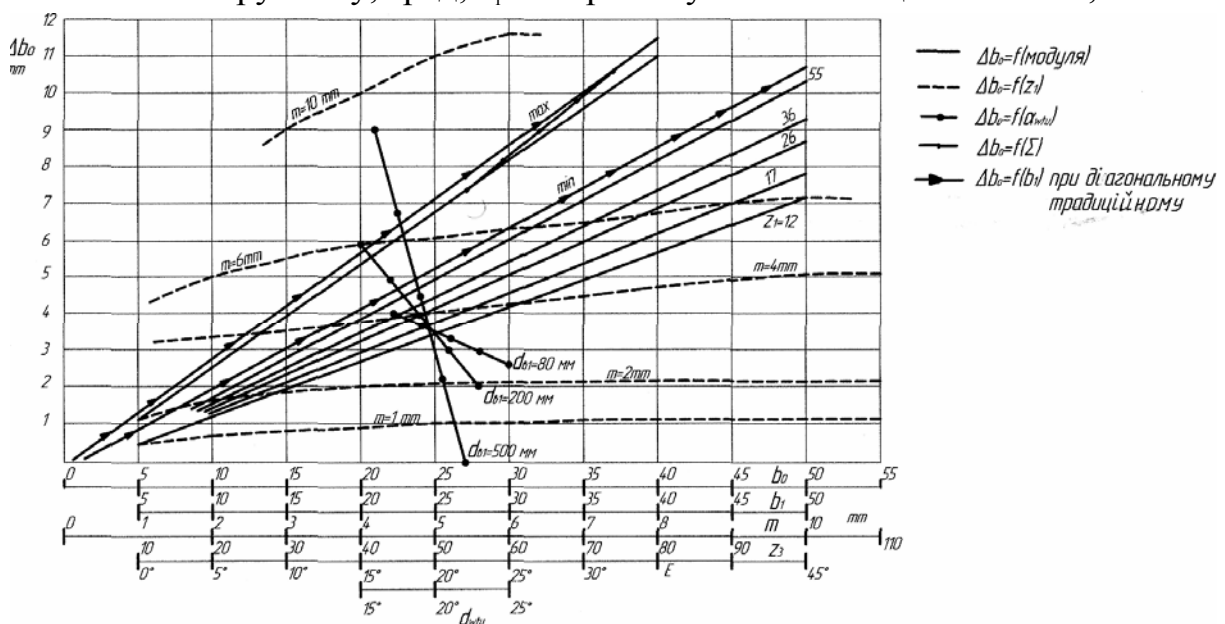


Рис. 4. Вплив незалежних параметрів верстатного зачеплення (числа зубів заготовки z_1 , модуля m , зміни кута α_{wto} в міру переточування й кута Σ схрещування) на величину профілюючої частини шевера $\Delta b\theta$.

У більшості традиційних розрахункових залежностей ширини профілюючої частини компенсована поправками на неточність установки і виготовлення заготовки. На рис. 4 представлені графіки, що характеризують вплив незалежних параметрів верстатного зачеплення (числа зубів заготовки z_1 , модуля m , зміни кута α_{wto} в міру переточування й кута Σ схрещування) на величину профілюючої частини шевера $\Delta b\theta$.

На цьому ж рисунку в графічній формі наведені залежності, що характеризують вплив на ширину шевера виправлень на неточність установки заготовки, спрацьовування кінцевих вимикачів й інших. Застосування розробленої методики дає найбільший ефект при розрахунку ширини вінця інструмента для обробки коліс із модулем більше 5 і менше 2 мм і числом зубів z_1 менше 40 і більше 60, а також у випадках обробки інструментом, що пройшов кілька переточувань. Різниця у величині ширини шевера при розрахунку по традиційній і розробленій методиці становить до 10-15 відсотків.

Висновки. 1. Отримані залежності (4), (5), (6), (9), (11) дозволяють оцінити вплив параметрів верстатного зачеплення на похибку напрямку зуба при шевінгуванні методом «короткого ходу», величину кута непаралельності осей, зміну кута схрещування осей шевера і заготовки в процесі обробки. 2. Проведені аналітичні й експериментальні дослідження дозволяють зробити висновок про те, що при шевінгуванні методом «короткого ходу» виникаючі на початку і в кінці циклу обробки деформації технологічної системи призводять до зміни кута схрещування осей шевера і заготовки, і як наслідок, виникненню похибки напрямку зуба. Зміна величини припуску, що видаляється, у процесі обробки призводить до зсуву плями контакту уздовж зуба заготовки, зміни площі плями контакту. 3. Найбільша похибка напрямку зуба після обробки буде відповідати заготовкам, які мають найбільше радіальне биття, коливання припуску під обробку. Зменшення похибки напрямку зуба при обробці методом «короткого ходу» досягається при збільшенні числа зубів інструмента, числа проходів. Найменша похибка напрямку зуба відповідає обробці з малими кутами схрещування осей заготовки й інструмента. 4. При визначенні параметрів споруди технологічної системи і розрахунках ширини інструменту для шевінгування методом «короткого ходу» необхідно враховувати зміну геометричних параметрів верстатного зачеплення, що виникають у результаті зносу інструменту. В цьому випадку досягається висока продуктивність і точність обробки.

Література: 1. Калашников С.Н., Калашников А.С. Изготовление зубчатых колес. – М.: Высшая школа, 1985. – 223 с. 2. Сухоруков Ю.Н. Влияние деформации систем на точность процесса шевингования зубчатых колес методом тангенциальной подачи. – Передовой научно-технический опыт. №6-63-285/34. – М., 1983. – С. 35-45. 3. Марков А.Л. Измерение зубчатых колес (допуски, методы и средства контроля). – Л.: Машиностроение, 1968. – 308 с. 4. Люкшин В.С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов. – М.: Машиностроение, 1967. – 372 с. 5. Умінський С.М. Дослідження зміни міжосьової відстані сполучених поверхонь інструмента й оброблюваного колеса при шевінгуванні // Вісник інженерної академії України №3, 2001. Частина 2. – С. 552-555. 6. Соколов В.Н. Повышение эффективности шевингования зубчатых колес. – Сборник 1. Пути повышения точности обработки зубчатых колес. – М.: Машгизд, 1954. 7. Уминский С.М., Подкорытов А.Н. Исследование влияния параметров станочного зацепления сопряженных поверхностей инструмента и заготовки на точность при обработке методом свободного обката // Аграрний вісник Причорномор'я, №4 (15), 2001. – С. 144–148. 8. Сухоруков Ю.Н., Евстигнеев Р.И. Инструменты для обработки зубчатых колес методом свободного обката. – К.: Техніка, 1983. – 120 с.

2. ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ, ОБОРУДОВАНИЕ, ИНСТРУМЕНТЫИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ

УДК 621.923

ОЦЕНКА ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ПОКРЫТИЙ, НАНЕСЕННЫХ ПОД СЛОЕМ ФЛЮСА И ПОДВЕРГНУТЫХ ДЕФОРМАЦИОННОМУ УПРОЧНЕНИЮ

Скобло Т.С., докт. техн. наук., Коломиец В.В., докт. техн. наук.,
Нетецкий Л.Г., канд. техн. наук., Ридный В.Ф., канд. техн. наук., Ридный Р.В.
(г. Харьков, Украина)

The results of comparative experimental researches of wear resistance of samples of coverings put under a layer of flux with deformational by hardening power sharpening and without him are given

Известно, что подавляющее число неаварийных отказов машин связано с износом поверхностей трущихся пар. В связи с этим поиск путей повышения долговечности деталей, изнашиваемых в процессе работы, остаётся актуальной задачей.

Одним из наиболее простых и доступных способов упрочнения поверхностных слоёв является обработка специальным точением при механической обработке деталей. Явление деформационного упрочнения или поверхностного наклёпа имеет место при точении поверхностей обычными резцами, но в этом случае эффект этого явления весьма незначителен. При использовании специального силового точения эффект упрочнения можно существенно усилить [1]. В работе, использовано силовое точение специальными резцами из сверхтвёрдых материалов (типа киборит) с большими отрицательными значениями переднего угла ($\gamma = -40^\circ$).

Как показано в работах [2, 3] при таком точении покрытий в зоне резания создаётся такой уровень температур и удельных давлений, который приводит к формированию в этой зоне слабо травящихся закалочных структур, так называемых «белых слоёв», которые имеют микротвёрдость примерно в 1,8 раза выше, чем покрытия.

Целью настоящей работы является оценка работоспособности покрытий, подвергнутых деформационному упрочнению специальным силовым точением. Опыты проводили на машине трения МИ-1М и оценивали износ образцов с покрытиями, наносимыми на образцы, вырезанные из вала КПП трактора Т-150, и восстановленные нанесением покрытий методом электродуговой наплавки, под слоем флюса. В качестве контрольных использовали образцы с таким же покрытием, но без деформационного упрочнения. Величину износа оценивали по потере массы образцов в процессе испытаний с помощью аналитических весов АДВ-200, погрешность которых не превышала $\pm 0,2$ мг. Нарботку оценивали величиной пути трения (м). Взвешивание производили - через каждые 2 минуты работы, что соответствовало 200м пути трения. Количество измерений составляло – 110, при общей наработке 22000м. Количество образцов для испытаний выбирали исходя из условия трёх испытаний на каждый вариант технологии. Характеристика среды и режимов испытаний представлены в табл. 1 и табл.2.

Абразивный износ деталей является наиболее распространенным видом [4, 5]. Частицы абразива, циркулирующие с маслом, вызывают повышенный износ наиболее нагруженных деталей, в частности, подшипников качения и материала рабочих

поверхностей вала. В проводимых экспериментальных исследованиях моделирование состава абразивной составляющей производили путем введения кварцевого песка, обладающего высокой микротвердостью, следующего гранулометрического состава: 70% размером 5 мкм и 30% - 10 мкм из расчета 0,8г абразива на 100г смазочного материала – трансмиссионного масла. Такое количество кварцевого песка обеспечивало ускоренное испытание на абразивный износ.

Таблица 1

Характеристика среды испытаний

Вид среды	Наименование или марка	Дополнительные характеристики среды	Концентрация абразивного материала в смазочном
Смазочный материал	Масло трансмиссионное	–	0,8%
Абразивный материал	Механическая смесь кварцевого песка БЧС ГОСТ 26227-81	70 % размером 5мкм и 30 % - 10 мкм	

Таблица 2

Режим испытаний

Нагрузка, Н	Скорость относительного скольжения, м/с	Подогрев масла в нормальном режиме	Метод смазывания	Режим подачи среды испытаний
150	1,67	Самопроизвольный фрикционный разогрев	Капельный	1 капля в 20с

На каждый образец предварительно перед началом, а также в процессе испытаний из расчета одна капля каждые 20с на поверхность трения наносили тщательно перемешанную суспензию, состоящую из масла и абразивных частиц.

Для оценки полученных результатов, согласно рекомендациям [4], определяли также относительную износостойкость образцов из выражения $U = \frac{\Delta P_2}{\Delta P_0}$, где $\Delta P_2, \Delta P_0$ – изменение массы эталона и образца в процессе испытаний, г.

По результатам испытаний получали зависимости величин износа от пройденного пути трения в периоды приработки (рис. 1) и установившегося износа (рис. 2).

Установлено, что величины износов сопоставляемых образцов имеют различные значения, как в период приработки, так и в области установившегося процесса (табл. 3).

Таблица 3

Результаты испытания образцов на износ

Испытываемый образец	Износ в период приработки		Начало периода установившегося износа, тыс.м	Износ в установившемся периоде	
	среднее значение, мг	разброс значений, %		среднее значение, мг	разброс значений, %
Образцы №1	22,25	12,41	12,0	43,90	7,47
Образцы №2	20,45	16,92	2,8	36,6	8,15

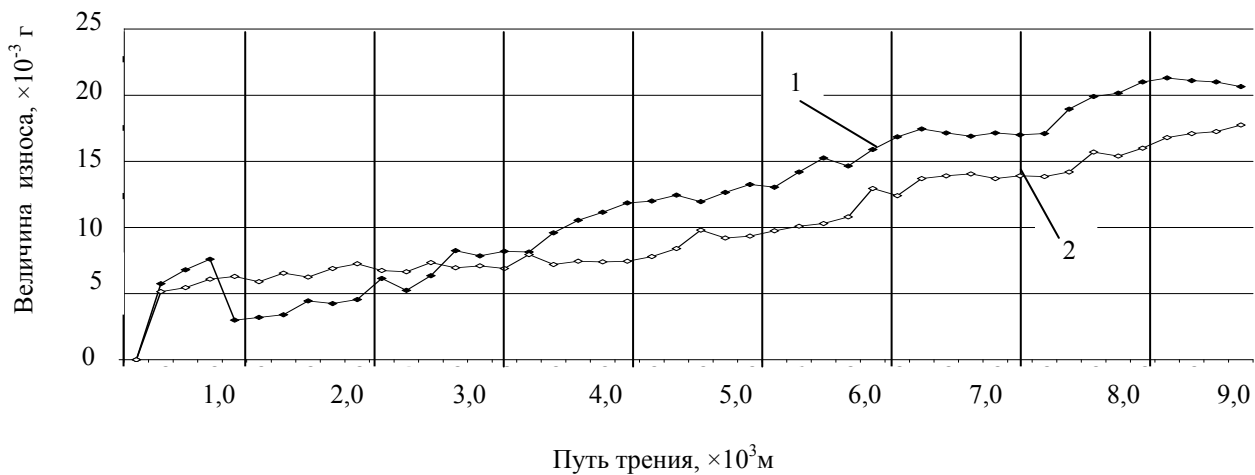


Рис. 1. Зависимость величины износа от пути трения в период приработки покрытий, нанесенных: 1 – без упрочняющей механической обработки; 2 – с упрочняющей механической обработкой.

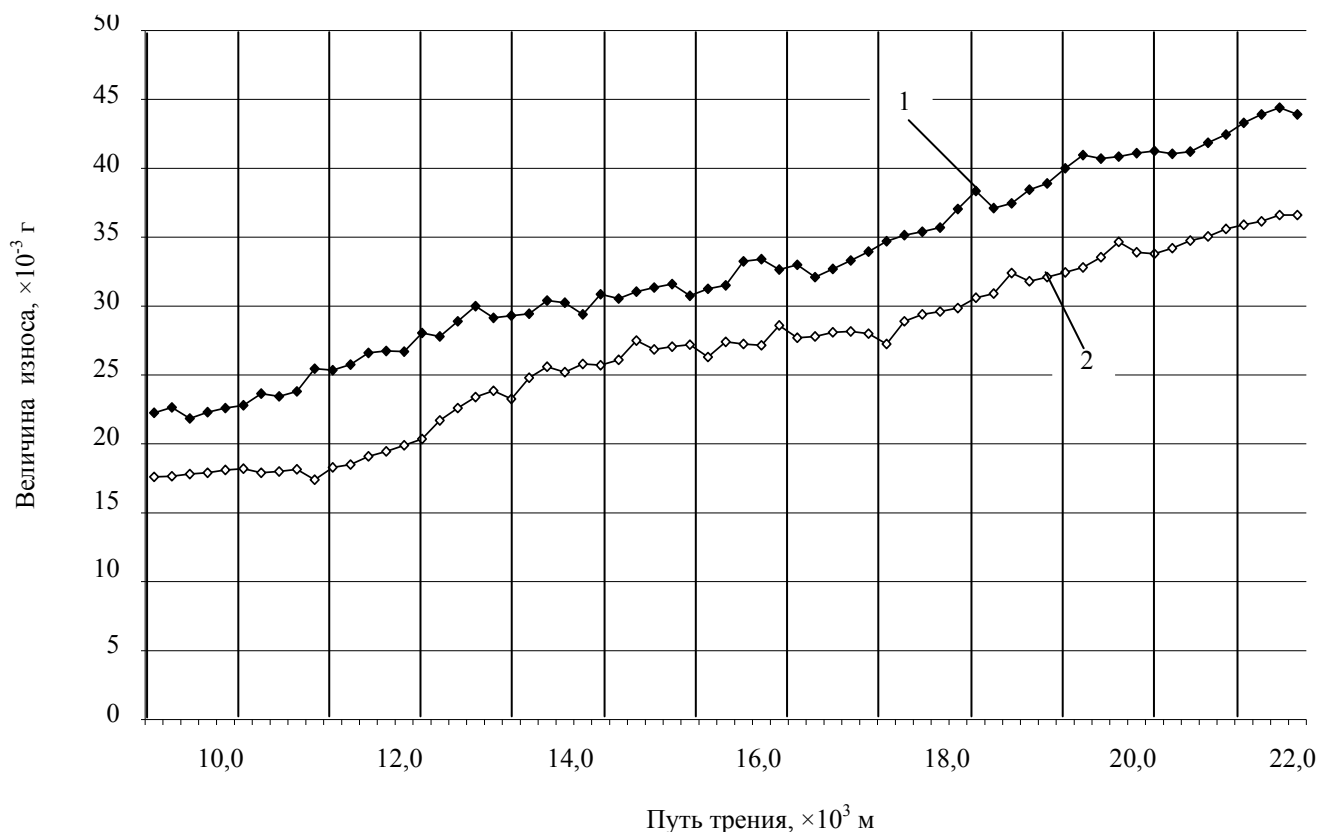


Рис. 2. Зависимость величины износа от пути трения в период установившегося износа покрытий нанесенных: 1 – под флюсом АН-348А и без упрочняющей механической обработки; 2 – под флюсом АН-348А с упрочняющей механической обработкой.

На этапе приработки (до 9000м) меньший износ имели образцы, покрытие которых также было упрочнено силовым точением (образцы №2). Их износ составил 20,45 мг, а разброс значений достиг 17,12%. Большой износ имели образцы с покрытиями, но без упрочняющей обработки (образцы №1). Их износ составил 22,25 мг, а отклонения крайних значений от среднего не превышали 12,41%.

На следующем этапе изучался период установившегося процесса, что соответствовало от 9000 до 22000м пути трения. По окончании опытов меньший износ по-

казали образцы, покрытия которых были упрочнены специальной механической обработкой (№2). Значение износа составило 36,6мг, а разброс значений достиг 16,92%. Большой износ на этом этапе показали образцы с покрытиями, но без упрочняющей обработки (№1) – 43,90мг, (разброс значений составили 7,47%).

Для анализа полученных результатов определяли интенсивность износа в различные периоды времени.

Оценка интенсивности износа в период приработки показала, что в начальный период времени (до 200м пути трения) для обоих вариантов она была примерно одинаковой и составила 0,045...0,050мг/м. На промежутке пути трения от 200 до 1000м интенсивность износа имела неустойчивый характер, очевидно в виду частичного схватывания и переноса металла. На пути трения от 1,0 до 6,0тыс.м интенсивность составила: для образцов №1 – 0,0026мг/м, для образцов №2 – 0,0021мг/м. На пути трения от 6,0 до 9,0тыс.м интенсивность износа образцов практически не изменялась составляя соответственно 0,0027мг/м и 0,0024мг/м, что свидетельствовало о переходе периода приработки в стадию установившегося износа.

Интенсивность изнашивания в установившемся периоде практически не менялась и составила для образцов № 1, 0,0015мг/м, а №2 – 0,0014мг/м.

Данные, приведенные на рис. 3 показывают, что большей относительной износостойкостью обладает покрытие, упрочнённое специальной механической обработкой. При этом её значения выше, особенно в период приработки примерно в 1,7 раза, а при установившемся процессе повышение стойкости менее значимо в сравнении с контрольным покрытием, которое не подвергалось деформационному упрочнению.

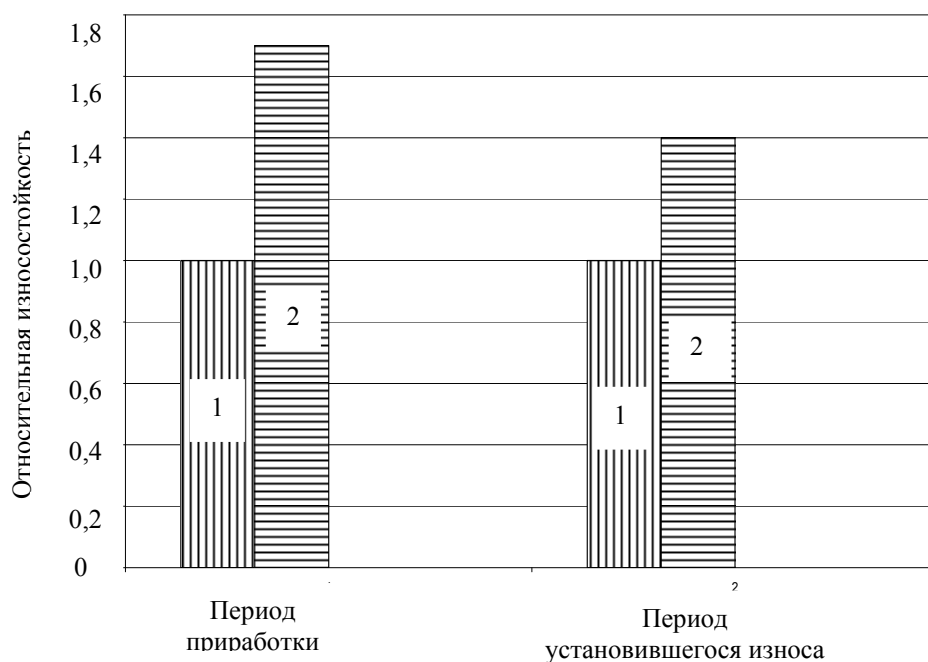


Рис. 3. Относительная износостойкость покрытий нанесенных: 1 – без упрочняющей механической обработки; 2 – с упрочняющей механической обработкой.

ность технологического метода упрочнения покрытий силовым точением резами из сверхтвёрдых материалов (типа киборит) с большими отрицательными значениями переднего угла ($\gamma = -40^\circ$) при механической обработке деталей восстановленных наплавкой под слоем флюса. Наименьший износ такая обработка обеспечивает в период приработки.

Литература: 1. Упрочнение стали механической обработкой. / В.Г. Карпенко, Ю.И. Бабей, Н.В. Карпенко, Э.М. Гутман, – Киев: Наукова думка, 1966. – 204с. 2. Коломиец В.В., Клименко С.А., Ридный Р.В., Путятин Л. И. Влияние механической обработки на свойства поверхностного слоя наплавленных деталей //Физические и компьютерные технологии: Труды 8-й международной научно-технической конференции.– Харьков., 2003. – С. 61 – 63. 3. Ридный Р.В. Влияние геометрии инструмента на физико-механические характеристики поверхностного слоя при точении наплавленных деталей //Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. «Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні» –2004.–№26.–С.262– 267. 4. Хрущев М.М., Бабичев М.А. Абразивное изнашивание. – М.,: Машиностроение, 1985. – 251 с. 5. Лившиц Б.Г., Крапошин В.С., Линецкий Я.Л. Физические свойства металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.

УДК 620.178.1516

СОВРЕМЕННАЯ ИНТЕРПРЕТАЦИЯ МЕТОДОВ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТВЁРДОСТИ МАТЕРИАЛОВ

Мощенок В.И., канд. техн. наук (г.Харьков,Украина)

The calculated method of determining universal and true hardness was suggested. Hardness dependence on indenter geometrical form, value and character of applied was shown. Conditions of indenter with realization of size effect were revealed. It has been recommended to calculate not universal but true hardness for obtaining real values.

Введение. Одним из наиболее распространенных методов оценки механических свойств материалов являются методы определения твердости. Пользуясь ими, решают десятки конкретных как производственных задач (контроль деталей на различных этапах технологического процесса), так и в научных исследованиях (оценка свойств новых материалов, защитных покрытий, структурных составляющих и т.д.). Особенно значима возможность косвенной оценки других механических характеристик материалов по твердости, например, определение условного предела прочности металлов в том случае, если изготовить образец для испытаний на растяжение не представляется возможным. Значения твердости широко используются для качественного рассмотрения связи между свойствами и структурой, а также для изучения поведения материала в эксплуатации. Число твердости может служить надёжным показателем его упругих свойств, сопротивления пластической деформации и разрушению. Однако многообразие существующих методов определения твердости значительно усложняет задачу сопоставления результатов, полученных разными методами.

Цель и постановка задачи. Использование различных методов определения твердости приводит к тому, что твердость зависит не только от свойств материала, но и от условий испытания. В общем случае твердость является интегральной характеристикой и поэтому особое значение приобретает подбор условий измерения (индентора, величины и характера прилагаемой нагрузки, выдержки под нагрузкой, скорости деформации под индентором), когда получаемые результаты будут одинаково зависеть от одних и тех же механических свойств изучаемого тела. В данной работе поставлена цель – проанализировать существующие методы оценки твердости и на их основе предложить наиболее объективную оценку твердости.

Результаты исследования. Существует много методов определения твердости. Наиболее распространены методы (Бринелля, Роквелла, Виккерса), в которых используется статическое вдавливание инденторов и разной геометрической формы

под фиксированной нагрузкой. По мнению многих авторов [1,2] они дают условную, очень усреднённую оценку твёрдости и не отражают поведения материала в процессе испытания.

В последние годы для определения твёрдости всё шире используется способ непрерывного индентирования, который известен как метод кинетической твёрдости [3]. В исследуемый материал индентор вдавливаются непрерывно и регистрируются два основных параметра: приложенная нагрузка и глубина внедрения индентора. Евростандартами [4,7] (рис.1) также предусмотрено кинетическое индентирование и рекомендуется определять расчетное значение универсальной твердости по отношению максимально приложенной нагрузки к контактной площади лунки под нагрузкой. Универсальная твердость представляет сопротивление конструкционных материалов упругому и пластическому деформированию инденторами в широком диапазоне прилагаемых нагрузок. В зависимости от того, какой формы индентор используется при индентировании в значительной мере различаются и значения универсальной твердости. Многообразие различных форм и геометрических параметров инденторов зачастую приводит к сложностям при сопоставлении результатов измерения универсальной твердости, полученных с помощью различных инденторов. Поэтому исследование зависимости универсальной твердости конструкционных материалов от формы и геометрических параметров применяемых инденторов имеет важной значение в современном машиностроении.

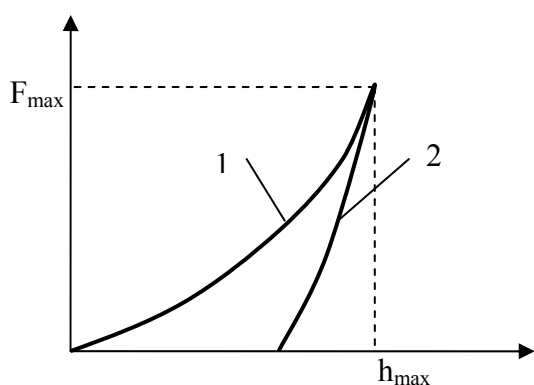


Рис. 1. Диаграмма индентирования: 1 - нагружение; 2 - разгрузка; F - нагрузка, Н; h - глубина внедрения индентора, мм.

В процессе формирования отпечатка при внедрении индентора реализуется широкий спектр значений скоростей относительной деформации и величин сдеформированного металла (глубин отпечатка) под влиянием как величины прилагаемой нагрузки, так и формы индентора, что сказывается на значениях твердости. В работах многих авторов отмечается, что независимо от метода индентирования при малых нагрузках обнаруживаются более высокие значения твердости, а при увеличении нагрузки твердость понижается. Такое явление получило название «размерный эффект при индентировании» [6] и его необходимо учитывать в испытаниях на твердость.

Предложено истинную и универсальную твердость материалов рассчитывать по следующим формулам, если в качестве инденторов использовать шарики диаметром 2,5мм; 5мм; и 10мм:

а) универсальная твердость:

$$HB_y^{2,5} = \frac{P}{S} = \frac{P}{7,854 \cdot h}; H / \text{мм}^2 \quad (1)$$

$$HB_y^5 = \frac{P}{S} = \frac{P}{15,708 \cdot h}; H / \text{мм}^2 \quad (2)$$

$$HB_y^{10} = \frac{P}{S} = \frac{P}{31,4159 \cdot h}; H / \text{мм}^2 \quad (3)$$

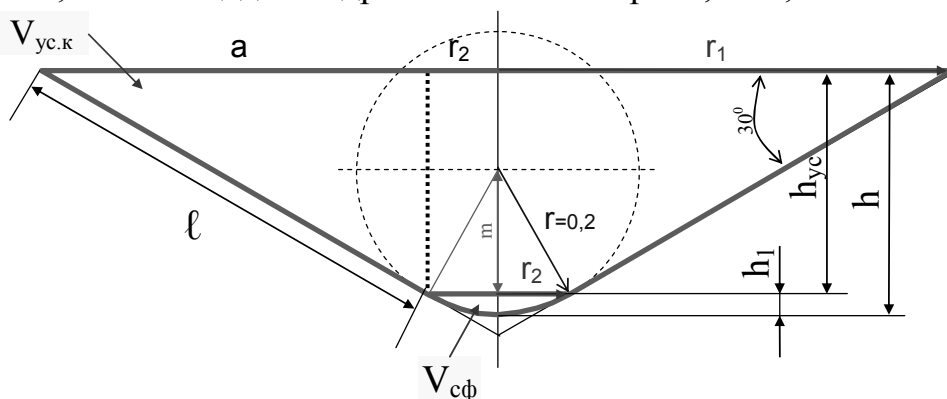
б) истинная твердость:

$$HB_u^{2.5} = \frac{F}{V} = \frac{F}{1,04719 \cdot h^2 \cdot (3,75 - h)}; H / \text{мм}^3 \quad (4)$$

$$HB_u^5 = \frac{F}{V} = \frac{F}{1,04719 \cdot h^2 \cdot (7,5 - h)}; H / \text{мм}^3 \quad (5)$$

$$HB_u^{10} = \frac{F}{V} = \frac{F}{1,04719 \cdot h^2 \cdot (15 - h)}; H / \text{мм}^3 \quad (6)$$

где F – сила сопротивления внедрению шарика, Н; h – глубина внедрения шарика, мм; S – площадь внедренной части шарика, мм²; V – объем внедренной части шарика, мм³.



Используя в качестве индентора конус с углом при вершине 120° и радиусом сферической части вершины 0,2 мм, (рис.2) универсальную и истинную твердость следует рассчитывать по формулам (7-11):

Рис. 2. Схема измерения твердости конусом: P – сила сопротивления внедрению индентора, Н; $h=h_{yc}+h_1$ – глубина внедрения конуса, мм; h_{yc} – высота усеченной части конуса, мм; h_1 – глубина внедрения сферической части конуса, мм; r_2 – радиус сферической части конуса, мм; r_1 – радиус конической части конуса, мм; $V_{сф}$ – объем сферической части конуса, мм³; $V_{ус}$ – объем усеченного конуса, мм³.

представляет собой скругленную вершину с радиусом скругления 0,2 мм, поэтому согласно схемы (рис. 2) объем внедренной части конуса следует рассматривать как сумму объемов внедренных частей сферы и усеченного конуса, а объем внедренной части конуса следует рассчитывать по формуле (7)

$$V = V_{сф} + V_{ус.к} = \left[\frac{1}{3} \pi \cdot h^2 (3R - h) \right] + \left[\frac{1}{3} \pi \cdot h_{ус.к} \cdot (r_1^2 + r_2^2 + r_1 \cdot r_2) \right], \quad (7)$$

где V – объем внедренной части конуса, мм³; $V_{сф}$ – объем сферической части конуса, мм³; $V_{ус.к}$ – объем усеченного конуса, мм³; r_2 – радиус сферической части отпечатка конуса, мм; r_1 – радиус конической части отпечатка конуса, мм; $h_{ус.к}$ – высота усеченной части конуса, мм; h – глубина внедрения конуса, мм.

а) универсальная твердость при глубине внедрения конуса $h \leq 0,027$ мм:

$$HR_y^k = \frac{F}{1,257 \cdot h}; H / \text{мм}^2 \quad (8)$$

б) истинная твердость при глубине внедрения конуса $h \leq 0,027$ мм:

$$HR_u^k = \frac{F}{1,0472 \cdot h^2 \cdot (0,6 - h)}; H / \text{мм}^3 \quad (9)$$

в) универсальная твердость при глубине внедрения конуса $h \geq 0,027$ мм:

$$HR_y^k = \frac{F}{S_{сф.к} + S_{бок.к}} = \frac{F}{10,88 \cdot h^2 + 0,66824 \cdot h + 0,00796}; H / \text{мм}^2 \quad (10)$$

г) истинная твердость при глубине внедрения конуса $h \geq 0,027$ мм:

$$HR_u^k = \frac{F}{3,1414 \cdot h^3 + 0,2895 \cdot h^2 + 0,0089 \cdot h - 0,000069}; H / \text{мм}^3, \quad (11)$$

где F – сила сопротивления внедрению конуса, Н; $S_{сф.к}$ – площадь сферической части конуса, мм^2 ; $S_{бок.к}$ – площадь боковой поверхности усеченного конуса, мм^2 ; V – объем внедренной части конуса, мм^3 .

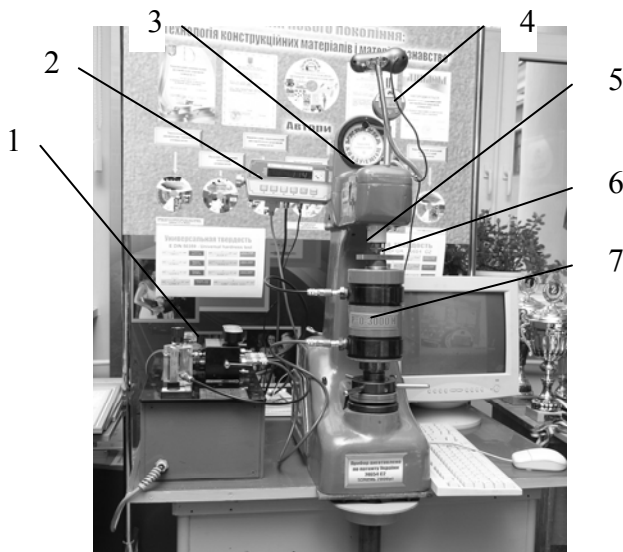


Рис. 3 Внешний вид универсального твердомера: 1- гидравлическая станция; 2- блок регистрации нагрузки; 3- универсальный твердомер; 4- индикатор регистрации глубины внедрения индентора; 5- индентор; 6- образец; 7- гидроцилиндр.

В случае, если индентором является пирамида Виккерса, универсальную и истинную твердость определяют по формулам (12-13).

а) универсальная твердость :

$$HV_y = \frac{F}{S_{бок}} = \frac{F}{26,428 \cdot h^2}; H / \text{мм}^2 \quad (12)$$

б) истинная твердость :

$$HV_u = \frac{F}{V} = \frac{F}{8,168 \cdot h^3}; H / \text{мм}^3, \quad (13)$$

где F – сила сопротивления внедрению пирамиды, Н; h – глубина внедрения пирамиды, мм; $S_{бок}$ – площадь боковой поверхности внедренной части пирамиды, мм^2 ; V – объем внедренной части пирамиды, мм^3 .

Для индентора - пирамиды Берковича с углом между гранями

$130,06^\circ$, универсальную и истинную твердость определяют по формулам (14-15).

а) универсальная твердость :

$$HB_y^{65,03} = \frac{F}{S_{бок}} = \frac{F}{26,4342 \cdot h^2}; H / \text{мм}^2 \quad (14)$$

б) истинная твердость :

$$HB_{ист}^{65,03} = \frac{F}{V} = \frac{F}{10,3107 \cdot h^3}; H / \text{мм}^2, \quad (15)$$

где F – сила сопротивления внедрению пирамиды, Н; h – глубина внедрения пирамиды, мм; $S_{бок}$ – площадь боковой поверхности внедренной части пирамиды, мм^2 ; V – объем внедренной части пирамиды, мм^3 .

С целью реализации на практике полученных методов определения твердости был сконструирован твердомер нового поколения, представленный на рис.3

Измерения проводились на универсальном твердомере, модифицированном гидравлической станцией фирмы «Фесто» (Австрия) с целью плавного перемеще-

ния образца на индентор. В качестве образцов металла со стандартным, заранее известным значением твердости, были выбраны образцовые меры твердости размером 120x75x18 мм с величиной твердости по Бринеллю 103 НВ, 176 НВ, 411 НВ. В качестве инденторов использовались: шарики $\varnothing=2,5$ мм, $\varnothing=5$ мм, $\varnothing=10$, мм, конус алмазный ($\alpha=120^\circ$), пирамида алмазная ($\alpha=136^\circ$).

Примеры зависимости универсальной и истинной твердости от глубины внедрения инденторов различной геометрической формы приведены на рис. 4; 5. Как следует из графиков, представленных на рисунках 4,5, характер изменения универсальной и истинной нанотвердости в зависимости от глубины внедрения индентора подобен и позволяет идентифицировать материалы по нанотвердости. При этом более высокие значения нанотвердости соответствуют малым нагрузкам, а с увеличением нагрузки на индентор нанотвердость монотонно уменьшается. Подобные явления при индентировании различных материалов получили название «размерный эффект».

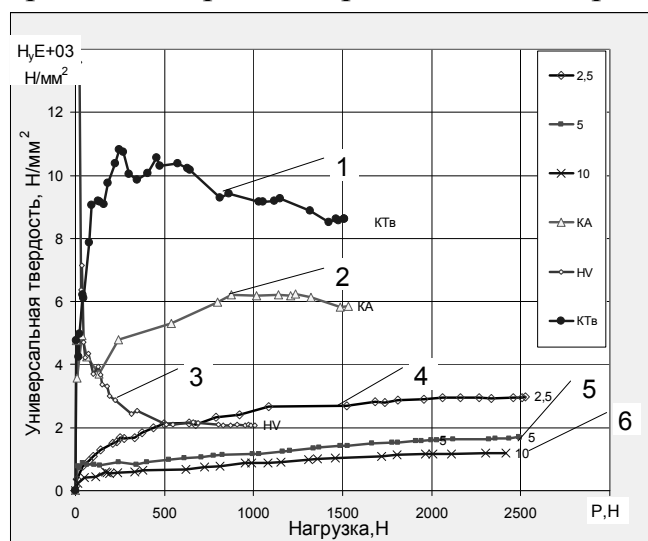


Рис. 4. Зависимость универсальной твердости от глубины внедрения индентора различной геометрической формы под постоянной нагрузкой $F=1000$ Н: 1-конус твердосплавный; 2 – конус алмазный; 3-пирамида Виккерса; 4-шарик диаметром 2,5 мм; 5 - шарик диаметром 5 мм; 6- шарик диаметром 10 мм.

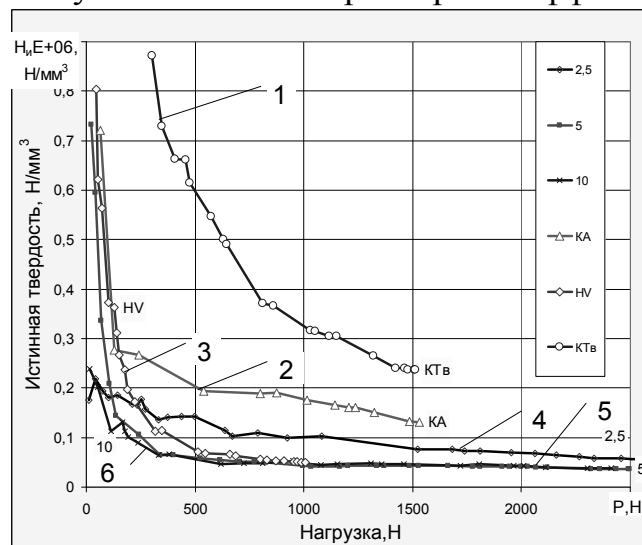


Рис. 5. Зависимость и истинной твердости от глубины внедрения индентора различной геометрической формы под прогрессирующей нагрузкой: 1 - шарик диаметром 10 мм; 2 - шарик диаметром 5 мм; 3- шарик диаметром 2,5 мм; 4 – пирамида Берковича; 5 - пирамида Виккерса; 6 - конус.

В работах многих ученых размерный эффект экспериментально зафиксирован при микро- и наноиндентировании алмазной пирамидой разных материалов, высказаны различные суждения о его причинах. Однако единого мнения нет, а существуют десятки гипотез, свидетельствующих о том, что твердость нельзя рассматривать, как «простое» свойство, поскольку во время испытаний в зависимости от нагрузки и формы индентора создается сложная картина очень высоких локальных напряжений и реализуется несколько механизмов их релаксации, которые в последнее время тщательно исследуются и анализируются. Однако бесспорным является существование размерного эффекта в определенных условиях испытания макро-, микро- и нанотвердости и его необходимо учитывать как при оценке самой твердости, так и других физико-механических свойств (если между ними имеется корреляция), а также при аттестации состояния поверхности, в большинстве случаев определяю-

щей работоспособность изделий

Выводы. 1. В работе предложены расчетные формулы для определения универсальной и истинной твердости материалов с использованием различных видов инденторов (шариков, конуса, пирамид Берковича и Виккерса). 2. Доказано, что универсальная и истинная твердость материала зависят прежде всего от геометрической формы индентора, глубины его внедрения, характера прилагаемой нагрузки. 3. Выявлен размерный эффект при определении твердости инденторами различной формы. 4. Для получения реальных значений твердости необходимо проводить испытания в широком диапазоне нагрузок и рассчитывать истинную твердость, учитывая максимальный размерный эффект во всем интервале индентирования, особенно при малых усилиях внедрения.

Литература: 1. А.Г.Колмаков, В.Ф.Терентьев, М.Б.Бакиров. Методы измерения твердости. Москва, «Интермет инжиниринг», 2005, 150 с. 2. Б.В.Мотт. Испытание на твердость микровдавливанием // Пер.с англ. под редакцией Е.С.Берковича. М.: Металлургиздат, 1960, 340 с. 3. С.И. Булычев, В.П. Алехин. Испытание материалов непрерывным вдавливанием индентора. Москва, «Машиностроение», 1990, 224 с. 4. DIN 50359-1. Prüfung metallischer Werkstoffe – Universalhärteprüfung. Teil 1: Prüfverfahren. 5. В.И. Мощенок. Определение истинной твердости деталей дорожных машин инденторами различной формы // Вестник ХНАДУ, Харьков, 2007, вып. 38, с. 285. 6. Y. Gubicza, N. Rozlosnik, A. Yuhauz. Comment on Indentation Size Effect: reality or artifact // Journal of materials science, letter 16, 1997, p. 1904. 7. ISO/DIS 14577-1. Metallische Werkstoffe - Instrumentierte Eindringprüfung zur Bestimmung der Härte und anderer Werkstoffparameter. Teil 1: Prüfverfahren.

УДК 669-141

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ ПРИ РАЗНЫХ СПОСОБАХ УПРОЧНЕНИЯ СТАЛИ МЕТОДОМ ТВЕРДОСТИ МИКРОВДАВЛИВАНИЕМ

Мощенок В.И., канд.техн.наук, **Тарабанова В.П.**, канд.техн.наук (г.Харьков, Украина)

It is researched the distribution of microhardness after surface hardening from the edge of surface to the depth of the detail. It is explained the decreasing of microhardness on the edge of the surface. It is researched the microhardness and depth of surface's layer after continuous and waver laser radiation.

Введение. Твердость является важной характеристикой механических свойств конструкционных материалов. Определение твердости или микротвердости является методом, который позволяет оценить эксплуатационные свойства материалов.

Режимы поверхностного упрочнения существенно влияют на структурообразование, что приводит к соответствующему распределению микротвердости и изменению эксплуатационных свойств.

Цель и постановка задачи. Исходя из вышеизложенного, целью данной работы было исследование микротвердости вдавливанием поверхностных слоев стальных образцов после химико-термической и лазерной обработки. Задача работы заключалась в установлении закономерности распределения микротвердости от края по сечению после разных способов упрочнения поверхности.

Результаты исследования. Исследование твердости поверхностного слоя после цементации стали 20 показало, что максимальная твердость достигается не на поверхности образцов, а на некоторой глубине, начиная с 0,25 мм в зависимости от полной толщины цементированного слоя.

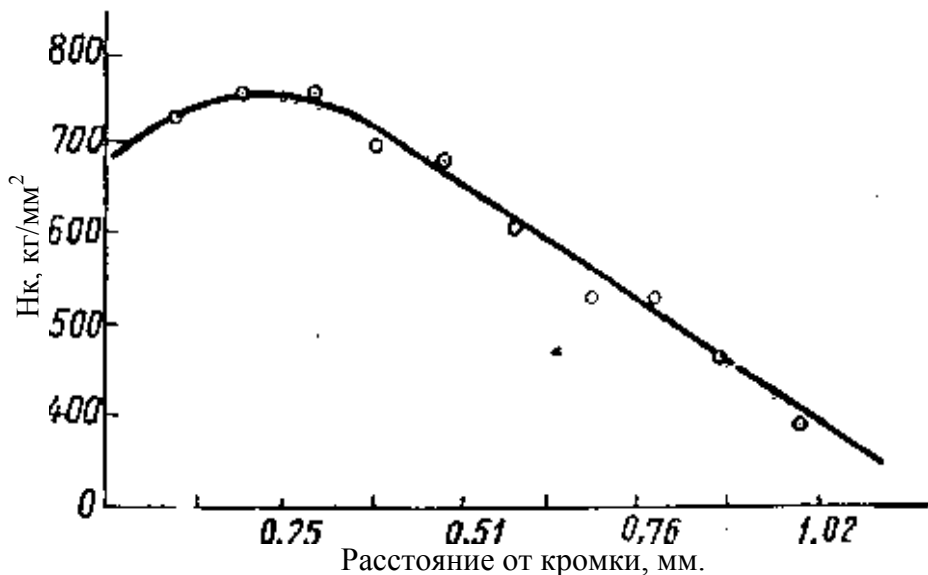


Рис.1 Изменение по глубине твердости цементированной стали.

На рис.1 приведена кривая, которая показывает изменение твердости с удалением от поверхности. Глубина, которая отвечает максимуму твердости, зависит от размеров отпечатков, а также от свойств цементированного слоя. Но самое

главное, на что следует обратить внимание, это тот факт, что максимальная твердость соответствует месту, несколько удаленному от края поверхности.

Аналогичная закономерность наблюдалась и в других случаях, когда цементации подвергались тонкие листы низкоуглеродистой стали. При этом после цементации следовали разные режимы термической обработки, поэтому значения твердости несколько отличаются, но закономерность одинаковая. Для всех случаев максимальная твердость достигается на глубине 0,08...0,1 мм.

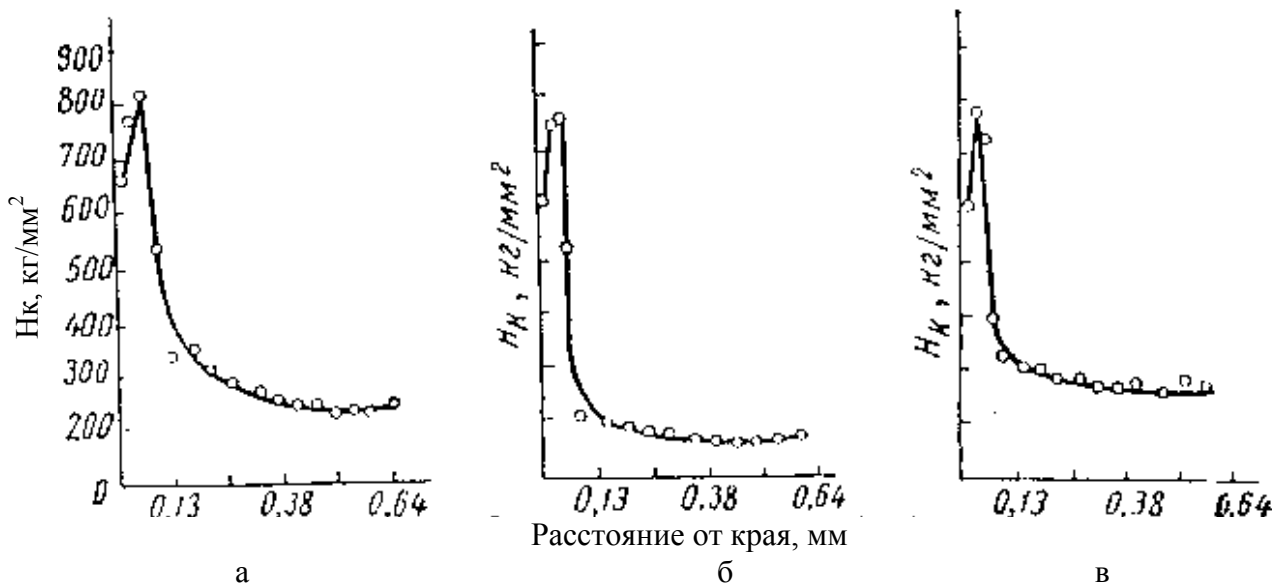


Рис.2 Изменение твердости тонких листов цементированной стали после разных режимов термической обработки: а – двойная закалка; б – закалка от температуры выше A_{c3} ; в – закалка от температуры выше A_{c1} .

В табл.1 приведены данные по снижению микротвердости поверхностного слоя. Аналогичные исследования были проведены и после азотирования и все они показали, что максимальная твердость отвечает глубине от 0,05 до 0,25 мм.

Последующие исследования касались изучения влияния режима закалки лазерным излучением на характер распределения твердости.

Известно, что лазерная термическая обработка с успехом используется в производстве, так как дает возможность улучшить режущие свойства инструмента и отдельных деталей в машиностроении.

Данные эксперимента

Вид обработки	Снижение твердости на кромке поверхностного слоя по отношению к максимальной твердости, %
1. Цементация толстостенных образцов	10
2. Цементация тонких листов с последующей двойной закалкой	15
3. Цементация тонких листов с последующей закалкой выше A_{c3}	16
4. Цементация тонких листов с последующей закалкой выше A_{c1}	14

Обработка лучом сварных швов после электронно-лучевой сварки позволяет улучшить качество за счет изменения микроструктуры и снятия внутренних напряжений. Главными параметрами, которые непосредственно определяют технологический процесс, есть продолжительность импульса, энергия импульса, удельная мощность излучения.

Лазерный нагрев имеет ряд существенных преимуществ, к которым относятся: концентрация энергии в малых объемах, простота регулирования, возможность подведения энергии в труднодоступные точки, высокая стабильность процесса. В зоне действия имеют место существенные изменения субструктуры, уменьшаются размеры блоков, увеличиваются микронапряжения, растет плотность дислокаций.

Влияние лазерного излучения в режимах гигантского импульса на изменение структуры объясняется высокими скоростями закалки ($\approx 10^6$ град/с), высокими температурными градиентами ($\approx 10^5$ град/с), процессами ионной бомбардировки.

При действии лазерного излучения в поверхностных слоях металлов имеют

место структурные и фазовые превращения, которые приводят к увеличению микротвердости по сравнению с микротвердостью исходной структуры, снижению коэффициента трения и снижению износа поверхности. Поэтому использование лазерного излучения для поверхностной закалки разного рода инструмента и деталей машин есть одним из методов повышения их износостойкости.

Одной из проблем есть использование влияния на свойства и, в первую очередь, на микротвердость разных видов лазерного излучения.

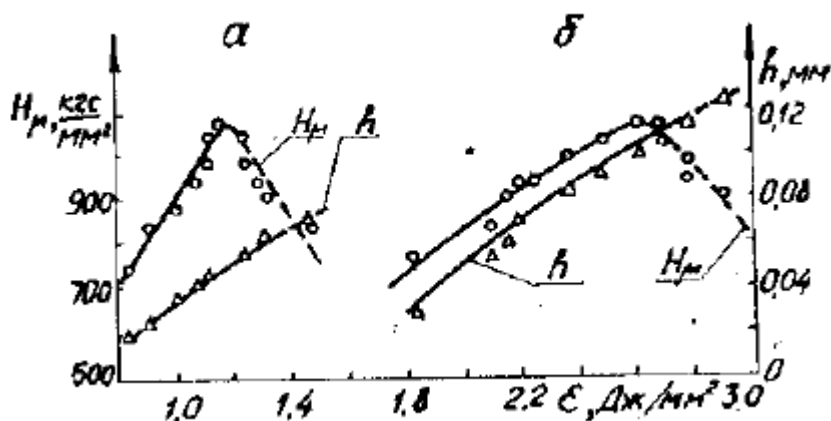


Рис.3. Зависимость глубины h и микротвердости H_m от плотности энергии лазерного излучения при импульсной обработке с продолжительностью импульса 1,2 мс, (а); зависимость глубины h и микротвердости H_m от плотности энергии лазерного излучения при импульсной обработке с продолжительностью импульса 6,0 мс, (б).

Большое значение имеет также глубина упрочненного поверхностного слоя.

Закалке лазерным излучением подвергались образцы из стали ХВГ, которые предварительно подвергались объемной закалке и трехкратному отпуску.

Импульсная обработка проводилась лазерным излучением с длиной волны 1,06 мкм при продолжительности импульса 1,2; 3,5; 4,5; 6,0 мс.

При непрерывной лазерной обработке использовалось излучение CO₂ – лазера с длиной волны 10,6 мкм. Измерение микротвердости показало, что имеет место ее снижение непосредственно на самом краю при всех режимах лазерного излучения. Кроме того была прослежена зависимость глубины h и микротвердости от плотности энергии лазерного излучения ϵ при импульсной обработке при продолжительности импульса 1,2 мс (рис.3, а) и 6,0 мс (рис.3, б).

Как видим, зависимость микротвердости носит экстремальный характер. Наибольшее значение при продолжительности импульса 1,2 мс имеет место при плотности энергии 1,2 Дж/мм², а в случае продолжительности импульса 6,0 мс – при плотности энергии излучения 2,6 Дж/мм².

Наименее выраженная, но, в некоторой степени прослеживаемая экстремальная зависимость наблюдается между значениями микротвердости и скоростью перемещения луча по поверхности образца V при непрерывной обработке с плотностью

мощности лазерного излучения $q=1,9 \cdot 10^4$ Вт/см² (рис.4)

Из графиков, представленных на рис.3, 4 следует, что при непрерывной лазерной обработке глубина зоны поверхностной закалки приблизительно на порядок больше, чем при импульсной. Это объясняется разницей в скоростях нагрева и охлаждения при разных режимах лазерной обработки.

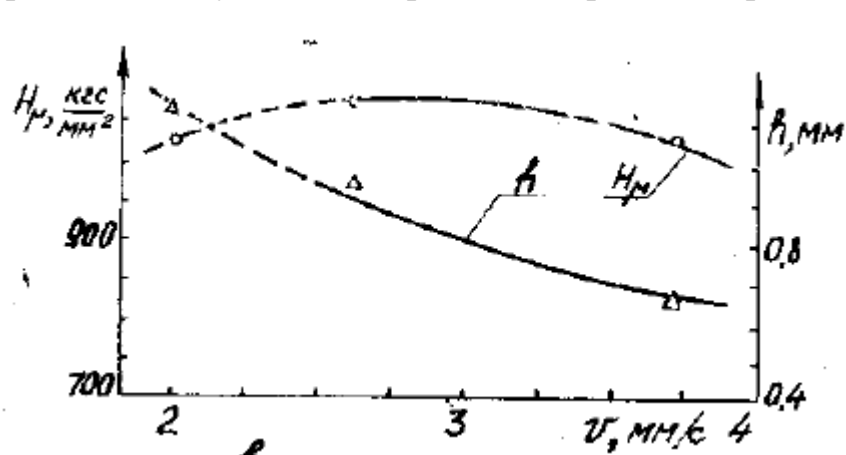


Рис.4 Зависимость глубины h и микротвердости H_m от скорости перемещения излучения по поверхности образца с плотностью мощности лазерного излучения $q=1,9 \cdot 10^4$ Вт/см²: ———— - обработка без оплавления; - - - - обработка с оплавлением.

При непрерывной лазерной обработке скорость нагрева и охлаждения на три порядка меньше, чем при импульсной. Это существенно влияет на глубину зон, но практически не влияет на их микротвердость.

Структурные исследования показали, что при увеличении продолжительности лазерной обработки уменьшается количество остаточного аустенита и увеличивается доля мелкодисперсного мартенсита закалки.

При малой продолжительности лазерной обработки остаточного аустенита в этих зонах больше, однако в этом случае вследствие более ускоренного охлаждения он в большей степени наследует дефектную структуру мартенсита и поэтому имеет повышенную микротвердость.

Снижение твердости непосредственно на самом краю наблюдалось и при ин-

дукционном нагреве поверхности.

Уменьшение твердости на краю наблюдалось при испытании на микровдавливании после таких видов диффузионной металлизации, как алитирование, насыщение кремнием и образование сульфидных пленок.

Обсуждение результатов. Как показали результаты эксперимента, поверхность твердого тела может иметь свойства, которые отличаются от свойств объемного материала. Под поверхностью понимают несколько самых верхних атомных слоев твердого тела. Считается, что поверхность равняется ≈ 100 мм твердого тела.

Одна из причин такого явления, что поверхность отличается от объема тела, заключается в том, что поверхность образовывалась путем разрезания твердого тела параллельно выбранной плоскости атомов. Если эта операция не сдвигает атомы относительно их равновесных положений в объеме, то про такую поверхность можно сказать, что она представляет собой одну из плоскостей твердого тела. Такая поверхность характеризуется минимальными нарушениями твердого тела, которые появляются при образовании поверхности.

Но и в этом случае вследствие того, что электронные свойства зависят от трехмерной периодичности потенциала, потеря периодичности в одном измерении приведет к изменению электронного состояния на поверхности и вблизи нее, и поэтому поверхностные электронные свойства будут отличаться от объемных.

Главное при использовании метода микровдавливания связано с проблемами установления свойств малых объемов материалов, например отдельных малых фаз, когда не могут быть проведены исследования при высоких нагрузках. Поэтому точность, с которой проведены исследования на твердость микровдавливанием, высока.

Для объяснения поверхностных эффектов с физических позиций рассматривается несколько вариантов расположения атомов в поверхностном слое, которые объясняют, почему на самом крае образца твердость отличается от слоев, которые следуют за поверхностными.

Первый вариант предполагает следующее: если при обработке поверхности атомы поверхностного слоя не сдвигаются относительно их равновесного состояния в объеме, то можно сказать, что в этом случае такая поверхность является одной из плоскостей твердого тела. Такая плоскость характеризуется минимальными нару-

шениями твердого тела, которые появляются при образовании поверхности.

Второй вариант предполагает, что отсутствие ближайших соседей с одного бока от поверхностных атомов может привести к образованию химических связей, которые будут «болтаться» снаружи от твердого тела и будут готовы всту-

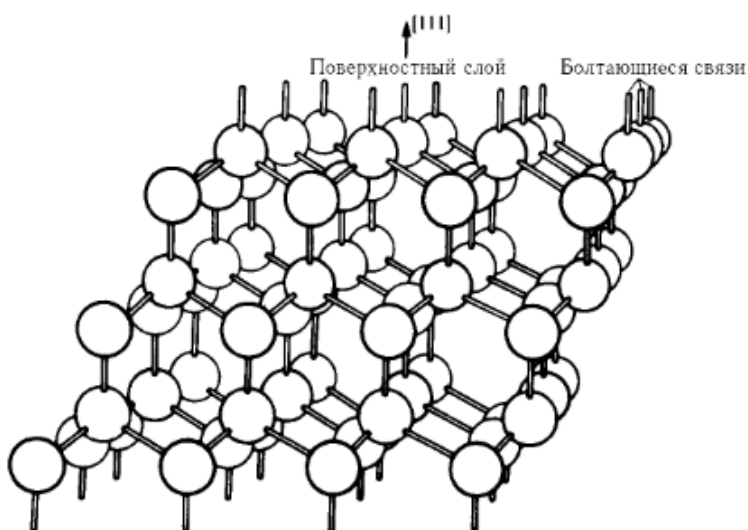


Рис.5 Связи, которые «болтаются» на поверхности кристалла.

пить в химические реакции (рис.5).

Более вероятным есть случай, когда «возмущение», вызванное обрывом твердого тела на поверхности, особенно за счет отсутствия связей со стороны ближайших соседей, приводит к новому равновесному положению атомов на поверхности или вблизи нее. Наиболее простое состояние этого типа – это релаксация. В этом случае расстояние поверхностной плоскости от ближайшей к ней плоскости атомов больше, чем, например, соответствующее расстояние в объеме твердого тела.

Это отклонение от объемного межплоскостного расстояния может распространяться в глубину твердого тела. Поверхностная область, в которой есть отклонения от объемного межплоскостного расстояния, называется кромкой.

Релаксация сохраняет симметрию расположения атомов параллельно поверхности, но изменяет расстояние между атомными плоскостями в направлении, перпендикулярном поверхности. Она может приводить к смене на поверхности, например, она может образовывать электрический дипольный момент в области кромки.

Четвертый вариант предполагает, что наиболее сильное разрушение имеет место, когда поверхностные атомы перестраиваются в структуру, симметрия которой существенно отличается от симметрии объемного кристалла. Это явление называется реконструкцией. Реконструкция изменяет симметрию вблизи поверхности и влияет на все структурнозависимые свойства поверхности – колебания атомов, химические, оптические и электронные свойства.

Выводы. 1. Исследования микротвердости упрочненного разными способами поверхностного слоя показали, что максимальная микротвердость достигается на глубине 0,08...0,20 мм от кромки поверхности. 2. Снижение микротвердости на самой кромке поверхности по сравнению с максимальным значением составляет 10...20%. 3. Снижение микротвердости поверхности объясняется специфическим расположением верхних атомных слоев твердого тела. 4. Сравнение глубины упрочненного слоя при непрерывном и импульсном лазерном излучении свидетельствует про значительно большую глубину упрочненного слоя при непрерывном лазерном излучении. 5. Для поверхностной закалки инструмента и деталей больших размеров эффективным является использование непрерывного лазерного излучения. Для обработки малых размеров с целью предотвращения их перегрева при достижении максимальных значений микротвердости зон поверхностной закалки целесообразно использовать импульсное лазерное облучение.

Литература: 1. Праттон М. Введение в физику твердого тела. – Ижевск: НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика»; 2000. – 256 с. 2. Рэди Д. Действие мощного лазерного излучения. – М.: Мир, 2001. – 461 с.

УДК 621.891(06)

ВТОМНЕ ЗНОШУВАННЯ ОДНОРІДНИХ ТА КОМПОЗИЦІЙНИХ КОНСТРУКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

Приймаков О.Г., канд. техн. наук, Градиський Ю.О., канд. техн. наук
(м. Харків, Україна)

In clause is developed of methodology of definition of parameters weariness of deterioration of constructional materials (homogeneous and composite) in a permanent mode.

В результаті багатьох досліджень [1-3] виявлено явище руйнування матеріалу, що характеризується скритим (латентним) періодом розвитку. При багаторазовому

впливові гострих абразивних часток матеріал зношується в результаті мікрорізання та накопичення пошкоджень в полі деформаційного характеру в мікроб'ємах, що примикають до кратера (сліду часточки). При контактуванні частинок округлої форми, низької щільності і кінетичної енергії одиничні акти не викликають безпосереднього зносу маси матеріалу, але супроводжуються накопиченням пошкоджень в зоні удару в результаті циклічного навантаження мікроб'ємів поверхневого шару.

Таким чином, накопичення пошкоджень в матеріалі, як у випадку мікрорізання, так і при його відсутності, завжди має місце і повинно враховуватись при визначенні (встановленні) ресурсу машинобудівельних конструкцій.

Розглянемо втомне руйнування матеріалу, що характеризується скритим періодом накопичення пошкоджень [4, 5], і відповідає умовам співударяння, при яких параметр $\sigma \neq \text{const}$.

Більшість відомих досліджень втомного перманентного руйнування під впливом часток [6, 7] на першому етапі проводилось експериментально. До 1970 року теоретичні дослідження не проводились. В останні роки з'явилися теоретичні роботи Афанасьєва Е.Ф. та інших [8], Черепанова Г.П. [7, 8], а за кордоном Моріса, Енгела і Пайкутовського, Конна із співробітниками [1-3]. В 1974 році опублікована робота Спрінгера, Янга і Ларсена [2, 6], в якій дослідження втомного зносу ведеться на основі моделі одномірних хвильових напружень, раніше запропонованої Бахі та Спрінгером.

Досліджена в [2, 6] задача присвячена багаторазовому швидкісному ударові сферичної частинки об пластину з напівбезконечного матеріалу, що складається з гомогенного покриття і гомогенного субстрата, причому, отримано рішення в широкому діапазоні зміни товщини покриттів і субстрата, що дозволяло досліджувати також матеріали без покриття. Прийняте допущення про одномірність хвильових напружень дозволяє розповсюджувати основні результати роботи на випадок гомогенного анізотропного матеріалу покриття або ввести нову модель багатошарового однорідного в межах кожного шару матеріалу. І в першому, і в другому випадках моделі можуть бути використані при дослідженні зносу КМ, армованих волокнами.

У випадку використання моделі гомогенного анізотропного матеріалу його акустичні та механічні характеристики можуть бути знайдені по широко використовуюваному при побудові моделей КМ правилу сумішей.

В цьому випадку можна записати:

$$\begin{aligned} \rho_M &= \rho_C f_C + \rho_B f_B, \\ C_M &= C_C f_C + C_B f_B, \end{aligned} \tag{1}$$

$$\begin{aligned} E_M &= E_C f_C + E_B f_B, \\ \mu_M &= \mu_C f_C + \mu_B f_B, \end{aligned}$$

де f_C, f_B – відповідно об'ємний вміст зв'язуючого і волокна в КМ; ρ_M, C_M, E_M, μ_M – щільність, швидкість розповсюдження звуку, модуль пружності і коефіцієнт Пуассона в матеріалі.

В [2, 6] на основі аналізу багаточисленних експериментів співробітників лабораторії авіаційних матеріалів ВПС США встановлено, що практично втомному зношуванню передують інкубаційний період, в кінці якого величина перманентного руйнування лінійно залежить від часу або числа ударів часточок на одиницю площі поверхні (рис. 1).

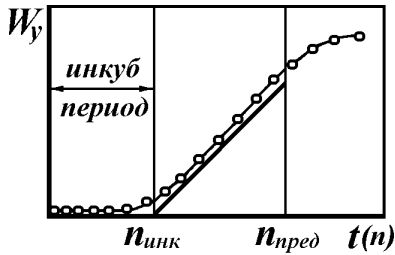


Рис. 1. Залежність втомного зношування від числа ударів: \circ – експеримент; — – модель.

Вираз для перманентного руйнування від багатозразового впливу часточок, еквівалентне ваговому зносу матеріалу на одиницю поверхні, має вигляд:

$$W_y = \xi(n - n_{\text{ИНК}}), \quad (2)$$

де ξ – параметр, що залежить від $n_{\text{ИНК}}$ та визначає нахил прямої $W_y = f(n)$; $n_{\text{ИНК}}$ – накопичене число ударів часточок на одиницю поверхні, що відповідає закінченню інкубаційного періоду.

В дослідженнях співробітників лабораторії авіаційних матеріалів ВПС США для ξ отримана емпірична залежність, що задовільно описує ерозію полімерних та металевих покриттів [2, 3, 6]:

$$\xi = a \left(\frac{4}{n_{\text{ИНК}}} \right)^q \frac{\pi \rho_M d^3 q}{4 S}, \quad (3)$$

де d – середній діаметр часточки; a, q – емпіричні коефіцієнти; S – площа поверхні.

Для визначення $n_{\text{ИНК}}$ необхідно звернутися до аналітичних залежностей сумування пошкоджень. З багатьох існуючих теорій сумування без зменшення загальної міркувань скористаємось лінійною:

$$\sum_{i=1}^k \frac{f_i}{N_i} = f, \quad (4)$$

де f_i – кількість циклів i -го еквівалентного динамічного напруження; N_i – гранична кількість циклів при еквівалентному динамічному напруженні.

Тиск в точці контакту часточки з поверхнею визначається так:

$$P_r = 0,472 m^{\frac{1}{5}} D^{\frac{4}{5}} R^{\frac{3}{5}} V^{\frac{2}{5}} \sin \frac{2}{5} \alpha. \quad (5)$$

Тиск на поверхні, що контактує з покриттям (матеріалом), постійний і його значення визначається тиском гідравлічного удару:

$$P_K = \frac{\rho_K c_K V \sin \alpha}{1 + \frac{\rho_K c_K}{\rho_M c_M}}, \quad (6)$$

де K – індекс, який відноситься до параметрів поверхні впливу.

В момент удару часточки величина хвильових напружень рівна відповідно (5) або (6). З часом частина хвильових напружень, проходячи матеріал, рухається в зворотному напрямку. Середнє безрозмірне значення відбитих напружень в матеріалі рівне:

$$\bar{K} = \frac{c_K h}{2 c_M \alpha}, \quad (7)$$

де h – товщина обшивки. Кількість циклів збільшення еквівалентних динамічних напружень $d \sigma_e$ в околиці деякої точки dr еквівалентно кількості ударів на ширині даного кільця dr . На протязі інкубаційного періоду повна кількість ударів по кільцю шириною d r рівна:

$$f_i = n_{\text{ИHK}} \times 2 \pi r dr. \quad (8)$$

Із (7) з урахуванням (8), переходячи до інтегралів і виділяючи два рівня еквівалентних напружень, що відповідають кількості циклів f_i та $\bar{K} f_i$:

$$\sigma_{ei} = \frac{\sigma_{ai} \sigma_{mi}}{\sigma_b - \sigma_{mi}}, \quad (9)$$

де σ_{ai} , σ_{mi} – амплітудне та середнє напруження i -го циклу, отримаємо

$$2 \pi \int_0^{\infty} \frac{n_{\text{ИHK}} r dr}{N'} + 2 \pi \bar{K} \int_0^{\infty} \frac{n_{\text{ИHK}} r dr}{N''} = f, \quad (10)$$

де N' і N'' – межі втоми (в циклах), що відповідають середнім напругам циклу, причому N' – обумовленою динамічною напругою, $\sigma'_m = \sigma$, а $N'' = \sigma''_m = \frac{\sigma}{r}$.

Враховуючи, що напруження в центрі кільця dr від удару часточки рівні:

$$\sigma_{r(K)} = P_{r(K)} \frac{d^2(1-2\nu_m)}{a \pi r^2}, \quad (11)$$

диференціюючи рівняння (11), отримаємо:

$$r dr = - \frac{P_{r(K)} \pi d^2(1-2\nu_m)}{16 \pi d^2} d\sigma. \quad (12)$$

Крива Веллера апроксимується залежністю:

$$N = \left(\frac{\sigma_B}{\sigma_e} \right)^b, \quad (13)$$

де

$$\sigma = \frac{\sigma'}{\log \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_I} \right)} \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_I} \right), \quad (14)$$

де σ_I – межа витривалості матеріалу; σ' – ордината перелому кривої втоми.

Переходячи до нових меж інтегрування в (10) σ_e і σ_I , отримаємо:

$$X = \frac{\pi d^2}{4} n_{\text{ИHK}} P_{r(K)} (1-2\nu) \frac{\sigma_e^{\beta-1} - \sigma_I^{\beta-1}}{4(\beta-1)\sigma_e^{\beta}} \left(1 + \frac{\sigma_r h}{\sigma_M d} \right). \quad (15)$$

Позначивши

$$\sigma^* = \frac{4(\beta-1)\sigma_e}{(1-2\nu) \left[1 - \left(\frac{\sigma_I}{\sigma_e} \right)^{\beta-1} \right]}, \quad (16)$$

$$\sigma_R = \frac{\sigma^*}{1 + \frac{c_r h}{c_M d}}, \quad (17)$$

з (15) отримаємо

$$n_{\text{ИHK}} = X \frac{4}{\pi d^2} \frac{\sigma_R}{P_R(K)}. \quad (18)$$

Залежність (18) отримана на основі лінійної теорії сумування, оснований на

втомних властивостях матеріалів при крученні та згині [7, 8], тому, прийнявши основну залежність між $n_{ИНК}$ та відносним опором зносу матеріалу $\frac{\sigma_K}{P_r(K)}$ у відповідності з (18), введемо аналогічно поправку на не лінійність даного функціонального зв'язку, що визначається комплексним впливом факторів, що відображають не ідентичність втомних процесів при згині та крученні стержнів перманентному руйнуванню матеріалу:

$$n_{ИНК} = \frac{4X}{\pi d^2} \left(\frac{\sigma_K}{P_r(K)} \right)^\beta. \quad (19)$$

Виходячи з (2), (3) та (19), отримаємо кінцевий вираз для перманентного руйнування від багаторазового впливу часток:

$$W_v = \frac{Q}{X^q} \left(\frac{P_r(K)}{\sigma_K} \right)^{\beta q} \left[n - \frac{4X}{\pi d^2} \left(\frac{\sigma_P}{P} \right)^\beta \right] \frac{\pi \rho_M d^3 q}{S}. \quad (20)$$

Американськими дослідниками [2, 6] отримано емпіричні коефіцієнти, які в наших позначеннях рівні:

$$X = 7,1 \times 10^{-6}; q = 5,7; a = 0,023; \beta = 0,7.$$

Ними ж перевірено діапазон значень n , при яких відсутні систематичні відхилення перманентного руйнування від моделі:

$$1 \leq n_{ИНК} \leq 3. \quad (21)$$

Як вже відмічалось, в багатьох машинах та механізмах процес зносу поверхонь відбувається в умовах коливань.

В [1, 7] отримано формулу для зносу поверхонь, з якої слідує, що для величини зносу спокійної поверхні справедлива залежність:

$$W_o = n_o St \gamma m_r \frac{V_o^2 \sin^2 \alpha}{\sigma_P} \left(\frac{\delta_P}{\delta} \right)^2. \quad (22)$$

В загальному випадку наявність гармонічних коливань під кутом β до поверхні з частотою ω та амплітудою A (рис. 2) приводить до змінної в часі швидкості руху часточок відносно поверхні V , кута падіння часток α та частоти падіння абразивних часток n . Коливання поверхні характеризується миттєвою лінійною швидкістю коливань V_K , рівною

$$V_K = \frac{A\omega}{2\pi} \cos \frac{\omega t}{2\pi}. \quad (23)$$

Так як число часток в одиниці об'єму не залежить від частоти та амплітуди коливань, то

$$\frac{n}{V_1} = \frac{n_o}{V_o \sin \alpha_o}. \quad (24)$$

Тут і далі індексом "0" позначені параметри перманентного руйнування при відсутності коливань. Складові швидкості часток в умовах коливань рівні:

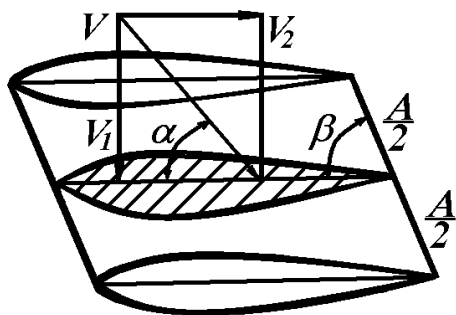


Рис. 2. Схема коливань поверхні матеріалу в загальному випадку.

$$V_1 = (V_o \sin \alpha_o + V_K \sin \beta) = V \sin \alpha, \quad (25)$$

$$V_2 = (V_o \cos \alpha_o + V_K \cos \beta) = V \cos \alpha.$$

Миттєва швидкість перманентного руйнування за один період коливань рівна:

$$\frac{\partial \bar{W}}{\partial t} = \frac{S \gamma m n V^2 \sin^2 \alpha}{\sigma} \left(\frac{\delta_P}{\delta} \right)^2. \quad (26)$$

З урахуванням (23), (24) та (25) вираз (26) при $\frac{\delta_P}{\delta} = \text{const}$ приймає вигляд:

$$\bar{W} = \frac{S \gamma m n_o}{\sigma V_o \sin \alpha_o} \left(\frac{\delta_P}{\delta} \right)^2 \int_0^T \left(V_o \sin \alpha_o + \frac{A \omega}{2 \pi} \cos \frac{\omega t}{2 \pi} \sin \beta \right)^3 dt. \quad (27)$$

Враховуючи, що $\sin K \frac{\omega t}{2 \pi} \Big|_0^T = 0$, де $K = 1, 2, 3, \dots$, після інтегрування отримаємо:

$$\bar{W} = \frac{S \gamma m}{\sigma} n_o V_o^2 \sin^2 \alpha_o \left(\frac{\delta_P}{\delta} \right)^2 \left[1 + \frac{3}{2} \left(\frac{A \omega}{2 \pi} \right)^2 \frac{\sin^2 \beta}{V_o^2 \sin^2 \alpha_o} \right] T. \quad (28)$$

Рахуючи, що $T \ll t$, отримаємо величину перманентного руйнування за $\frac{t}{T}$ періодів коливань:

$$W = \bar{W} \frac{t}{T} = W_o \left[1 + \frac{3}{2} \left(\frac{A \omega}{2 \pi} \right)^2 \frac{\sin^2 \beta}{V_o^2 \sin^2 \alpha_o} \right]. \quad (29)$$

Формула (28) і, відповідно, (29) справедливі при умові, що частинки в любий момент часу на протязі періоду рухаються до поверхні, що коливається, досягають її, тобто:

$$A \frac{\omega}{2 \pi} \sin \beta \leq V_o \sin \alpha_o. \quad (30)$$

Максимальне значення перманентного руйнування має місце при $\beta = \frac{\pi}{2}$ та $\alpha = \frac{\pi}{2}$

$$W_{\max}^* = W_o \left[1 + \frac{3}{2} \left(\frac{A \omega}{2 \pi} \right)^2 \frac{1}{V_o^2} \right]. \quad (31)$$

Якщо замість умови (30) виконується хоча б в один момент часу умова

$$\frac{A \omega}{2 \pi} \sin \beta > V_o \sin \alpha_o, \quad (32)$$

фізична суть якої означає, що в проміжках часу (t_1, t_2) часточки не досягають поверхні, що коливається, то інтегрування виразу (27) з виключенням ділянки (t_1, t_2) приводить до залежності:

$$\begin{aligned}
W^{**} = W_o \left\{ 1 + \frac{t_1 - t_2}{T} + 3 \frac{A \sin \beta}{T V_o \sin \alpha_o} \left(\sin \frac{\omega t_1}{2\pi} - \sin \frac{\omega t_2}{2\pi} \right) + \right. \\
+ \frac{3 A^2 \omega \sin^2 \beta}{2\pi V_o^2 \sin^2 \alpha_o} \left[\frac{\omega}{4\pi} \left(1 + \frac{t_1 - t_2}{T} \right) + \frac{1}{T} \left(\sin \frac{\omega t_1}{\pi} - \sin \frac{\omega t_2}{\pi} \right) \right] + \\
\left. + \frac{A^3 \omega^2 \sin^3 \beta}{4\pi^2 V_o^3 \sin^3 \alpha_o T} \left[\left(\sin \frac{\omega t_1}{2\pi} - \sin \frac{\omega t_2}{2\pi} \right) - \frac{1}{3} \left(\sin^3 \frac{\omega t_1}{2\pi} - \sin^3 \frac{\omega t_2}{2\pi} \right) \right] \right\}. \quad (33)
\end{aligned}$$

Максимальне перманентне руйнування має місце при $\beta = \frac{\pi}{2}$

$$\begin{aligned}
W_{\max} = W_o \left\{ \left(1 + \frac{t_1 - t_2}{T} \right) + \frac{3A}{V_o \sin \alpha_o T} \left(\sin \frac{\omega t_1}{2\pi} - \sin \frac{\omega t_2}{2\pi} \right) + \right. \\
+ \frac{3 A^2 \omega}{2\pi V_o^2 \sin^2 \alpha_o} \left[\frac{\omega}{2\pi} \left(1 + \frac{t_1 - t_2}{T} \right) + \frac{1}{T} \left(\sin^2 \frac{\omega t_1}{2\pi} - \sin^2 \frac{\omega t_2}{2\pi} \right) \right] + \\
\left. + \frac{A^3 \omega^2}{4\pi^2 V_o^3 \sin^3 \alpha_o T} \left[\left(\sin \frac{\omega t_1}{2\pi} - \sin \frac{\omega t_2}{2\pi} \right) - \frac{1}{3} \left(\sin^3 \frac{\omega t_1}{2\pi} - \sin^3 \frac{\omega t_2}{2\pi} \right) \right] \right\}. \quad (34)
\end{aligned}$$

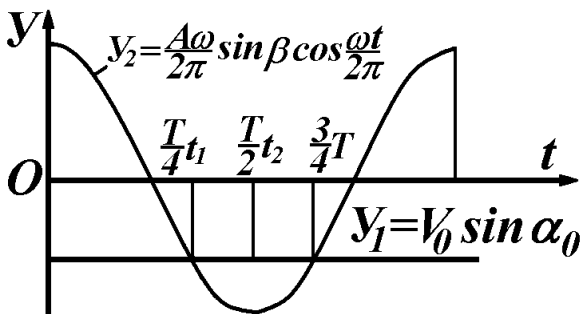
Межі відрізка часу t_1 та t_2 є коренями рішення

$$A \frac{\omega}{2\pi} \sin \beta \cos \frac{\omega t}{2\pi} = V_o \sin \alpha_o, \quad (35)$$

з множини яких

$$t_k = \pm \frac{2\pi}{\omega} \arccos \left(\frac{V_o \sin \alpha_o}{A \omega} \right) + \kappa \pi, \quad \text{де } \kappa = 1, 2, 3, \dots \quad (36)$$

фізичну суть мають тільки ті, які відповідають нерівностям (рис. 3).



$$\frac{T}{4} < t_1 < \frac{T}{2}, \quad \frac{T}{2} < t_2 < \frac{3}{4}T. \quad (37)$$

Перманентне руйнування, що визначається виразом (34), менше значення, що визначається виразом (31), але більше, ніж при відсутності коливань і в загальному вигляді лежить в діапазоні

Рис. 3. До визначення коренів рівняння (35).

$$W_{o\max} \leq W_{\max}^{**} \leq W_{\max}^* \left[1 + \frac{3}{V_o^2} \left(\frac{A \omega}{2\pi} \right)^2 \right]. \quad (38)$$

Якщо $\frac{3}{V_o^2} \left(\frac{A \omega}{2\pi} \right)^2 \ll 1$, то коливання зношеної поверхні не приводять до змі-

ни величини перманентного руйнування в порівнянні з ерозією спокійної поверхні.

В ході виконання роботи автори зробили наступні висновки:

- перманентне абразивне зношування як однорідних так і композиційних конструкційних матеріалів носить втомний характер і веде до втрати витривалості

елементів конструкції;

- коливальний процес суттєво впливає на втомне зношування машинобудівних конструкцій;
- створено і обґрунтовано загальну інженерну методіку прогнозування втомного зношування в середньому машинобудуванні.

Література: 1. Цеснек Л.С. Механика и микрофизика истирания поверхностей. - М.: Машиностроение, 1979. – 263 с. 2. Циглер Г. Экстремальные принципы термодинамики необратимых процессов и механика сплошной среды. - М.: Мир, 1966. – 136 с. 3. Приймаков О.Г., Градиський Ю.О. Експериментальне дослідження інтенсивності зношування та пов'язаного з ним напружено-деформованого стану визначальних пар тертя в середньому машинобудуванні. - Вестник науки и техники, 2005. - № 4 (21). - С. 19 – 28. 4. Волков Д.П., Николаев С.Н., Марченко И.А. Надежность роторных траншейных экскаваторов. - М.: Машиностроение, 1972. – 583 с. 5. Николаев С.Н. Пути повышения эффективности использования экскаваторов на строительстве магистральных трубопроводов. - М.: изд. ВНИЭГазпром, 1972. – 324 с. 6. Сересен С.В. и др. Несущая способность и расчет деталей машин на прочность. - М.: Машиностроение, 1975. – 587 с. 7. Гольд Б.В. и др. Прочность и долговечность автомобиля. - М.: Машиностроение, 1974. – 441 с. 8. Приймаков О.Г. Надійність і ресурс авіаційної наземної техніки. - Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии. - 2006. - Вып. 31. - С. 62-70.

УДК 669.131.7

МЕТОД ВЫЯВЛЕНИЯ ДИСЛОКАЦИОННОЙ СТРУКТУРЫ В ФЕРРИТНОМ МАГНИЕВОМ ЧУГУНЕ

Гладкий И.П., канд.техн.наук, **Бондаренко С.И.**, канд.техн.наук (г. Харьков, Украина)

New method of revealing ferrite dislocation structure in magnesium cast iron after heating to eutectoid range temperatures has been developed. It is distinguished from existing methods by simplicity and efficiency and may be used for study phase strain hardening and recrystallization of ferrite during $\alpha \rightarrow \gamma$ transformation.

Состояние вопроса. Количество дефектов, сохранившихся при нагреве к началу $\alpha \rightarrow \gamma$ - превращения, оказывает большое влияние на морфологию и кинетику образования аустенита в ферритном магниевом чугуна [1]. В связи с этим изучение изменений дислокационной структуры феррита при нагреве является очень важным для понимания закономерностей образования аустенита в чугунах, от которых существенно зависят свойства готовых изделий. В то же время выявление дислокационной структуры чугунов связано с определёнными трудностями.

Использование метода пробных закалок для изучения особенностей аустенизации чугуна включает нагрев до температур эвтектоидного интервала и выдержку при этих температурах с последующей закалкой. Образовавшиеся при нагреве участки аустенита превращаются в мартенсит. Электролитическое травление в водном растворе хромового ангидрида [2] или растворе Морриса, применяемых обычно для выявления дислокаций в чугунах, приводит к растворению и выкрашиванию мартенситных участков, графитных включений и даже некоторых ферритных зёрен и образованию на их месте крупных пор, что может привести к искажению структуры в прилегающих участках феррита. В связи с этим возникает необходимость в поиске других методов травления чугуна, свободных от этого недостатка.

Целью этой работы была разработка нового метода выявления дислокационного строения ферритного магниевом чугуна, достаточно простого и сохраняющего целостность структуры чугуна.

Материал, методика и результаты экспериментов. Исследуемый магниевый чугун имеет следующий химсостав: 3,35% С; 3,25% Si; 0,56% Mn; 0,06% P; 0,005% S; 0,06% Mg. Для получения ферритной матрицы чугун подвергали ферритизирующему отжигу. Метод травления опробован на образцах с разной степенью неравновесности исходной структуры: отожжённых и после деформации сжатием с разными степенями (8-50 %). Нагрев образцов до температур эвтектоидного интервала осуществлялся в электропечи со средней скоростью 80-100 град/мин, выдержки составляли от 5 мин до 3 часов, после чего производилась закалка в солёной воде. Часть отожжённых образцов нагревалась непосредственным пропусканием электрического тока со средней скоростью 50 град/с.

Сущность разработанного метода выявления дислокаций заключается в химическом травлении чугуна в горячем растворе пикрата натрия, обычно применяющемся для выявления ликвации кремния [3], в течение 5-7 мин с последующим кратковременным травлением (3-5 с) в 4%-растворе азотной кислоты в спирте. При этом графит и мартенсит не выкрашиваются, а дислокационная структура феррита выявляется достаточно чётко. Новый метод отличается простотой и высокой производительностью. Ямки травления соответствуют выходам дислокаций, а не фигурам травления, о чём свидетельствует тот факт, что при увеличении времени травления количество ямок не увеличивается и снятие слоя не искажает картину травления, которая при этом соответствует получаемой при травлении известными травителями. Дислокационная структура феррита в исходном состоянии без нагрева выявляется менее чётко, очевидно, в связи с недостаточной насыщенностью дислокаций углеродом.

При нагреве до температур выше A_c'' увеличивается растворимость углерода в феррите и облегчается декорирование дислокаций. Следует отметить, что выявляются только дислокации, существовавшие при высоких температурах, тогда как «свежие» дислокации, возникшие в феррите в процессе закалки, вследствие отсутствия декорирования углеродом, не выявляются.

Разработанный метод выявления дислокаций позволяет изучать наклёп и рекристаллизационные процессы в феррите при нагреве. На рис. 1 представлена структура чугуна с разным исходным состоянием после нагрева до высоких температур. Участки мартенсита на фотографиях выглядят тёмными. Феррит вблизи бывших аустенитных участков часто имеет повышенную плотность дислокаций (рис. 1, а) по сравнению с удалёнными объёмами, что свидетельствует о наличии фазового наклёпа феррита в процессе $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращения за счёт разницы удельного объёма α - и γ -фаз.

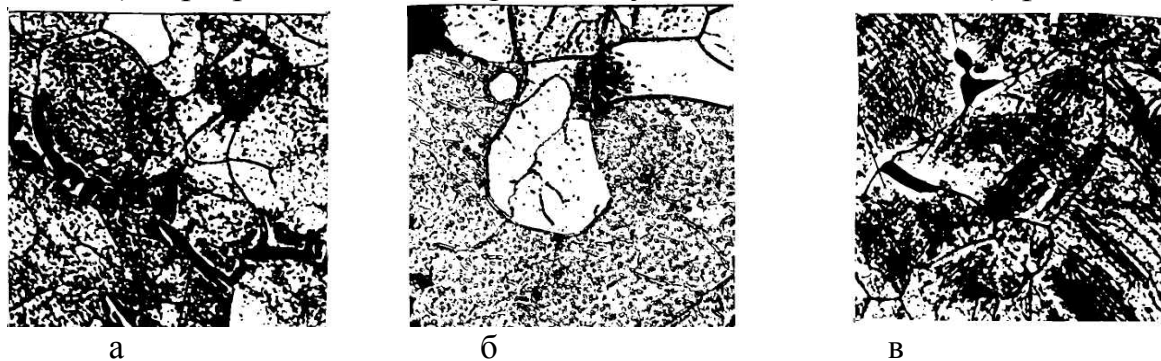


Рис. 1. Дислокационная структура феррита в отожжённом (а, б) и деформированном (в) магниевом чугуне после нагрева до температур эвтектоидного интервала: а – 790°C, 15 мин; б – электронагрев со скоростью 50 град/с до 870°C; в – $\varepsilon=8\%$, 800°C, 15 мин; а, в – $\times 1000$; б – $\times 600$.

Непосредственно примыкающие к мартенситу участки феррита характеризуются пониженной травимостью (белая кайма на фотографии), что, очевидно, связано с уходом углерода из феррита в прилегающий аустенит и отсутствием, в связи с этим, декорирования дислокаций. Удлинение времени выдержки приводит к развитию полигонизации и рекристаллизации в участках с повышенной плотностью дислокаций. Исследование отожжённых образцов, подвергнутых скоростному нагреву, также позволило проследить за протеканием рекристаллизационных процессов в феррите. Очевидно, даже при таких высоких скоростях нагрева насыщение феррита углеродом происходит достаточно быстро для декорирования дислокаций и при этом хорошо выявляются зёрна с различной плотностью дефектов (рис. 1, б).

Травление чугуна по новому методу позволяет изучать изменения плотности дислокаций и процессы рекристаллизации и полигонизации и в деформированном чугуне (рис. 1, в).

Выводы. 1. Предложенный в данной работе метод травления позволяет выявить дислокационную структуру феррита после нагревов до температур эвтектоидного интервала как в отожжённом, так и в деформированном чугуне, причём, в отличие от существующих методов, без нарушения целостности структуры чугуна. 2. Новый метод является более простым и требует меньших затрат времени по сравнению с другими и может быть использован для изучения фазового наклёпа и рекристаллизации феррита в процессе $\alpha \rightarrow \gamma$ -превращения.

Литература: 1. С.И. Бондаренко. Исследование влияния рекристаллизационного отжига на процесс образования аустенита в деформированном высокопрочном чугуне. Труды 10-й международной научно-техн. конф.: Физические и компьютерные технологии, Харьков: ХНПК ФЭД, 2004.-С. 124-126. 2. Šestak V. – Czechoslovak journal of Physics, 1959, 9, №3, p. 339-347. 3. Коваленко В.С. Металлографические реактивы. Справочник.- М.: Металлургия, 1970.–134с.

УДК621.891

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ФРИКЦИОННОГО ЛАТУНИРОВАНИЯ НА ПАРАМЕТРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛЕЙ

Шрон Л.Б., канд. техн. наук, Богущкий В.Б., Мануйленко В.М.

(г. Севастополь, Украина)

On the basis of an experimental research by a brass the basic laws of influence of modes of a frictional covering are established on parameters of the formed covering, allowing to raise productivity of process.

Надежность и долговечность машин является одной из основных проблем современного машиностроения. Исследования, проведенные авторами работ [1, 2, 3], показывают, что главной причиной выхода из строя машин является износ деталей подвижных сопряжений под влиянием сил трения. В связи с этим особое значение приобретает проблема повышения износостойкости деталей технологическими методами, которые в дальнейшем определяют эксплуатационные характеристики рабочих поверхностей. Среди используемых технологических методов широко применяется разработанный в последнее десятилетие метод фрикционного нанесения покрытия из сплавов меди. Стальные детали для предохранения от схватывания, а как же улучшения приработки и повышения противозадирных свойств покрывают тонким слоем латуни или бронзы. В работах [2, 3] приведены режимы для фрикционного латунирования: скорость скольжения прутка из наносимого материала по поверх-

ности обрабатываемой детали $V = 0,15 \dots 0,20$ м/с; удельное давление $p = 100 \dots 120$ МПа; продольная подача $S = 0,10 \dots 0,15$ мм/об, с подачей в зону трения глицерина, позволяющие получить на поверхности детали слой латуни толщиной 3–4 мкм. Из анализа работ [3, 4] следует, что исследования главным образом, сводились к выбору режимов нанесения покрытия на детали какого-либо конкретного узла. Качеству получаемого слоя латуни и изменениям в поверхностном слое детали, обрабатываемой этим методом, должного внимания не уделялось.

Цель данной работы – исследование влияния режимов нанесения покрытий фрикционным методом на шероховатость поверхности, толщину слоя и микротвердость покрытия нанесенного на стальную подложку.

Для нанесения покрытия разработано приспособление, схема которого приведена на рис. 1. Его основными элементами являются корпус 1, шпindel 2, гайка 3, сменная цанга 4, пруток наносимого материала 5, пружина 6, поршень гидроцилиндра 7, задняя крышка со штуцером 8.

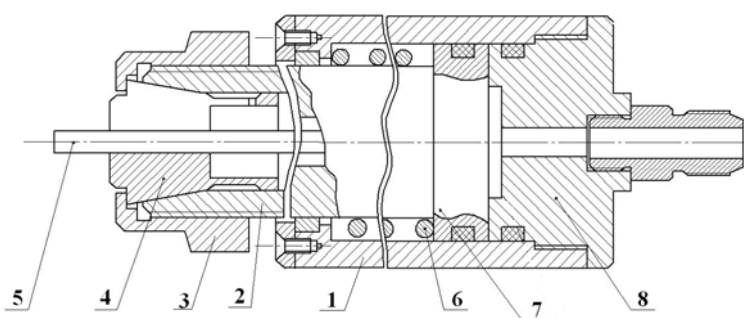


Рис. 1. Приспособление для фрикционного нанесения покрытий.

На данное приспособление, позволяющее поддерживать постоянное давление прутка на латунируемую поверхность, получен патент [5].

Фрикционное латунирование производилось посредством трения торца прутка из латуни Л63 или ЛС59-1 о поверхность детали. Диаметр прутка выбирался в зависимости от диаметра обрабатываемой поверхности. С увеличением диаметра обрабатываемой поверхности увеличивали диаметр используемого прутка. Латунный пруток закрепляли в приспособлении, устанавливаемом в резцедержателе прутка, так чтобы ось прутка находилась на линии центров.

Эксперименты проводились на образцах, изготовленных из сталей 20 и 40Х. В качестве оборудования использовался станок 16К20, а режимы обработки изменялись в следующих интервалах $p = 40 \dots 120$ МПа, $V = 0,1 \dots 1,5$ м/с, $S = 0,05 \dots 0,3$ мм/об, наносимое покрытие латунь Л63.

Результаты эксперимента после обработки обобщения были представлены в виде графиков. На рис. 2 приведен график зависимости микротвердости покрытия от удельного давления латунного прутка на обрабатываемую поверхность. Как видно из графика, построенного по результатам экспериментального исследования микротвердость покрытия на деталях из сталей 20 и 40Х, в то же время, вначале падает, и при удельном давлении 60...70 МПа приобретает наименьшую твердость, а затем начинают достаточно быстро увеличиваться (кривые 2 и 1 соответственно). По предварительной оценке при указанном давлении наблюдается наибольшая пористость покрытия. Следует отметить, что шероховатость поверхности практически не отличается от исходной $R_a = 0,8$ мкм.

На рис. 3 представлены графики зависимости толщины латунного покрытия образцов от режимов латунирования. Как следует из графика, на толщину наносимого слоя, в равной мере, влияют как величина продольной подачи, так и скорость скольжения, с увеличением которых толщина слоя наносимого слоя увеличивается до 4...5 мкм.

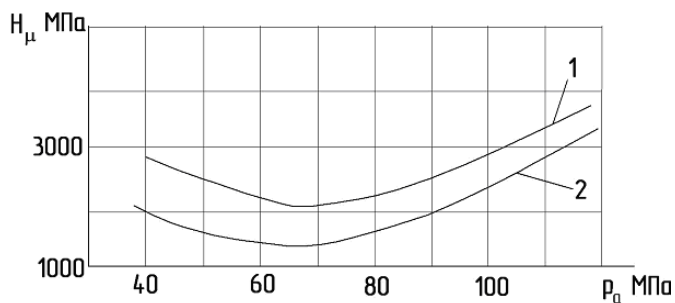


Рис. 2. График зависимости микротвёрдости от удельного давления при фрикционном латунировании: 1 - покрытие на подложке из стали 40X; 2 - покрытие на подложке из стали 20.

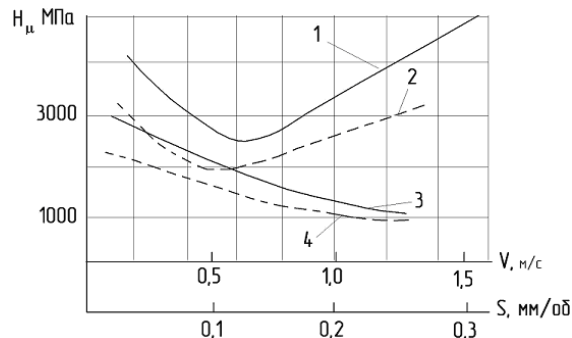


Рис. 3. График зависимости толщины латунного покрытия стальных образцов от режимов обработки: 1 и 2 - скорости скольжения; 3 и 4 - продольной подачи; ——— - сталь 40X, - - - - сталь 20.

Для изучения возможности повышения производительности процесса был расширен диапазон экспериментального исследования. Для этого был проведен дополнительный эксперимент при следующих режимах: скорость скольжения принималась в пределах $V = 0,20 \dots 2,0$ м/с; удельное давление $p = 130 \dots 160$ МПа; продольная подача $S = 0,20 \dots 0,35$ мм/об. Использование этих режимов, как и отсутствие в зоне обработки глицерина, приводило к ухудшению характеристик наносимого слоя. На поверхности образцов появились задиры, нарушалось такое важное требование к покрытию, как сплошность. Эксперименты показывали, что при указанных условиях обработки качество поверхности ухудшается.

Для создания на поверхности стальной детали сплошного ровного слоя латуни фрикционным методом необходимо: чтобы трение скольжения латунного прутка о поверхность детали происходило при повсеместном схватывании поверхности стальной детали с латунным прутком, налипание латуни на латунную поверхность происходило не отдельными крупными частицами, а сплошным слоем, хорошо сцепленным с остальной поверхностью.

Для улучшения качества латунного покрытия были проведены эксперименты с добавлением в глицерин в качестве присадок олеиновой, стеариновой и соляной кислот в соотношениях от 0 до 10% в объеме рабочей среды. Технологический процесс фрикционного латунирования стальных деталей выполняется в следующей последовательности: установка деталей на станке, обезжиривание обрабатываемой поверхности детали, зачистка поверхности детали шлифовальной шкуркой, смачивание обрабатываемой поверхности техническим глицерином с присадками, латунирование.

Зачищают обрабатываемую поверхность для удаления окисной пленки электрокорундовой шлифовальной шкуркой зернистостью 30–40. Поверхность детали смачивают 1% раствором соляной кислоты в техническом глицерине. Этот же раствор подается в зону обработки капельным методом в процессе латунирования.

Были скорректированы режимы и процесс нанесения покрытия осуществляется с удельным давлением $p = 50 \dots 110$ МПа, скоростью скольжения $V = 0,20 \dots 2,0$ м/с, продольной подачи $S = 0,05 \dots 0,30$ мм/об. Рабочая среда, содержащая 1% добавки олеиновой кислоты, позволила вести нанесение латуни при скорости скольжения до 2 м/с. Дефицитность используемых в эксперименте органических соединений обусловила дальнейшую работу с использованием растворов соляной кислоты. С точки зрения эффективности процесс и качество покрытия наиболее приемлемым является

раствор, содержащий 90 весовых частей глицерина и 10 весовых частей 10% раствора соляной кислоты. Это позволило устранить дефекты покрытия при увеличении режимов фрикционного латунирования.

Проведенное исследование позволило определить основные закономерности влияния режимов фрикционного латунирования на такие параметры покрытия как толщина получаемого слоя, его микротвердость и шероховатость поверхности. В результате установлено, что микротвердость нанесенного слоя латуни в первую очередь зависит от создаваемого удельным давлением, шероховатость поверхности после фрикционной обработки мало отличается от исходной, состав рабочей среды позволяет увеличить скорость нанесения латунного покрытия при сохранении его качества.

Литература: 1. Гаркунов Д.Н. Триботехника. – М.: Машиностроение, 1985. – 424 с. 2. Елизаветин М.А. Повышение надежности машин. – М.: Машиностроение, 1973. – 430 с. 3. Избирательный перенос в тяжело нагруженных узлах трения / Под ред. Д.Н. Гаркунова. – М.: Машиностроение, 1982. – 207 с. 4. Трение, изнашивание и смазка: Справочник. Кн.2. – М.: Машиностроение, 1970. – 400 с. 5. Пат. 23343 Україна, МПК⁷ В23Р 9/00. Пристосування для фрикційно-механічного нанесення покриттів / В.Б. Богуцький, Л.Б. Шрон, В.В. Малигіна. – № u2006 11891. – Заявл. 13.11.2006; Опубл. 25.05.2007, Бюл. №7.

УДК 621.74: 621.91

СТАЛІ ДЛЯ ПРЕС-ФОРМ ЛИТТЯ ПІД ТИСКОМ

**Браташевський О.Ю., канд. техн. наук, Горбачова Л.В., Полякова А.Г.,
Польотов В.А., Ключко О.Ю., Козій Д.О.** (м. Харків, Україна)

The analysis durability steels of press-moulds for pressure casting is lead and the optimum composition of these steels is offered.

Лиття під тиском є дуже прогресивним технологічним процесом виробництва тонкостінних виливків, що дозволяють одержати складні виливки з великою точністю при мінімальних припусках (іноді і без таких) під механічну обробку, причому з великою продуктивністю.

Розплавлений метал заповнює порожнини форм під тиском поршня машини. Процес лиття під тиском характеризується високою швидкістю пресування і великим питомим тиском на сплав у формі. Подібні умови експлуатації прес-форм приводять до утворення на поверхнях деталей тріщин розгару і, у кінцевому випадку, до виходу з ладу оснащення. Чим вища температура металу, що заливається, (цинкових, магнієвих, мідних, алюмінієвих сплавів і навіть чорних металів - чавуна, сталі), тим нижча вартість формуютьовальних деталей, навіть при їхньому виготовленні з дорогих складнолегованих сталей. Надалі в статті розмова буде стосуватися лиття алюмінієвих сплавів.

Низька стійкість ливарного оснащення (прес-форм) стримує розвиток продуктивності даного способу виробництва, а також позначається на собівартості виготовлення виробу.

Мета даної роботи - збільшення терміну служби прес-форм.

Умови, в яких працюють формуютьовальні деталі прес-форм.

Розгарні тріщини з'являються в різних деталях машин і технологічного оснащення, що працюють в умовах впливу змінних температур досить високого рівня. До них належать: сопла газових турбін, гарячі штампи, валки гарячого прокатування а також прес-форми для лиття під тиском. Тут доречно підкреслити, що на практиці

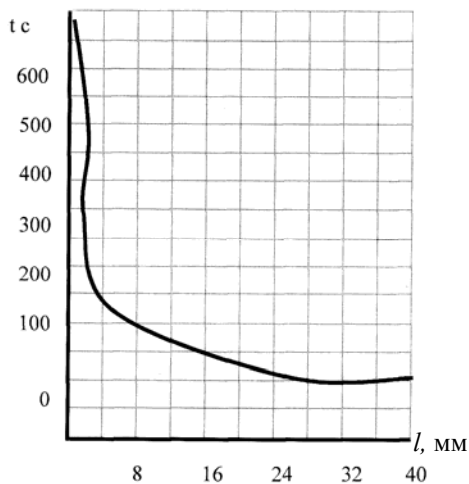


Рис. 1. Змінювання миттєвих температур по стінці форми при першому заливанні: l – відстань від формуючої поверхні, мм.

розгаростійкість прес-форм оцінюють не за кількістю заливань до з'явлення перших тріщин, а за їх розкриттям до забракування виливків відповідно до технічних вимог креслення.

Природа розгарних тріщин носить термовтомний характер, сутність якого полягає в тому, що руйнування носять втомний характер, а викликані вони не дією повторних чи змінних механічних сил, а циклічно повторювальними температурними імпульсами значної сили.

Стосовно лиття під тиском алюмінієвих сплавів: встановлено детальну картину змін миттєвих температур по товщині стінки формуютьовальної деталі протягом одного циклу при першому заливанні металу в холодну форму і при наступних заливаннях.

На рис. 1 проілюстровано картину при першому заливанні, а на рис.2 - при сталому тепловому стані і тривалості циклу 15 і 30 секунд.

Як видно, миттєва температура робочій поверхні протягом першого ж циклу близька до температури заливання - 635°C. В результаті цього має місце термічний удар. На рис. 2 верхня крива (2) відповідає процесу заливання металу, а нижня крива

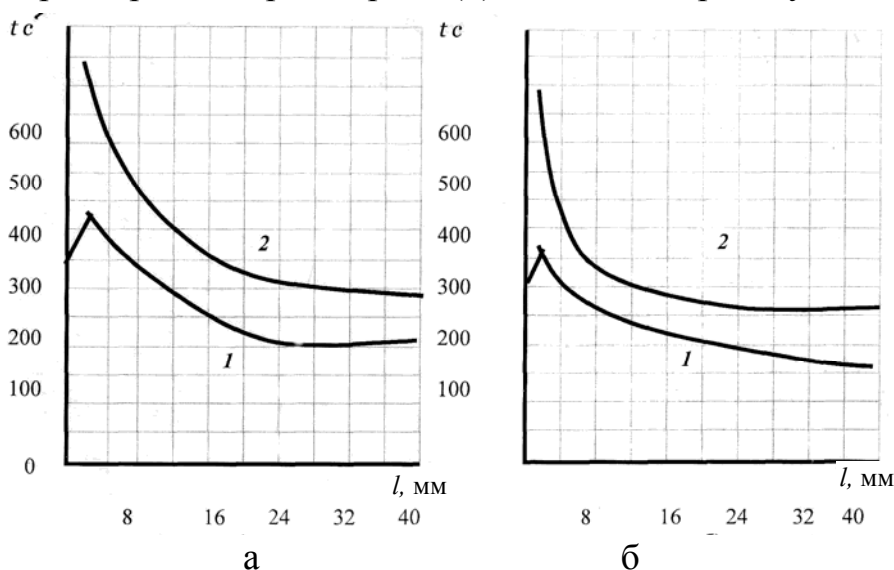


Рис. 2. Змінювання миттєвих температур протягом одного циклу по товщині стінки форми при сталому стані і тривалості циклу 15с(а) і 30с(б): l – відстань від формуючої поверхні, мм.

наступних факторів: умов експлуатації, що визначають рівень і характер термічних напружень; властивостей металу прес-форм в остаточно обробленому (механічно і термічно) стані.

Роль експлуатаційних і технологічних факторів

- 1 До експлуатаційних факторів відносяться: сорт сплаву, що заливається; температура сплаву, що заливається; конструкції і габарити виливка, зокрема, товщина стінки; маса виливка з прибутками; темп лиття; підігрів форми; охолодження форми; змащення форми.

(1) - стадії охолодження.

Слід визначити, що в стадії охолодження поблизу робочій поверхні існує пік температур. При цьому максимум температур знаходиться не на робочій поверхні, а під нею. У зв'язку з цим, у стадії нагрівання на робочій поверхні з'являються напруження стиску, а в стадії охолодження - розтягу.

Тобто, можна сказати, що розгаростійкість прес-форм залежить від

2 Слід зазначити, що переважний вплив для забезпечення підвищеної розгаростійкості мають температура металу, що заливається, темп лиття і температура форми.

Головну увагу необхідно звернути на зменшення температурного градієнта. При цьому можна дати наступні рекомендації:

- необхідно запобігти появі надмірних температур у робочих шарах прес-форм. Навіть тільки один високотемпературний вплив принесе більше шкоди, ніж багато впливів менших температур. Мікроскопічні тріщини, скоріш за все, з'являються після першого термоциклу і, у всякому разі, після деяких перших;
- повільне нагрівання більш важливе, ніж повільне охолодження;
- підвищена тривалість витримки при постійній температурі менш небезпечна, ніж багато перемінних циклів з тією ж високою температурою і тією ж сумарною тривалістю;
- інтенсивне і різке охолодження знижує нижню температуру циклу значніше, ніж верхню, збільшуючи цим температурний перепад, а з ним погіршуючи умови роботи. Тому під час перерв у роботі повинна підтримуватися підвищена температура форми, щоб не допустити збільшення температурного перепаду;
- перехід від одного темпу лиття до іншого слід здійснювати повільно;
- охолодження форм повинно здійснюватися тією ж поверхнею, яка нагрівається; внутрішнє охолодження не дає ефекту в цьому аспекті;
- сорт охолоджувача має менше значення в порівнянні з розподілом його по зонах;
- корисним є видалення механічною обробкою тріщин у ранній стадії їхньої появи.

У частині технологічних факторів необхідно враховувати наступне:

- застосування обкатування роликami й інші методи спрощення поверхні пластичним деформуванням, що викликають появу залишкових напружень стиску в поверхневому шарі, сприяють збільшенню залишкових деформацій, а з ними виникає небезпека утворення тріщин. Відповідно до цього, застосування загладжування з метою зменшення шкідливого впливу надрізів є корисним за умови, якщо при цьому не виникне ефект зміцнення;
- немає сенсу створювати залишкові напруження розтягу, тому що вони будуть швидко зняті під дією змінних температур;
- необхідно до запуску деталей в експлуатацію зняти всі залишкові напруження стиску, які виникли в робочому шарі в процесі термічної чи іншої обробки;
- термічну обробку бажано робити з використанням захисних атмосфер, щоб уникнути зміни хімічного складу поверхонь деталей форм.

Температурні умови роботи прес-форм

Встановлено, що температура поверхні форми досягає максимуму через 0,15-0,2 сек. до початку теплообміну і, практично, не залежить від темпу роботи, витримки, початкової температури форми, і визначається тільки температурою заливання. Так, при литті алюмінієвих сплавів у першому циклі вона досягає 650°C. У процесі роботи зростає температура зовнішніх стінок деталей прес-форм до встановлення стабільної рівноваги.

Автори багатьох досліджень прийшли до висновку: оскільки максимальна температура робочої поверхні не залежить від параметрів лиття, то про зміну перепадів

температур по перерізу можна судити по температурі неробочої поверхні: чим вона вища, тим менший перепад. Для лиття алюмінієвих сплавів це, як правило, 250-280°C.

Вимоги до властивостей металу прес-форм у готовому виробі

Виходячи з того, що розгарні тріщини мають втомний характер, можна зробити висновок, що на розгаростійкість впливає границя витривалості при даних робочих температурах і даному температурному інтервалі.

Елементарна формула підрахунку термічних напружень:

$$\sigma = \frac{E\alpha\Delta T}{1-\mu},$$

де E - модуль пружності першого роду при даних робочих температурах; ΔT - температурний перепад (градієнт); α - коефіцієнт лінійного розширення в межах цих температур; μ - коефіцієнт Пуассона.

Коефіцієнт Пуассона, а також модуль пружності у різних сталей мало відрізняються; невелика і різниця в рівні коефіцієнтів лінійного розширення. Звідси висновок: вирішальним параметром, що визначає рівень термічних напружень, є температурний перепад.

Надзвичайно великий перелік вимог до властивостей металу прес-форм у готовому виробі за даними різних досліджень ми вважаємо за необхідне привести майже цілком.

1. Високі значення тимчасового опору, границі текучості і відносного подовження особливо при високих температурах.
2. Висока границя міцності при стиску, опір стиску і границя пружності при робочих температурах.
3. Здатність до пластичної зміни конфігурації форми при розтягу.
4. Низька схильність до пластичної деформації при даних високих температурах.
5. Низька петля гистерезиса «навантаження-деформація».
6. Висока межа повзучості, особливо при високих температурах нагрівання форм.
7. Високі значення втомленої міцності, особливо в пластичній області й у нагрітому стані.
8. Достатня ударна в'язкість.
9. Велика тепловіддача у внутрішні шари.
10. Велика теплопровідність.
11. Велика теплоємність.
12. Велика температуропровідність.
13. Незначна анізотропія властивостей.
14. Висока чистота металів від неметалічних включень.
15. Гарна теплостійкість.
16. Відсутність явищ різко вираженої відпускнуї крихкості.
17. Відсутність фазових перетворень у даній області температур, які при нагріванні викликають у зовнішніх шарах напруження стиску, при охолодженні - напруження розтягу.

Сталі, які використовують для прес-форм

У табл.1 наведено марки сталей, які використовують для виготовлення формоутворювальних деталей прес-форм при литті під тиском алюмінієвих сплавів. Дані сталі можна поділити за хімічним складом на наступні групи:

- першу групу складають сталі, у яких головним легуючим елементом є вольф-

рам. Це сталі 3X2B8Ф, 4X5B2ФС (за марочником СНД); H20, H21 (США), E-173, E-174 (Англія); 30WCr3411 (Німеччина);

Таблиця 1

Сталі для прес-форм лиття під тиском алюмінієвих сплавів

Країни	Марки сталі	Хімічний склад за марочником сталі у %								
		C	Si	Cr	Ni	W	V	Mo	Ti	Mn
СНД	3X2B8Ф	0,3-0,4	<0,35	2,2-2,7	<0,3	7,5-9,5	0,2-0,5	-	-	0,15-0,4
	4X5B2ФС	0,35-0,45	0,8-1,24	4,5-5,5	<0,3	1,6-2,4	0,6-1,0	-	-	0,15-0,4
	4X5BЧ2ФСМ	0,35-0,45	0,6-1,0	4,0-5,0	-	3,5-4,2	0,3-0,6	0,4-0,6	-	0,15-0,4
	4X2B5ФМ	0,3-0,4	<0,5	2,0-3,0	-	4,5-5,5	0,6-1,0	0,6-1,0	-	0,15-0,4
	5XB2C	0,45-0,54	0,5-0,8	1,0-1,3	-	2,0-2,5	-	-	-	0,15-0,4
	4X3B2Ф2М2	0,35-0,45	0,3-0,4	3,0-3,7	-	2,0-2,7	1,5-2,0	2,0-2,5	-	0,3-0,5
	1X13	<0,15	<0,6	12-14	<0,6	-	-	-	-	<0,6
	2X13	0,16-0,24	<0,6	12-14	<0,6	-	-	-	-	<0,6
США	H11	0,35	0,8-1,2	5,0	-	-	0,4	1,5	-	-
	H12	0,35	0,8-1,2	5,0	-	1,5	0,4	1,5	-	-
	H13	0,35	0,8-1,2	5,0	-	-	1,0	1,5	-	-
	H14	0,4	-	5,0	-	5,0	-	-	-	-
	H15	0,4	-	5,0	-	-	-	5,0	-	-
	H16	0,55	-	7,0	-	7,0	-	7,0	-	-
	H23	0,30	-	12,0	-	12,0	-	-	-	-
	H20	0,35	-	2,0	-	9,0	-	-	-	-
	H21	0,35	-	3,5	-	9,0	-	-	-	-
Англія	E-169	0,4-0,5	0,8-1,0	4,75-5,25	-	-	0,35-0,45	0,9-1,0	-	-
	E-170	0,38-0,42	0,8-1,99	4,75-5,25	-	-	1,05-1,15	1,3-1,4	-	-
	E-171	0,34-0,38	0,8-1,0	4,75-5,25	-	1,3-1,5	0,25-0,35	1,3-1,4	-	-
	E-173	0,30-0,35	1,0-1,2	1,1-1,3	-	4,2-4,3	-	-	-	-
	E-174	0,27-0,30	0,2-0,3	3,2-3,8	-	8,0-8,9	0,3-0,4	-	-	-
Франція	Z30WC09-03	0,35	0,3	3,5	1,2	9,0	0,5	-	-	-
	Z35CD05	0,3	1,0	5,0	-	-	0,3	1,4	-	-
	Z30CWK05-04	0,35	0,8	5,0	-	4,0	0,4	0,4	-	-
Швеція	2730	0,25-0,35	0,2-0,4	2,7-3,3	-	8,5-10,0	0,25-0,35	-	-	-
	2240	0,33-0,40	0,9-1,99	4,5-5,5	-	-	0,35-0,45	1,3-1,5	-	-
Японія	SKD4	0,25-0,35	0,4	2,0-3,2	-	5,0-6,0	0,3-0,5	-	-	-
	SKD5	0,25-0,35	0,4	2,0-3,2	-	9,0-10,0	0,3-0,5	-	-	-
	SKD6	0,32-0,42	0,8-1,2	4,5-5,5	<0,25	-	0,3-0,5	1,0-1,5	-	0,5
	SKD61	0,32-0,42	0,8-1,2	4,5-5,5	-	-	0,8-1,2	1,0-1,5	-	-

- першу групу складають сталі, у яких головним легуючим елементом є вольфрам. Це сталі 3X2B8Ф, 4X5B2ФС (за марочником СНД); H20, H21 (США), E-173, E-174 (Англія); 30WCr3411 (Німеччина);
- другу групу складають сталі, у яких головним легуючим елементом замість вольфраму є хром. Характерними представниками цієї групи є сталі в СНД -

4X5B2ФС, США - H11, Німеччини - 37CrMo196, 40Cr21, Франції - Z35CD05, Z30CWK05-04, Англії - E-169, E-170, E-171, Японії - SK06, SK61;

- до третьої групи відносяться нержавіючі сталі - 1X13, 2X13 (СНД), X20CrMo13 (Німеччина). Ці сталі не забезпечують високу твердість, але поліпшують розгаростійкість;
- до четвертої групи відносяться полуферритні сталі: 1X17M2T (СНД), H-20 (США).

Висновки. 1. Характерною концентрацією вуглецю є 0,3%, перевищення якої погіршує розгаростійкість. 2. Найбільш низьку розгаростійкість мають сталі з високим вмістом вольфраму, але в той же час збільшується теплостійкість. 3. Сталі, що містять молібден, мають майже однакову теплостійкість з вольфрамовими сталями, але мають кращу розгаростійкість. 4. Вплив хрому на розгаростійкість залежить від вмісту в сталі вольфраму. Якщо вміст хрому збільшується в сталі з високим вмістом вольфраму, то хром поліпшує розгаростійкість незначно.

Література: 1. Materials in Design Engineers. 2. Крылов В.И. «Исследование влияния тепловых и других факторов на стойкость пресс-форм». Кандидатская диссертация. 3. Куранов В.Н., Гини Э.И. Влияние технологических параметров процесса на температурный режим. 4. Горейнов И.И. Пресс-формы литья под давлением.

УДК 620.79.14

ПОВЫШЕНИЕ ДОСТОВЕРНОСТИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ СПЛАВА, ЛЕГИРОВАННОГО ХРОМОМ МАГНИТНЫМИ МЕТОДАМИ

Власовец В. М., канд. техн. наук, (г. Харьков, Украина)

On the basis of estimation of structure of chromic alloy after different types of heat treatment correction coefficients in transition from a different type of devices, transformers and tips are set, allowing to promote authenticity of prognoses.

Введение. Железоуглеродистые сплавы в термически улучшенном состоянии широко используются в машиностроении и металлургии. Ввиду своей относительно низкой себестоимости и высокому уровню механических свойств широкое применение получили железоуглеродистые сплавы, содержащие 0,36-0,44%С и дополнительно легированные 0,8-1,10%Cr для увеличения прокаливаемости [1].

Традиционно для контроля свойств железоуглеродистых сплавов используют методы измерения твердости [2]. Однако, при оценке структурного состояния они не дают достоверной информации и требуют дополнительных исследований, связанных с разрушением изделий. Поэтому практический интерес представляет возможность использования методов неразрушающего магнитного структурного анализа, в частности коэрциметрии.

Методика проведения исследований. Для определения состава хромистого сплава использовали химический и спектральный методы анализа. Сплав содержит 0,41% С, 0,65% Mn, 0,22% Si, 0,021% P, 0,028% S, 0,96% Cr, 0,12% Ni, 0,13% Cu до 0,04%Al и соответствует по химическому составу стали марки 40X (ГОСТ 4543).

Исследование микроструктуры проводили на шлифах, изготовленных в поперечном сечении прокатки на металлографическом микроскопе МИМ-8М при увеличениях $\times 100$, $\times 500$. Микрошлифы травили 4%-ным раствором азотной кислоты в этиловом спирте.

Твердость измеряли алмазным конусом на приборе Роквелла ТК-2М. Микро-твердость оценивали на приборе ПМТ-3. Данные методы широко применяются, однако имеют существенные ограничения. На достоверность оценок при измерении твердости существенное влияние оказывает качество подготовки поверхности, степень гетерогенности структуры и однородности свойств. Существующая аппаратура для измерения микротвёрдости позволяет надёжно измерять размер диагонали отпечатка от 4 мкм и выше (ГОСТ 10717). Поэтому достоверность результата измерения определяется размером структурной составляющей. Минимальная глубина отпечатка индентора h в форме четырёхгранной пирамиды с углом при вершине 136° по формуле (ГОСТ 9450) $h = 0,14 d$, показывает, что в случае $d = 4$ мкм глубина отпечатка равна 0,56 мкм. Согласно ГОСТ 9450 на стороне образца, противоположной испытываемой, после нанесения отпечатка не должно быть следов деформации материала, заметных невооружённым глазом. Отсюда требование к достоверности оценки структурных составляющих - их толщина должна быть не менее 10-кратной глубины отпечатка, т.е. - 5,6 мкм. В большинстве случаев для дисперсных структурных составляющих такое требование невыполнимо и достоверность оценки снижается. Поэтому для оценки свойств сплавов предпочтительнее использовать методы магнитного анализа [3], основанные на измерении интегральных показателей состава и структуры исследуемых материалов – коэрцитивной силы H_c , максимальной и остаточной магнитной индукции B_{max} , B_r , площади петли магнитного гистерезиса S .

Измерения H_c проводили с помощью коэрцитиметров типа КРМ-Ц с различными накладными преобразователями, оценку B_{max} , B_r , S с помощью программно-технического комплекса “Магнитный анализатор КРМ-Ц-МА”. Измерения производили двумя типами датчиков и различными наконечниками в зависимости от размеров исследуемых образцов (табл.1).

Таблица 1

Типы приборов и исследованных наконечников

Условное обозначение	Тип прибора	Расстояние между полюсами, мм	Площадка для фиксации наконечника		Рабочая часть наконечника		
			длина, мм	ширина, мм	длина, мм	ширина, мм	высота, мм
Б00 ¹	КРМ-Ц-01	35	30	10	30	10	10
Б01	-//-	15	-//-	-//-	30	10	14
Б02	-//-	25	-//-	-//-	30	5	30
Б03	-//-	10	-//-	-//-	30	5	30
Б04	-//-	35	-//-	-//-	30	10	15
Б05 ²	-//-	-//-	-//-	-//-	-//-	-//-	-//-
М00	КРМ-Ц-02	25	15	5	15	5	5
С00	КРМ-Ц-МА	35	30	10	30	10	10

Примечание: 1. Наконечники Б00, М00, С00 являются стандартными для приборов. 2. Наконечники Е и F имеют углубления для контроля образцов цилиндрической формы Ø18 мм и Ø28 мм соответственно.

Погрешности измерений, оцененные по стандартным методикам составили: H_c – 2%; B_{max} , B_r – 1% от максимального значения, твердости – 1 единица по шкале; микротвердости – 7%.

Для определения свойств после термической обработки изделия (по 3 образца)

сечением $\varnothing 25$ мм и длиной 70 мм, вырезанные в долевом направлении, подвергали нормализации при $910 \pm 10^\circ\text{C}$, а также закалке при $860 \pm 10^\circ\text{C}$ (выдержка 60 мин.) с охлаждением в масле и отпуску при температурах 300, 450, 500, $650 \pm 10^\circ\text{C}$ (выдержка 60 мин.). После термообработки образцы шлифовали со всех сторон на глубину 1 мм для снятия обезуглероженного слоя.

Цель работы. Целью исследований являлось повышение достоверности магнитного структурного анализа при оценке свойств хромистого сплава.

Результаты исследований. Для оценки чувствительности магнитного анализа к структурным изменениям, происходящим при закалке и отпуске хромистого сплава, провели измерения после различных режимов термообработки.

В состоянии поставки хромистый сплав имеет крупнозернистую структуру – зерна перлита балл 3-2 (шкала ГОСТ 5639) и феррит в виде зерен. Уровень H_c соответствует $6,7 \pm 0,2$ А/см, $B_{\text{макс}}$ составляет $2,40 \pm 0,03$ Тл, остаточной магнитной индукции B_r , $0,062 \pm 0,001$ Тл. Площадь петли магнитного гистерезиса равна $0,135$ см².

После нормализации микроструктура сплава, в основном, однородная – зерна перлита соответствуют баллу 7-8, местами сохранились зерна перлита балла 4 и остатки тонкой сетки феррита. Микротвердость участков феррита составила Н-50-170-175, светлотравящегося перлита Н-50-157-185, темнотравящегося перлита Н-50-180-196. Уровень H_c после нормализации повысился в сравнении с исходным состоянием на 132% и составил $12,8 \pm 0,2$ А/см, $B_{\text{макс}}$ составил $2,19 \pm 0,03$ Тл, B_r - $0,083 \pm 0,001$ Тл, S - $2,220$ см².

После закалки структура сплава представляет собой мартенсит с тонкими иглами со средней микротвердостью Н-50-488-579 (рис.1, 2) и твердостью 49-54 HRC (рис. 3,4). Уровень H_c составил $27,1 \pm 0,2$ А/см, $B_{\text{макс}}$ - $2,22 \pm 0,03$ Тл, B_r - $0,109 \pm 0,001$ Тл, S - $0,891$ см².

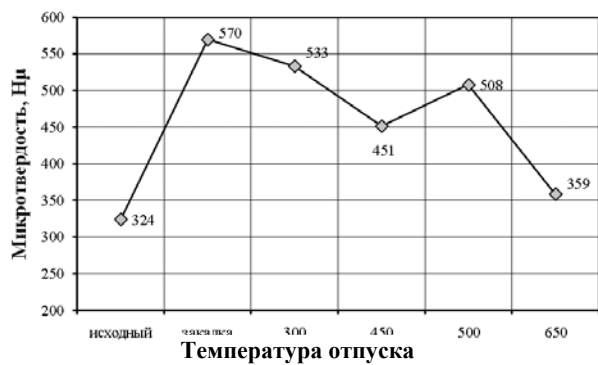


Рис. 1. Средняя микротвердость образцов.



Рис.2. Среднеквадратичное отклонение микротвердости образцов.

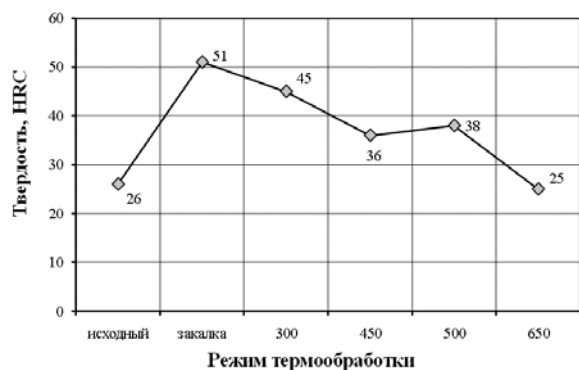


Рис.3. Изменение твердости образцов в зависимости от режима обработки.

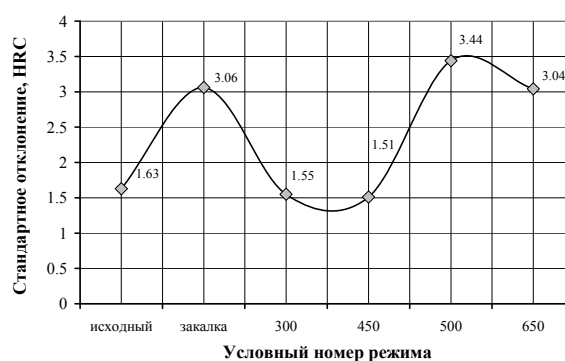


Рис.4. Стандартное отклонение твердости образцов от режима обработки

Определили остаточную и максимальную магнитную индукции, площадь петли магнитного гистерезиса для различных режимов термообработки рис.5-рис.7. При оценке уровня коэрцитивной силы использовали различные приборы, накладные преобразователи и наконечники (табл.1).

Кривая остаточной индукции имеет экстремум при формировании закалочных структур (рис.5), что позволяет однозначно контролировать изделия с мартенситной структурой. Однако в широком интервале температур отпуска 450-650°C она изменяется незначительно и имеет низкую достоверность.

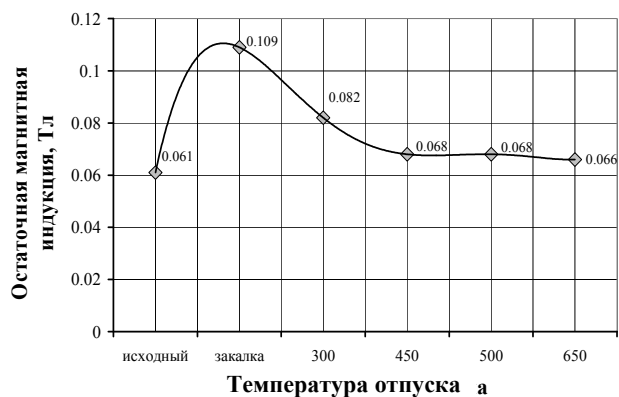


Рис.5. Изменение остаточной магнитной индукции образцов в зависимости от режима обработки

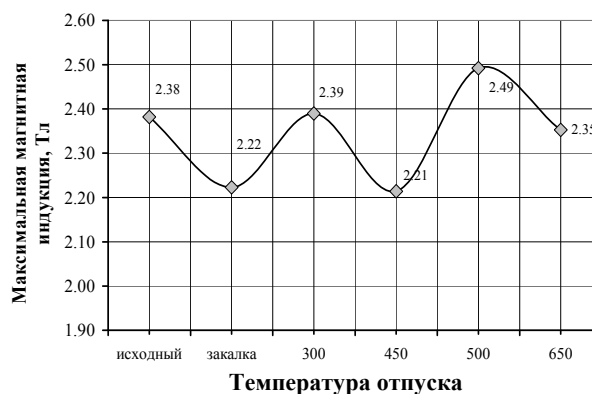


Рис.6. Изменение максимальной магнитной индукции образцов в зависимости от режима обработки

Максимальная магнитная индукция и площадь петли магнитного гистерезиса изменяются неоднозначно (рис.6 - рис.7). Использование метода измерения коэрцитивной силы, при подборе достаточной чувствительности наконечника, позволяет достоверно контролировать изделия после отпуска, вплоть до температур дисперсионного твердения (рис.8).

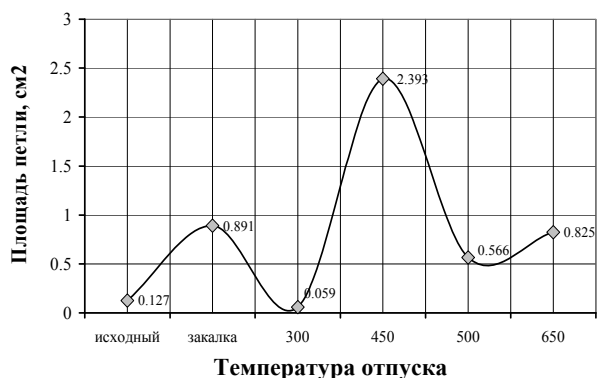


Рис.7. Изменение площади петли магнитного гистерезиса образцов в зависимости от режима обработки.

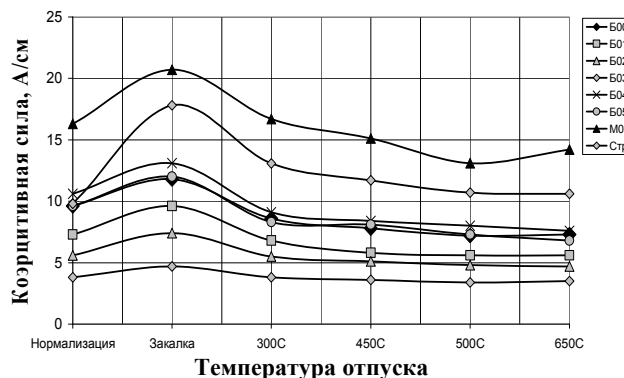


Рис.8. Изменение среднего уровня коэрцитивной силы образцов в зависимости от режима обработки и типа наконечников.

Проведение отпуска при $300 \pm 10^\circ\text{C}$ приводит к снижению уровня коэрцитивной силы для всех типов наконечников на $25 \pm 5,8\%$, что соответствует её снижению в 1,2-1,4 раза по сравнению с исходным закаленным состоянием. Снижение уровня коэрцитивной силы обусловлено распадом мартенсита – фазы, более жесткой в магнитном отношении, чем продукты его распада. Наименьшие значения отклонений соответствуют наконечникам (М01 и Б03), имеющим наиболее высокий (16,6-16,8 А/см) и низкий (3,7-3,8 А/см) уровни измеряемых параметров. Наибольшие значения обеспечиваются при использовании наконечников по форме наиболее приближенных к фор-

ме образцов B05 (средний уровень 8,2-8,4 А/см) и B04 (9-9,4 А/см).

Отпуск при 450°C снижает средний уровень коэрцитивной силы на 31,5±8,1%, что соответствует снижению в 1,3-1,7 раза по сравнению с закаленным состоянием. Наименее чувствительны, как и в предыдущем случае, наконечники M01 (15,0-15,2 А/см) и B03 (3,5-3,6 А/см), а наиболее B01 (5,7-6,1 А/см) и B04 (8,3-8,4 А/см). При данной температуре отпуска, а также при её увеличении до 650°C величина коэрцитивной силы определяется, с одной стороны, факторами, связанными с карбидной фазой, её превращениями и коагуляцией, с другой – уменьшением искаженности α – фазы и, возможно, изменением размеров её блоков. Отпуск при 500°C снижает уровень коэрцитивной силы на 34,7±7%, что соответствует снижению в 1,4-1,7 раз. Наименее чувствительны к структурным изменениям наконечники B03 (3,3-3,4 А/см) и B02 (4,7-4,9 А/см), а наиболее - B01 (5,4-5,7 А/см) и B05 (7,1-7,5 А/см).

Отпуск при 650°C снижает, в среднем, уровень коэрцитивной силы на 34,4±8,9%, что соответствует снижению в 1,3-1,8 раз. Наименее чувствительны наконечники B03 (3,4-3,6 А/см) и M01 (14,2-14,3 А/см), наиболее - B05 (6,7-7,0 А/см) и B04 (7,5-7,9 А/см).

Таким образом, уровень коэрцитивной силы, фиксируемый различными приборами, накладными преобразователями и наконечниками незначительно влияет на общий характер кривой зависящей от температуры отпуска исследуемого хромистого сплава. Наблюдается экстремум, вызванный формированием мартенситных структур непосредственно после закалки.

Проведение отпуска в интервале 500°-650С приводит к появлению второго незначительного экстремума, связанного с коагуляцией карбидных частиц, который удастся обнаружить только на наконечниках, имеющих наименьшее расстояние до намагничивающих катушек B00 и тем больше, чем локальнее зона контроля M00. Использование наконечников максимально приближенной формы к изделию не позволяет зафиксировать интервал дисперсионного твердения, при повышении температуры отпуска до 500°C, уровень коэрцитивной силы снижается на 5-6,8%, что может быть связано с увеличением расстояния между контролируемой деталью и намагничивающими катушками накладного преобразователя.

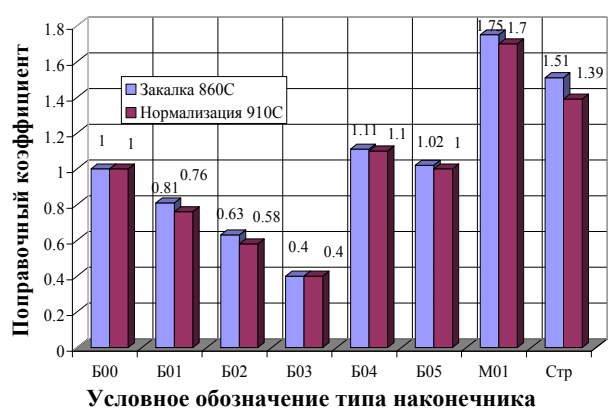


Рис.9. Усредненный коэффициент перехода типа наконечников при измерениях образцов в состоянии поставки: отжиг и нормализация.

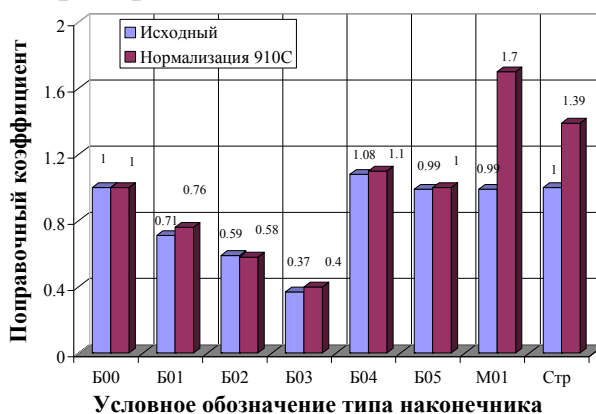


Рис.10. Усредненный коэффициент перехода типа наконечников при измерениях образцов после нормализации и закалки.

Коэффициенты перехода между наконечниками, как показало сопоставление значений для концевых мер 4,9 А/см и 13,7 А/см и данных, полученных при исследовании хромистого сплава, не являются константами.

После отжига (феррито-перлитная смесь, балл 1-3), нормализации (феррито-перлитная смесь, балл 7-8), заковки и отпуска были определены поправочные коэффициенты рис.9, рис.10.

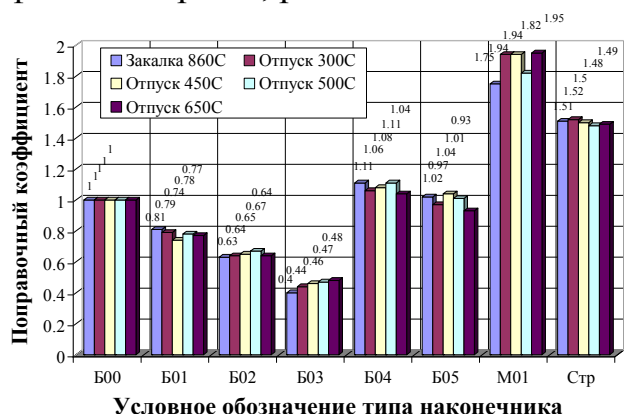


Рис.11. Усредненный коэффициент перехода типа наконечников при измерениях образцов после заковки 860°C и отпуска 300-650°C.

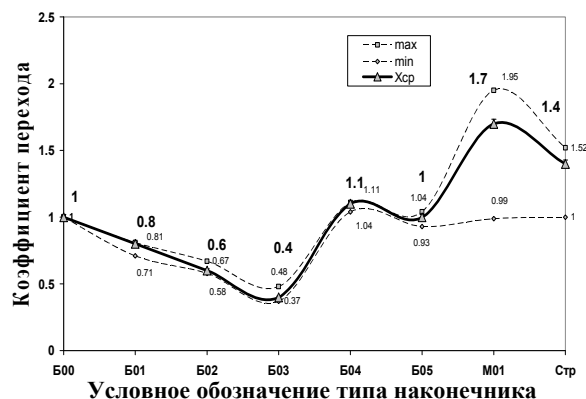


Рис.12. Усредненный по всем режимам поправочный коэффициент перехода типа наконечников.

В состоянии поставки наибольший коэффициент перехода имеют наконечники максимально приближенные к форме круглой детали - B04 и B05, а также M00 и C00.

С увеличением расстояния между катушками и исследуемой деталью коэффициент снижается до 0,37. Уменьшение расстояния между полюсами наконечников, локализуя размер измеряемого участка, меньше влияет на уровень показаний, чем расстояние до катушек.

Проведение нормализации и соответственно уменьшение размера зерен феррито-перлитной структуры увеличивает значение коэффициентов практически для всех типов наконечников, за исключением B02, незначительное понижение которого может быть объяснено погрешностью измеряемых величин. Максимальное увеличение коэффициента соответствует наконечнику M00 (до 1,7 раза) и C00 (в 1,39 раза), что может быть объяснено более высокой чувствительностью применяемых в данных приборах накладных преобразователей. Форма наконечников, максимально приближенная к форме образцов, меньше влияет на достоверность показаний, чем использование более чувствительных накладных преобразователей приборов КРМ-Ц-2 и КРМ-Ц-МА.

Таблица 2

Поправочные коэффициенты, учитывающие вид термической обработки исследуемого хромистого сплава

Тип щупа	Вид термической обработки			
	отжиг	нормализация	заковка	отпуск
B00	1	1	1	1
B01	0,71	0,76	0,81	0,74-0,79
B02	0,59	0,58	0,63	0,64-0,67
B03	0,37	0,4	0,4	0,44-0,48
B04	1,08	1,1	1,11	1,04-1,11
B05	0,99	1	1,02	0,93-1,04
M01	0,99	1,7	1,75	1,82-1,95
C00	1	1,39	1,51	1,48-1,52

Примечание. В качестве базового принят стандартный наконечник B00 прибора КРМ-Ц-1.

Границы коэффициентов, определенные по концевым мерам, для исходного состояния соответствуют реальным значениям в 75% случаев, для нормализованного – 37,5 %, для закаленного на мартенсит состояния – 12,5%, для структуры после улучшения, при отпуске 300-500°C в 75%, при 650°C в 87,5%. Наблюдаемое смещение неоднозначно. Для наконечников имеющих малую чувствительность, показания коэффициентов находятся на нижнем уровне границ концевых мер, а для щупов с большей чувствительностью за верхней его частью. Поэтому для оценки структурного состояния хромистого сплава после термической обработки необходимо учитывать поправки к коэффициентам для каждого наконечника табл.2.

Выводы. Традиционные методы измерения твердости не обеспечивают достоверного прогноза структурного состояния изделий. Наиболее приемлемым параметром оценки такого состояния хромистого сплава, подвергнутого нормализации, закалке и отпуску в интервале 300-650°C, является коэрцитивная сила, имеющая по сравнению с максимальной и остаточной магнитной индукциями, площадью петли магнитного гистерезиса лучшую чувствительность.

По результатам проведенного эксперимента установлено, что уровень коэрцитивной силы, фиксируемый различными приборами, накладными преобразователями и наконечниками незначительно влияет на общий характер кривой зависящей от температуры отпуска исследуемого сплава, легированного хромом. Наблюдается четко выделенный экстремум, вызванный формированием мартенситных структур непосредственно после закалки. Дисперсионное твердение при 500-650°C фиксируется повышением коэрцитивной силы на 3-4% только в случае использования датчиков с высокой чувствительностью.

Впервые установлено, что поправочные коэффициенты при переходе от различного типа приборов, накладных преобразователей и наконечников не являются константами и зависят от структурного состояния сплава. Поэтому для достоверной оценки обязательным является учет вида термической обработки и интервала варьирования структурного состояния сплава в исследуемом диапазоне. Определены такие поправочные коэффициенты для хромистого сплава, содержащего 0,41% C и 0,96% Cr.

Литература: 1. Контроль качества термической обработки стальных полуфабрикатов и деталей. Справочник под ред. В.Д.Кельнера. – М.: Машиностроение, 1984. 384 с. 2. Методы определения твердости металлических материалов: Учебно-справочное пособие. / А.Г. Калмыков, Ю.И. Головин, В.Ф. Терентьев и др.; Воронеж: Изд-во ВГТУ, 2000. 80 с., стр. 17. 3. Щербинин В.Е., Горкунов Э.С. Магнитный контроль качества металлов. – Екатеринбург: УрО РАН, 1996. 263 с.

УДК 621.18:621.165.001.2

ОСОБЛИВОСТІ РОЗВИТКУ В УКРАЇНІ ЕНЕРГЕТИЧНОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Воїнов О. П., докт.техн.наук, **Мазуренко А. С.**, докт.техн.наук (м. Одеса, Україна)

Questions of development of domestic power mechanical engineering are considered. Features of development in Ukraine power mechanical engineering.

Україна володіє могутньою енергетичною базою, однією з найбільш великих серед країн Європи.

Тепло- і електрогенеруюче устаткування, що утворює стаціонарну вітчизняну енергетику на органічному паливі, – це енергетичні блоки теплових електростанцій (ТЕС) і теплоелектроцентралей (ТЕЦ), котельні установки парові і водогрійні, діючі

на промислових, промислово-опалювальних, опалювальних і інших котельнях різної потужності. Сюди ж відносяться парові і газові турбінні установки невисокої одиничної потужності, що діють на різних виробничих об'єктах.

Особливістю зазначеного устаткування є значний ступінь зносу основної його частини, що досягає 65 – 80 %. При цьому, більш половини зношеного устаткування відробило свій розрахунковий ресурс і перейшло в граничний стан. Подібне устаткування, відповідно до діючих норм, необхідно замінити новим, сучасним.

Зношені енергетичні установки (ЕУ), залишені в експлуатації, мають особливості, головні з яких полягають у тому, що

- їхня технологічна ефективність, тобто ступінь екологічної, економічної і загально-технічної ефективності (у тому числі надійність) істотно нижче ефективності нових, тим більше сучасних, установок тієї ж одиничної потужності;
- вони мають потребу в підвищеній увазі, змісті, обсязі і якості технічного обслуговування, експлуатаційного і ремонтного.

При цьому, відбудовні ремонти, відновлення (особливо на основі технічного переозброєння) вимагають значні ресурсовкладення.

У цілому, зношені ЕУ відрізняються низькою технологічною ефективністю і невиправдано високими витратами на підтримку їх у робочому стані.

Усе це висунуло перед вітчизняним енергетичним машинобудуванням важливу, широкомасштабну, невідкладну науково-технічну (н.-т.) і науково-організаційну задачу нарощування виробництва котлів, турбін, турбінних електрогенераторів, трансформаторів і допоміжного устаткування ЕУ. Найважливішою особливістю цієї задачі проблемного рівня є невідкладність і важливість її рішення, тому що стан енергетики, енергооснащеності виробництва країни відбивають рівень її н. -т. культури і перспективу розвитку. Відомо, що стан, н. -т. рівень і темп розвитку енергетики є діагностичною ознакою ступеня розвиненості держави, її інтелектуального, економічного, н. -т., оборонного потенціалу і динаміки прогресу.

Усе це вищевказані задачі розвитку енергетики й енергетичного машинобудування перетворило, підняло до рівня найважливішої н. -т. і організаційно-технічної проблеми загальнодержавного значення, обсягу і ваги.

Проблема розвитку виробництва ЕУ складається з трьох основних частин:

- задача розвитку виробництва котельно-топкових систем (КТС) і котельно-допоміжного устаткування;
- задача розвитку виробництва парових і газових турбін і турбінно-допоміжного устаткування;
- задача розвитку виробництва турбінних електрогенераторів, трансформаторів і допоміжного устаткування електричної частини ЕУ.

Торкнемося перших двох задач. Вітчизняне енергомашинобудування розвивається в умовах дії безлічі факторів, внутрішніх і зовнішніх, детермінованих і випадкових, постійних і тимчасових. Серед них відзначимо деякі з числа найбільш істотних, що впливають на стратегію розвитку галузі.

Вид, сорт і ціна спалюваного в ЕУ органічного палива визначають важливі, ведучі технологічні властивості КТС. Тому при аналізі нинішнього стану і прогнозуванні розвитку вітчизняної енергетики і котлобудування насамперед необхідно відповісти на питання номер один: на яке паливо варто орієнтувати їх у найближчій і у віддаленій перспективі? У відповіді на це питання помилка неприпустима, тому

що вона грозить важкими соціальними і технологічними наслідками не тільки для енергетики, але і для державного господарства в цілому.

Нинішня структура паливного балансу вітчизняної енергетики характеризується значною часткою імпортного палива – близько 55 % [1]. Його основу складає дуже дорогий природний газ. Вітчизняне паливо складає близько 45 %. Воно представлено в основному відносно недорогим твердим енергетичним паливом. Звертає на себе увага те, що нинішня енергонезалежність енергетики складає лише 0,45 від можливої і необхідної – повної.

Аналіз стану і перспективи розвитку паливноенергетичного комплексу України переконує в тім, що його реальним шляхом є рішуче збільшення частки твердого вітчизняного палива в структурі паливного балансу на основі витиснення з нього імпортного газового і рідкого палива. Розумної альтернативи йому немає. Тільки на цьому шляху стане можливим збільшення енергонезалежності держави [4].

КОТЕЛЬНО-ТОПКОВЕ УСТАТКУВАННЯ. Зміст і стан парку котлів в Україні можна охарактеризувати даними, що відбивають їх на початку 2003 і на початку 2006 років [2, 3]. На початку 2003 року чисельність парку парових і водогрійних котлів у вітчизняній енергетиці складала 44975 агрегатів (100 %), у тому числі енергетичних 1103, що складало 2,45 %. При цьому, частка котлів, що відробили термін служби, складала, відповідно, 54,18 % і 72,35 %. До початку 2006 року (у порівнянні з початком 2003 року) чисельність парку котлів у цілому скоротилася на 0,78 %, у тому числі енергетичних – на 3,72 %. Частка котлів, що відробили термін служби, зросла по парку в цілому на 7,78 %, а енергетичних котлів – на 8,63 %.

Зміна чисельності котлів в областях відбувалася нерівномірно. Так, у Житомирській, Вінницькій, Ровенській, Донецькій областях вона скоротилася, відповідно, на 47,38 %, 21,03 %, 20,20 % і 7,97 %. У той же час, у ряді областей число котлів збільшилося. Так, у Луганській – на 118,84 %, у Чернігівській – на 88,89 %.

Звертає на себе увагу те, що в сфері енергетичних котлів зазначене зменшення їхньої чисельності є абсолютним, тому що нових енергетичних агрегатів практично не встановлювали. У сфері промислово-опалювальних котлів зазначене скорочення відносно, тому що деяку частину демонтованих дуже зношених агрегатів замінили новими. При цьому, основну частину нових котлів склали водогрійні імпортні агрегати.

З аналізу приведених даних випливає, що

- чисельність парку котлів скорочується, особливо енергетичних;
- частка котлів, що відробили ресурс, дуже висока; вона продовжує швидко рости, особливо стосовно до енергетичних агрегатів;
- заміна зношеного котельного устаткування йде повільно;
- установка нових котлів стосується насамперед водогрійної техніки і здійснюється, в основному, за рахунок імпортного устаткування, дуже капіталомісткого, такого, що ставить його власників у багаторічну тверду залежність від фірм-виробників у відношенні до спецобслуговування (у тому числі ремонтного), постачання запчастин і видаткових матеріалів.

Ці дані свідчать про гостру актуальність проблеми відновлення парку котлів і невідкладність її рішення. При цьому, основу програми відновлення повинна скласти заміна зношених агрегатів новими. Відновлення ж на основі модернізації, реконструкції чи технічного переозброєння повинне бути лише додатковим інструментом, яким доцільно користатися при відновленні КТС з малим залишковим ресурсом.

Практичний висновок з викладеного зводиться до необхідності заміни основної частини парку котлів новими агрегатами. Для рішення цієї задачі необхідно розробити науково-технічну й організаційно-технічну програму виробництва котельно-топкового і котельно-допоміжного устаткування на підприємствах України. Дана програма повинна бути гармонійно погоджена з програмою розширеного розвитку видобутку твердого, рідкого і газового палива в Україні. На основі цього може бути забезпечений рішучий прорив до становлення стійкої енергонезалежної, енергобезпечної бази держави.

Концепцію розробки нових КТС, а також відновлення зношених котельних установок, варто орієнтувати на використання передових котельно-топкових технологій. Їхньою основною особливістю повинна бути спрямованість, насамперед, на високоефективне використання низькоякісного твердого палива. Серед них до числа пріоритетних варто віднести технологію об'ємного охолодження топки і технологію низькотемпературного киплячого шару, що по своїх потенційних можливостях варто віднести до високих технологій.

Важливою умовою успішного здійснення програми нормалізації стану, прискореного, стійкого розвитку котлобудування і котловикористання є рішуче розширення н.-т. розробок по котельно-топковій тематиці. Ці вишукування можуть проводити наукові організації, вузи, що готують фахівців, енергетиків і енергомашинобудівників, а також котлобудівні заводи. Обсяг і ефективність робіт даного напрямку будуть визначатися ступенем достатності, структурою, режимом їхнього ресурсного забезпечення, технологічною ефективністю одержуваних результатів. Керівництво і координацію н.-т. розробок по котельно-топковій проблематиці доцільно зосередити в одному науковому центрі. Є підстава думати, що цю важливу функцію доцільно доручити НДІ проблем машинобудування НАН України.

Промислове виробництво КТС може бути розширене а підприємстві «ТЕКОМ» (у Монастирищі) і організовано на машинобудівних підприємствах Харкова, Запорозжя й інших міст.

ТУРБІННЕ УСТАТКУВАННЯ. Стан турбінного устаткування в Українській теплоенергетиці теж можна назвати передкризовим. Більше 90% парових турбін відпрацювали не лише розрахунковий ресурс у 100 тис. годин, але й граничний ресурс у 170 тис. годин. При цьому, якщо в котельних установках можливий поточний ремонт з частковою поетапною заміною поверхньої нагріву, то заміна турбін або її циліндрів є більш затратна та радикальна справа і носить поодинокий характер.

Найбільш зношеним є парк турбін відносно невеликої потужності – до 200 МВт, але саме вони найбільш придатні для використання в якості пікових та напівпікових джерел електрогенерації. Масове виведення з експлуатації таких потужностей може бути надзвичайно болючим для всієї енергосистеми, і в першу чергу з точки зору її усталеності, в умовах, коли біля половини електроенергії в Україні виробляється на АЕС, які можуть працювати лише в базовій частині навантаження.

Для теплоенергетики України, з нашої точки зору, є найбільш актуальним невідкладне будівництво як паротурбінних так і газотурбінних енергоустановок невеликої та середньої потужності, спроможних приймати на себе пікові навантаження енергосистеми. При цьому паротурбінні є більш привабливими з урахуванням можливості використання більш дешевого і перспективного для країни палива – вугілля. Необхідно при цьому використати ті напрацювання, що були у нас та за кордо-

ном по маневреним паровим турбінам.

Вирішенню питання оснащення енергетики України новими турбінними агрегатами, або модернізації встановлених буде сприяти наявність у нас досить відомих турбінобудівних заводів - в Харкові, Миколаїв, Полтаві, Запоріжжі. Існуючі на цих заводах наукові та технологічні можливості безперечно достатні для виконання задачі оновлення, поки не настав час реанімації, нашої теплоенергетики. А вибраний напрямок у будівництві електростанцій відносно невеликої потужності з одного боку дозволить робити це при відносно невеликих фінансових витратах на один об'єкт, а з другого боку – приблизити генерацію до споживачів з можливістю використання когенераційних технологій, зменшити втрати в теплових та електричних мережах, а також підвищити усталеність енергосистеми при розвитку розподіленої генерації.

ЗАГАЛЬНІ ПИТАННЯ. Використання високих котельно-топкових і турбінних технологій дозволить підняти показники ефективності створюваного устаткування ЕУ на якісно новий, високий рівень, що не уступає світовим досягненням.

Виконання програми стійкого розвитку вітчизняного енергомашинобудування потребує значних зусиль, мобілізації великих ресурсів різного роду, насамперед інтелектуальних. Котельно- і турбінодопоміжне устаткування нинішніх вітчизняних ЕУ також зношене і має потребу в заміні новим, сучасним.

Загальновихідною відомою тезою є те, що знос технічних об'єктів, у тому числі устаткування ЕУ, відбувається з прискоренням. Тривогу викликає те, що, з урахуванням цієї обставини і сильної зношеності значної частини ЕУ, варто побоюватися виникнення вогнищ обвального виходу з ладу устаткування, що відробило термін служби. Наслідки такого процесу можуть виявитися дуже серйозними; вони можуть кинути небезпечний виклик стійкості (а на окремих ділянках системи і працездатності!) тепло- і електропостачання окремих районів чи регіонів.

Витиснення з внутрішнього ринку імпортової продукції котельним і турбінним устаткуванням вітчизняного виробництва – необхідна умова розширеного розвитку енергетики країни.

Висновки. 1. Розвиток енергетичного машинобудування знаходиться в блоці найважливіших науково-технічних і організаційно-технічних задач соціального характеру. 2. Рішуче розширення виробництва КТС і турбінних установок в Україні і значне підвищення їхньої технологічної ефективності функціонування являє собою складну багатовекторну н. -т. проблему державного значення. 3. Розвиток енергомашинобудування повинен бути орієнтований, повинен спиратися на застосування високих технологій. 4. Продукція вітчизняної енергомашинобудівної галузі, після насичення власного ринку, повинна вийти на міжнародний ринок. 5. Траєкторія розвитку вітчизняного котлотурбінобудування від нинішнього його стану до стану насичення внутрішнього ринку сучасним устаткуванням, ця траєкторія повинна бути короткою, прямою, відрізнитися стійкістю і високою ефективністю одержуваних результатів. 6. У просторі доступних аналізу соціальних задач фундаментальне значення програми розширеного розвитку енергомашинобудування є очевидним. Розумної, гідної уваги альтернативи йому немає.

Література: 1. Титенко С. Енергетика нуждается в модернизации. Пенсионный курьер. 2006. № 21 (159). 2. Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2003, № 12. 3. Подъемные сооружения. Специальная техника. – 2006, № 2. 4. Воїнов О. П., Мазуренко А. С. Особливості структури паливно-енергетичного балансу енергетики України. Енергетика та електрифікація. 2006, № 2.

ОБНОВЛЕНИЕ ПРОМЫШЛЕННЫХ КОТЛОВ ПРИМЕНЕНИЕМ ПРОГРЕССИВНЫХ КОТЕЛЬНО-ТОПОЧНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

Воинов А. П., докт. техн. наук, Андриенко В. С. (г. Одесса, Украина)

The analysis of efficiency of application progressive boiler technologies for modernisation of industrial boilers is shown. Updating of industrial boilers by application progressive boiler technologies.

В Украине более 75 % котлов (Кт) отработало расчетный ресурс и пребывает в предельном состоянии. Уровень технологических показателей их функционирования не отвечает современным нормативным требованиям. Реальным путем нормализации сложившейся в энергетике обстановки является обновление парка изношенных Кт на основе применения прогрессивных котельно-топочных технологий. При этом возможно получение значительного позитивного технологического эффекта при минимальном удельном вложении ресурсов.

Анализ конъюнктурных особенностей экономического и технического состояния энергетики убедительно свидетельствует о том, что альтернативы этому пути в нынешних условиях нет. Проблема обновления Кт особо остро стоит в промышленной энергетике.

Среди задач обновления Кт наиболее актуальной является задача повышения технологической эффективности топочного процесса, т. к. его показатели существенно влияют на степень эффективности функционирования котельной установки в целом, в том числе на их показатели экологические, экономические и общетехнические [1].

Обновление топочных устройств следует осуществлять на основе применения прогрессивных топочных технологий. При выборе лучшей из числа известных целесообразно анализировать, по меньшей мере, следующие две их особенности:

- степень технологической эффективности и
- степень доступности по уровню удельных затрат на осуществление.

Значительный интерес представляет задача обновления топочных устройств, в подавляющей части которых в Украине сжигают газообразное топливо (природный газ).

Среди известных топочных технологий высокой потенциальной эффективностью использования газообразного топлива выделяются следующие две:

- технология объемно-охлаждаемых топков (ООТ),
- технология беспламенного (поверхностного) сжигания газа (БСГ),

Технология ООТ [2, 3] позволяет существенно повысить степень экологической и экономической эффективности топки и Кт в целом. Она является продуктивной, прочной научно-технической базой, как обновления изношенных Кт традиционных конструкций, так и создания новых котельно-топочных систем перспективного типа.

Технология БСГ позволяет существенно улучшить качество процесса горения газообразного топлива, тем самым повысить степень его экологической и экономической эффективности. Этот результат положительно сказывается на эффективности функционирования Кт.

Совместное применение указанных двух технологий позволяет осуществлять обновление промышленных Кт, сжигающих газообразное топливо, на основе вы-

полнения малозатратной программы технического перевооружения. Данная возможность может быть реализована применительно к Кт тех типов, поверхностно-охлаждаемую топку которых можно относительно просто преобразовать в ООТ.

В качестве характерного примера приведем данные о выполненных эскизных изысканиях по техническому перевооружению Кт типа ОПИ-ЗМЗ Е 4-14-225 ГМ. Этот агрегат разработан в ОПИ (ныне ОНПУ) и находился в серийном производстве в 1970 – 1981 годах на Зарайском механическом заводе (Московская обл.). Было изготовлено 667 котельных агрегатов производительностью 1,11 кг/с (4 т/ч) пара давлением 1,4 МПа и температурой перегрева 225 °С.

Топка этого Кт разделена двусветным экраном на две секции, в каждой из которых, на фронтальной стене установлена типовая газо-мазутная горелка типа ГМГ-2. Первым шагом технического перевооружения явилось применение технологии ООТ.

Для введения элементов объемного охлаждения, предложено двусветный экран развести в трехрядный пучок труб. При утроенном шаге режим их тепловосприятости сдвигается в сторону режима работы труб всестороннего обогрева (ТВО) (рис. 1).

Вторым шагом перевооружения явилось использование технологии БСГ на основе применения новой газовой горелки, разработанной НИЛ ПКТС ОПИ. Это –

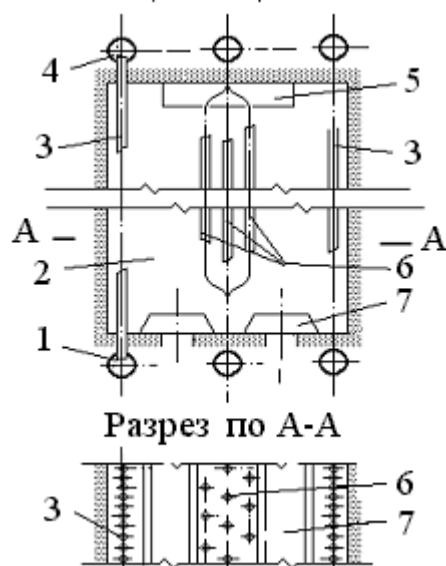


Рис.1. Топка котла переведенная на объемное охлаждение: 1 – коллектор нижний; 2 – топочная камера; 3 – настенный радиационный экран; 4 – коллектор верхний; 5 – окно для выхода газов; 6 – пучок ТВО; 7 – горелочное устройство.

оригинальная подовая горелка беспламенного сжигания газообразного топлива – горелка ОПИ [4]. В ней предусмотрена возможность высокотемпературного поверхностного сжигания газообразного топлива с использованием каталитического эффекта.

Конструктивно-компоновочная схема горелки ОПИ позволяет осуществить трехкратное (I, II, III) принудительное соударение потока газо-воздушной смеси с преградой в виде плоской поверхности огнеупорных кирпичей (из шамота класса А), образовавших объемную макропористую насадку, через которую протекает газо-воздушный поток (рис. 2). Интенсивная его турбулизация и высокая температура газов углубляют полноту сгорания даже при рекордно низком коэффициенте избытка воздуха.

Вследствие того, что материалу шамотной насадки предварительно придана высокая каталитическая активность и она нагрета до температуры 1400-1550 °С, в зоне контакта потока и насадки протекает высоко интенсивное полное сгорание.

Еще одним важным положительным свойством топки с горелкой ОПИ является использование ее раскаленной насадки в качестве топочного вторичного радиационного излучателя. Данный элемент топки позволяет существенно повысить ее прямую отдачу. Это обуславливает повышение равномерности поля температуры газов, снижение их температуры на выходе из камеры.

Важным положительным свойством топки с горелками ОПИ также является значительно большая потенциальная тепловая мощность, чем у топки с фронтальными горелками. Это позволяет при переходе на горелки ОПИ повысить паропроизводи-

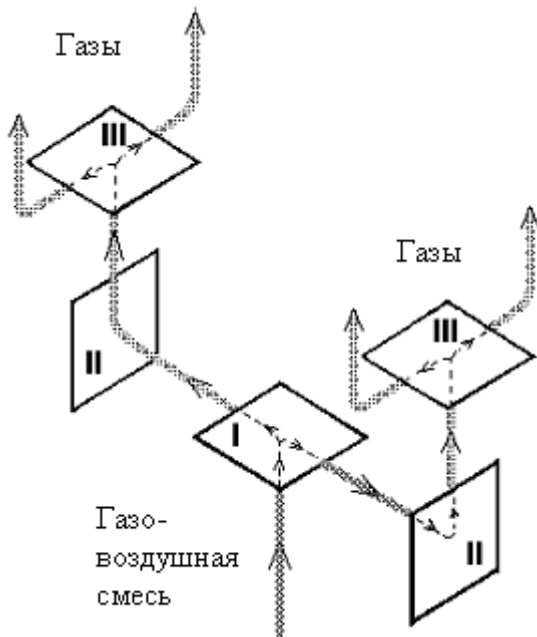


Рис.2. Схема движения газозвоздушной смеси и газов в горелке ОПИ.

1/10 – 1/6 их концентрации в газах Кт до его обновления.

Кроме этого в Кт ОПИ-ЗМЗ, вследствие снижения температуры газов в конце топки, повысится надежность (безотказность и долговечность) расположенных за топкой пароперегревателя и экономайзера.

Следует отметить то обстоятельство, что указанный уровень составляющих технологического эффекта, обусловленного применением технологий ООТ и БСГ, будет тем более высоким, чем ниже техническая культура обслуживания оборудования в обновляемой котельной.

Литература: 1. Воїнова С. О. Відображення ефективності технічних рішень у навчально-виховному процесі. // Матер. 36-ої науково-метод. конф. викладачів “Шляхи розвитку метод. забезпеч. навч. процесу в умовах реформ вищої освіти”. — Ч. I. Одеса: ОНАХТ. — 2005. — С. 56. 2. Воинов А. П. Объемное охлаждение топки как метод повышения надежности, технико-экономических и экологических характеристик котла. // Тез. докл. республ. науч.-техн. совещ. “Совершенств. топочных проц. в парогенераторах, с целью экономии топл.-энерг. ресурсов и защиты окруж. среды”. — Харьков: ХПИ. — 1984. — С. 137. 3. Область целесообразного применения котлов с объемно-охлаждаемой топкой Воинов А. П.; Одесса. Одес. политехн. ин-т. — К., 1991. — 12 с. — Рус. — Деп. в УКРНИИНТИ 13.08.91, № 1160–Ук91. 4. Воинов А. П., Кудинов В. В. Котельная горелка подовая для природного газа. // Инф. листок о передовом произв.-технич. опыте. № 90-042. — Одесса: ОМТЦНТИП. — 1990.

УДК 621.181

ВРЕМЕННОЕ СОХРАНЕНИЕ В ДЕЙСТВИИ ПАРОВЫХ И ВОДОГРЕЙНЫХ КОТЛОВ, ОТРАБОТАВШИХ РАСЧЕТНЫЙ РЕСУРС

Воинов А. П., докт.техн.наук, Воїнова С. А., канд. техн.наук (г. Одесса, Украина)

Features of the outworn boilers are presented. Opportunities of increase of their ecological efficiency are considered. The temporary preserving in action of the steam and water-heating boilers which have finished their rated resource.

Паровые и водогрейные котлы (Кт), изготовленные в послевоенные годы, рассчитывали на ресурс 100 тысяч часов работы. Среднестатистически это соответ-

тельность Кт. Степень возможного возрастания мощности будет ограничивать химическое качество пара или гидродинамический режим затопочных поверхностей нагрева.

Применение технологии ООТ и БСГ в Кт ОПИ-ЗМЗ позволит улучшить их технологические свойства. Возможный положительный эффект можно оценить следующим образом:

- увеличение паропроизводительности на 10-12 %;
- повышение КПД брутто Кт на 1,5 -3,0 %;
- снижение теплового загрязнения окружающей среды на 15 – 20 %;
- снижение химического (по СО и С_nH_m) загрязнения окружающей среды на

ствуует 20 годам функционирования. Более 70 % действующих Кт отработало расчетный ресурс и перешло в предельное состояние [1].

Подобные агрегаты целесообразно заменить новыми. Программа обновления изношенных Кт или замены их новыми актуальна, широкомасштабна и весьма ресурсоемка. Неизбежная ее реализация будет осуществлена в видимой перспективе.

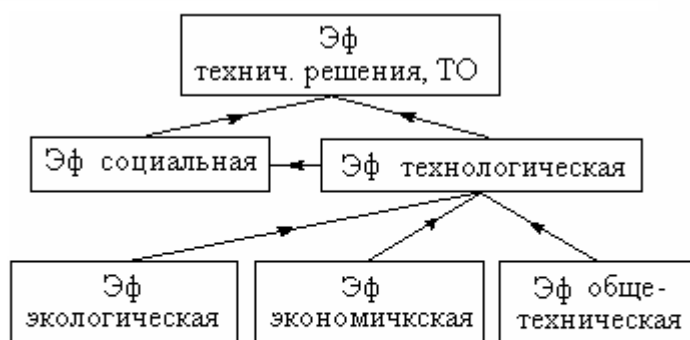


Рис. 1. Структурно-логическая схема понятия "Эффективность технического объекта".

задачи (рис.1). Технологическая же Эф изношенных Кт низка по всем ее составляющим, поэтому она не свободна от негативной оценки. При этом особенно тревожна оценка экологических свойств указанного оборудования.

Кт, отработавшие расчетный ресурс, обладают свойствами и возможностями, которые сильно отличаются от таковых новых агрегатов [2, 5]. Отметим основные в их числе:

- низкая экологическая Эф (ЭлЭ);
- пониженная надежность (Нд);
- повышенная взыскательность к качеству технического (эксплуатационного и ремонтного) обслуживания.

ЭлЭ котельных установок в значительной степени определяется выбросом вредных газов, прежде всего оксидов азота (NO_x) и оксидов серы (SO_y), а также выбросом теплоты с уходящими газами.

Зависимости этих двух параметров топочного процесса от коэффициента избытка воздуха в топке – α_t – противонаправлены. Формально возможная оптимизация уровня α_t с использованием целевой функции экономического характера (как это часто делают) несостоятельна. Причина состоит в том, что характер (механизм) и сила системного влияния указанных и множества других вредных факторов (и их сочетаний) на организм растений и животных изучены мало, недостаточно для формирования целевой функции экологического характера. Даже поверхностный анализ обстановки ведет в тупик.

Углубленный анализ раскрывает надежный и полноценный путь корректного и радикального решения задач рассматриваемой острой проблемы. Но при этом следует принять для руководства новый концептуальный подход к решению ее задач.

Предлагаемый подход состоит в решении следующих двух задач:

А) Снижение выброса теплоты путем

- существенного уменьшения объема уходящих газов сокращением уровня α_t ,
- глубокого охлаждения уходящих газов,

В нынешних условиях приходится эксплуатировать около ста тысяч Кт, отработавших расчетный ресурс.

Использование этого оборудования осложнено рядом обстоятельств [2, 3]. Анализ основных из их числа представляет интерес.

Эффективность (Эф) [4] этого оборудования неоднозначна. Ее социальная составляющая позитивна, т. к. оно в целом выполняет возложенные на него социальные

- конденсации значительной части водяных паров, содержащихся в уходящих газах.
- Б) Снижение выброса вредных газов путем
 - пассивации процессов образования их в топке,
 - применения узла очистки газов в составе элементов котельной установки.

Реализация нового подхода может быть высокоэффективной при условии раздельного автоматического управления режимом решения каждой из указанных задач. В этом состоит концепция прямого управления ЭлЭ Кт и технических объектов в целом [6, 7]. Особое внимание привлекает то обстоятельство, что рассмотренному повышению ЭлЭ Кт сопутствует повышение их экономической Эф, носящее комплексно-системный характер . [8]. ЭлЭ котельных установок с малым остаточным ресурсом или израсходовавших свой ресурс существенно уступает ЭлЭ новых Кт.

При функционировании Кт, особенно в переменном режиме, характерном для энергетических агрегатов, возможности реализации их потенциального уровня технологической Эф определяются качеством процесса управления котельной установкой. В свою очередь, качество управления зависит от интеллектуальных и технических возможностей применяемых систем автоматического управления (САУ) оборудованием. Привлекают внимание перспективные подходы к постановке и решению задачи управления технологическим процессом в сложных технических объектах, в частности, в котельных установках [9, 10]. Они позволяют повысить качество процесса управления; некоторые из них составляют основу САУ нового поколения.

Выводы.

- 1 Временное сохранение в действии Кт, отработавших расчетный ресурс, – мера, предшествующая замене их новыми, современными высокоэффективными агрегатами.
- 2 В период использования изношенных Кт необходимо предпринимать ряд мер, направленных на повышение их технологической Эф, в первую очередь ее экологической составляющей
- 3 Важной мерой является обновление наиболее изношенных элементов Кт на основе их модернизации, либо реконструкции, либо технического перевооружения.
- 4 Весьма важным является выбор целесообразной для новых условий котельно-топочной технологии, с учетом возможного перевода газомазутных Кт на твердое топливо.
- 5 Особо важное значение приобрела задача управления режимом функционирования котельных установок. Применение высокоэффективных САУ позволит реализовать их потенциальную ЭлЭ.
- 6 Актуальность и масштабность задач рационального использования парка изношенных Кт придают им характер сложной и ответственной научно-технической проблемы государственного межведомственного характера.

Литература: 1. Малахів Ю. В. , Шевченко Н. Е. , Воробьев И. Е. О стратегии и основных направлениях развития электроэнергетики Украины в первой половине XXI века // Энергетика и электрификация — 2001. — № 7. — С. 8 — 14. 2. Воинова С. А. Влияние длительности функционирования технических объектов на их технологическую эффективность. // Зб. Матер. 5-ої Міжнар. наук.-практ. конф. „Управління ефективним енерговикористанням” (4-5 вер. 2003р., Одеса). Одеса, ТЕС. 2003. - С.89-90. 3. Воінова С. О., Світий І. М. Технологічна ефективність технічних об’єктів невеликого залишкового ресурсу. // Наук. праці ОНАХТ/ Мін. Освіти і науки України .–

Одеса, ТЕС: 2004.– Вип.. 27. С. 169-172. 4. Воїнова С. О. Взаємоз'язок екологічної і економічної ефективності технічних об'єктів. // Труды 12-ой Междунар. н.-т. конф. «Физич. и компьютерн. технологии». (7-8 июня 2006 г., г. Харьков). – Харьков. ХНПК «ФЭД». 2006. – С. 188-190. 5. Воїнова С. А. Особенности управления техническими объектами с небольшим остаточным ресурсом. // Матер. Міжнар. конф. з управління “Автоматика 2001”. (10-14 вересня 2001 р., Одеса). – Одеса, ОДПУ, 2001. Т.І, с.143–144. 6. Воїнова С. О. Возможности управления экологической характеристикой технических об'єктів. // Физич. и компьютерн. технологии. Тр. 11-ой Междунар. н.-т. конф. (02–03 июня 2005 г., Харьков). Харьков: ХНПК «ФЭД», 2005. С. 221–223. 7. Воїнова С. А., Воїнов А. П. Пути непосредственного управления экологической эффективностью котельно-топочных систем. // Наукові праці ОНАХТ/ Мфн. освіти і науки України. – Одеса, 2007. – Вип.. 31. – Т. 1. С. 159-161. 8. Воїнова С. О., Воїнов О. П. Автоматичне управління – інструмент реалізації потенційної технологічної ефективності технічних об'єктів. // Н.-т. сб-к кафедры «Тепловые эл. станции и энергосберегающие технологии» по энергосберегающим технологиям в теплоэнергетике.– Одесса, ОНПУ, 2007. С. 19-22. 9. Хобин В. А., Воїнова С. А., Левинский В. М., Плеве А. Г. Совершенствование алгоритмического и технического обеспечения систем управления технологическими агрегатами АПК // Тез. докл. Всесоюзн. науч.-техн. конф. “Системы управления и средства автоматизации в агропромышленном комплексе”. (Кишинев, 1987). – М., 1987. – С. 115–116. 10. Хобин В. А. Системы гарантирующего управления технологическими агрегатами: основы теории, практика применения: Дисс. докт. техн. наук: 05.13.07. – Одесса, 2003. – 311 с.

УДК 662.997

ПРИМЕНЕНИЕ ФИЗИЧЕСКИХ МЕТОДОВ РАЗДЕЛЕНИЯ ГАЗОВЫХ СМЕСЕЙ В УТИЛИЗАЦИИ ОТХОДОВ СЕЛЬСКОГО ХОЗЯЙСТВА

Колобродов В.Г., канд. техн. наук, **Волчок И.В.**, канд. физ.-мат. наук,
Спольник А.И., докт. физ.-мат. наук (г. Харьков, Украина)

The new technologies of biogas division have been analyzed and the installation scheme for wastes recycling of agricultural production has been submitted in this work.

Известно, что в Украине 75 % органических отходов разного происхождения приходится на отходы в аграрнопромышленном секторе. Специфика отходов сельхозпроизводства проявляется в том, что их утилизация может обеспечивать не только экологический эффект, но имеет и энергосберегающее значение. В этой связи особое место занимает анаэробный способ переработки органических отходов, в результате которого образуется газовая смесь (биогаз), состоящая из метана (~ 60 %) и углекислого газа (~ 40 %). Проведенные оценки показали, что из одной тонны органических отходов можно получить от 200 до 600 м³ биогаза, что в масштабах Украины может дать 20 млрд.м³ топлива, соответствующего 12 млрд.м³ природного газа. Для получения такого количества биогаза необходимо такое количество биореакторов (метантенков), чтобы их общий объём составлял 56 млн.м³. Основываясь на потенциале производимого в Украине перегноя, пригодного для анаэробного сбраживания, опыте развития подобных технологий в мире, а также технико-экономических расчетах, в Украине предложена концепция строительства крупных установок биогаза (с объёмом метантенка выше 800 м³). Такие установки могут быть построены на фермах крупного рогатого скота с поголовьем от 600 голов, на птицефабриках с поголовьем от 200 тысяч голов, на свинофермах с поголовьем 6 тысяч голов. При этом получение рентабельности может быть обеспечено при содержании сухого вещества в перегноевых стоках не менее 8-10 %.

Учитывая особенности места расположения источника биогаза, можно оптимизировать выбор технологии разделения биогаза на метан и диоксид углерода. Це-

лью настоящей работы является анализ новых технологий разделения биогаза: криодистилляционной и адсорбционной [1,2]. В основу адсорбционного метода разделения биогаза положен физический принцип отличий адсорбированности молекул метана и диоксида углерода на разных микропористых адсорбентах. Было показано, что относительная селективность адсорбции диоксида углерода увеличивается при пропускании потока биогаза через адсорбер, заполненный полярным адсорбентом, что обусловлено наличием в CO_2 квадрупольного момента. Экспериментально установлено, что одним из наиболее эффективных адсорбентов для разделения биогаза на основные компоненты является цеолит CaA .

Общая схема утилизации органических отходов сельскохозяйственного производства представлена на рисунке.

Биогазовая разделительная установка подбирается, исходя из продуктивности источника биогаза. Соотношение между продуцированным метаном и электроэнергией устанавливается в зависимости от требований потребителей. Для увеличения количества вырабатываемой электроэнергии используется электростанция более высокой мощности, а объем продуцированного метана при этом уменьшается, и наоборот.

Для разделения биогаза, образующегося из отходов сельскохозяйственного производства, на метан и диоксид углерода, основываясь на полученных нами данных, можно заключить, что наиболее целесообразно использовать адсорбционную биогазовую разделительную установку. В основе технологии разделения используется метод переменного давления. Адсорбционная биогазовая разделительная установка может эксплуатироваться совместно с двигателем-генератором, работающим на метане. Установка проста в исполнении и эксплуатации (рабочее давление до 4 атмосфер, температура комнатная) и не требует квалифицированного обслуживающего персонала. После проведения маркетинговых исследований предусматривается создание участка по производству биогазовых разделительных установок с продуктивностью по биогазу от 3 до 100 м^3 в час.

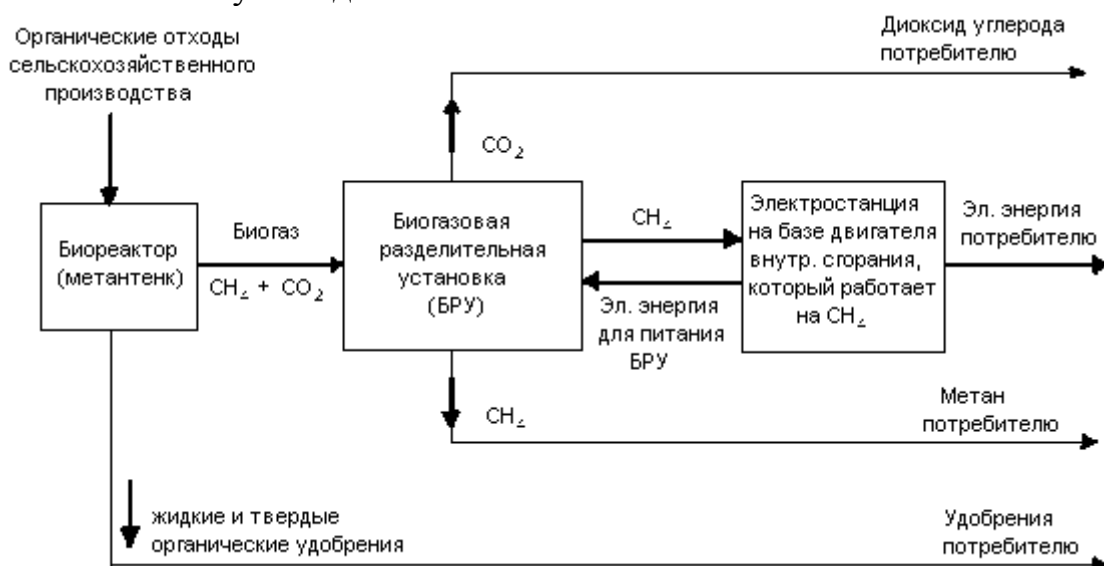


Рис. Схема утилизации органических отходов сельскохозяйственного производства.

Литература: 1. В.Г. Колобродов, Л.В. Карнацевич, О.И. Волчок, М.А. Хажмурадов. Способ получения метана и углекислого газа из очищенного от примесей биогаза. Патент Украины № 44512. Бюлл. № 2, 2002 г. 2. Л.В. Карнацевич, В.Г. Колобродов, О.И. Волчок, М.А. Хажмурадов. Повышение качества биогаза: достижения и перспективы. Журнал «Экология и ресурсосбережение», 2004 г, № 5, стр. 3-11.

УПРАВЛЕНИЕ ТЕПЛОМАССОБМЕНОМ В НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ФОРМАХ

Становский А.Л., докт. техн. наук, **Лисенко Т.В.**, докт. техн. наук,
Бондарь А.А., Усатюк О.И. (г.Одесса, Украина)

Management is warmly weight the exchange in nonmetallic forms.

Основной целью управления тепломассообменом в неметаллических формах является получение отливок с качественным поверхностным слоем. С учетом управления состояниями определяется набор задач, решение которых необходимо для достижения указанной цели (рис.1) [1].

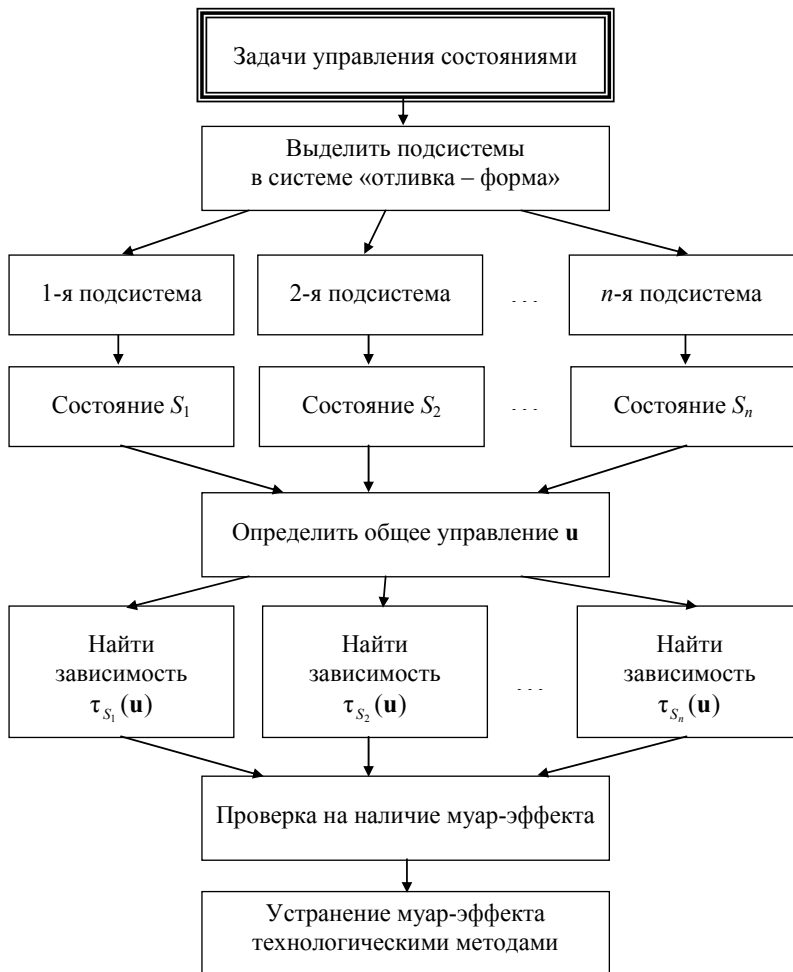


Рис. 1. Схема алгоритма решения задач управления состояниями в системе «отливка – неметаллическая литейная форма».

На первом этапе построения АСУТП литья в неметаллические формы в системе «отливка – форма» выделяются подсистемы, состояния которых будут регистрироваться и синхронизироваться. Далее в каждой из подсистем необходимо выделить особые состояния, объективно влияющие на качество отливок.

Делается это на основании опыта применения соответствующего способа литья в производстве, а также литературных данных о дефектах отливок и причинах их образования.

Среди множества внешних воздействий на систему выбирается управление (желательно, один, максимум, два параметра), влияющее на время наступления соответствующих особых состояний в каждой из подсистем.

Теоретически или экспериментально определяются расчетные зависимости между управлением и временем наступления особых состояний. Далее (аналитически или графически) выполняется анализ системы управления, в которую входит и объект управления, на наличие муар-эффекта [2]. Если предпосылки для муар-эффекта есть, их устраняют технологическими методами, влияющими на эти зависимости.

Основные отличия в подходах к управлению состояниями от классических АСУ заключаются в том, что:

- выход объекта управления – величина $y(\tau)$ в классической системе управления, как правило, измеряется, а в управлении состояниями прогнозируется: величи-

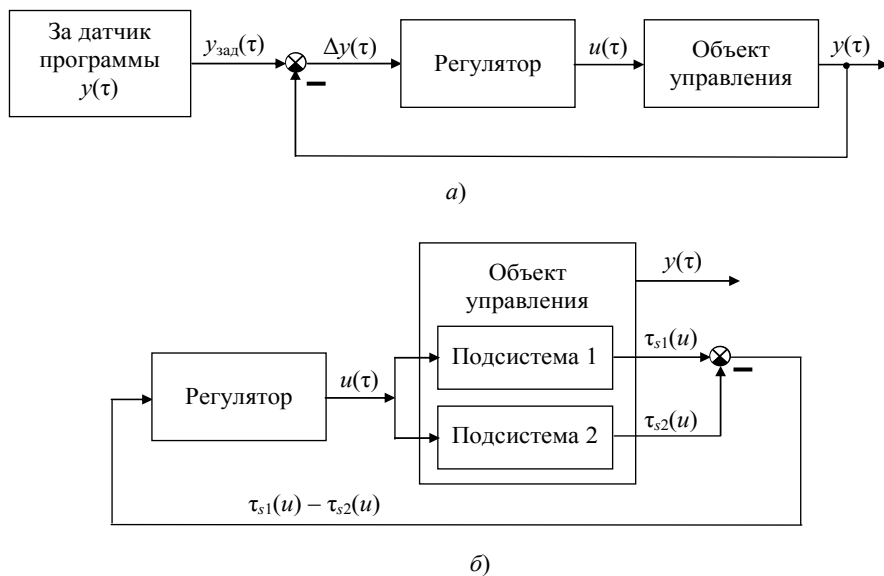


Рис. 2. Структурные схемы классического программного (а) и управления состояниями (б).

ны $\tau_{s1}(u)$ и $\tau_{s2}(u)$ не могут быть измерены до наступления состояний S_1 и S_2 , соответственно, поэтому в системе управления обязательно должен присутствовать прогнозатор;

- объект управления разделен, как минимум, на две подсистемы;
- в АСУ состояниями отсутствует задатчик изменения параметров

выхода $y_{зад}(\tau)$, а сравнение ведется не по фактическому и заданному выходам, а по времени наступления особых состояний подсистем.

В итоге, структура системы управления состояниями, в отличие от классической схемы программного управления (рис. 2а), имеет вид, приведенный на (рис. 2б).

Литература: 1. Найдек В.Л., Лисенко Т.В., Становский А.Л. Синхронизирующее управление процессами теплообмена в системе «оливка – форма». / Литейное производство, – 2007. - №7. - с. 23-25. 2. Становский А.Л., Лисенко Т.В., Худенко Н.П. Управление состояниями в сложных технических объектах. / Радиоэлектроника, Информатика, Управление. – 2007. - №1. с. 93 – 96.

УДК 66.045.1+661.634.2

АНАЛИЗ ПРИМЕНЕНИЯ ПЛАСТИНЧАТОГО ТЕПЛООБМЕННОГО ОБОРУДОВАНИЯ В ПРОЦЕССЕ ПРОИЗВОДСТВА ЭКСТРАКЦИОННОЙ ФОСФОРНОЙ КИСЛОТЫ

Бабак Т.Г., Хавин Г.Л., канд. техн. наук (г. Харьков, Украина)

The problem of wet phosphoric acid plant modernization is considered. Some positions where plate heat exchangers may be installation are presented. Current status state and perspective view of plate heat exchangers using are discussed.

Технологическая схема экстракционного отделения типового производства фосфорной кислоты по дигидратному способу из апатитового концентрата предусматривает концентрацию фосфорной кислоты путем дальнейшего выпаривания.

Основными стадиями процесса являются:

- экстракция в экстракторе (многосекционном и многомешальном), куда подается подготовленное фосфатное сырье, циркуляционная фосфорная кислота и концентрированная серная кислота (до 93%);
- отвод тепла от образовавшейся в экстракторе пульпы осуществляется путем ее циркуляции через внешний вакуум-испаритель;
- отделение фосфорной кислоты на вакуум-фильтрах и ее подача из отделения экстракции на выпарку, где фосфорную кислоту концентрируют до содержания P_2O_5 порядка 52-54%.

Изучение стандартной схемы получения ЭФК показывает, что главный путь

совершенствования и интенсификации процесса это оптимизация условий разложения фосфатов и кристаллизации сульфата кальция в реакционном объеме. Это требует совершенствования технологического процесса и улучшения аппаратного оформления основного оборудования. Однако рост цен на энергоносители и усиление экологических требований к производству заставляют обратить внимание и на работающее на производстве вспомогательное оборудование, такое как теплообменные аппараты, использующиеся в технологической цепочке в качестве подогревателей и охладителей продуктовых и вспомогательных потоков. Существующая в настоящее время тенденция замены устаревшего кожухотрубного теплообменного оборудования на пластинчатое показала, что такая замена приводит к существенной экономии средств в процессе эксплуатации, а также обладает значительной простотой в обслуживании и переналадке [1]. Кроме того, компактность пластинчатых теплообменников позволяет при их установке существенно экономить производственные площади и облегчает доступ к основному оборудованию.

Анализ общей принципиальной схемы производства ЭФК [2,3] показывает, что для схемы влажной экстракции пластинчатые теплообменные аппараты могут быть установлены на следующих позициях:

- охлаждение раствора нагретой серной кислоты (78 – 98% H_2SO_4) - пластинчатый теплообменник;
- охлаждение слабоконцентрированной фосфорной кислоты (3%) после промывки осадка на фильтре – пластинчатый теплообменник;
- нагрев 30% фосфорной кислоты перед сернокислым осаждением – спиральный или пластинчатый теплообменник;
- охлаждение фосфорной кислоты (конечного продукта) с концентрацией 40 - 42% или 50 - 54% P_2O_5 после выпаривания – пластинчатый или спиральный теплообменник;
- охлаждение скрубберной кислоты (8 – 11% H_2SiF_6);
- выпаривание фосфорной кислоты;
- охлаждение воды, орошающей барометрические конденсаторы смешения в технологической схеме выпарной станции.

Таблица 1

Содержание различных металлов в сплавах

Сплав	Металлы, %				
	Cr	Nickel	Mo	Cu	Другие
AISI 316	17,0	12,0	2,0	-	
Avesta 254 SMO	20,0	18,0	6,1	1,7	N 0,2
Alloy C276	15,5	58,0	16,0	-	W
Hastelloy C22	21,0	44,0	17,5	-	W 3, Fe 2-6
Hastelloy G30	29,5	40,0	5,0	1,7	W 2,5, Fe 18-21
Hastelloy D205	20,0	64,5	2,5	2,0	Si 5, Fe 6

Серная кислота (33-35 т/ч в расчете на моногидрат) с концентрацией 92,5% (или 75% H_2SO_4), разбавленную до 55-57% охлаждают в графитовых холодильниках до 50-70°C и подают через распределительную коробку в первые три отделения экстрактора [2]. На этой позиции графитовый теплообменник (блочный или кожухотрубный) можно заменить на пластинчатый разборный. Охлаждение раствора нагретой

той серной кислоты, используемой в технологической схеме, диктуется потребностями ее многократного использования в процессе. Охлаждаемая серная кислота чистая, поэтому особых проблем с загрязнением поверхности пластин не должно возникать. Охлаждение слабоконцентрированной фосфорной кислоты это приложение пластинчатого аппарата для охлаждения P_2O_5 с концентрацией до 3% водой после промывки осадка на фильтре. Наиболее характерные данные для расчетов на этой позиции заключаются в охлаждении фосфорной кислоты с $50^\circ\text{C} \rightarrow 25-30^\circ\text{C}$ и нагрев воды с $20^\circ\text{C} \rightarrow 30-35^\circ\text{C}$.

На эти данные вполне достаточно рассчитать стандартный пластинчатый теплообменник с пластинами из сплава AISI 316 или SMO и прокладки из синтетической резины EPDM. Учитывая, что при работе аппарата на этой позиции возможно усиление эффекта загрязнения теплопередающей поверхности, то расчет теплообменника лучше производить с запасом по коэффициенту теплопередачи 10% (margin 10%) и контролировать величину касательного напряжения на стенке пластин по стороне фосфорной кислоты не менее $\tau > 50$ Па.

Нагрев 30% фосфорной кислоты перед сернокислым осаждением производится с температуры 20°C до 40°C горячей водой с начальной температурой 50°C . Нагреваемая кислота имеет очень сильную склонность к отложению на теплопередающей поверхности гипса и фторидов. Поэтому в зависимости от исходного сырья (размера и количества частиц) на этой позиции можно использовать пластинчатый или спиральный теплообменник.

При использовании пластинчатого теплообменника материал пластин выбирается в зависимости от концентрации кислоты, ее температуры, количества и состава примесей. Присутствие Cl, F, H_2SO_4 уменьшают сопротивление металла пластин коррозии, наличие Fe и Al наоборот усиливают сопротивление.

В любом случае для выбора пластинчатого или спирального аппарата очень важно знать содержание гипса в кислоте. На основе имеющегося опыта эксплуатации можно рекомендовать выбор материала теплопередающей поверхности: для кислоты с 50% P_2O_5 при температуре $< 85^\circ\text{C}$, при наличии примесей 1% HF, Fe_2O_3 , Al_2O_3 , 4% H_2SO_4 , 600 ppm HCl необходимо выбирать 254 SMO. Для кислоты с 50% P_2O_5 , с наличием примесей выше приведенных ограничений, необходимо применять материал G30 или графит. В качестве материала прокладок – EPDM. Для нагрева кислоты на этой позиции можно использовать спиральный теплообменный аппарат, с паром в качестве греющего теплоносителя.

Охлаждение конечного продукта – фосфорной кислоты с концентрацией 40 - 42% или 50 - 54% P_2O_5 производится в соответствие с температурным режимом, указанным в табл. 2.

Таблица 2

Начальная и конечная температура теплоносителей

Теплоноситель	Температурный интервал
Вода	$50^\circ\text{C} \rightarrow 37^\circ\text{C}$
30% P_2O_5	$40^\circ\text{C} \leftarrow 20^\circ\text{C}$
54% P_2O_5	$85^\circ\text{C} \rightarrow 55^\circ\text{C}$
54% P_2O_5	$55^\circ\text{C} \rightarrow 25^\circ\text{C}$

Эти процессы также сопровождаются высоким риском выпадения на теплопередающей поверхности гипса и фторидов. При высоком содержании гипса рекомендуется устанавливать либо ширококанальный пластинчатый аппарат с широким каналом по стороне кислоты (Wide Gap), либо спиральный теплообменник.

При выборе ширококанального аппарата необходимо максимально учитывать вероятность высокой интенсивности загрязнения. Для этого расчет теплообменника обязательно производить с запасом по коэффициенту теплопередачи не менее 10% (margin 10%) и контролировать величину касательного напряжения на стенке пластин по стороне фосфорной кислоты не менее $\tau > 50$ Па.

При выборе спирального аппарата в качестве материала теплопередающей поверхности используют: AISI 316L, 904L, 254 SMO, Sanicro 28, C-276, G30 (в порядке возрастания); прокладки – MS2000 (клингерсил), PTFE (в порядке возрастания). Минимальный зазор между спиральями по обеим сторонам – 10 мм; фактор загрязнения – 0,001. Зазор равный по обеим сторонам дает возможность переключения сторон кислоты и воды для промывки. Водой можно чистить сторону кислоты, а кислотой растворять налет на поверхности пластин по стороне воды.

Таблица 3

Данные для расчета теплообменников 1-й и 2-й ступени охлаждения 54% P_2O_5 и нагрева 30% P_2O_5

1-я ступень	Тепловая нагрузка Q = 879,6 кВт	
Теплоноситель	Греющий	Нагреваемый
Среда	54% P_2O_5	Вода
Рабочее давление, МПа	$P_1 = 0,5$	$P_2 = 0,5$
Расход, кг/ч	$G_1 = 40\ 000$	$G_2 = 30\ 300$
Входная температура, °C	$T_1 = 85$	$T_3 = 25$
Выходная температура, °C	$T_2 = 55$	$T_4 \leq 50$
Потери давления, МПа	$\Delta P_1 \leq 0,1$	$\Delta P_2 \leq 0,1$
2-я ступень	Тепловая нагрузка Q = 858,6 кВт	
Теплоноситель	Греющий	Нагреваемый
Среда	54% P_2O_5	Вода
Рабочее давление, МПа	$P_1 = 0,5$	$P_2 = 0,5$
Расход, кг/ч	$G_1 = 40\ 000$	$G_2 = 37\ 000$
Входная температура, °C	$T_1 = 55$	$T_3 = 20$
Выходная температура, °C	$T_2 = 25$	$T_4 \leq 40$
Потери давления, МПа	$\Delta P_1 \leq 0,1$	$\Delta P_2 \leq 0,1$
Нагрев 30% P_2O_5	Тепловая нагрузка Q = 906,0 кВт	
Теплоноситель	Греющий	Нагреваемый
Среда	Вода	30% P_2O_5
Рабочее давление, МПа	$P_1 = 0,5$	$P_2 = 0,5$
Расход, кг/ч	$G_1 = 60\ 000$	$G_2 = 50\ 000$
Входная температура, °C	$T_1 = 50$	$T_3 = 20$
Выходная температура, °C	$T_2 = 37$	$T_4 \leq 40$
Потери давления, МПа	$\Delta P_1 \leq 0,1$	$\Delta P_2 \leq 0,1$

В качестве проектного расчета теплообменников на охлаждение и нагрев концентрированной фосфорной кислоты были рассмотрена позиция охлаждения готового продукта 54% P_2O_5 концентрации и нагрев фосфорной кислотой 30% P_2O_5 концентрации, табл.2.

Охлаждение готового продукта производится в две ступени. На первой ступени концентрированная кислота 54% P_2O_5 охлаждается водой с температуры 85°C до 55°C и далее на второй ступени с 55°C до 25°C. Данные для расчета теплообменников 1-й и 2-й ступени представлены в табл.3.

Для установки на данной позиции были выбраны теплообменники шведской фирмы «Альфа Лаваль». В качестве материала пластин для таких коррозионно-активных сред как фосфорная кислота принят сплав Hastelloy G30, металлургический состав которого приведен в табл.1. Характерной особенностью данного материала является самое высокое содержание хрома, достаточно высокое содержание молибдена и вольфрама. Минимальная толщина пластин из этого материала составляет 0,6 мм. В качестве материала прокладок для пластинчатых аппаратов на фосфорную кислоту следует применять синтетическую резину EPDMCT. Способ крепления – CLIP-ON (безклеевой). Направление движения теплоносителей – противоточное. Расчеты проводились с учетом запаса по коэффициенту теплопередачи 10%. В результате для первой ступени к установке можно принять разборный пластинчатый аппарат марки M10-BFM с диаметром коллекторов 100 мм, для второй - M15-BFM с диаметром коллекторов 150 мм. Результаты расчетов аппаратов для первой ступени и второй ступени представлены в табл.4.

Нагрев фосфорной кислоты 30% P_2O_5 производится водой, данные для расчета теплообменника в табл.3, а результаты - в табл.4.

Одним из наиболее важных приложений для пластинчатого теплообменного аппарата является его использование в качестве оборудования для охлаждения кислоты скруббера 8 – 11% H_2SiF_6 . Охлаждение кислоты H_2SiF_6 производится водой с 50°C до 37°C. В качестве материала аппаратов можно использовать 245 SMO и C-276 с прокладками из EPDM. Можно использовать рекомендации по расчету и проектированию для предыдущих позиций нагрева и охлаждения концентрированной фосфорной кислоты.

Таблица 4

Результаты расчета теплообменников для первой, второй ступеней и нагрева 30% P_2O_5

Марка аппарата	Компоновка	Число пластин	Поверхность теплообмена, м ²	Падение давления (горячая сторона), кПа	Падение давления (холодная сторона), кПа
1-я ступень					
M10-BFM	1×13ML/ 1×13MH	26	6,0	67,6	58,9
2-я ступень					
M15-BFM	1×25H/1×24H	50	29,8	82,9	79,8
Нагрев 30% P_2O_5					
M10-BFM	1×33H/1×33H	67	16,1	95,0	61,0

Литература: 1. Пластинчатые теплообменники в промышленности /Л. Л. Товажнянский, П.А. Капустенко, Г.Л. Хавин, О.П. Арсеньева. – Харьков: НТУ „ХПИ”, 2004.- 232 с. 2. Копылев Б.А. Технология экстракционной фосфорной кислоты.- Л.: Химия, 1981.- 224 с. 3. Технология фосфорных и комплексных удобрений / Под ред. С.Д. Эвенчика, А.А. Бродского.- М.: Химия, 1987.- 452 с.

УДК 338.242 (075.8)

К РАЗРАБОТКЕ МЕТОДОВ ЭКСПЕРТИЗЫ ИННОВАЦИОННЫХ ПРОЕКТОВ

Савченко Н.Н., Рубан Е.Н. (г. Харьков, Украина)

Some going is considered near development of directions of examination efficiency of introduction of innovative processes

Согласно Закону Украины «Об инновационной деятельности» от 4 июля 2002 года № 40-IV все инновационные проекты должны пройти государственную регистрацию, которую осуществляет по предоставлению субъектов инновационной деятельности, специально уполномочен центральный орган исполнительной власти в сфере инновационной деятельности. Этот орган ведет Государственный реестр инновационных проектов. Необходимым условием заноса проекта до Государственного реестра инновационных проектов является его квалифицирование. Для квалифицирования инновационных проектов специально уполномочен центральный орган исполнительной власти в сфере инновационной деятельности определяет отдельное Учреждение, которое реализует проведение экспертизы принятых к рассмотрению проектов.

Проблемой в квалифицировании инновационных проектов является вопрос относительно экспертизы этих проектов, которая выполняется за счет средств субъектов инновационной деятельности, представляющих инновационные проекты на государственную регистрацию в соответствии с Законом Украины «О научной и научно-технической экспертизе». Проекты, которые признаны за результатами экспертизы инновационными, заносятся специально уполномоченным органом исполнительной власти в сфере инновационной деятельности к Государственному реестру инновационных проектов. Инновационные проекты из приоритетных направлений инновационной деятельности, утвержденных Верховной Радой Украины, признаются приоритетными инновационными проектами. Сегодня в Украине главными целями научно-инновационного и инновационного развития является:

- повышение роли научных и технологических факторов в преодолении кризисных явлений в социально-экономическом развитии Украины; создание эффективных механизмов сохранения, развития и эффективного использования национального научно-технологического потенциала;
- технологическое переоборудование и структурная перестройка производства с целью наращивания выпуска товаров, конкурентоспособных на мировом и внутреннем рынках;
- увеличение экспортного потенциала за счет наукоемких отраслей производства, уменьшения зависимости экономики, от импорта;
- организационное включение инновационных факторов к процессу социально-экономического развития государства;
- возрождение творческой деятельности изобретателей и рационализаторов производства;
- развитие человека как личности, сохранение и защита его здоровья.

В связи с этим, объектами инновационной деятельности является [1-3]:

1. Инновационные программы и проекты.
2. Новые знания и интеллектуальные продукты.
3. Производственное оборудование и процессы.
4. Инфраструктура производства и предпринимательства.
5. Организационно технические решения производственного, административного, коммерческого или другого характера, что существенно улучшают структуру и качество производства и социальной сферы.
6. Сырьевые ресурсы, средства их добычи и переработки.
7. Товарная продукция.
8. Механизмы формирования потребительского рынка и сбыта товарной продукции.

Уменьшение степени риска при внедрении инновационных проектов требует соблюдения таких принципов [1,3]:

- инновация должна базироваться на долгосрочном целевом и стратегическом планировании;
- размер, структура и финансовые возможности предприятия, должны отвечать таким, что в них нуждается инновационный процесс;
- предприятие должно иметь достаточный запас «ноу-хау» относительно целевых рынков и соответствующих технологий;
- нужен постоянный обмен информацией между потребителями и экспертами для своевременного определения новых потребностей;
- новые для предприятия продукты должны отличаться от конкурирующих;
- инновации, источниками разработки которых был рынок, имеют большие шансы на успех, чем те, которые возникли в результате применения результатов научно-технических исследований.

Из этих позиций оценка инноваций и в них экспертиза нуждаются повышение эффективности прогнозирования инновационных процессов, которые основной целью имеют достижение определенного, позитивного результата, то есть эффекта. В

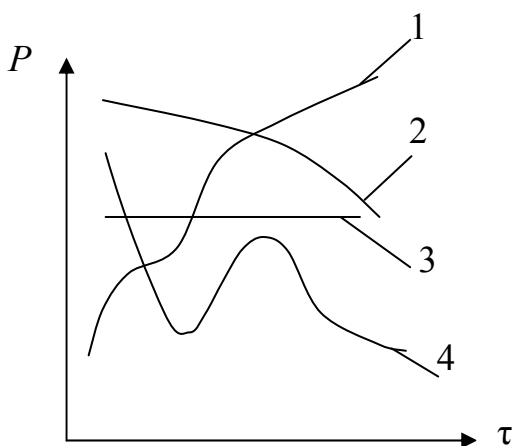


Рис. Графическая интерпретация возможных последствий внедрения инновации: P – параметр (эффект) результата; τ – время; 1, 2, 3, 4 – соответственно: збільшення, зменшення, наявність, довільна зміна параметра P .

настоящее время это понятие широко используется в научной (чаще всего в технической, экономической) литературе, в частности в книгах по техническому творчеству. Большинство исследователей [2,3] единодушны в том, что эффект – это взаимосвязь между двумя явлениями (процессами), которая реализуется в определенных условиях. При этом первое явление принято называть причиной эффекта, а второе – его следствием.

Использование этого определения позволяет предложить общую форму описания эффектов [2]:

$$A_1 \rightarrow A_2 (U_{1,2}),$$

где A_1 , A_2 , $U_{1,2}$ – соответственно причина, следствие и условия реализации эффекта; $A_1 \rightarrow A_2$ значит: « A_1 ведет к A_2 »; $(U_{1,2})$ значит: «при условии, что ... $U_{1,2}$...».

При этом все множество явлений, в зависимости от направления изменения значений параметра, можно разделить на четыре типа: увеличение, уменьшение, наличие ненулевого значения и произвольное изменение (рис.).

Отсюда очевидно, что критерием, позволяющим судить о типе изменения параметра, и который характеризует эффективность, есть знак производной $dP/d\tau$.

Тогда правила определения типа изменения параметра можно представить:

ЕСЛИ:	ТО (имеет место):
$dP/d\tau > 0$	увеличение P
$dP/d\tau < 0$	уменьшение P
$dP/d\tau = 0$	наличие экстремального значения P
$dP/d\tau \begin{matrix} > \\ < \end{matrix} 0$	произвольное изменение P

Следовательно, если параметр P рассматривать как какой-то фактор, который характеризует результаты деятельности предприятия, например прибыль, то его уменьшение будет требовать более эффективных инновационных мероприятий даже при наличии экстремального значения P (рис., кривая 4). Оценку эффективности инновации, следовательно, можно прогнозировать, оценивая:

$$C_B \frac{N_H}{N_B} > C_H, K_{B\text{ост}} > K_H,$$

где C_B , C_H – технологическая себестоимость изготовления продукции соответственно без внедрения инноваций и после их внедрения; N_B , N_H – годовой выпуск продукции по базовой и новой технологии, шт \ год, соотношение характеризует эффект инноваций как увеличение производительности качественно новой продукции; $K_{B\text{ост}}$, K_H – капитальные расходы, соответственно для существующего производственного процесса, определяемые как остаточная их стоимость и полные для инновационного.

Таким образом, оценка эффективности инноваций нуждается как в прогнозировании расходов на смену номенклатуры изделий, так и в изменении требований к оценке инновационной привлекательности новых проектов. Это требует тщательного исследования условий повышения эффективности производственной деятельности, и возможно, прежде всего, при использовании специально подготовленных для этой деятельности специалистов – экспертов инновационных проектов, способных выявлять критерии значимости изменяемых параметров производственного процесса на всех стадиях «от потребности до насыщения рынка» новой продукции.

Литература: 1. Андрощук Г. Разработка и освоение нововведенный: Управление. НИОКР. М., Техника. 1993. – 354 с. 2. Голдовский Б.И., Вайнерман М.И. Комплексный метод поиска решений технических проблем. М.: Речной транспорт, 1990.-112 с. 3. Инновационный менеджмент . Учебник под редакцией Ильенковой- - М: Банки и биржи- 1998 г. – 378 с.

УДК 658.345.43

К ИСПОЛЬЗОВАНИЮ КОНЦЕПЦИИ «НОВЫЙ ТОВАР» ПРИ РАЗРАБОТКЕ УСТРОЙСТВ ПОЖАРОПОДАВЛЕНИЯ

Савченко Н.Ф., канд тех наук, (г. Харьков, Украина)

The possible variants of planning of fire-extinguishers are considered with the use of steam as a mean of warmly-mechanical suppression of fire.

Многочисленные аварии, сопровождающиеся горением конструкций (от помещений до летательных аппаратов и других объектов) приводят к необходимости

использования малогабаритных и легкотранспортируемых устройств типа огнегасителей. Сложность ликвидации любого пожара обусловлена необходимостью учета таких факторов как большая скорость продвижения фронта горения, чрезвычайно высокие, опасные для человека температуры, задымленность. Так, продвижение огненного фронта может быть представлено в отдельных случаях (например, лесные) сплошной стеной огня высотой более 40 м.

Поэтому проблема тушения пожара практически всегда обусловлена чрезвычайной сложностью и требует использования высоко интенсивных и мобильных устройств, а также использования новых технологий.

Для интенсификации тушения пожара могут использоваться импульсные устройства универсального типа, используемые как для метания однофазных и многофазных сред. Это снижает до минимума расход воды и позволяет пожарным находиться на более безопасном расстоянии от фронта горения. При необходимости устройства типа импульсных камер с газовым приводом могут быть оснащены специально спроектированными снарядами для интенсивного сбивания огня на расстоянии 200 м и более. При проектировании средств подавления огня исходят из того, что горение – это быстро протекающая химическая реакция с выделением тепла. Обычно горение сопровождается пламенем – это газовый объем, в котором происходит процесс горения. В нем различают четыре более или менее резко выраженные области: 1) область свежего газа; 2) зона подогрева и связанного с ним разложения газа под влиянием высокой температуры; 3) зона полного сгорания газа (ее толщина порядка $10^{-4} \div 10^{-2}$ см); 4) область продуктов сгорания.

Использование пара как средства подавления огня тепло-механическим воздействием можно рассматривать как преимущественные во многих вариантах (тушение в помещении, топливо сгорающих смесей и др.) по технико-экономическим и экологическим соображениям, учитывая, что водяной пар способен проникать в поры размером до 1,1 нм, в его присутствии (дополнительно как полярный газ-носитель) более полно происходит удаление летучих веществ; ускоряется десорбция и диффузия низкомолекулярных компонентов; осуществляется деструкция связей низкомолекулярных компонентов с молекулярной матрицей полимера [1,2]. При образовании пара (температура 100°C) из 1 кг (объем 1 л) воды необходимо 419 кДж (возможно использование тепловой энергии возникшего пожара), объем пара достигнет 980 л (увеличение поверхности может быть достигнуто почти в 1000 раз), а накопленная (поглощенная) энергия будет в 5,38 раза превышать то значение, которое потребовалось бы при использовании воды. Причем эффективность применения воды снижается из-за уноса части пара потоком дыма. Следовательно, необходимо изменить принцип использования воды при пожаре: огонь должен втягиваясь в устройство, предварительно терять свою энергию на парообразование, а накопленная паром энергия в последующем должна использоваться на механическое и глубинное проникновение пара в горящий материал.

Интенсивность теплоотвода (охлаждения) Q с опасных зон горения при использовании огнетушителей с использованием пара для интенсивных тепло-механических воздействий на зону горения (и создания высокого импульсного давления от высокоскоростных струй) должна превышать энергию горючих материалов:

$$Q \geq A,$$

где $Q = q_1 \cdot m \cdot n$; $A = q_2 \cdot M_{н.с.}$

Здесь q_1 , q_2 – соответственно удельная теплота парообразования и сгорания; m

– масса пара; $M_{н.с.}$ – масса горючих материалов, n – количество устройств для подавления аварии. Энергоемкость техногенного объекта (фронт пожара):

$$\mathcal{E} = k \cdot q \cdot m_m,$$

где m_m – масса горячей среды; q – удельная теплоемкость горячей среды, например для бензина $q = 40$ МДж \ кг.

Необходимое количество огнетушителей для гашения пожара для техногенного объекта (например, резервуара):

$$n = \frac{\mathcal{E}}{\mathcal{E}_{эф}},$$

где $\mathcal{E}_{эф}$ – эффективно используемая энергия одного огнетушителя сверхвысокого импульсного давления.

При проектировании огнетушителей с использованием пара для интенсивного теплоотвода с зоны горения целесообразно использовать концепцию нового товара, развивающуюся как маркетинговая стратегия.

Таблица

Определение степени новизны бытовых товаров

№ п/п	Степень новизны изделия (ранг)	Параметры изделия, подвергаемые обновлению (баллы)			Примеры изделий, обладающих указанными рангами новизны в момент появления в сфере сбыта
		функция	конструкция	форма	
1	Несущественная модификация отдельных параметров, не улучшающая потребительских свойств	0	0	0	Огнетушитель – пар, подаваемый из котла
2	Совершенствование отдельных параметров и потребительских свойств	1-2	1	1	Огнетушитель – паровая емкость в зоне пожара
3	Существенное изменение параметров и потребительских свойств	2-3	2	2	Огнетушитель – паровая емкость разового применения (взрывающийся котел)
4	Новые комбинации функций, появление новых, дополнительных функций с внесением важных технических усовершенствований	3-4	3	3	Огнетушитель – паровая емкость с целевым изменением его параметров и многократного использования (например, в условиях помещения)
5	Коренное качественное преобразование функций и технического принципа действия	4-6	4	4	Огнетушитель – паровая емкость специального назначения и легко транспортируемая с использованием специальных сред для изоляции огня
6	Появление качественно новой функции потребления изделия, не имеющего в сфере быта аналогов и прототипов	7-8	5	5	Огнетушитель – паровая емкость многофункционального назначения с высокими

Огнетушитель принимается как *новый товар* – новый продукт, поступивший на рынок и отличающийся от существующих товаров сходного назначения каким-

либо изменением потребительских свойств [1]. Данное определение подчеркивает товарную новизну продукта. Здесь важен сам факт появления товара, который не имеет полных аналогов на данном рынке и пользуется спросом. При этом границы рынка также служат критерием новизны.

При выборе критериев для проектирования новых типов устройств для тушения пожара можно воспользоваться методикой, предложенной в свое время специалистами Всероссийского научно-исследовательского института технической эстетики (ВНИИТЭ) как *метод определения степени новизны изделия* [1]. Согласно методу будем использовать критерии, включающие шесть степеней новизны и представленные в таблице. Первые три группы охватывают процесс модернизации изделий. Четвертая группа фиксирует переходной момент, когда уравниваются новизна изделия и традиционные черты продукции данного назначения. Пятая группа – это новые изделия в полном смысле, хотя функции, которые они выполняют, существовали и до их появления. Шестая группа включает изделия, появление которых привело к формированию качественно новых, не существующих ранее потребностей и способов их удовлетворения.

С помощью табл. можно определить степень новизны анализируемого изделия по сумме баллов, которую оно может получить. Для этого вначале определяют положение образца в графе «степень новизны» и устанавливают балл, характеризующий функциональную новизну изделия, под которой понимается его потребительская функция, включая энергетическую составляющую.

Таким образом, для каждого параметра – «функция», «конструкция», «форма» – может быть установлен свой ранг при условии, что ранг «функция» остается высшим или равным другим. Балльной оценке степени новизны изделий можно придать более наглядную форму, если высший ранг новизны (18 баллов) приравнять к 100%. Тогда степень новизны (H) изделия может быть определена по формуле:

$$H = \frac{\sum_{i=1}^3 K_i}{\sum_{i=1}^3 K_i \max} 100\%,$$

где $\sum_{i=1}^3 K_i$ – число баллов, характеризующее новизну анализируемого изделия по

всем параметрам; $\sum_{i=1}^3 K_i \max$ – сумма высших рангов новизны изделия.

Новизна огнегасителя с устройством целевого (управляемого) воздействия на зоны горения по сравнению с аналогом – простым заполнением паром помещения – принимается равной 20 - 30%, легкотранспортируемых огнегасителей с помощью специальных устройств – 50 - 70%, многофункциональных огнегасителей с минимизацией затрат на подавление пожара и повышения скорости воздействия – 80 - 100%. В данном случае выявление ранга новизны огнегасителей осуществляется на основе их сравнения с аналогами, существовавшими до их появления исключительно в виде использования пара как изолирующего средства очага пожара от воздушной среды. Таким образом, *качественно новым* можно считать изделие, которое в соответствии с предложенным методом расчета имеет новизну 70% и более. Изделия, обладающие новизной на уровне 20 -70%, могут быть названы изделиями *ново-*

го вида. Изделия со степенью новизны менее 20% относятся к изделиям *незначительной новизны*, не влияющей существенно на их качество.

Предлагаемый метод оценки новизны не исключает, а предполагает применение и других известных способов выявления новизны изделий, включая: сравнительные методы оценки качества, применяемые в квалиметрии; прогноз-аналоговый метод; безаналоговый метод оценки качественно новых изделий; комбинированный метод оценки качественно новых изделий, представляющий собой совмещение оценок ранее известных и новых свойств. Примером конструктивного решения огнетушителя 4 –ой степени новизны можно считать предложенную на рисунке конструкцию.

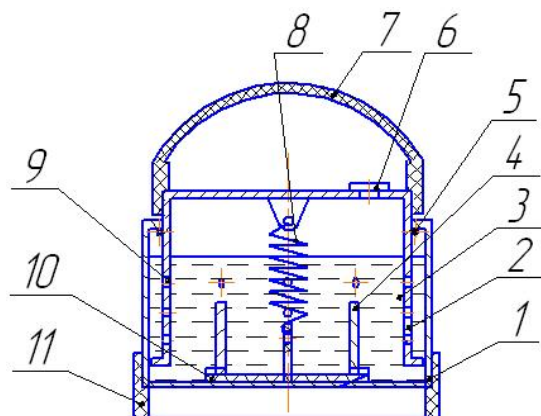


Рис. Металлический огнетушитель парового типа: 1 – резервуар; 2 – корпус; 3 – вода; 4 – нагревательное устройство; 5 – уплотнитель; 6 – пробка; 7 – амортизатор; 8 – пружина; 9 – отверстия для вывода пара; 10 – изолятор; 11 – эластичная опора.

Предложенный огнетушитель (заявка на пат. Украины) может быть легко встроен в конструкцию техногенного объекта, а также с помощью эластичной опоры и метаяющего устройства доставлен в зону пожара. При необходимости по мере расходования воды и пара через пробковое устройство может быть обеспечена поставка новой порции воды. Это позволяет использовать устройство не только в режиме интенсивного подавления огня, но и в режиме предупреждения опасности возгорания, например при хранении сельскохозяйственной продукции.

Таким образом, концепция «нового товара» позволяет последовательным усовершенствованием товара (огнетушителя), прежде всего

функций разрабатывать конструкции в зависимости от условий возгорания (категории сложности) техногенных объектов.

Литература: 1. Маркетинг. Под ред. А.Н. Романова. - М: Банки и биржи, ЮНИТИ, 1996. – 560 с. 2. Лапин В. Л., Сердюк Н. И. Охрана труда в литейном производстве: Учеб. пособие для профессионально-технических училищ.—М.: Машиностроение, 1990.— 128 с.: 3. Пожарная безопасность. Взрывобезопасность. Справ. изд. / А.Н. Баратов, Е.Н. Иванов, А.Я. Корольченко и др. – М.: Химия, 1987. – 272 с.

УДК 330.341.1

К ВОПРОСУ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ РЕАЛИЗАЦИИ НОВОЙ ТЕХНИКИ

Тимофеев В.Н., докт.экон. наук (г. Харьков, Украина)

To a question of modelling of processes of realization of new technics.

При обосновании создания и освоения новой техники (СОНТ) в условиях рыночных отношений одним из основных и доминирующих вопросов является определение и прогнозирование процессов ее реализации. Это обусловлено тем, что в условиях рыночных отношений главной целью товаропроизводителей является не производство продукции, а ее реализация. Функция производства продукции является при этом зависящей от функции сбыта. Следовательно, более приоритетным является в данном случае исследование жизненного цикла товара и главным объектом анализа при этом должна служить функция сбыта. Такой подход в большей степени соответствует целям

товаропроизводителей в условиях рыночных отношений. Однако при этом существенно усложняется исследование причинно – следственных связей процессов жизненного цикла товаров (ЖЦТ), что обуславливает необходимость организации непрерывного упреждающего прогнозирования и планирования сбыта на основе системного анализа рынков сбыта в комплексе с затратными и объемными технико-экономическими показателями производства. Высокая неопределенность рынка, сложность в определении реальной потребности в новом оборудовании и другие факторы вероятностной природы требуют тщательного обоснования решения по его закупке и оценки эффективности связанных с этим капитальных вложений. Эффективность этапа внедрения новой продукции длительного пользования во многом определяется выбором стратегии временной дифференциации цен с целью освоения рынка и увеличения жизненного цикла товара. Стратегия деятельности фирм в области ценообразования и производства новой продукции во многом зависит от времени выхода на рынок и уровня качества товара, которые во многом определяются процессом СОНТ.

В условиях развитой конкуренции, как показывает зарубежный опыт, фирма, выходящая на рынок с новой продукцией, должна осуществлять гибкую ценовую стратегию, нередко идти на ценовые уступки с целью "завоевания" потребителей. По мере формирования спроса на изделие цены могут увеличиваться, однако, фактор снижения цены сохраняется в связи с ротацией потребителей продукции фирмы и появлением новой продукции фирм-конкурентов [1].

В этом случае исследование экономической эффективности обновления техники в сфере ее создания и производства охватывает целый комплекс взаимосвязанных показателей качественного, объемного, затратного и пространственно-временного характера, проявляющих себя на протяжении ЖЦТ. Одним из основных вопросов исследования является при этом прогнозирование и определение наиболее вероятной траектории объема продаж за период ЖЦТ как функции факторов процессов СОНТ, состояния рынка и сферы производства.

Траектория кривой объема продаж для традиционного жизненного цикла товарами [2] описывается достаточно сложной кривой, состоящей из двух частей. Первая представляет собой S-образную кривую, включающую этапы внедрения, роста и частично зрелости, а вторая - уменьшающуюся часть параболы. Эти части кривой соединяются в момент времени максимального объема реализации изделий.

Этот момент времени делит весь период производства и реализации оцениваемой модели техники на два этапа – роста и снижения продаж. Окончание процесса реализации изделий происходит в момент времени, когда продукция данного качества считается морально устаревшей. В целом задача исследования рассматриваемых процессов представляется как непрерывное, начиная с ранних стадий СОНТ, систематически уточняющиеся моделирование и прогнозирование объема реализации оцениваемой продукции.

При формализации функции объема продаж следует, учитывать следующие обстоятельства. Во-первых, вид зависимости должен отражать экономическое содержание формализуемого процесса. С другой стороны, важное значение имеет сам метод формализации исследуемой зависимости, трудоемкость его реализации, адекватность и точность аппроксимации описываемых процессов. Традиционно формализация объемов реализации (или производства) осуществляется как однофакторная зависимость от времени. Однако использование метода наименьших квадратов или метода Чебышева

позволяет в форме полинома n -й степени достаточно точно аппроксимировать весьма сложные нелинейные и немонотонные зависимости. Однако использование полиномиальной функции нередко искажает экономический смысл зависимостей. Этого недостатка во многих случаях лишена мультипликативная функция. При этом в форме мультипликативных регрессий выражается зависимость объема реализации от показателей качества продукции, информированности ее потребителя и состояния рынка сбыта.

Однако эта функция, обладая достаточной гибкостью для отражения тенденций исследуемых показателей, тем не менее, практически применима лишь для выражения монотонных зависимостей функции от отдельных факторов. Учитывая закономерности формирования объема продаж с проявлением как монотонных, так и немонотонных зависимостей, представляется целесообразным для формализации этого показателя использовать функцию, объединяющую свойства полиномиальной и мультипликативной регрессий. Сложное влияние цены на объем продаж выражается степенной функцией с показателем степени полиномиального вида как функции от времени. Переменный показатель степени при C отражает влияние процессов освоения рынка и морального старения, которые даже при неизменной цене заметно влияют на объем реализации. В целом для t -го периода объем продаж Π_t можно представить в виде:

$$\Pi_t = a \prod_{i=1}^m x_{it}^{b_i} C_t^{-(\alpha - \gamma + \varphi t^2)},$$

где a – параметр формулы, отражающий влияние неучтенных факторов на объем продаж Π_t ; m – количество учтенных факторов, исключая цену изделия; x_{it} , b_i – значение i -го фактора в t -й период и показатель степени его влияния на Π_t ; C_t – цена изделий в t -й период; α – показатель степени, отражающий среднюю ценовую эластичность спроса на изделие; φ , γ – показатели степени влияния на спрос процессов освоения рынка сбыта и морального старения оцениваемой продукции.

Определение параметров данной формулы можно осуществить с помощью метода наименьших квадратов, после их предварительной линеаризации. После логарифмирования и преобразований исходное уравнение для определения параметров с количеством N наблюдений имеет вид:

$$U = \sum_{i=1}^N [\ln \Pi_i - \ln A + (\alpha - \gamma_i + \varphi t_i^2) \ln C_i]^2 \rightarrow \min.$$

Определение частных производных функции по искомым параметрам $\ln A$, α , γ , φ и приравнивание их к нулю позволяет получить систему линейных уравнений, необходимую для решения задачи. Следует отметить, что число членов и степень полинома в формуле объема продаж может увеличиваться до уровня, обеспечиваемого необходимой точностью аппроксимации.

Прогнозирование объема продаж определяет, в свою очередь, стратегию производства новой техники. Это позволяет осуществлять анализ, исследование и прогнозирование показателей сферы производства: выпусков изделий и их себестоимости по планово-учетным периодам этапа производства модели техники, а также капитальных вложений в сферу производства и потребной величины производственных фондов. На основе этого может осуществляться оптимизация процессов и решаться экономические задачи освоения производства и реализации новой техники.

Литература: 1. Klemperep P. Price Wars Caused by switching costs // Review of Economic Studies. – 1989. – 56, №3. – р. 405-420. 2. Эванс Дж Берман. Маркетинг (Пер. с англ.). М.: Экономика, 1990., 350 с.

ІННОВАЦІЙНИЙ ПОТЕНЦІАЛ ПІДПРИЄМСТВА ТА ЙОГО ЗНАЧЕННЯ ЯК ЧИННИКА АНТИКРИЗОВОГО УПРАВЛІННЯ

Тимофєєв В.М., докт.екон. наук, Смолівик Р.Ф., Коротун О.В. (м. Харків, Україна)

In clause the various approaches to definition and contents of concept of potential of the enterprise and so meaning for process of development of research organizations are analyzed.

Вступ. В країнах з розвинутою ринковою економікою вихід з кризової ситуації починається з інвестиційної діяльності та значних впливань інвестицій в інноваційну діяльність. Українська держава знаходиться на порозі усвідомлення необхідності формування національної політики на принципах інноваційного випередження на рівні як стратегії, так і тактики. Сьогодення характеризується підвищеним інтересом щодо вирішення проблем інноваційного розвитку не тільки шляхом звичайної констатації та фіксації статистичних даних та проблем активізації інноваційної діяльності в державі, але й шляхом якісного аналізу фундаментальних понять і категорій, формування нових підходів до вивчення інноваційної дійсності.

Інноваційний потенціал – здатність до зміни, покращанню, прогресу, це джерело розвитку. Доказом цьому може слугувати таке явище, як дифузія інновацій. Так, застосування нового обладнання (яке є конкретним результатом інноваційного процесу) веде до виготовлення нової продукції, яка в свою чергу, виходячи на ринок, є джерелом подальших змін. При цьому ефект від тиражування інновацій зростає набагато скоріше самого тиражу. Тобто все те, що веде до інноваційного розвитку, має інноваційний потенціал. Він як би то стоїть на стику реальності, яка його характеризує, і майбутності, яка його визначає і, в той самий час, визначається ним [2].

Інноваційний потенціал існує в прихованому вигляді, він здатен накопичуватися й розвиватися на власній основі по мірі своєї реалізації. Він сам, розвиваючись, виявляє ще потужніші можливості до розвитку, є поштовхом до нього. Його така властивість впливу на систему пояснюється тим, що непізнане завжди більше вже вивченого, нове заміняє старе, що існує об'єктивна необхідність прямувати до найкращого.

Як свідчить практика, у цей час в Україні інноваційні процеси характеризуються низьким ступенем активності й результативності, що в значній мірі обумовлено обмеженими обсягами власних ресурсів і проблематичністю залучення сторонніх. У рамках формування державної інноваційної політики особливу актуальність, як зазначено в статті 3 Закону України "Про інноваційну діяльність", набувають питання створення сприятливих умов для збереження, розвитку й ефективного використання вітчизняного науково-технічного й інноваційного потенціалу, що дозволить із меншими витратами й у прийнятний термін досягти відчутних результатів.

Крім того, підвищення конкурентоспроможності вітчизняної економіки вимагає в сучасних умовах удосконалення економічних відносин, що насамперед пов'язане з випуском інноваційної продукції. Вирішення цієї задачі вимагає гострої необхідності використання наявного інноваційного потенціалу, що служить базою для створення нових продуктів, конкурентоспроможних на міжнародному рівні.

Слід зазначити, що питанням формування потенціалу, і зокрема інноваційного, в економічній літературі приділяється досить багато уваги, однак існуюча інформація, найчастіше, носить уривчастий і суперечливий характер. Підтвердженням цього є той факт, що навіть саме поняття "інноваційний потенціал", що, починаючи

з 80-х років, стало концептуальним відображенням феномена інноваційної діяльності, предметом обговорення вітчизняних і зарубіжних авторів, не має однозначного трактування, що являється в даний період предметом наукової дискусії. Це поняття розглядається з кількох точок зору, висвітлених у роботах ведучих учених України й світу. Так, в окремих випадках, інноваційний потенціал просто ототожнюється з науково-технічним, представляється як накопичена певна кількість інформації про результати науково-технічних робіт, винаходів, проектно-конструкторських розробок, зразків нової техніки й продукції, або тлумачиться як система факторів і умов, необхідних для здійснення інноваційного процесу, що значно спрощує дійсність, а також звужує сферу застосування цієї важливої категорії.

Деякі автори, безпосередньо розглядаючи категорію "інноваційний потенціал", не дають їй чіткого визначення, а лише опосередковано характеризують.

Такі українські вчені, як Гриньов Б.В., Гусев В.А., Товажнянський Л.Л., Грабченко А.І., Перерва П.Г., Мехович С.А., Данько М. розглядають питання інноваційної діяльності та інноваційного потенціалу.

Постановка задачі. Все викладене вище, на наш погляд, дозволяє зробити висновок, що економічну категорію "інноваційний потенціал" цілком можна трактувати як здатність системи до трансформації фактичного порядку речей у новий стан з метою задоволення існуючих або знову виникаючих потреб. При цьому ефективно використання інноваційного потенціалу уможлиблює перехід від прихованої можливості до явної реальності, тобто з одного стану в інший (а саме, від традиційного до нового). Отже, інноваційний потенціал - це свого роду характеристика здатності системи до зміни, поліпшення, прогресу.

Результати Проаналізувавши різні визначення поняття "інноваційний потенціал" можна відмітити три наступні підходи до нього. Можна розглядати інноваційний потенціал нововведення, оцінюючи його за декількома критеріями, інноваційний потенціал соціокультурного середовища, у якому здійснюється нововведення та інноваційний потенціал організацій, що беруть участь у нововведенні. Схематично ці три підходи представлені на рис.1. Важливість інновацій у розвитку економіки країни викликає необхідність аналізу ролі інноваційного потенціалу в антикризовому управлінні так необхідного в сучасних умовах для підприємств та організацій.

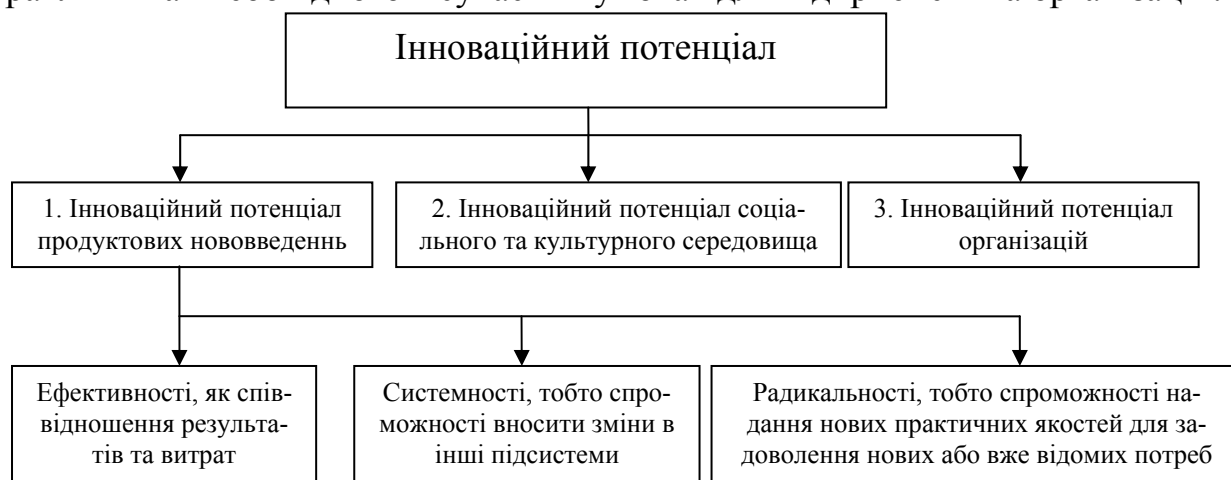


Рис. 1. Визначення інноваційного потенціалу.

Необхідно враховувати той факт, що чим вище рівень інноваційного потенціалу організації, тим успішніше воно уникає можливих кризових ситуацій. Інноваційний потенціал організації визначається як технічними чинниками, так і управлінсь-

кими та розуміння потреб в різного роду інноваційних змінах і готовність до них персоналу. Тому в цих умовах важливо, на наш погляд забезпечувати такі організаційні напрямки:

- організація спеціальної групи, що відповідає за створення нових ідей;
- пошук цією групою різноманітних джерел якісної достовірної інформації, як внутрішньо- так і позаорганізаційних, необхідної для прийняття рішення;
- використання різноманітної сучасної практики стимулювання творчої активності робітників;
- стимулювання і підтримка менеджерами інноваційної активності службовців на всіх рівнях за допомогою спеціальних бюджетних асигнувань.

Аналіз динаміки статистичних даних, що характеризують процес впровадження інновацій на промислових підприємствах України (табл. 1, рис. 2, 3, 4).

Таблиця 1

Впровадження інновацій на промислових підприємствах

Роки	Питома вага підприємства, що впроваджували інновації, %	Введено нових технологічних процесів	У тому числі маловідходні, ресурсозберігаючі	Освоєно виробництво нових видів продукції ¹	З них нові види техніки	Питома вага реалізованої інноваційної продукції в обсязі промислової, %
2000	14,8	1403	430	15323	631	
2001	14,3	1421	469	19484	610	6,8
2002	14,6	1142	430	22847	520	7,0
2003	11,5	1482	606	7416	710	5,6
2004	10,0	1727	645	3978	769	5,8
2005	8,2	1808	690	3152	657	6,5
2006	10,0	1145	424	2408	786	6,7
2007	11,5	1419	634	2526	881	6,7

¹ з 2003 року інноваційних видів продукції.

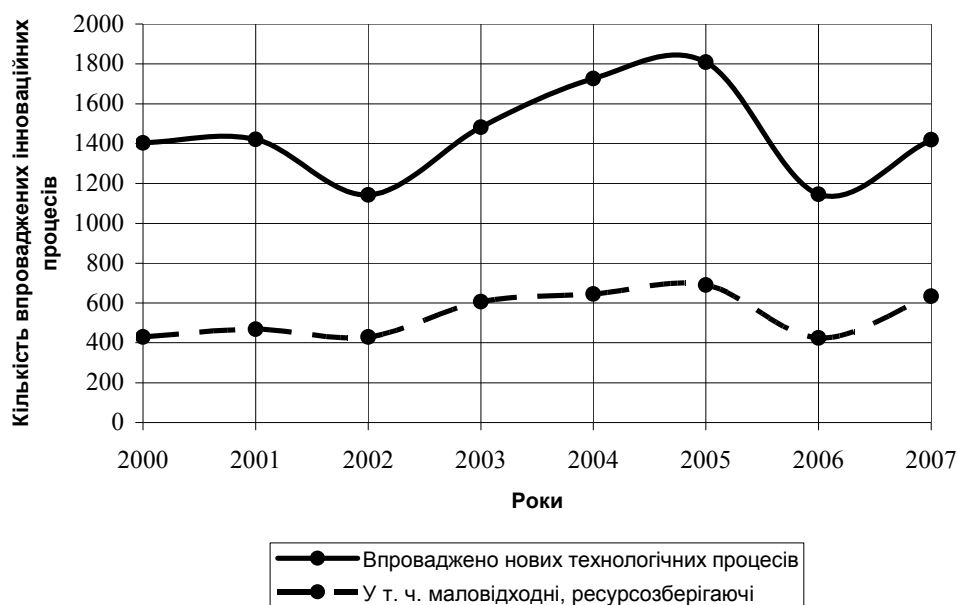


Рис. 2. Впровадження нових технологічних процесів.

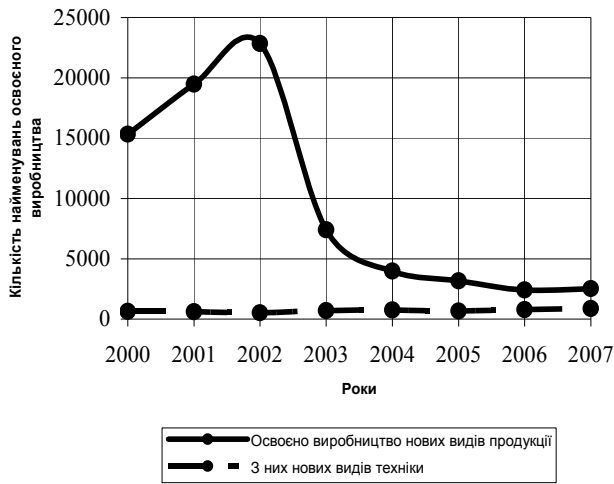


Рис. 3. Освоєння виробництва продукції.

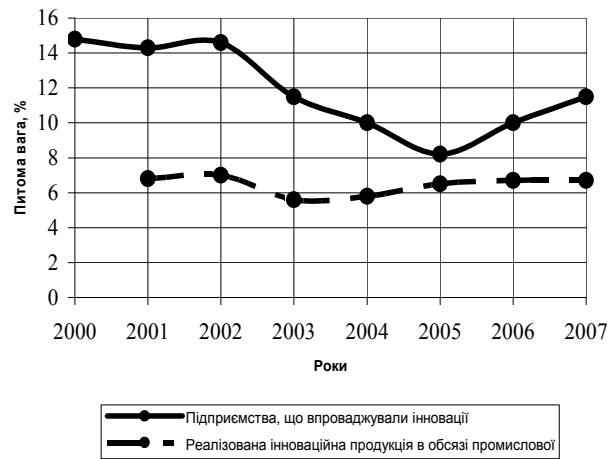


Рис. 4. Питома вага підприємств, що впроваджують інновації та реалізована ними продукція.

Цей аналіз дозволяє зробити висновок про негативні тенденції в процесі втілення інновацій: знижується питома вага, що впроваджують інновації; знижується питома вага реалізованої інноваційної продукції в обсязі промислової; незначні тенденції росту впровадження нових технологічних процесів.

В цих умовах, на наш погляд, особливо важливе значення має той факт, що рівень інноваційного потенціалу організації багато в чому залежить від усього передуючого досвіду, умов функціонування підрозділів НДВКР, рівня виробництва, маркетингу. Вирішальним чинником тут є те, на скільки засвоюється управлінський досвід, які висновки робляться з минулого.

Організації, що націлені на використання всіх рівнів організаційного досвіду, відрізняються здатністю експериментувати, аналізувати успіхи та невдачі, робити висновки з практики. В основі їх діяльності – системне мислення, що відкриває можливості до творчості. Необхідно враховувати той факт, що творчий процес має два важливих аспекти. Один з них – особиста гнучкість, тобто здатність змінювати власну поведінку під дією реальності. Менеджери повинні бути здатними розширювати можливості своєї поведінки, проникаючи в недосліджені області. Інший аспект – бажання приймати ризик. Надати менеджменту творчого характеру означає звільнити його від страху потерпіти невдачу. В цьому контексті результати дій, позитивні чи негативні, розглядаються не як успіх чи невдача, а як інформація, що використовується для виробітки подальших дій.

Таким чином, інноваційний потенціал організації, окрім якостей НДВКР и технологічного виробничого рівня розвитку організації, залежить від рівня організаційної свідомості управлінського персоналу [3]. Причому дуже важливе значення в інноваційній діяльності займають інноваційні технології, на базі яких створюються не тільки конкурентоспроможні товари і продукти, але й різні види послуг.

Говорячи про технологічні інновації, ми виходимо з того, що кожна технологія має різний конкурентний потенціал і, тим самим, може впливати на конкурентоспроможність і ринкові переваги підприємства шляхом зміни функціональних характеристик товарів, що випускаються. Однак, наведені дані (табл. 2, рис. 5) ілюструють джерела фінансування технологічних інновацій цікавістю структури їх розподілу.

Джерела фінансування технологічних інновацій

Роки	Загальна сума витрат (млн. грн.)	У тому числі за рахунок коштів			
		Власних (млн. грн.)	Державного бюджету (млн. грн.)	Іноземних інвесторів (млн. грн.)	Інші джерела (млн. грн.)
2000	1757,1	1399,3	7,7	133,1	217,0
2001	1971,4	1654,0	55,8	58,5	203,1
2002	3013,8	2141,8	45,5	264,1	562,4
2003	3059,8	2148,4	93,0	130,0	688,4
2004	4534,6	3501,5	63,4	112,4	857,3
2005	5751,6	5045,4	28,1	157,9	520,2
2006	6160,0	5211,4	114,4	176,2	658,0
2007	10850,9	7999,6	144,8	321,8	2384,7



Рис. 5. Джерела фінансування технологічних інновацій.

Представлена вище структура розподілу свідчить про те, що і державу, і іноземних інвесторів мало приваблює розвиток вітчизняної науки, адже суми, що ці суб'єкти витрачають на розвиток технологічних інновацій є найменшими в структурі розподілу джерел їх фінансування.

Високі технології, що на даному етапі розвитку ринкової економіки в Украї-

ні, на жаль, не є пріоритетним напрямком розвитку для держави, при вірному їх керівництві є гарантією одержання продуктів, що мають новий рівень функціональних, естетичних та екологічних властивостей.

Висновки. Все викладене вище дозволяє зробити висновок, що ефективно вирішити проблему зниження ресурсо- та енергомісткості в сучасних умовах в Україні можна тільки шляхом широкого впровадження нових технологій сучасної техніки, зв'язавши в одне ціле інтереси наукових досліджень та практики через потреби ринка.

Тому сучасні умови економічного розвитку потребують проведення активної інноваційної політики та залучення прямих іноземних інвестицій. Однак, в Україні ще не створена надійна законодавча база у сфері регулювання інвестиційної діяльності, яка поступово може бути вдосконаленою з метою досягнення більшого притоку іноземних інвестицій та підвищення ефективності їх використання. Для більшого приваблення інвестицій слід, на наш погляд, особливої уваги надавати якості продукції та чіткому контролю за всім процесом виробництва.

В сучасних умовах глобалізації країн з розвинутою ринковою економікою пропонують інший підхід до всієї системи формування якості продукції, розглядаючи даний процес як складний комплекс показників, що формують якість життєздат-

ності держави в цілому з урахуванням наступних основних напрямків: якість заходів з захисту держави; якість продукції, послуг; якість заходів з захисту навколишнього середовища; якість вихідних елементів виробництва.

Причому якість вихідних елементів виробництва розглядається як самостійна складна система, що включає якість предметів і знарядь праці; якість процесу праці; якість організації процесу виробництва; якість технології, що використовується; якість процесу управління; якість організаційної структури управління.

Література: 1. Данько М. Інноваційний потенціал у промисловості України // Економ. 2005 - №10 С.26-32. 2. Николаев А.И. Инновационное развитие и инновационная культура // Наука и науковедение. – 2003. - №2 С.54-65. 3. Перерва П.Г., Мехович С.А. та ін.. Організація та управління інноваційною діяльністю – Харків: НТУ «ХП», 2008 – 926 с. 4. ТОВАЖНЯНСЬКИЙ Л.Л., ГРАБЧЕНКО О.І. та ін. Інтегровані технології прискореного прототипування та виготовлення – Харків «Модель вселеної», 2005 – 225с. 5. Гриньов Б.В., Гусев В.А. Інноватика, Харків: МТК «Інститут монокристалів», 2004 – 455с.

УДК 681.3.07 : 621.9.01

СИСТЕМА ПОДДЕРЖКИ ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ ПРИ УПРАВЛЕНИИ ПРОЦЕССАМИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ ПОЛИМЕРНОЙ ОПТИКИ

Хавин В.Л., канд. техн. наук, **Дмитриенко В.Д.**, докт. техн. наук,
Верезуб Н.В., докт. техн. наук, **Хавина И.П.** (г. Харьков, Украина)

Conception of the system of support of making decision, based on the methods of artificial intelligence and optimum management and optimum structure of technological process and determination of optimum operating managements intended for a synthesis at making of wares of polymeric optics is in-process presented.

За последнее время возросло применение пластмассовых оптических изделий, которые используются для создания детекторов ускорителей элементарных частиц, изделий оптико-волоконной связи, диагностической медицинской аппаратуры, солнечных конвекторов, радиационных дозиметров [1]. Увеличение потребности в таких изделиях требует современных подходов к производству, т.е. создания гибких автоматизированных производственных модулей оптимальной структуры при оптимальном управлении каждой операцией. Процесс изготовления оптических полимерных изделий имеет ряд особенностей связанных с высокими требованиями к качеству и эксплуатационным характеристикам изделий, которые можно обеспечить применением прецизионной лезвийной обработкой [1 – 3].

Цель данного исследования – разработка системы поддержки принятия решений (СППР) для определения оптимальной структуры и оптимального управления операциями технологического процесса изготовления изделий полимерной оптики. Для реализации системного подхода к автоматизированному синтезу оптимальной структуры гибкого модуля, расчету и реализации оптимального технологического процесса необходимо создание специальных управляющих интеллектуальных систем, обеспечивающих формирование и поддержку принятия решений.

Была проведена разработка общей схема технологического процесса лезвийной обработки, которая отражает процесс рассуждений технолога по организации производства изделий полимерной оптики и соответствующей ей алгоритм оптимизации технологического процесса (рис. 1).

Для решения неформализованной задачи выбора оптимальной структуры технологического процесса использован подход известный, как метод рассуждений на

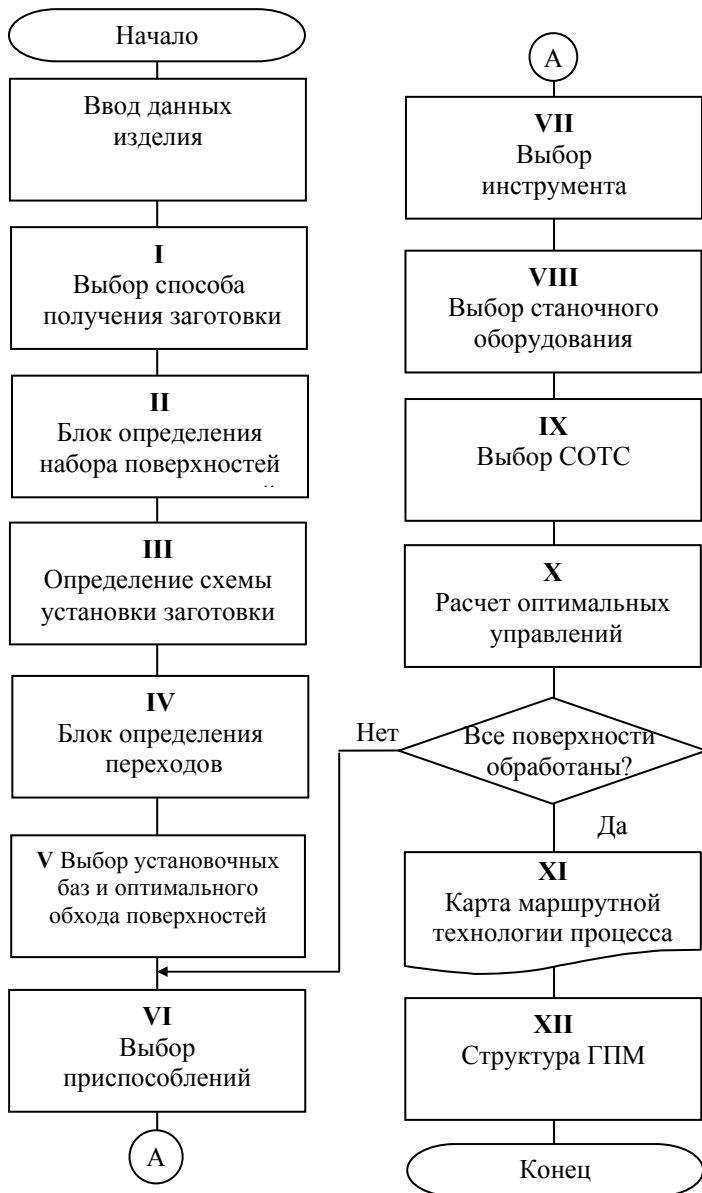


Рис. 1. Схема алгоритма поэтапного определения оптимальной структуры.

пуски, последовательность обработки поверхностей, количество проходов назначаются исходя из опыта механообработки в данной области [4].

В качестве критерия оптимальности технологической операции выбран критерий минимальной приведенной себестоимости

$$W = \frac{E(T + \tau_{см}) + I}{V_0}, \quad (1)$$

где E – приведенные затраты на эксплуатацию станка (без затрат на режущий инструмент) и зарплату рабочего; $\tau_{см}$ – продолжительность простоя станка, связанного со сменой режущего инструмента; I – приведенные затраты, обусловленные эксплуатацией режущего инструмента за период его стойкости, включая затраты на переточку и зарплату наладчика;

$V_0 = \int_0^T s(\tau)v(\tau)t(\tau)d\tau$ – объем материала снимаемого за период стойкости инструмента T .

Целевой функционал (1) зависит от варьируемых управлений v , s , t и периода стойкости $T = T(v, s, t)$, который, в свою очередь, является неявной функцией варьируемых управлений. В процессе выполнения

основе опыта, и реализован с помощью нейронных сетей и продукционных правил и опирается на разработанную базу знаний [4, 5].

Для организации базы знаний разработана система классификации и кодирования информации. Созданная база знаний состоит из трех частей и включает технологические нормы и эвристические правила, данные об оптических полимерных материалах и изделиях станочном парке, инструменте, оснастке и смазочно-охлаждающую технологическую среду (СОТС) и аналитические и экспериментальные данные о параметрах процесса.

В качестве критерия оптимальности на этапе структурной оптимизации был реализован комплексный подход, заключающийся в том, что при выборе обрабатывающего оборудования в качестве критерия оптимальности технологической цепочки выбиралась минимальная стоимость работы каждой единицы применяемого оборудования за один час (минимальная стоимость станкочаса), а способ получения заготовки, последовательность операций, допуски и при-

технологической операции должны выполняться ограничения на управления и ограничениях, задаваемых в соответствии с технологическими и эксплуатационными требованиями к качеству изделий: по шероховатости поверхности, по температуре в зоне резания, по величине коэффициента внутреннего отражения обработанной поверхности (светового выхода), по величине деструкции (глубине измененного слоя обработанной поверхности), по упругому восстановлению обработанной поверхности, по прочности инструмента. [5]

Параметры состояния процесса лезвийной обработки оптических полимеров, определяются на основе базы знаний при работе острым инструментом. Для учета влияния износа режущего клина на параметры состояния процесса резания в работе введены корректирующие коэффициенты [6].

В СППР решена задача оптимального управления операцией лезвийной обработки оптических полимеров с учетом износа инструмента путем минимизации функционала, определяющего средние затраты на удаление единицы объема материала за период стойкости инструмента (приведенные затраты).

Численное определение оптимальных управлений, представляемых в виде кусочно-постоянных функции осуществляется путем сведения задачи оптимального управления к задаче нелинейного программирования. Задача условной минимизации про помощи метода штрафных функций приводится к задаче безусловной минимизации, которая решается методом координатного спуска в комбинации с методом золотого сечения.

В качестве примера получена маршрутная технология процесса изготовления изделия “Tile”, изготавливаемого путем вырезания заготовки из блока материала и последующего выполнения ряда операций фрезерования.

Операции, применяемые при изготовлении рассматриваемого изделия “Tile” (полимерная пластина размерами $100 \times 100 \times 4$ мм с канавкой под световод), реализуются в следующей последовательности:

1. Резка заготовки размером $1002 \times 203,3 \times 13,15$ мм.
2. Черновое, получистовое и чистовое торцевое фрезерование двух базовых поверхностей размером $1002 \times 203,3$ мм. Инструменты – 10-зубая фреза на черновой и однозубые фрезы на чистовой и получистовой операциях.
3. Резка заготовки размером $1002 \times 203, \times 4$ мм на 20 изделий (концевое фрезерование торцовых поверхностей изделия). Инструмент – однозубая концевая цилиндрическая фреза.
4. Фрезерование в каждом изделии канавки под световод прямоугольного поперечного сечения размером $0,86 \times 0,58$ мм длиной 320 мм. Инструмент – двузубая концевая цилиндрическая фреза.
5. Фрезерование в каждом изделии канавки под световод круглого поперечного сечения $\varnothing 1,35$ мм длиной 320 мм. Инструмент – двузубая концевая сферическая фреза.

Для всех операций осуществлялся расчет оптимальных операционных управлений при задании соответствующих требований к операциям в виде технологических и эксплуатационных ограничений.

В работе представлена концепция системы поддержки принятия решений, основанной на методах искусственного интеллекта и оптимального управления и предназначенной для синтеза оптимальной структуры технологического процесса и

определения оптимальных операционных управлений при изготовлении изделий полимерной оптики.

Литература: 1. Гринев Б.В., Сенчишин В.Г. Пластмассовые сцинтилляторы. – Х.: Акта, 2003. – 324 с. 2. Литвиненко М. В. Повышение функциональных и эксплуатационных характеристик оптических полистирольных изделий, полученных фрезерованием. Дисс...канд. техн. наук: 05.03.01. – Харьков, 2004. – 178 с. 3. Технология производства изделий типа “Tile” / Вереzub Н.В., Литвиненко М.В., Чернышев А.А., Сенчишин В.Г. // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ “ХПИ”. – 2002. – Вып. 63. – С. 9 – 22. 4. Хавина И.П., Чернышев А.А., Вереzub Н.В. Применение методов искусственного интеллекта для выбора структуры технологического процесса лезвийной обработки // Вісник Національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут”. – Харків: НТУ “ХПИ”. – 2005. – № 24. – С. 219 – 226. 5. Дмитриенко В.Д., Хавина И.П. Постановка задачи оптимального управления операцией лезвийной обработки оптических полимеров. “Системи обробки інформації” Збірник наукових праць ХУПС. – 2007 р. - Вип. 2 (60). – С. 20 – 22. 6. Хавина И.П. Оптимизация технологических операций лезвийной обработки оптических полимеров // Системи обробки інформації. – Харків: ХУПС. – 2007. – Вип. 8 (66). – С. 100 – 104.

УДК 621.315

ПУТИ ОПТИМИЗАЦИИ РАСЧЕТА МАРШРУТОВ КАЛИБРОВ ДЛЯ ЭМАЛИРОВАНИЯ КРУГЛОЙ ПРОВОЛОКИ

Чопов Е.Ю. (ЗАО «завод Южкабель», г.Харьков, Украина)

The modern techniques of account of drawing of enamel isolation are considered through one-piece metal calibres.

Эмалирование проволоки представляет собой процесс нанесения жидкого лака на поверхность проволоки с последующей тепловой обработкой в эмаль-печи, в результате которой образуется изоляционное покрытие. Качество образующегося изоляционного покрытия зависит от многих факторов: физико-химических свойств лака, качества поверхности эмалируемой проволоки, правильности технологических режимов наложения лака на проволоку и режимов последующей термообработки.

Ведущими мировыми производителями оборудования для производства эмалированных проводов, такими как MAG (Австрия) и SICME (Италия) используются в настоящий момент два основных способа нанесения лака на круглую проволоку:

- а) фетровыми обжимками (позволяющими также снимать излишки лака);
- б) погружением проволоки в жидкий лак и снятие излишков с помощью неразъемных металлических калибров.

Способ эмалирования фетрами применяется в основном для изготовления круглых проводов с диаметром токопроводящей жилы менее 0,3 мм. Для диаметров больших размеров используется технология эмалирования при помощи калибров.

Неразъемный металлический калибр представляет собой оправку с каналом, в котором располагается вставка из твердого сплава с калибрующим отверстием. Конструкция калибра предусматривает перпендикулярность оси канала опорным поверхностям. Калибрующий канал имеет коническую поверхность.

Современные эмальагрегаты позволяют достигать в промышленных масштабах производительности $V \times D = 150-180$ (общепринятый показатель равный произведению скорости изготовления провода V (м/сек) на диаметр жилы D (мм)). Такая производительность обеспечивается за счет высокой скорости воздушного потока в печи и малой толщины каждого лакового слоя. Процесс испарения растворителя и полимеризация лаковой основы происходит в сверхтонких слоях лака при интенсивном удалении продуктов испарения и интенсивной подаче теплового потока.

Учитывая тот факт, что скорость эмалирования возрастает с увеличением проходов через лак, современное оборудование обеспечивает нанесение до 25 слоев лака. В настоящий момент в мировой практике применяются два альтернативных метода расчетов маршрутов калибров при эмалировании. Первый из них основан на предположении, что для создания оптимальных условий нанесения и термообработки лака должно выполняться условие наложения за один проход пленки строго одинаковой толщины. Общая удвоенная толщина изоляции δ (определяемая как разность диаметра готового провода D и диаметра жилы d) в данном случае определяется простым выражением:

$$\delta = \sum_{i=1}^n \{(D_i - d_i)\} F,$$

где D_i – диаметр рабочей части рассматриваемого калибра, мм; d_i – диаметр входящей заготовки, мм; F – коэффициент, учитывающий технологические факторы эмалирования; n – количество проходов через лак.

Исходя из условия равенства толщины изоляции, накладываемой за каждый проход $\delta_1 = \delta_2 = \delta_3 = \dots = \delta_i$, общая удвоенная толщина изоляции определяется как $\delta = n \delta_i$. При этом для определения диаметра входящей заготовки выполняется соотношение:

$$d_{i+1} = (D_i - d_i) F + d_i.$$

Однако, как показала практика, данный метод расчета при малых толщинах изоляции и при больших скоростях эмалирования не является оптимальным. В данном случае производителями оборудования (например, фирмой MAG) рекомендуется альтернативная методика, основанная на условии сохранения одинаковым объема V_i (площади сечения S_i) нанесенной за один проход лаковой пленки,

$$V_1 = V_2 = V_3 = \dots = V_i \quad \text{или} \quad S_1 = S_2 = S_3 = \dots = S_i$$

Очевиден вывод: толщина лаковой пленки с увеличением количества проходов уменьшается. В этом случае:

$$S_i = \frac{(D_i^2 - d_i^2)}{4\pi F}, \quad d_{i+1} = \sqrt{D_i^2 \cdot F + d_i^2 - d_i^2 \cdot F} \quad \text{и} \quad D_{i+1} = \sqrt{D_i^2 - d_i^2 + d_{i+1}^2}.$$

В приведенных методиках расчета общее количество проходов проволоки через жидкий лак в первую очередь напрямую зависит от количества лака нанесенного за первый проход. Технологической вытяжкой при проведении расчетов пренебрегают в связи с тем, что её величина при нормальном режиме не превышает 1 %.

Диаметр рабочего отверстия первого калибра с учетом конструктивного исполнения машины и типа применяемого лака стремятся принять как можно меньшим. Однако на практике он ограничивается фактическим качеством поверхности (размером дефектов) и фактором возможного окисления проволоки. Диаметр первого калибра обычно превышает диаметр проволоки на величину (0.015- 0.045) мм.

Коэффициент F – учитывает гидродинамическое геометрическое уменьшение объема жидкого лака нанесенного на провод и уменьшение объема сухой эмали, образующегося за счет удаления в процессе эмалирования из лака низкомолекулярных примесей. Значение F является постоянной величиной для каждого типа оборудования и применяемого лака. Величина F легко определяется опытным путем и для горизонтальных машин, имеющих $V \times D \geq 80$ находится в пределах 0.075 – 0.090.

Калибры, применяемые для эмалирования, имеют жесткие допуски по диаметру рабочего отверстия. С целью унификации диаметры рабочего отверстия калибров на практике выбирают из ряда, в котором диаметр меньшего калибра отли-

чается от диаметра большего на величину, равную 0.05 мм.

Коэффициент k (являющийся составной частью F) учитывает угар низкомолекулярных примесей при термообработке провода и также определяется экспериментальным путем. Для современных лаков применяемых для высокоскоростного эмалирования значение k составляет от 1,05 – 1,30. Как правило, он используется для определения количества жидкого лака необходимого для образования сухой лаковой пленки, являющейся изоляцией готового провода:

$$m_{л} = 25 \frac{\pi}{\gamma} k \cdot \rho_{лм} (D^2 - d^2) \cdot L,$$

где, $m_{л}$ – масса жидкого лака, г; γ – содержание сухого остатка смолы в лаке (указывается производителем), %; $\rho_{лм}$ – плотность лаковой пленки, г/см³ (определяется экспериментально); D – диаметр готового провода, мм (определяется нормативной документацией); d – диаметр токопроводящей жилы, мм (определяется нормативной документацией); L – длина провода, м

Выводы. Таким образом, для расчета маршрутов металлических неразъемных калибров применяемых на современном оборудовании для изготовления круглых эмальпроводов наиболее оптимальным является метод, основанный на принципе поддержания постоянным объема наносимого лака. Приведенная методика расчета позволяет производить предварительный расчет маршрута эмалирования и оптимизировать его на основании полученных экспериментальных данных для всех типоразмеров эмальпроводов, изготавливаемых на горизонтальных агрегатах.

Литература: 1. Пешков И.Б. Обмоточные провода: Учебное пособие для вузов.-М.: Энергоатомиздат, 1983.-352 с. 2. Белоруссов Н.И. Лакерник Р.М., Ларина Э. Т. и др.; Под ред. Белоруссова Н.И. и Пешкова И.Б.: Учебник для техникумов.- М.: Энергоиздат, 1981.-632 с. 3. Мещанов Г.И., Пешков И.Б., Пивненко В.Т. Развитие производства эмалированных проводов в России. //Кабели и провода.-№3(298).-2006.-С.25-28. 4. Трезвов В.В. Тенденции усовершенствования лаков для производства эмалированных проводов. //Кабели и провода.-№2(267).-2001.-С.9-10.

УДК 620.184.6

ХАРАКТЕР РАЗРУШЕНИЯ ХРОМОНИКЕЛЕВЫХ СТАЛЕЙ И НМС В ЦЕМЕНТОВАННОМ СОСТОЯНИИ

Аксенова С. И., канд. техн. наук, **Сатановский Е. А.**, канд. техн. наук,
Земляной В. Б. (г. Харьков, Украина)

Represented are the fracture surfaces electronmicroscopic research results for traditional carburized Cr-Ni steels and low carbon martensite steels. These results are advantageous to use under choice of material for producing carburized machinery parts.

В последние годы в машиностроении все шире применяются низкоуглеродистые мартенситные стали (НМС), обладающие благоприятным сочетанием технологических и механических характеристик [1]. Целесообразным представляется использование их при изготовлении цементованных деталей, в частности, высоконагруженных зубчатых колес. Для оценки надежности и работоспособности этих сталей необходимы сведения о характере разрушения при различных условиях нагружения. Вместе с тем в литературе практически отсутствуют данные по микрофрактографии сталей в цементованном состоянии, в том числе НМС.

В связи с этим был проведен электронномикроскопический анализ изломов цементованных образцов стали 07Х3ГНМ и традиционно используемых для цемен-

тованных деталей хромоникелевых сталей (18Х2Н4МА, 20Х2Н4А) в зависимости от скорости нагружения (динамический и статический изгиб).

Установлено, что как при динамическом, так и при статическом изгибе микростроение изломов всех исследованных сталей в цементованном слое, несмотря на его высокую твердость и хрупкость, происходит преимущественно по механизму роста и слияния пустот (рис. 1). При этом ямки, как правило, неглубокие, в ряде случаев по энергоемкости приближаются к сотовому рельефу. Наблюдаются также, особенно в поверхностной зоне, отдельные локализованные участки хрупкой составляющей микро рельефа (хрупкий и межзеренный скол); доля хрупкой составляющей в цементованном слое изломов статического изгиба возрастает в сравнении с

изломами динамического изгиба.

Наблюдаемое микростроение изломов динамического и статического изгиба в области цементованного слоя типично для разрушения высокоуглеродистых сталей с мартенситной структурой и отражает присущую таким материалам склонность к охрупчиванию при уменьшении скорости нагружения (в отличие от хрупкости по типу хладноломкости, которая усиливается с ростом скорости нагружения) [2].

Излом сердцевин цементованных образцов характеризуется ямочной структурой (ямки более крупные, чем в цементованном слое)

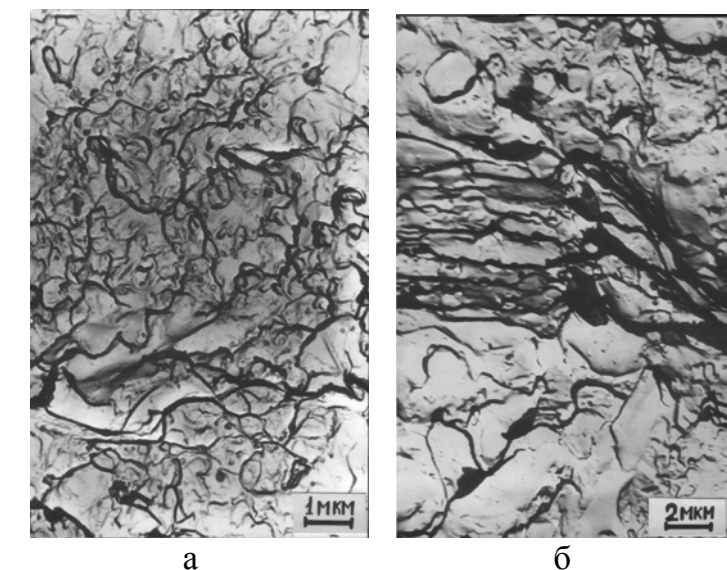


Рис. 1. Микростроение изломов в цементованном слое при ударном (а) и статическом (б) нагружении.

и участками квазискола. Скорость нагружения (динамический или статический изгиб) не оказывает существенного влияния на микрорельеф излома в сердцевине образца. Для стали 07ХЗГНМ в микростроении излома по сердцевине цементованного образца характерно значительно большее количество участков квазискола и более хрупкое их строение (граничащее с хрупким сколом), чем в хромоникелевых сталях.

Полученные данные целесообразно использовать при выборе материала для изготовления цементованных деталей, работающих в конкретных силовых условиях.

Литература: 1. Низкоуглеродистые стали / Р. И. Энтина, Л. М. Клейнер, Л. М. Коган, Л. Д. Пиликина – Изв. АН СССР. Металлы, 1979, № 3, с. 114 – 120. 2. Фрактография – средство диагностики разрушенных деталей / М. А. Балтер, А. П. Любченко, С. И. Аксенова и др. – М.: Машиностроение, 1987. – 160 с.

УДК 539.431.3

ИССЛЕДОВАНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА ОТЛИВОК ПОРШНЕВЫХ КОЛЕЦ ТЕПЛОВОЗНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ТИПА 10Д100

Любченко А.П., докт. техн. наук, Гаркушенко В.А., Кислицын В.П.
(г. Харьков, Украина)

Deteloped are the optimum furnace and thside harness magnitudes for disel locomotive enigerigs.

Маслосгонные кольца для тепловозных двигателей типа 10Д100 отливаются на ГП «З-д им. Малышева» из серого чугуна с пластинчатым графитом, модифицированного Ti. Способ отливки – в стержневую жидкостекольную форму с последующей естественной нормализацией путем ранней выбивки.

Таблица 1

Химический состав маслосгонных колец Д100

Наименование документа	Массовая доля элемента, %								
	<i>C_{общ.}</i>	<i>C_{связан.}</i>	Si	Mn	P	Cr	Ni	S	Ti
Технические условия Д100.04.ДТ61	2,6-3,1	0,6-0,9	1,4-1,9	1,0-1,5	0,3-0,5	≤ 0,3	≤ 0,6	≤ 0,1	0,04-0,12
Инструкция на плавку РО95-108-66 (расчетный состав)	2,6	-	1,1	1,25	0,4	≤ 0,3	до 0,5	0,05	0,18

Помимо жестких требований к микроструктуре и твердости материала заготовок к готовым кольцам предъявляются серьезные требования по физико-механическим свойствам (табл. 2), в частности – упругости.

Таблица 2

Требования к физико-механическим св-м материала заготовок и колец

Индекс детали	Твердость материала заготовки		Свойства колец		
	HB	HRB	Замок, мм	Упругость, кГс	Остаточная деформация, %
Д100.04.016	223-285	97-104	26-32	3,5-5	≤ 5
Д100.04.017				3,5-4,5	≤ 5

В течение всего периода изготовления маслосгонных колец выявляется расхождение между значениями твердости на поверхности заготовки (маслоты), измеряемой при сдаточном контроле в литейном цехе, и в сердцевине – при плавочном контроле в Центральной лаборатории (ЦЛ).

В результате, годные после сдаточного контроля в литейном цехе заготовки зачастую являются браком по твердости по результатам плавочного контроля в ЦЛ. При этом разница по твердости на поверхности и в сердцевине заготовки составляла в среднем 3,3 ед. HRB.

Таблица 3

Сравнительная статистики по твердости заготовок колец при плавочном и технологическом контроле

Среднее количество замеров в %		
По периодам	Не соответствующее ТУ (HRB - ≤ 92-96)	Соответствующее ТУ (HRB - ≥ 97)
76-78 г.	43,5	41,7
89 г.	40	60,8
2001 г.	45,5	54,5
ВСЕГО	40 – 45,5	41,7 – 60,8

Статистическая обработка результатов контроля твердости заготовок колец за период с 1976 по 2001 г.г. показала (табл.3), что 40-45% из них имели твердость ниже 97 ед. HRB, предусмотренных требованиями ТУ. Эта же тенденция сохранилась в последующие годы.

Установлено, что термообработка (нормализация) отливок недостаточно эффективна для повышения их твердости. Кроме того, на одном наименовании колец (более ажурном по конструкции) наблюдались частые поломки при посадке на оправку для формирования замка. При этом, как правило, такие поломки наблюдались у колец, имеющих твердость > 97 ед. HRB.

Приведенные данные позволяют сделать предварительный вывод о завышении требований по твердости к чугунам данного химического состава и невозможности ее обеспечения.

Изменение этих требований допустимо только в случае отсутствия отрицательного влияния на эксплуатационную надежность этих колец, в частности - упругость и остаточную деформацию (см. табл.2). В этой связи выполнен большой объем работ по анализу статистических данных зависимости упругих свойств колец от твердости. Результаты приведены в табл. 4 и на рис.1.

Таблица 4

Изменение упругих характеристик колец Д100.04.017 в зависимости от твердости (величина замка 28-32 мм)

Твердость HRB	% колец данной твердости от общего количества испытанных	Средние значения упругости, кГс	Средние значения остаточной деформации, %
97	21,6	3,9	4,2
96	32,4	3,8	4,1
95	13,7	3,6	4,8
94	14,7	3,75	4,9
93	4,9	3,4	5,7
Требования по ТУ			
97-104	-	3,5-4,5	≤ 5

Из приведенных данных следует, что критическим интервалом с точки зрения допустимой упругости и остаточной деформации является твердость в пределах 93,5-94,2 HRB (точка пересечения кривых соответствует твердости 94 HRB). Необходимо отметить, что, как в ныне действующем ГОСТе 621-87 «Кольца поршневые двигателей внутреннего сгорания», так и в отмененном ГОСТе 7133-80. «Кольца поршневые. Дизели судовые, тепловозные, промышленные и газовые двигатели», требования к нижнему пределу твердости для колец из серых легированных чугунов с пластинчатым графитом составляет ≥ 94 ед. HRB.

Выводы. Анализ многолетних данных контроля твердости заготовок, а также упругих характеристик маслосгонных колец тепловозных двигателей типа 10Д100 из серого легированного чугуна с пластинчатым графитом показал, что твердость материала заготовок, замеряемая в сердцевине при плавочном контроле в Центральной лаборатории должна быть установлена в ЧТД на уровне 94-105 ед. HRB или 201-285 HB, а твердость на поверхности заготовок, замеряемая в литейном цехе при сдаточном контроле, должна быть ~ на 4 ед. больше, т.е. 98-105 HRB или 229-285 HB. Это исключит необоснованное бракование заготовок по твердости с обеспечением необходимых требований по упругости.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТОНКОСЛОЙНЫХ ВАКУУМНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ДЕТАЛЕЙ ТОПЛИВНОЙ АППАРАТУРЫ ТЕПЛОВОЗНЫХ ДИЗЕЛЬНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Любченко А.П., докт. техн. наук, Сагалович В.В., докт. техн. наук,
Олейник А.К., канд. техн. наук, Дудник С.Ф., канд. техн. наук, Сагалович А.В.
(г. Харьков, Украина)

The integrated studies were carried out which allowed the determination of effectiveness the finely coating of using to enhance wear resistance of engine parts.

Топливная аппаратура дизельных двигателей должна обеспечивать дозирование строго определенного количества топлива на каждый цикл в соответствии с нагрузкой двигателя, подачу топлива в определенный момент, оптимальную характеристику впрыскивания топлива по времени, наилучшее распределение топлива по камере сгорания. Топливные насосы должны подавать в цилиндры одинаковое количество топлива при работе на любом режиме, обеспечивать номинальную мощность дизеля суммарной подачей топлива всеми насосами, полностью прекращать подачу топлива к форсункам при остановке дизеля, начинать подачу топлива к форсункам в определенный момент с одним и тем же углом опережения подачи. Основным критерием качества прецизионных пар топливной аппаратуры является гидравлическая плотность, характеризуемая временем просачивания топлива под определенным давлением в зазор пары либо временем падения давления жидкости [1,2].

При работе прецизионные детали испытывают большие динамические нагрузки, высокие давления и скорости движения топлива. Топливо обладает химической активностью и имеет в качестве примесей твердые абразивные частицы и, возможно, влагу. С износом прецизионных деталей геометрия их сопряжений значительно изменяется, увеличиваются зазоры, что приводит к нарушению режимов работы двигателя [2]. Некоторые детали подвержены местным износам, возможно развитие очагов схватывания, заклинивания (зависания) узлов трения. Абразивно-изношенные поверхности имеют значительные неровности и углубления в виде бороздок, образующих микроканалы, за счет которых увеличивается размер зазора в сопряжении. Все перечисленные факторы, являющиеся следствием износа деталей, уменьшают гидравлическую плотность прецизионных пар, ведут к потере герметичности.

Для повышения износостойкости деталей топливной аппаратуры весьма перспективными являются тонкослойные вакуумные ионно – плазменные покрытия, получаемые на установках типа «Булат» [3,4]. Целью настоящей работы было проведение триботехнических испытаний и исследований при трении нанокompозитного покрытия на основе Ti–Al–N, а также подшипниковой стали ШХ–15 и инструментальной быстрорежущей стали P18, используемых для изготовления деталей топливной аппаратуры дизельных двигателей.

Испытания проводили на машине трения 2070 СМТ–1 по схеме «диск – колодка» при скорости скольжения 1,3 м/с. Смазку осуществляли дизельным топливом по методу окунания, а также однократно перед началом испытаний (при определении задиростойкости сопряжений). Подвижные образцы «диски» изготавливали из стали ШХ–15 диаметром 50мм и высотой 12мм, «колодки» - из сталей ШХ-15, P18 и стали X12M с покрытием Ti-Al-N в виде куба с размерами 10x10x10мм. Определяли значения коэффициентов трения ($f_{тр}$) при ступенчатом нагружении в диапазоне об-

щих нагрузок 0,2 – 0,6 кН, нагрузку задиробразования ($R_{кр}$) и величину износа неподвижного образца - «колодки» по ширине выработанной лунки после испытаний при нагрузке 0,2 кН в течение 1 часа. Результаты испытаний по определению коэффициентов трения исследованных сопряжений приведены в таблице.

Полученные данные свидетельствуют о том, что применение исследованного покрытия позволит снизить потери на трение в трущихся сопряжениях топливной аппаратуры и, следовательно, тепловыделения в контакте, что должно положительно сказываться на стабильности размеров и работе деталей.

Таблица
Значения коэффициентов трения (f_{mp}) сопряжений материалов деталей топливной аппаратуры дизельных двигателей

Материалы контртел		f_{mp} при нагрузке P, кН		
«диска»	«колодки»	0,2	0,4	0,6
ШХ-15	ШХ-15	0,130	0,125	0,125
ШХ-15	P18	0,120	0,118	0,123
ШХ-15	Ti-Al-N	0,110	0,115	0,110

Испытания по определению задиростойкости сопряжений показали, что при трении колодок, изготовленных из стали ШХ-15, резкое возрастание момента трения и начало задиробразования происходит при общей нагрузке 0,6 кН, при трении колодок, изготовленных из стали P18 – при нагрузке 0,4 кН. При трении покрытия с нагрузкой 0,8 кН задиры не происходят (дальнейшее повышение нагрузок ограничено опасностью возгорания топлива). Величина износа исследованного покрытия, определенная по ширине выработанной лунки на рабочей грани колодки после испытаний в течение 1 часа при нагрузке 0,2 кН, составляет 0,35мм; стали P18 – 0,99мм; стали ШХ-15 – 1,53мм, микротвердость Н-50, измеренная по дорожке трения, соответственно 1495 кг/мм², 1225кг/мм² и 991кг/мм².

Таким образом, проведенные испытания и исследования могут свидетельствовать о целесообразности использования вакуумных ионно -плазменных покрытий системы Ti-Al-N для повышения работоспособности и долговечности деталей топливной аппаратуры дизельных двигателей.

Литература: 1. Двигатели внутреннего сгорания (тепловозные дизели и газотурбинные установки) / Симсон А.Э., Хомич А.З., Куриц А.А. и др. – М., Транспорт, 1980. 389с. 2. Антипов В.В. Износ прецизионных деталей и нарушение характеристики топливной аппаратуры дизелей. М., «Машиностроение», 1972. 177с. 3. Сагалович А.В., Дудник С.Ф. Любченко А.П., Олейник А.К., Сагалович В.В. Упрочнение кромок маслосъемных поршневых колец дизеля Д80 нанокompозитными покрытиями на основе Ti – Al – N / Наноструктурные материалы / Под ред. П.А. Витязь [и др.] - Материалы Первой международной научной конф. – Минск, 2008 С.224. 4. Любченко А.П., Мацевитый В.М., Бакакин Г.Н., Береснев В.М., Олейник А.К. Исследование износа вакуумно – плазменных покрытий при трении по металлическим материалам // Трение и износ. - 1983, (4), №5, С.892 – 897.

УДК 621.787:621.793

О ПУТЯХ ПОВЫШЕНИИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ КОЛЕНЧАТЫХ ВАЛОВ СРЕДНЕОБОРОТНЫХ ТРАНСПОРТНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Лобанов В. К., докт. техн. наук, Пашкова Г. И. (г. Харьков, Украина)

The influence of superficial plastic deformation on descriptions of superficial layer of the high-strength and high-strength alloyed cast iron which is used for making of crankshafts was studied in the work. It is shown that the SPD application provides the more high descriptions of crankshafts from the high-strength alloyed cast-iron.

Одной из основных задач современного машиностроения является повышение эксплуатационной надежности и ресурса работы двигателей внутреннего сгорания, в том числе мощных транспортных дизелей. Такие двигатели широко используются на железнодорожном транспорте (для магистральных и маневровых тепловозов), в судостроении, в качестве силовых установок для электростанций, энергоагрегатов ракетных установок, на газоперекачивающих станциях газопроводов и т.д. Транспортные дизели типов 10Д100 и Д80 мощностью от 1000 до 2950 кВт и массой от 16,7 до 38 тонн выпускаются либо рядными со встречным движением поршней и двумя коленчатыми валами (типа Д100), либо V-образными с 16-ю цилиндрами (типа Д80). Ресурс работы дизелей тесно связан с работоспособностью коленчатых валов – наиболее ответственных и дорогостоящих деталей двигателей.

Значительная часть среднеоборотных транспортных дизелей оснащается литыми чугунами коленчатыми валами, наиболее технологичными в производстве. При изготовлении таких валов широко используется высокопрочный чугун с шаровидным графитом. По своим основным характеристикам: прочности, износостойкости, коррозионной стойкости, усталостным свойствам и другим показателям, в зависимости от структуры металлической основы и химического состава, высокопрочный чугун с шаровидным графитом не только не уступает, а в ряде случаев и превосходит углеродистые и легированные стали [1,2]. Высокая надежность такого чугуна для коленчатых валов объясняется наряду с другими преимуществами его повышенной способностью к поглощению вибраций, что также улучшает условия работы двигателя [3].

Для дизелей с цилиндровой мощностью до 120 кВт применяется модифицированный магнием (Mg) высокопрочный чугун со следующим химическим составом: масс. %: 2,8...3,8 C; 1,8...2,2 Si; 0,5...1,45 Mn; 0,4...0,6 Ni; $\leq 0,15$ Cr; $\leq 0,1$ P; $\leq 0,025$ S; 0,04...0,1 Mg; основа – Fe. Используемая в настоящее время в промышленности технология изготовления литых коленчатых валов, как правило, базируется на применении операций литья с последующей ранней выбивкой отливок (через 7 ч после заливки) и отпуском при температуре 680 ± 20 °C в течение 6 ч. Такая технология обеспечивает заданный уровень прочностных свойств материала валов: $\sigma_b \geq 500$ МПа, $\delta \geq 1,0$ %, HB 207...302. Металлическая основа материала вала при этом имеет перлитно-ферритную структуру с площадью перлита от 70 до 92 %, характеризуется крупнопластинчатым строением перлитной составляющей и небольшим количеством (3...5 %) структурно свободного цементита. Феррит присутствует в виде оторочки вокруг включений шаровидного графита.

Освоение производства более мощных транспортных двигателей (типа Д70 и Д80), характеризующихся повышенными эксплуатационными нагрузками на коленчатые валы, вызвало необходимость повышения прочностных характеристик материала. Для обеспечения требований ТУ к механическим свойствам ($\sigma_b \geq 600$ МПа, $\delta \geq 1,0$ %, HB 269...321) произведено дополнительное легирование высокопрочного чугуна (масс. %: 3,4...3,9 C; 1,9...2,5 Si; 0,8...1,25 Mn; 0,6...1,0 Ni; 0,2...0,5 Mo; 0,05...0,1 Mg; $\leq 0,1$ Cr; $\leq 0,05$ P; $\leq 0,02$ S) и кроме ранней выбивки введена операция нормализации.

Результаты проведенных исследований [4] свидетельствуют о том, что нормализация обеспечивает повышение предела прочности материала валов в среднем на 20% и твердости на 15%. Значительно увеличивается также содержание перлитной составляющей в чугуне, в структуре матрицы преобладает перлит мелкозернистого строения, и практически отсутствует ферритная составляющая.

Представленные чугуны для изготовления коленчатых валов разработаны на ГП

«Завод имени В.А. Малышева» в результате длительных экспериментальных лабораторно-производственных исследований с последующими эксплуатационными испытаниями непосредственно на транспортных дизелях. Проведение данных работ было обусловлено необходимостью обеспечения высоких прочностных характеристик, износостойкости и сопротивления усталости крупных коленчатых валов транспортных дизелей. Заданные значения указанных характеристик не достигались при использовании для литья валов высокопрочных чугунов, регламентируемых ГОСТ.

Известно [5-7], что эффективным методом повышения физико-механических характеристик деталей машин, работающих в условиях высоких циклических нагрузок, является упрочнение их поверхностных слоев пластическим деформированием. Представляет интерес изучение влияния поверхностного пластического деформирования (ППД) на свойства высокопрочного и высокопрочного легированного чугунов.

Целью настоящей работы являлось исследование изменения характеристик поверхностного слоя (значения твердости, глубина упрочнения, шероховатость поверхности) в результате обработки ППД обкаткой роликами образцов из двух типов чугунов.

Отливки для изготовления образцов подвергали нормализации при $900 \pm 20^\circ\text{C}$ в течение 8 ч и последующему отпуску при температуре $610\text{-}640^\circ\text{C}$, 8 ч. Операцию обкатки осуществляли с использованием универсального гидравлического трехроликового приспособления при различных режимах. Профильный радиус каждого из двух рабочих роликов составлял 12 мм, третий ролик имел цилиндрическую поверхность и являлся сглаживающим. Наружный диаметр обкатных роликов – 60 мм, частота вращения во всех случаях составляла 90 мин^{-1} , подача $S = 0,096 \text{ мм}\cdot\text{об}^{-1}$.

Измерение твердости поверхностного слоя производили по методу Виккерса на приборе ТП-2 при нагрузке 980 Н. Для определения глубины упрочненного слоя использовали метод косых шлифов. Изменение шероховатости поверхности в результате упрочнения исследовали путем измерения величины R_a на профилографе-профилометре «ВЭИ-Калибр». Изучение состояния поверхностного слоя и его изменение в процессе обкатки осуществляли на металлографическом микроскопе «Неофот-21». Исследование значений твердости на поверхности образцов из высокопрочного и высокопрочного легированного чугунов в зависимости от величины усилия обкатки позволяет сделать вывод о том, что обкатка роликами обеспечивает заметное повышение твердости поверхности образцов из обоих видов чугунов. Для образцов из высокопрочного чугуна наиболее интенсивный рост наблюдается при усилиях обкатки свыше 7 кН. При обкатке с усилием 10 кН повышение твердости составляет 80 HV, при упрочнении образцов из высокопрочного легированного чугуна может быть достигнута более высокая твердость при тех же усилиях обработки, хотя степень приращения твердости несколько ниже [8].

Кроме твердости поверхности важной характеристикой упрочнения является глубина упрочненного слоя, которая играет существенную роль при длительной работе пары трения. Основываясь на проведенных исследованиях, можно утверждать, что для высокопрочного чугуна максимальные значения твердости находятся на поверхности во всем изученном диапазоне усилий обкатки. Наибольшее значение твердости (HV 310) достигается при усилиях обкатки 6-8 кН, некоторое снижение ее наблюдается при усилиях более 9 кН (рис., а). Глубина упрочненной зоны увеличивается пропорционально усилию обкатки и достигает 1,5 мм при усилии 10 кН.

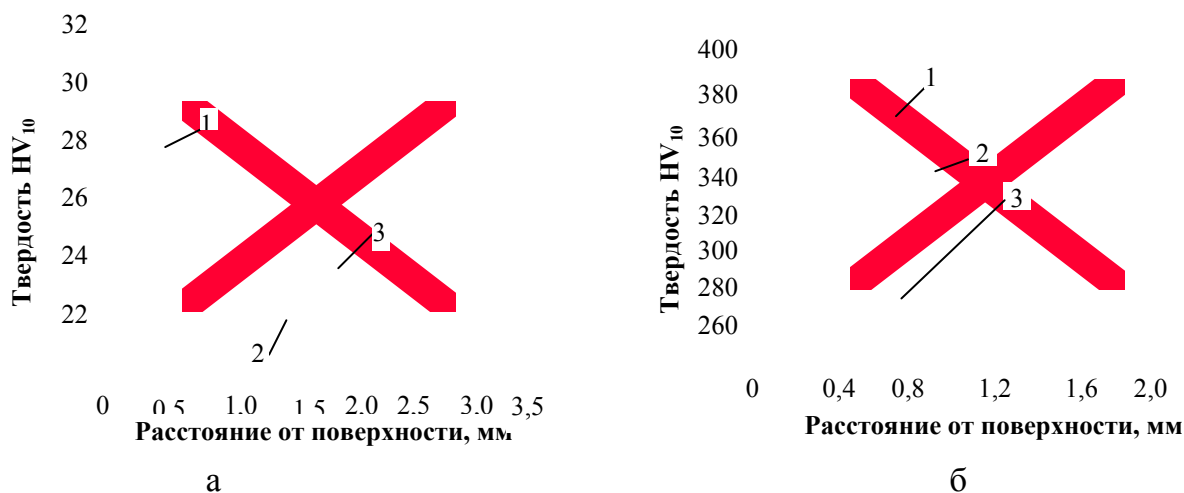


Рис. Изменение твердости по глубине упрочненного слоя образцов из высокопрочного (а) и высокопрочного легированного (б) чугунов в зависимости от усилия обкатки: 1 – 10 кН, 2 – 7,5 кН, 3 – 5,5 кН.

Результаты аналогичных исследований для высокопрочного легированного чугуна свидетельствуют о том, что рост максимального значения твердости пропорционален усилию обкатки, причем степень приращения твердости существенно выше, чем для высокопрочного чугуна (рис., б). При этом необходимо отметить, что наибольшее значение твердости (HV 400-420) в данном случае находится не на поверхности, как для высокопрочного чугуна, а на глубине 0,3-0,4 мм независимо от усилия обкатки, что обычно характерно для сталей. Глубина упрочненной зоны изменяется пропорционально усилию обкатки и связана с величиной профильного радиуса роликов.

По результатам анализа значений шероховатости поверхности в зависимости от величины усилия обкатки можно утверждать, что для образцов из высокопрочного чугуна лишь обкатка с небольшими усилиями (1,5-3,5 кН) приводит к понижению высоты микронеровностей. Дальнейшее увеличение усилия обкатки повышает шероховатость поверхности, ведет к появлению шелушения и микронадрывов. Для образцов из высокопрочного легированного чугуна обкатка роликами приводит к повышению чистоты поверхности практически при всех исследованных режимах обработки. Исключение составляют образцы, упрочненные при усилнии 10 кН.

Известно, что одной из важнейших характеристик, определяющей износостойкость пары трения, является состояние поверхностного слоя сопряженных деталей. Визуальное изучение величины дефектов на поперечных шлифах, изготовленных в заливке с предварительным никелированием, позволяет отметить особенности формирования поверхностного слоя образцов из высокопрочного чугуна с шаровидной формой включений графита под влиянием пластического деформирования обкаткой роликами. Анализируя явления, возникающие при этом на поверхности, можно утверждать, что для высокопрочного легированного и высокопрочного чугунов они аналогичны. После шлифования поверхность имеет однородный фон со следами от шлифовального круга. В результате обкатки роликами на поверхности образцов появляются дефекты («шипы»), являющиеся результатом наклепа металлической основы чугуна в зоне включений графита, расположенных в приповерхностном слое. Количество и высота их увеличиваются с ростом усилия обкатки [8]. При усилиях обкатки до 5 кН происходит образование «шипов», с ростом давления при обкатке они раздавливаются и приобретают форму кратеров. Влияние их при работе пары трения аналогично действию абразивных зерен или выступов, которые являются как бы мик-

рорезцами, разрушающими поверхность контртела. Наибольшая высота «шипов» зафиксирована на образцах, обкатанных с максимальным усилием (10 кН), и составляет 60 мкм. Это определяет необходимость съема металла при окончательной обработке после поверхностного упрочнения не менее 0,06 мм на сторону.

Наиболее рациональным методом обработки после поверхностного упрочнения является суперфиниширование, при котором не вносятся неблагоприятные растягивающие напряжения, за счет малых глубин резания не возникают прижоги, обеспечивается высокая чистота поверхности, а также создается специфический микропрофиль, благоприятный для удержания смазки в процессе трения. Учитывая, что максимум твердости расположен на некотором расстоянии от поверхности, подобная обработка не приводит к ухудшению рабочих характеристик поверхностей деталей из высокопрочного легированного чугуна. Для высокопрочного чугуна финишная обработка несколько снижает величину поверхностной твердости.

Результаты проведенных исследований реализованы при производстве коленчатых валов среднеоборотных транспортных дизелей типа 10Д100М1 и дизелей повышенной мощности модели 1Д80Б. Упрочнение ППД поверхностных объемов материала шеек валов позволило использовать новые подшипники скольжения. Бронзобаббитовые подшипники, характеризующиеся невысокой износостойкостью (до 400 тыс. км пробега тепловоза) заменены сталеалюминиевыми (АМО20-1) штампованными подшипниками, показавшими повышенную износостойкость в эксплуатации (до 1200 тыс. км пробега).

Результаты исследований могут быть рекомендованы к использованию при изготовлении чугунных коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания.

Литература: 1. Высокопрочный чугун с шаровидным графитом. Теория, технология производства, свойства и применение / Под ред. М.В. Волощенко. – Киев: Наукова думка, 1974. – 203 с. 2. Получение и свойства чугуна с шаровидным графитом / под ред. Н. Г. Гиршовича. – М., Л.: Машгиз, 1962. – 352 с. 3. Циклическая вязкость чугуна / В. И. Литовка, А. А. Снежко, А. П. Яковлев, М. В. Волощенко, П. П. Лузан. – Киев: Наукова думка, 1973. – 168 с. 4. Любченко А. П., Лобанов В. К., Пашкова Г. И. Про ефективність нормалізації великих колінчастих валів з високоміцного чавуну // Металознавство та обробка металів. – 2005. – № 1. – С. 49-54. 5. Повышение надежности и долговечности коленчатых валов транспортных дизелей / Е. Т. Стеценко, Л. М. Школьник, Т. В. Ларин, В. И. Шахов и др. – М.: Транспорт, 1965. – 139 с. 6. Чепя П. А., Андрияшин В. А. Эксплуатационные свойства упрочнённых деталей. – Минск: Наука и техника, 1988. – 192 с. 7. Браславский В. М. Поверхностное пластическое деформирование как метод повышения качества крупных деталей на Уралмашзаводе // Вопросы прочности крупных деталей машин. – М.: Машиностроение, 1976. – С. 213-219. 8. Лобанов В. К., Пашкова Г. И. Исследование влияния упрочнения обкаткой роликами на характеристики поверхностного слоя деталей из высокопрочного чугуна // Механіка та машинобудування. – 2005. – № 1. – С. 241-245.

УДК 621.74.002

ПОВЫШЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОРШНЕВЫХ СПЛАВОВ ШТАМПОВКОЙ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА

Лобанов В.К., докт. техн. наук, **Мощенко В.И.**, канд. техн. наук, **Гулюк А.А.**,
Чуйкова Е.В. (г. Харьков, Украина)

The results of experimental research of strengthening castings made of aluminium alloys by a method of pressing of liquid metal are stated in the article.

В современном двигателестроении поршни из алюминиевых сплавов изготавливают преимущественно литьем в кокиль и горячей штамповкой из деформируемых

материалов. Литье в кокиль является наиболее простым технологическим процессом, позволяющим получать заготовки поршней сложной конфигурации из сплавов с низким коэффициентом линейного расширения. Однако кокильное литье сопровождается большими потерями металла, низким КИМ и не обеспечивает получение бездефектных отливок (по пористости) в массивных частях. Процесс горячей объемной штамповки заготовок поршней отличается также большими потерями металла в отходы кузнечного производства и напуски от штамповочных уклонов. Деформируемые жаропрочные алюминиевые сплавы имеют коэффициент линейного расширения на 15...25% выше по сравнению с литейными сплавами, что отрицательно влияет на работу поршня в двигателе [1, 2].

Для проведения исследования на ПШМ 3,15 т штамповали заготовки поршней транспортного дизеля из сплава АК4-1. Исходную заготовку нагревали в электропечи до температуры $470 \pm 10^\circ\text{C}$, штамповку производили частыми легкими ударами, в качестве технической смазки использовали смесь пушсала с серебристым графитом. Облой обрезали на простом обрезном штампе, установленном на кривошипном прессе усилием 3,15 МН. Отштампованные поковки нагревали в печи ПАП-3М до температуры $530 \pm 5^\circ\text{C}$ и подвергали закалке в воду, старение выполняли при температуре $185 \pm 5^\circ\text{C}$ в течение 10...12 часов. Для проведения сравнительных испытаний механических свойств поршней из сплава АЛ-25 получали штамповкой жидкого металла в пресс-форме на прессе ПД 476 усилием 1,6 МН. Температура заливки составляла $720 \pm 10^\circ\text{C}$, формы - 200°C . Время от заливки до приложения давления ≤ 3 с, выдержка под давлением 15 с. Охлаждение отливок после извлечения из рабочей полости – на воздухе. Давление при кристаллизации 150 МПа – достигалось за 5...7 с, время выдержки под давлением регулировалось автоматически и составляло 40 с.. Далее отливки термообработывали по режиму: закалка $495 \pm 5^\circ\text{C}$ в течение 3 часов с охлаждением в горячую воду, старение $195 \pm 5^\circ\text{C}$ в течение 6 часов.

Таблица 1

Химический состав исследуемых поршневых сплавов.

Сплав	Основные компоненты, %							Примеси, не более, %				Основа
	Si	Cu	Mg	Ni	Fe	Mn	Ti	Zn	Cr	Fe	$\Sigma_{\text{прим}}$	
АК4-1	0,5-1,2	1,9-3,5	1,4-1,8	0,8-1,3	0,8-1,3	-	0,1	0,3	-	-	-	Al
АК21М2,5Н2,5	20,5-22,5	2,2-2,3	0,3-0,5	2,2-2,8	0,2-0,4 Cr	0,2-0,4	0,1-0,3	0,2	-	0,5	$\leq 0,7$	Al
АЛ-25	11-13	1,5-3,0	0,8-1,5	0,8-1,3	-	0,3-0,6	0,05-0,2	0,2	0,2	0,8	1,2	Al

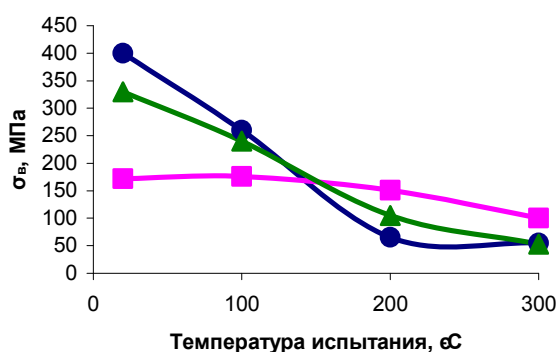


Рис.1 Изменение предела прочности поршневых сплавов при повышении температуры.

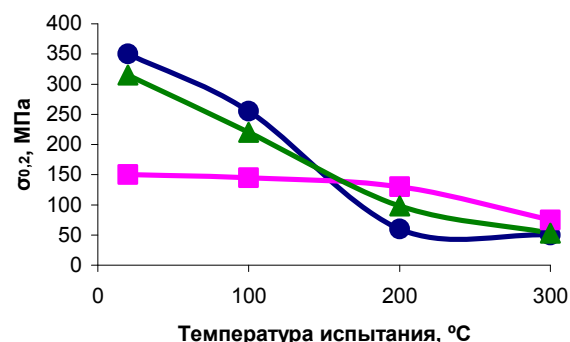


Рис.2 Изменение предела текучести поршневых сплавов при повышении температуры.

Исследовали механические свойства сплавов АК4-1, АЛ-25 и АК21М2,5Н2,5 при температурах работы поршней форсированных двигателей. Результаты исследований приведены на рис. 1-4. Химический состав сплавов представлен в табл. 1.

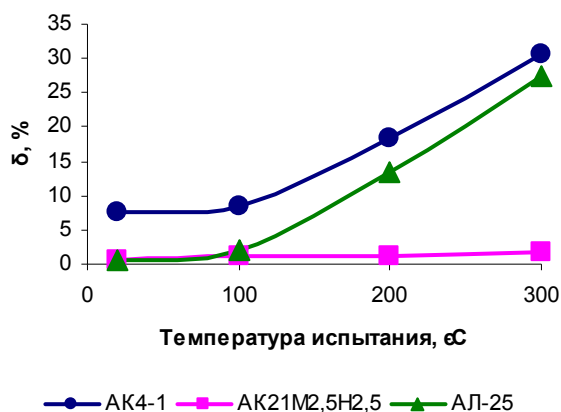


Рис. 3 Зависимость относительного удлинения поршневых сплавов от температуры.

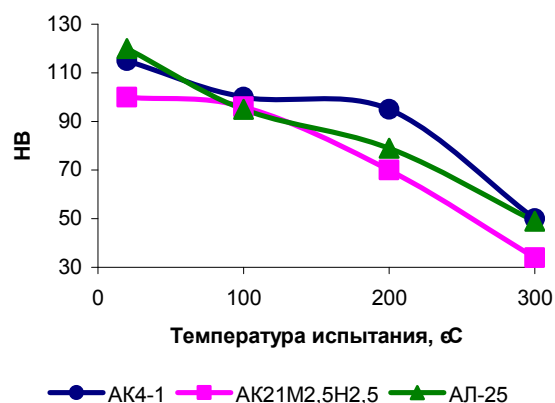


Рис. 4 Длительная твердость поршневых сплавов ($\tau = 1$ ч).

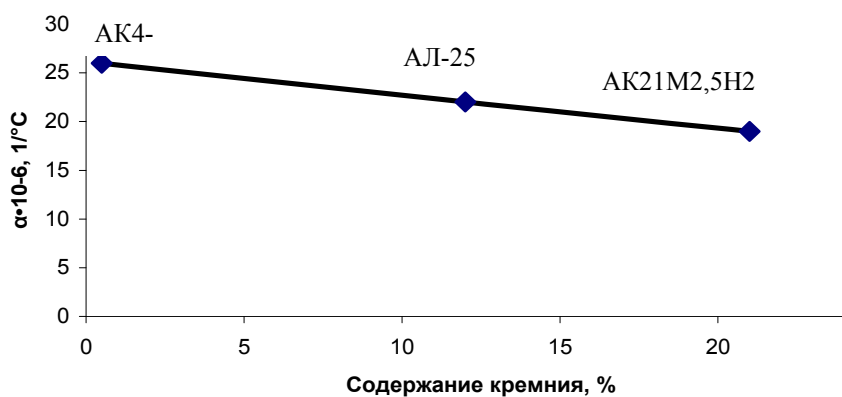


Рис. 5 Коэффициент линейного расширения.

деформируемых сплавов. Особенно это наглядно в интервале рабочих температур поршней форсированных двигателей. Кроме того, литейные сплавы имеют более низкий коэффициент линейного расширения, что положительно сказывается на работе двигателей внутреннего сгорания. Так же заготовки, полученные методом штамповки жидкого металла, отличаются значительным приближением к конфигурации готовой детали, что снижает расходы металла и трудоемкость изготовления поршней.

Литература: 1. Кашевник Л.Я., Белоусов Н.Н., Елизарова О.В. Применение алюминиевых сплавов для поршней двигателей внутреннего сгорания // Аналитический обзор за 1951-1983 гг. № 3625. ЦНИИИНФОРМАЦИИ. М., 1984. 2. Дзыбал Л.Т., Леховицер М.А. и др. Внедрение жидкоштампованных поршней из сплава АЛ-25 для дизелей 64 12/14 и 64Р 12/14 // Двигателестроение. 1985. №6, с. 43.

УДК 621.777.044:669.14.018.27

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ОБРАБОТКИ НА СТАБИЛЬНОСТЬ РАЗМЕРОВ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ ТРАНСПОРТНЫХ ДИЗЕЛЕЙ

Гулюк А.А., Лобанов В.К., докт. техн. наук, Подобедов В.В., канд. техн. наук, Чуйкова Е.В. (г. Харьков, Украина)

Вывод. Выполненное комплексное исследование механических свойств сплавов АК4-1, АЛ-25 и АК21М2,5Н2,5 при повышенных температурах показало, что применение штамповки жидкого металла позволяет улучшить механические свойства заготовок из литейных сплавов в сравнении со штампованными заготовками из де-

Presented are the results of investigation of tempering on stability of steel-aluminum bearings.

Подшипники скольжения коленчатого вала являются наиболее массовыми деталями транспортных дизелей. Известно, что при переходе с бронзобаббитовых шатунных вкладышей на сталеалюминиевые в ряде случаев при обкатке двигателя 10Д100М на стенде, а также в эксплуатации были зафиксированы задиры на поверхностях трения и, как следствие, проворот вкладышей в головках шатунов. Отмечено, что при провороте вкладыша на стальной поверхности видны следы неприлегания его концов к поверхности головки шатуна. При этом чаще всего именно в зоне стыка имели место максимальный износ, наибольшая концентрация мест схватывания и задиrow. Наличие такого неприлегания свидетельствует о возможной нестабильности геометрии вкладышей либо до их установки (при изготовлении), либо в процессе воздействия эксплуатационных условий (контактные напряжения и нагрев). Отклонения геометрии шатунных вкладышей в производстве отмечались неоднократно. Поэтому цель настоящего исследования состояла в выяснении характера отклонений геометрии шатунных вкладышей, как в процессе их производства, так и в условиях, близких к эксплуатационным. Кроме того, задачей данного исследования являлась разработка метода стабилизации геометрии вкладышей и оценка его эффективности.

В работе исследовали основной параметр геометрии вкладышей – диаметр вблизи плоскости разъема и его изменение, как при комнатной температуре, так и в результате технологических нагревов, а также нагрев в условиях, близких к эксплуатационным. В качестве метода стабилизации геометрии применяли отпуск после различных этапов изготовления вкладышей.

Для нагрева заготовок, а также самих вкладышей в свободном и запрессованном состоянии использовали сушильные шкафы СС-200М и Ш-005, позволяющие регулировать температуру с точностью $\pm 10^\circ\text{C}$. Заготовки вкладышей отпускали при температуре 215°C . В свободном состоянии окончательно готовые вкладыши нагревали при температурах 100°C , 160°C и 210°C .

В работе исследовали следующие варианты изготовления вкладышей.

1. Сталеалюминиевые вкладыши, изготовленные по сериной технологии (№№ 13, 14, 15, 16, 24, 25, 26, 27).
2. Сталеалюминиевые вкладыши, отпущенные при 215°C в заготовке. Время отпуска – 5 часов. Дальнейшее изготовление по сериной технологии (№№ 12, 17, 18, 19, 20, 21, 23).
3. Сталеалюминиевые вкладыши, отпущенные в свободном состоянии перед окончательным шлифованием стальной основы при 215°C (в соответствии с рекомендацией ОСТ 24.067.40-84). Время отпуска – 3 часа. Дальнейшее изготовление по сериной технологии (№№ 01, 02, 03, 04).
4. Бронзо-бabbитовые вкладыши, изготовленные по сериной технологии (1Б, 2Б, 3Б, 4Б).

В процессе исследования оценивали изменение размеров диаметров вблизи плоскости разъема вкладышей (d_1 , рис. 1).

Для увеличения точности измерений в каждый вкладыш (или заготовку вкладыша) устанавливали 4 опорных винта с резьбой М5 (по два с каждой стороны) со сферическими головками. Измерение размера d_1 осуществляли микрометром с плоскими губками с точностью $\pm 0,01$ мм. Вначале определяли изменение размеров

заготовок вкладышей в результате отпуска при 215°C (табл.1). После этого опорные винты (бобышки) вывинчивали и проводили необходимую механическую обработку. После окончательного изготовления вкладышей в имеющиеся гнезда снова устанавливали бобышки и проверяли влияние вылеживания в течение 1, 2, 3, 5 суток после изготовления (табл.2).

Таблица 1

Изменение размеров заготовок вкладышей (d_1) в результате отпуска 215°C, 5 часов

№ заготовки	12	17	18	19	20	21	22	23
Изменение размеров после отпуска ММ	-0,02	-0,03	-0,02	-0,07	-0,11	-0,01	-0,07	-0,01
	-0,03	-0,03	-0,03	-0,07	-0,11	-0,02	-0,06	-0,01

Таблица 2

Изменение размеров вкладышей при вылеживании

Вариант обработки	№ вкладыша	Изменение размера при вылеживании, мм							
		1 сутки		2 суток		3 суток		5 суток	
Серийная технология	11	+0,01	0	+0,01	+0,01	+0,02	+0,02	+0,01	+0,01
	13	+0,01	+0,02	+0,02	+0,03	+0,03	+0,03	+0,02	+0,02
	14	+0,01	+0,01	+0,01	+0,01	+0,01	+0,01	+0,01	+0,01
	15	0	0	0	+0,02	-0,1	+0,01	+0,01	0
	16	0	0	+0,02	+0,01	+0,02	+0,02	+0,01	+0,01
	24	+0,01	+0,01	0	+0,01	+0,02	+0,02	+0,01	+0,02
	25	+0,01	+0,01	+0,01	+0,02	+0,02	+0,02	0	+0,01
	26	+0,03	+0,01	+0,03	+0,02	+0,03	+0,02	+0,03	+0,01
	27	0	0	+0,01	+0,01	+0,02	+0,02	+0,01	+0,01
Отпуск заготовок	12	+0,01	0,01	+0,01	+0,01	+0,02	+0,02	+0,01	+0,01
	19	+0,02	0,02	+0,02	+0,02	+0,02	+0,02	+0,01	+0,01
	20	+0,02	+0,01	+0,03	+0,02	+0,02	+0,02	+0,01	+0,01
	21	0	+0,01	+0,01	+0,02	+0,02	+0,02	0	+0,01
	23	0	+0,01	0	+0,02	+0,02	+0,02	0	+0,01
	17	+0,01	0	+0,01	+0,01	+0,01	+0,01	+0,01	0
	18	+0,01	+0,01	+0,02	+0,02	+0,02	+0,02	+0,01	+0,01

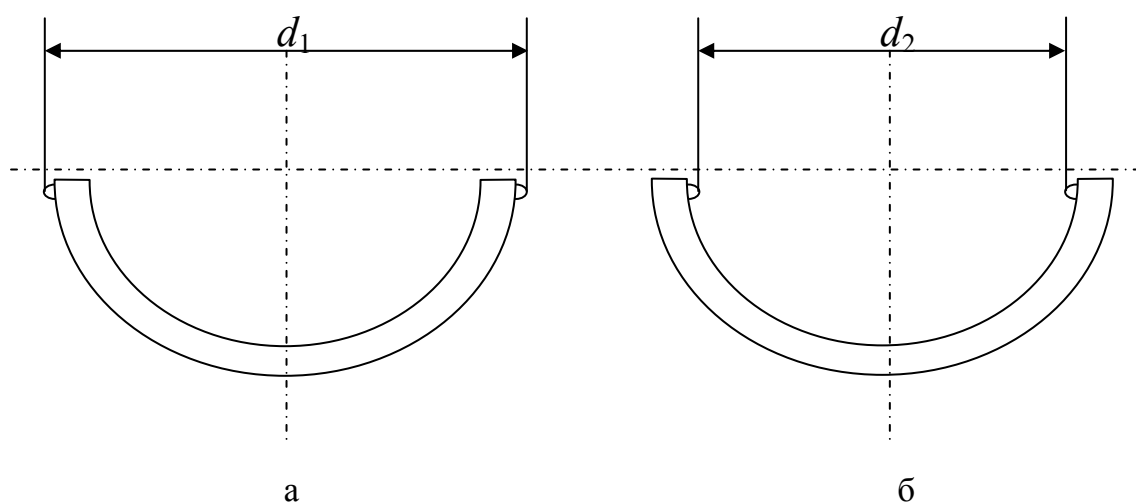


Рис.1. Схема измерений размера вкладыша в месте разъема: а - свободный вкладыш; б - вкладыш при запрессовке в шатун.

Длительное вылеживание при оценке стабильности размеров деталей можно изменить нагревом при 100°C или при более высокой температуре (РТМЗ-1732-87). В настоящей работе сталеалюминиевые вкладыши для проверки стабильности раз-

меров нагревали при 100°C в течение 3,5 час., а часть вкладышей дополнительно отпускали при 160°C и 210°C в течение 2 час. Для сравнения изучали изменение размеров бронзо-баббитовых вкладышей в результате нагрева при 100°C (табл.3).

Таблица 3

Результаты измерения деформации шатунных вкладышей в свободном состоянии вследствие нагрева при 100°C и 210°C

Материал вкладыша	Вариант обработки	№ вкладыша	Изменение размера вкладыша в результате нагрева при 100°C, 3,5 час., мм		Изменение размера вкладыша в результате нагрева при 210°C, 2 час., мм	
			по каждому вкладышу	Средн.	по каждому вкладышу	Средн.
сталь – сплав АО20-1	Серийная технология	15	- 0,04 - 0,03	- 0,04	- 0,04 - 0,04	- 0,045
		16	- 0,03 - 0,03		- 0,05 - 0,05	
		13	- 0,04 - 0,05		-	
		14	- 0,04 - 0,05		-	
сталь – сплав АО20-1	Отпуск в заготовке	17	- 0,06 - 0,06	- 0,09	- 0,12 - 0,12	- 0,15
		18	- 0,08 - 0,08		- 0,19 - 0,18	
		19	- 0,1 - 0,11			
		20	- 0,11 - 0,1			
сталь – сплав АО20-1	Отпуск до шлифования по затылку	01	- 0,02 - 0,04	- 0,04	-	-
		02	- 0,05 - 0,04			
		03	- 0,06 - 0,07			
		04	- 0,03 - 0,02			
Бронза – баббит	Серийная технология	1Б	- 0,02 - 0,02	- 0,02	-	-
		2Б	- 0,03 - 0,02			
		3Б	- 0,02 - 0,02			
		4Б	+ 0,02 - 0,02			

Нагрев до 210°C применялся в данном случае с целью оценки поведения вкладышей в условиях, приближающихся по температуре к эксплуатационным в случаях перегрева вкладышей при недостаточной смазке (нарушения гидродинамических условий образования масляного клина, появления очагов схватывания и пр.). Кроме того, нагрев при температуре 160°C используется при нанесении на поверхность вкладышей смазки ВНИИ НП-212. Таким образом, указанный выше нагрев позволил изучить тенденцию поведения вкладышей (их деформацию) при воздействии высокой температуры. Несомненно, что эта тенденция и связанные с ней силовые факторы будут иметь место и во вкладышах, запрессованных в шатуне реального двигателя.

Результаты измерения заготовок показали, что отпуск при 215°C в течение 5 час. приводит к уменьшению размера d_1 на 0,01...0,11 мм (табл.1).

Вылеживание в течение 5 суток практически не сказывается на размере d_1 окончательно готовых вкладышей (изменения этого размера находятся в пределах точности измерений, табл.2).

Результаты измерения деформации готовых вкладышей, появившейся вследствие нагрева при 100°C и 210°C в свободном состоянии, для всех исследованных вариантов сведены в табл.3.

Вкладыши, изготовленные по серийной технологии, после нагрева при 100°C уменьшаются в размере d_1 на величину 0,03...0,05 мм (в среднем на 0,04 мм). Такое

же уменьшение размера (после нагрева при 100°C) наблюдается у вкладышей, подвергнутых отпуску при 215°C после основной механической обработки (до шлифования по тыльной части).

Нагрев при 210°C окончательно готовых серийных вкладышей, предварительно выдержанных при 100°C, не вызывает дальнейшей их деформации.

Нагрев при 100°C бронзо-баббитовых вкладышей незначительно (не более, чем на 0,02 мм) уменьшает исследуемый размер.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что при нагреве серийных вкладышей в свободном состоянии имеется тенденция к уменьшению размера диаметра в плоскости разъема. Такая тенденция, очевидно, связана с характером распределения остаточных напряжений по сечению вкладыша в процессе нагрева.

В результате проведенной работы разработан режим стабилизационного отпуска заготовок биметаллических подшипников скольжения при температуре 215°C, обеспечивающий повышение стабильности размеров подшипниковых вкладышей в процессе эксплуатации.

УДК 621.891

О СОВЕРШЕНСТВОВАНИИ РЕЖИМОВ ЗАВОДСКОЙ ОБКАТКИ ТЕПЛОВОЗНЫХ ДИЗЕЛЬНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Любченко А.П., докт. техн. наук, **Олейник А.К.**, канд. техн. наук,
Мощенок В.И., канд. техн. наук, **Чуйкова Е.В.**, **Нестеренко Е.А.**
(г. Харьков, Украина)

The test results enable to apply to recommendations concerning the decrease of the period of the diesel locomotive engines running-in using the finely dispersed additives of oxides.

Потери на трение в двигателях внутреннего сгорания определяют их механический к. п. д., повышение которого является важным резервом экономии энергоресурсов. Детали узлов трения дизельных двигателей тепловозов прирабатываются в процессе заводской обкатки и приемосдаточных испытаний, в ходе которых на их рабочих поверхностях формируются вторичные защитные структуры с повышенной нагрузочной способностью, обеспечивающей необходимую работоспособность. Процессы формирования защитных структур поверхностей трения обусловлены действием многих различных факторов [1,2]. Работами [2, 3, 4] и др. установлено, что многократное улучшение всех трибологических характеристик пар трения происходит при переходе приповерхностных слоев трущихся материалов в особое состояние, именуемое «приспосабливаемость», «безизносность», «избирательный перенос» и др. Практикой машиностроения, преимущественно эмпирически, отбирались сочетания материалов и сплавов, обеспечивающих создание таких структур [5, 6, 7].

На рис. 1 приведена схематическая модель «структурной приспособляемости» по Б.И. Костецкому, или аморфизации при трении. Основными факторами, способствующим аморфизации поверхностного слоя при трении, по мнению Б.И. Костецкого, является совместное действие высоких давлений и сдвигающих напряжений на дискретном контакте. С другой стороны, в работах Я.И. Френкеля [8, 9] показано, что процесс аморфизации структуры металлов связан с увеличением межатомного расстояния кристаллической решетки. Поэтому повышенное давление не обязательное условие аморфизации при трении. Аморфизация структуры происхо-

дит, очевидно, в момент образования «бегущей трещины» на стыке зон сжатия и растяжения (рис.1). Это происходит при достаточном насыщении приповерхностной зоны внедренными межузельными атомами, накоплении избытка вакансий, а также под воздействием растягивающих напряжений.

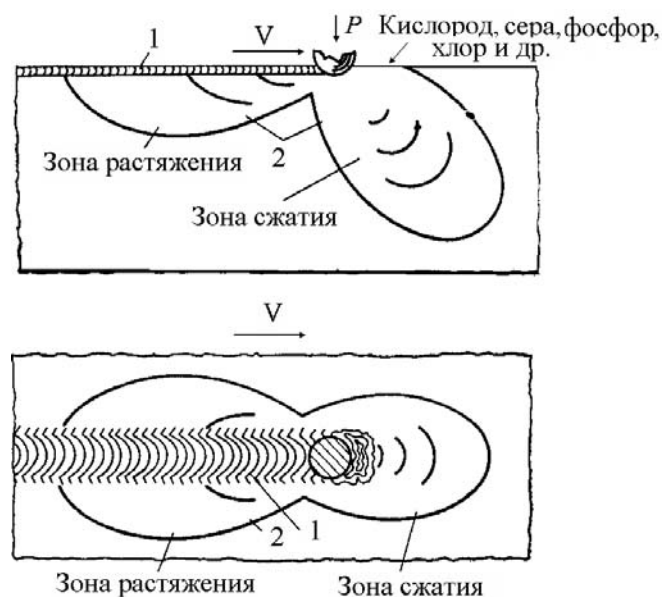


Рис.1. Модель структурной приспособляемости (Б.И. Костецкий): 1 - зона упруго-пластической деформации; 2 - зона упругой деформации.

формации необходимо присутствие достаточного количества элементов, стабилизирующих аморфное состояние. Веществами - аморфизаторами металлов являются: H, C, N, B, Be, Si, O, F, S, P, др. Наиболее сильный аморфизатор – водород, 1% (ат.) водорода оказывает на металлы такое же действие, как 15% (ат.) других аморфизирующих добавок [11, 12]. Однако высокая диффузионная подвижность и реакционная способность водорода не могут способствовать устойчивости образуемых вторичных структур. Соединения O, F, S, P дают более устойчивые вторичные структуры. Такими элементами структуры могут являться также высокодисперсные твердые частицы устойчивых соединений различных оксидов в аморфном или субмикроструктурном состоянии с кристаллической решеткой, отличающейся по основным параметрам от кристаллической решетки основного материала.

Общая схема модели перехода приповерхностного слоя металла в аморфное состояние при трении приведена на рис.2. К аморфизации в условиях трения приводит накопление сверхравновесной концентрации вакансий, увеличение межатомного расстояния кристаллической решетки и соответствующий уровень подвода энергии трения в виде сдвиговой деформации, тепловой энергии и энергии растягивающих силовых напряжений.

Формирование вторичных защитных структур в процессе трения является проявлением эффекта самоорганизации в неравновесных условиях фазовых переходов, пластической деформации, градиентов переменных полей напряжений и температур. В этих условиях многократно ускоряются процессы диффузии элементов, образуются сверхравновесные концентрации элементов и вакансий и т.п., что влияет на характеристики трения, износа, нагрузочную способность рабочих поверхностей.

Процесс аморфизации тонкого приповерхностного слоя материалов при трении можно рассматривать как твердофазное плавление. Теорию этого явления разработал Я.И. Френкель [9]. Основой разработанной теории является анализ сил межатомного взаимодействия и состояния устойчивого равновесия атомов в кристаллической решетке твердого тела при увеличении межатомного расстояния.

Пластическая деформация при трении способствует аморфизации за счет разрушения границ зерен и увеличения количества вакантных узлов в решетке. Но при пластической деформации аморфных сплавов по данным [10] может увеличиваться количество кристаллической фазы. Поэтому при аморфизации в результате пластической де-

Насыщение рабочих поверхностей деталей элементами внедрения при их химико-термической обработке, а также введение их в приработочные покрытия может способствовать ускорению процессов приработки. К этому же приводит измельчение зеренной структуры металлов при изготовлении деталей.



Рис. 2. Схема модели образования вторичных защитных структур аморфного типа в процессе трения с высокодисперсными добавками.

Проведенные испытания и исследования показали, что наиболее эффективной является приработка при ступенчатом нагружении «на грани заедания». Однако превышение критического давления, наоборот, может приводить к повторной кристаллизации аморфизированного слоя, что проявляется в появлении очагов схватывания и развитии процессов задирообразования. Поэтому для формирования и стабилизации вторичных структур аморфного типа в режимы обкатки тепловозных двигателей были введены специальные режимы с резким снижением вырабатываемой мощности. При этом формирование вторичных структур происходит, преимущественно, в режиме охлаждения рабочих поверхностей деталей при дополнительном влиянии возникающих температурных растягивающих напряжений.

В комплекс мероприятий по ускорению приработки деталей тепловозных дизельных двигателей входят также специальная притирка поршневых колец в технологических гильзах, введение высокодисперсных твердых частиц в приработочные покрытия и смазку, а также совершенствование режимов обкатки с целью стабилизации образующихся вторичных структур. Комплексное внедрение этих мероприятий позволило сократить время обкатки и полностью ликвидировать натир и задирообразования поршневых колец.

Литература: 1. Крагельский И.В., Михин Н.М. Узлы трения машин: Справочник.- М.: Машиностроение, 1984.- 280с. 2. Костецкий Б.И. Трение смазка и износ в машинах. Киев, «Техніка», 1970. 396с. 3. Поверхностная прочность материалов при трении. Костецкий Б.И., Носовский И.Г., Караулов А.К. и др. / Под общ. ред. Б.И. Костецкого Техника, 1976. 296 с. 4. Поляков А.А., Гарку-

нов Д.Н. О механизме избирательного растворения и переноса при трении меди и медных сплавов со сталью в глицерине. - В сб. Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. М.: Наука, 1971, с. 63-71. 5. Подшипниковые сплавы для подвижного состава. М.: Транспорт, 1967. 224с. 6. Буше Н.А., Копытько В.В. Совместимость трущихся поверхностей. М.: Наука, 1982. 126 с. 7. Гершман И.С., Буше Н.А., Миронов А.Е., Никифоров В.А. Самоорганизация вторичных структур при трении//Трение и износ. – 2003 (24), №3 – с. 329 - 334. 8. Френкель Я.И. Введение в теорию металлов. – Л.: Наука, 1972, 424с. 9. Френкель Я.И. Кинетическая теория жидкостей. – Л.: Наука, 1975, 592 с. 10. Федорченко И.М., Баранов Н.Г., Захаров С.М. и др. Некоторые особенности поведения аморфных материалов при трении // Трение и износ. - 1985, (6), №6, С.1122 – 1127. 11. Спивак Л.В., Скрябина Н.Е. Интенсификация деформаций в системах металл – водород // Физ.–хим. механика материалов.- 2002. - №4. – С. 33-42. 12. Полухин В.А. Интерпретация диффузионных механизмов в расплавах (Металлы и элементы IV группы: С, Si, Ge). МД-эксперимент // Строение и свойства металлических шлаков и расплавов. 9-я Всерос. Конф., Екатеринбург – Челябинск: Изд.-во ЮУРГУ, 1998. – С.19 – 21.

УДК 658:629.113

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОТРЕБНОСТИ В МАТЕРИАЛЬНЫХ РЕСУРСАХ АВТОТРАНСПОРТНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Сидашенко А.И., канд. техн. наук, **Аветисян В.К.**, канд. техн. наук,
Вотченко А.С., инженер (г. Харьков, Украина)

Formulas for determination of necessity in material and technical resources necessary for exploitation are resulted, and also technical service and repair of cars on motor transport enterprises, coming from the set norms of expense of resources. Calculation of necessary quantity of spare parts is used for providing of reliability of car.

Объектами материально-технического снабжения комплексного АТП являются подвижной состав, инструменты, гаражное и ремонтное оборудование, автомобильное топливо, смазочные и прочие эксплуатационные материалы, автомобильные шины, запасные части, материалы для ремонта автомобилей, хозяйственное и технологическое топливо, электроэнергия и т.д. Задачами службы материально-технического снабжения являются определение потребности в материальных и технических ресурсах, изыскание возможностей удовлетворения этой потребности, организация получения, хранение и выдача материалов, топлива, оборудования, автомобилей и других средств, а также контроль за использованием этих ресурсов.

Правильная организация материально-технического снабжения, комплексное и своевременное обеспечение производства материальными ресурсами служат важнейшей предпосылкой для выполнения перевозок, способствуют повышению рентабельности предприятия, снижению расхода материалов, топлива, шин и других материальных фондов, а также ускорению оборачиваемости оборотных средств.

Потребность в материально-технических ресурсах, необходимых для эксплуатации, а также ТО и ремонта автомобилей, на АТП определяются исходя из установленных норм расхода ресурсов.

Потребность в топливе для автомобилей определяют по каждой их марке на основании линейных норм расхода, которые должны учитывать дорожные, климатические условия и специфику перевозок (работа в городе, за городом). Расход топлива на ремонт автомобилей и прочие хозяйственные расходы в состав этих норм не включаются и формируются отдельно.

Нормы расхода топлива разрабатываются в соответствии с методикой определения базовых норм расхода топлива на автомобильном транспорте, утверждаются

Министерством транспорта и связи Украины и периодически пересматриваются.

Для автомобилей общего назначения установлены следующие виды норм:

- базовая норма на 100 км пробега автомобиля;
- норма на 100 т-км транспортной работы;
- норма на езду с грузом.

Базовая норма устанавливается для однозначно определенных дорожно-эксплуатационных, климатических и нагрузочных условий работы. Норма на транспортную работу зависит от разновидности двигателя (бензиновый, дизельный или газовый) и полной массы автомобиля. Норма расхода топлива на езду с грузом учитывает увеличение расхода, связанное с маневрированием в пунктах погрузки-выгрузки.

Базовые нормы расхода топлива на 100 км пробега автомобиля устанавливаются в следующих измерениях:

- для бензиновых и дизельных автомобилей – в литрах;
- для автомобилей, работающих на сниженном газе, - в литрах;
- для автомобилей, работающих на сжатом природном газе, - в кубических метрах (при нормальных условиях);
- для газодизельных автомобилей: сжатого газа – в кубических метрах, дизельного топлива – в литрах.

Расход топлива при эксплуатации автомобиля зависит от большого числа факторов, главным из которых является его пробег. По этой причине нормативный расход топлива устанавливается на пробег. В то же время на расход топлива влияют техническое состояние автомобиля, категория условий эксплуатации, организация использования, квалификация водителей и др.

Учет дорожно-транспортных, климатических и других эксплуатационных факторов производится с помощью ряда поправочных коэффициентов увеличения или снижения базовых норм.

Нормы расхода топлива устанавливаются отдельно по автомобильному бензину, дизельному топливу, сжиженному и сжатому газу и служат для нормирования расхода этих ресурсов на АТП, планирования их потребления, оценки эффективности использования и расчетов налогообложения.

При работе автомобилей в зимнее время базовые нормы расхода топлива увеличиваются. Увеличение базовых норм предусмотрены также при работе автомобилей в черте города, в горных местностях, при перевозке грузов, требующих пониженных скоростей движения, для транспорта, находящихся в эксплуатации более восьми лет, ряде других случаев.

При работе транспорта на внегородских дорогах с усовершенствованным покрытием базовые нормы уменьшаются. При необходимости применения одновременно нескольких надбавок они алгебраически складываются.

Приведем формулы, по которым определяют нормативные значения расхода топлива для различных видов автомобилей [1].

Легковые автомобили.

$$Q_H = 0,01 H_S \cdot S (1 \pm 0,01 D),$$

где Q_H – нормативный расход топлива, л; H_S – базовая норма расхода топлива на пробег, л/км; S – пробег автомобиля, км; D – поправочный коэффициент к норме, %.

Автобусы. Для автобусов нормативное значение расхода топлива определяет-

ся так же, как для легковых автомобилей.

При наличии на автобусе штатных независимых отопителей нормативный расход топлива определяется следующим образом:

$$Q_H = H_S \cdot S(1 + 0,01D) + H_{OT} \cdot T,$$

где H_{OT} – норма расхода топлива на работу отопителя или отопителей, л/ч; T – время работы автобуса с включенными отопителями.

Бортовые грузовые автомобили, седельные тягачи. Для этих автомобилей и автопоездов нормативное значение расхода топлива определяется по формуле:

$$Q_H = 0,01(H_{S.АП} \cdot S + H_W \cdot W)(1 + 0,01D),$$

где Q_H – нормативный расход топлива, л или m^3 ; $H_{S.АП} = H_S + H_D + G_{np}$ – норма расхода топлива на пробег автопоезда, л/100 км или $m^3/100$ км; H_D – норма расхода топлива на дополнительную массу прицепа или полуприцепа, л/100т-км или $m^3/100$ т-км; H_S – базовая норма расхода топлива на пробег автомобиля (тягача), л/100 км или $m^3/100$ км; H_W – норма расхода топлива на транспортную работу, л/100 т-км или $m^3/100$ т-км. $W = (G_{сп} \cdot S_{сп})$ – объем транспортной работы т-км; $S_{сп}$ – пробег с грузом; $G_{сп}$ – собственная масса прицепа или полуприцепа, т.

Для грузовых бортовых автомобилей и автопоездов установлена следующая норма на 100 т-км транспортной работы: бензин – 2 л, дизельное топливо – 1,3 л, сжиженный нефтяной газ – 2,5 л, сжатый природный газ – 2 m^3 ; при газодизельном двигателе – 1,2 m^3 природного газа и 0,25 л дизельного топлива.

При работе бортовых автомобилей с прицепами и седельных тягачей с полуприцепами норма расхода топлива на пробег автопоезда увеличивается на каждую тонну собственной массы прицепов и полуприцепов: бензин – 2 л, дизельное топливо – 1,3 л, сжиженный нефтяной газ – 2,5 л, природный газ – 2 m^3 ; при газодизельном двигателе – 1,2 m^3 природного газа и 0,25 л дизельного топлива.

Самосвалы. Для автомобилей-самосвалов самосвальных автопоездов значение нормативного расхода топлива определяется следующим образом:

$$Q_H = 0,01H_{S.АП.С} \cdot S(1 \pm 0,01) + H_Z \cdot z,$$

где $H_{S.АП.С} = H_S + H_W(G_{np} + 0,5 q)$ – норма расхода топлива самосвального автопоезда, л/100 км; H_W – норма расхода топлива на транспортную работу и на дополнительную массу прицепа или полуприцепа G_{np} , л/100 т-км (или $m^3/100$ т-км); H_Z – дополнительная норма расхода топлива на каждую езду с грузом за смену независимо от типа двигателя и грузоподъемности: бензин, дизельное топливо, сжиженный газ – 0,25 л, природный газ – 0,25 m^3 ; q – грузоподъемность прицепа, т; z – количество ездов с грузом за смену.

Фургоны. Для автомобилей-фургонов (ГАЗ-2705 «Газель», ГАЗ-33022 «Газель», ГСЗА-3704, ПАЗ-3742 и др.), выполняющих работу, учитываемую в тонно-километрах, нормативное значение расхода топлива определяется так же, как для бортовых грузовых автомобилей.

Для фургонов, работающих с почасовой оплатой, нормативное значение расхода определяется так же, как для легкового автомобиля, плюс 10% надбавки.

Специальные автомобили. Специальные и специализированные автомобили делятся на две группы: автомобили, выполняющие работу во время стоянки (автокраны, компрессорные, бурильные и т.п.), и автомобили, выполняющие работу во время движения (снегоочистители, поливочные и т.п.).

Нормативный расход топлива для специальных автомобилей первой группы

(Q_H) определяется по формуле

$$Q_H = [0,01H_{S.c} \cdot S + H_T \cdot T + (1 \pm 0,01D)],$$

где $H_{S.c}$ – базовая норма расхода топлива на пробег специального автомобиля, л/100 км (если специальный автомобиль предназначен также для перевозки груза, норма расхода топлива рассчитывается с учетом транспортной работы $S'_{S.c} = (H_{S.c} + H_{WW})$; H_T – норма расхода топлива на работу специализированного оборудования, л/ч (или расход топлива на выполненную операцию); T – время работы оборудования, ч (или количество выполненных операций).

Нормативный расход для автомобилей второй группы

$$Q_H = 0,01(H_{S.c} \cdot S' + H \cdot S'')(1 \pm 0,01D),$$

где S' – пробег спецавтомобиля к месту работы и обратно, км; H – норма расхода топлива на пробег при выполнении специальной работы во время передвижения, л/км; S'' – пробег автомобиля при выполнении специальной работы при передвижении, км.

Потребность в смазочных материалах рассчитывается на основе норм, которые устанавливаются для каждой марки и модели автомобилей в литрах на 100 л расхода топлива, а нормы расхода пластичных смазок – в килограммах на 100 л расхода топлива. Значения установленных норм расхода масел и смазок уменьшаются на 50% для всех автомобилей (кроме ВАЗ и легковых иностранных), находящихся в эксплуатации до трех лет, и увеличиваются до 20% для автомобилей, находящихся в эксплуатации более восьми лет.

Нормы эксплуатации пробега шин автотранспортных средств устанавливаются на основе среднестатистического пробега шин, снятых с эксплуатации. При этом они устанавливаются для каждого типоразмера и модели шины, а также каждой модификации автомобилей и должны соответствовать определенным условиям работы автомобильного транспорта. Учет дорожно-транспортных и других эксплуатационных условий производится с помощью поправочных коэффициентов [2]:

$$H_i = H \cdot K_1 \cdot K_2,$$

где H_i – норма эксплуатационного пробега шины, км; H – среднестатистический пробег шины, км; K_1 – поправочный коэффициент, учитывающий категорию условий эксплуатации транспортного средства; K_2 – поправочный коэффициент, учитывающий условия работы автотранспортного средства.

Потребность в шинах ($M_{ш}$) определяют по формуле:

$$M_{ш} = (L \cdot n) / L_n,$$

где L – планируемый пробег автомобилей с определенной маркой шин; n – число шин на автомобиле; L_n – норма пробега для данной марки шин.

Потребность в шинах рассчитывается с учетом намечаемых изменений в величине и структуре подвижного состава и с учетом намечаемого ремонта шин методом наложения протектора.

При расчете потребности в материалах и запасных частях, необходимых для проведения ТО и ТР подвижного состава, пользуются нормами их расхода. Нормы расхода установлены в натуральном выражении на 1000 км пробега по видам технического воздействия (ЕО, ТО-1, ТО-2, ТР). При этом потребное количество запасных частей или материалов следует определить делением запланированного пробега автомобилей данной марки на 10 тыс. км и умножением полученного результата на соответствующую норму расхода.

На крупных и средних АТП, имеющих развитую производственно-техническую базу, потребность в запасных частях ($P_{3ч}$) может быть рассчитана с помощью номенклатурных норм, предусматривающих средний годовой расход конкретной детали на 100 автомобилей в год [3].

$$P_{3ч} = \frac{H \cdot A}{100} K_n \cdot K_1 \cdot K_2 \cdot K_3,$$

где H – номенклатурная норма расхода детали, шт. на 100 автомобилей в год; A – наличный помодельный парк, шт.; K_n – коэффициент, учитывающий отклонение среднегодового пробега автомобиля от пробега, заложенного в норму; K_1 , K_2 , K_3 – коэффициенты, учитывающие условия эксплуатации, модификацию подвижного состава и природно-климатические условия.

Мелкие АТП и владельцы автомобилей, СТО и авторемонтные мастерские при планировании своей деятельности могут определять потребность в запасных частях по фактическому расходу деталей за предыдущие периоды или приобретать их на рынке по потребности. По результатам расчетов составляется номенклатурная заявка по всем видам (наименованиям) запасных частей и материалов в натуральном выражении.

Нормирование расхода электрической энергии, тепла и воды заключается в установлении плановой меры их потребления [1]. Сравнение фактических затрат с нормативными показателями позволяет оценить эффективность использования этих ресурсов на АТП.

Электрическая энергия. Автотранспортные предприятия обеспечиваются электроэнергией в соответствии с договором, который заключается с организацией, эксплуатирующей местную электросеть. В нем оговариваются установленная и максимальная единовременно потребляемая мощность, а в приложении приводится заявка на необходимое количество электроэнергии с разбивкой по месяцам.

Расход электрической энергии на АТП складывается из расходов на основное технологическое оборудование, освещение территории и помещений, выработку сжатого воздуха, вентиляцию и подачу воды.

Расчет нормативного расхода электроэнергии (W , кВт·ч) проводится по группам оборудования и по каждому потребителю и определяется по формуле

$$W = P \cdot D \cdot T \cdot K,$$

где P – установленная мощность потребителя, кВт; D – количество дней работы в году; T – продолжительность работы в сутки; K – коэффициент использования мощности.

Техническое обслуживание и ремонт сетей проводятся потребителем или поставщиком электроэнергии. Линия разграничения, показывающая, какая часть электросети относится к потребителю, а какая – к поставщику, определяется актом о балансовой ответственности. Счетчики расхода электроэнергии могут находиться на балансе потребителя или поставщика. Перерасход энергии предприятие оплачивает по повышенному тарифу.

Надлежащее содержание электрохозяйства на АТП (ТО и ремонт, проверка электроприборов, своевременное включение и выключение освещения и др.) позволяет существенно сократить расход электроэнергии и заметно снизить плату за неё.

Тепловая энергия. Расход тепла на АТП складывается из расходов на отопление ($Q_{от}$), вентиляцию ($Q_{в}$) и горячее водоснабжение ($Q_{г.в.}$). Годовое нормативное количество тепла определяется как сумма составляющих нормативных расходов:

$$Q_{общ} = Q_{от} + Q_{в} + Q_{г.в.}$$

Они рассчитываются на основе данных об объеме отапливаемых зданий, температуре внутри них, средней температуре наружного воздуха; данных о расходе горячей воды потребителями в течение года и др. [4].

Нормативный годовой расход тепла на отопление, кДж:

$$Q_{от} = 4,19q \cdot V_3(t_{вн} - t_{н.в}) T \cdot D \cdot K_c \cdot 10^{-3},$$

где q – удельная тепловая характеристика здания, ккал/м³ч°С; V_3 – объем здания, м³; T – продолжительность работы отопления в сутки, ч; D – продолжительность отопительного периода, дней; $t_{вн}$ – температура внутри помещения, °С; $t_{н.в}$ – средняя температура наружного воздуха, °С; K_c – коэффициент, учитывающий тип системы отопления.

Нормативный годовой расход тепла на вентиляцию, кДж:

$$Q_{в} = 4,19q \cdot V_3(t_{вн} - t_{н.в}) T \cdot D \cdot n \cdot 10^{-3},$$

где n – кратность воздухообмена в помещениях.

Нормативный годовой расход тепла на горячее водоснабжение, кДж:

$$Q_{г.в} = 4,19q_{г.в} \cdot C \cdot V_3(t_{г.в} - t_{х.в}) T \cdot D \cdot K_c \cdot 10^{-3},$$

где C – теплоемкость воды, ккал/л °С; $q_{г.в}$ – часовой расход горячей воды всеми потребителями, л/ч; $t_{г.в}$ – температура горячей воды, °С; $t_{х.в}$ – температура холодной воды, °С; K_c – коэффициент, учитывающий снижение расхода горячей воды в летний период; 4,19 – коэффициент перевода калорий в джоули.

Общий расход тепла на АТП ($Q_{общ}$) определяет размер платы за теплоснабжение. На практике его, как правило, определяют аналитически. Поскольку результат расчета зависит от ряда меняющихся во времени параметров, расчетное потребление тепла может отличаться от фактического. В связи с этим на АТП целесообразно устанавливать стандартные счетчики, что позволит точно определять расход тепла и размер оплаты.

Водопотребление. Годовой расход воды на АТП складывается из расходов на производственные и хозяйственно-бытовые нужды, мойку полов и территории, пожаротушение. Предприятия обеспечиваются водой централизованно из водопроводной сети либо осуществляют ее забор из артезианской скважины или открытого водоема. Основанием для этого является договор, заключаемый с местной водоснабжающей организацией, в котором оговариваются балансовая ответственность сторон, размеры потребления воды и порядок оплаты.



Рис. 1. Классификация факторов, определяющих потребность в запасных частях и материалах.

Нормативный годовой расход определяется суммированием номинальных расходов всех потребителей (технологическое и вспомогательное оборудование, душевые и др.). Общий расчетный расход определяет размер платы за воду.

Фактическое потребление воды на АТП зависит от ряда изменяющихся факторов и может отличаться от расчетного. В связи с этим целесообразно устанавливать стандартные водомеры, что, как правило, позволяет уменьшить размер взимаемой с АТП платы за воду.

Фактическая потребность в запасных частях и материалах зависит от большого количества факторов, которые можно разделить на конструктивные, эксплуатационные, технологические и организационные (рис.1) [1].

Литература: 1. Техническая эксплуатация автомобиля: Учебник /Е.С. Кузнецов, А.П. Болдин, В.М. Власов и др.; Под ред. Е.С. Кузнецова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Наука, 2004. 2. Кузнецов Е.С. Управление техническими системами: Учеб. Пособие. – М.: МАДИ, 2003. 3. Кукушкин В.В. Совершенствование управления снабжением запасными частями автотранспортных предприятий. – М.: Граница, 2003. 4. Корчагин В.А. Маркетинг на автотранспорте /Под ред. В.И. Сорокина. – Липецк, 1997.

УДК 539.4:665.6

К ВОПРОСУ ОБ ИЗМЕНЕНИИ СУЩЕСТВУЮЩИХ КОНСТРУКЦИЙ АВТОКЛАВОВ ПРОМЫШЛЕННОСТИ СТРОИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Белоус П.А., канд. техн. наук, **Кожухарь А.А.**, **Лабов А.В.** (г. Одесса, Украина)

The parameters analysis of autoclaves calculation enables to solve the problem of rational modification of existent constructions by the method of direct scanning of space projection.

Рациональное конструирование является самым эффективным и экономичным способом повышения долговечности конструкций. Применительно к большинству тонкостенных конструкций и, в частности, автоклавам его главной задачей следует считать устранение локальной повреждаемости оболочки и трещинообразования.

Автоклавы, эксплуатируемые в промышленности строительных материалов, применяются для термовлажной обработки в среде насыщенного пара силикатного кирпича. Достоверная расчётная оценка их работы, диктуется тем, что согласно требованиям Госгортехнадзора – ГОСТ 14249-73 необходимо устанавливать ресурс эксплуатации и сроки дефектоскопических обследований автоклавов, которые по условиям своей работы относятся к числу наиболее ответственных и особо опасных конструкций. Такая оценка работы автоклавов связана с учётом большого количества различных факторов.

Рассматривалась конструкция типового автоклава АП 1,2-2х19 ОАО «Вологоцеммаш» (Тольятти, РФ) с рабочим объёмом 60 м³. Основными элементами проходного автоклава являются корпус и две крышки с байонетными затворами. Корпус представляет собой тонкостенную цилиндрическую оболочку с внутренним диаметром 2 м, длиной 19 м и приваренными фланцами. Крышка состоит из эллиптического днища высотой 0,5 м и приваренного фланца. Корпус уложен на девять равноудалённых друг от друга седловых опор (ложементов). На одной из опор оболочка жёстко закреплена, а на других к ней приварены площадки, опирающиеся на ролики. Внутри корпуса по всей его длине закреплены кронштейны (башмаки), на которые уложен рельсовый путь с шириной колеи 750 мм. Вес нагруженной тележки до 5 т, число тележек – 17.

Рассматривались два варианта производственных условий работы автоклава: режим «загрузка» и режим «запаривание».

В режиме «загрузка» автоклав нагружен собственным весом 30 т и весом вагонеток с кирпичом 85 т, передаваемых на корпус автоклава через башмаки.

Существующая технология производства силикатного кирпича предусматривает его обработку в автоклаве перегретым водяным паром высокого давления. При этом в нижней части корпуса накапливается конденсат, имеющий щёлочной характер, температура которого ниже температуры пара. В режиме «запаривание» к весовым нагрузкам добавляются избыточное внутреннее давление 1,2 МПа и нагрузка от воздействия температурного поля, при этом температура верхней части оболочки достигает 190⁰С, а нижней – 110⁰С. На практике часто происходит выгиб автоклава вверх, обусловленного перепадом температур по кольцевому сечению, и отрыв части корпуса от опор.

Принятые расчетные зависимости исполнительной толщины цилиндрической оболочки по ГОСТ 14249-73 представляют по существу видоизменённую формулу Лапласа, которая устанавливает взаимосвязь между величиной внутреннего статического давления и уровнем окружных напряжений в стенке корпуса и не учитывает как особенностей конструкции автоклавов, так и реальных условий их работы. Такой схематичный подход к определению напряжённо-деформированного состояния (НДС) привёл к созданию большого числа автоклавов с нерациональной конструкцией различных узлов и соответствующим высоким уровнем локальных напряжений, что сказывается на сроках их надёжной и безопасной эксплуатации.

Вместе с тем, очевидно, что создание новой расчётной методики, отражающей все эксплуатационные факторы и конструктивные особенности, только лишней раз укажет на низкую долговечность различных узлов автоклава. Более целесообразно следовать не по пути создания «констатирующей» расчётной модели, а по пути рационального изменения конструкции самого автоклава [1].

На кафедре динамики, прочности машин и сопротивления материалов Одесского национального политехнического университета было проведено исследование особенностей работы автоклава АП 1,2-2х19 и установлены закономерности изменения НДС в зависимости от изменения его конструктивных параметров. Были выбраны четыре варьируемых безразмерных параметра: отношение длины цилиндрического корпуса к его диаметру, относительные толщина стенки корпуса и расстояние между ложементами, также угол охвата корпуса ложементом. На эти параметры были наложены прямые ограничения, обусловленных требованиями технологического процесса изготовления автоклавов.

Исследование НДС конструкции автоклава осуществлялось методом численного эксперимента с помощью комплекса ANSYS/Structural, реализующего метод конечных элементов (МКЭ). МКЭ позволяет наиболее полно учитывать все конструктивные особенности корпуса автоклава и реальные условия их работы, а также даёт возможность рассчитать НДС конструкции с учётом совместного деформирования оболочки корпуса и опорных узлов.

Полученные зависимости максимальных интенсивностей напряжений в точках наружной поверхности резервуара в зоне, непосредственно прилегающей к ложементу, и максимальных прогибов точек в среднем поперечном сечении между ложементами при изменении каждого из четырёх конструктивных параметров и базовых значениях остальных параметров представлялись приближёнными формулами в

виде полиномов Лагранжа пятой степени.

Считая такие параметрические зависимости линиями главных кривизн гиперповерхностей в гиперпространстве проектирования в виде четырёхмерного параллелепипеда, были построены гиперповерхности функциональных ограничений для напряжений и прогибов.

Полученные результаты были использованы при постановке и решении задачи оптимального проектирования рассмотренного автоклава. При таком проектировании должен быть осуществлён выбор параметров, наилучшим образом удовлетворяющих предъявляемым требованиям.

Оптимизационные задачи при существующей практике решаются проработкой нескольких альтернативных конструкций и проведением анализа по всем расчётным случаям. Однако такие задачи, как правило, являются многокритериальными, а часто и с противоречивыми целевыми функциями. В этих условиях трудно выбрать компромиссное решение, т.к. применяемые на практике классические методы отыскания экстремумов предназначены лишь для решения однокритериальных задач. Для успешного решения многокритериальных задач необходимо обоснованное определение допустимого множества решений и эффективный метод его исследования.

Была сформулирована задача минимизации целевой функции конструктивных параметров, которая характеризует металлоёмкость изделия, при неизменяемом внутреннем объёме, при наличии на них прямых ограничений, а также функциональных ограничений, связанных с условиями прочности и жёсткости, формулируемых в виде максимальных величин эквивалентных напряжений 13,5 МПа и прогибов 0,2 мм.

Решение задачи параметрической оптимизации автоклава для широкого диапазона изменения конструктивных параметров было получено на основе метода направленного сканирования (зондирования) гиперпространства проектирования на детерминированной сетке с использованием равномерно распределённой последовательности пробных точек [2]. Такая оптимизация позволяет снизить материалоёмкость конструкции до 20 %.

Литература: 1. Кузнецов С.Н. Конструирование сварных крупногабаритных строительных автоклавов // Сб. тр. ВНИИценмаш, – вып. XXV. – Тольятти, 1982. – С. 62-70. 2. Соболев И.М., Статников Р.Б. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями. М., Наука, 1981. – 110 с.

УДК 332.055.4

ЩАСЛИВА ЛЮДИНА У КОНТЕКСТІ СТАЛОГО РОЗВИТКУ В УКРАЇНІ

Знайдюк С.А., здобувач (м. Харків, Україна)

Determination of concept of steady development of Ukraine, by the management of society the combined capital for the sake of saving and increase of possibilities of man.

Засновник знаменитого Римського клубу Ауреліо Печчеї не дожив до того моменту, коли Конференція ООН "Навколишнє Середовище та Розвиток" (Ріо-де-Жанейро, 1992) винесла вирок всьому людству.

Конференція визнала, що нинішня траєкторія розвитку людства безперспективна й небезпечна - вона веде не тільки до загострення соціальних конфліктів, але й до конфлікту людини із природою. І саме вчення Григорія Сковороди в сучасному його баченні, насамперед - його модель органічної єдності трьох світів (Макрокосму – природа, як середовище існування людини і створеного за участю її технологічної

діяльності проміжного світу, Мікрокосму – людина, як суб'єкт і об'єкт «видимих і невидимих» технологічних перетворень і Символічного світу (проміжного світу) – ноосенсоросфера з граничною цінністю «щастя») дає шанс на спасіння людини, і не просто людини, а щасливої людини.

Кількість щасливих родин у США й у Великобританії за останні роки різко зменшилося, незважаючи на явне поліпшення в матеріальному добробуті, зниження злочинності, поліпшення в екології й умовах житла тощо. Що ж кається нашої країни, то половина жителів України сьогодні вважають себе щасливими. А самі щасливі в країні - молоді одружені чоловіки із середньою освітою.

Дослідження Київського міжнародного інституту соціології (КМІС) показало, що 23% населення впевнено назвали себе щасливими людьми. А ще 29% - скоріше щасливими, чим немає. У сумі щасливців і майже щасливців у країні виявилось більше половини. В 2001 році таких людей було лише 38%.

Соціологи затверджують, що найважливіша деталь щастя по-українському - саме родина й особисте (інтимне) життя. Після цього йдуть здоров'я й рівень матеріальної забезпеченості. Зате, як з подивом відзначають у КМІС, в Україні, на відміну від інших країн, робота не має великого впливу на рівень щастя - дев'яте місце по пріоритетності. Можливо, припускають дослідники, винагорода за роботу в країні не відповідає вкладенням у неї зусиллям і рівню соціальних потреб.

В 2006 році британський учений Едрина Уайта з університет Лестера провів дослідження, спробувавши визначити самі щасливі й нещасні країни у світі. На основі аналізу відповідей 80 тис. чоловік з 178-ми країн і сотні досліджень міжнародних організацій, у тому числі ООН і Всесвітньої організації охорони здоров'я. Уайт створив Всесвітню карту щастя. Самими щасливими країнами згідно даним цього дослідження, є Данія, Швейцарія й Австрія. Самими нещасливими - Бурунді, Зімбабве й Конго. У першу п'ятірку щасливих держав по Уайту також потрапили Ісландія й Багамські острови. А в останній п'ятірці серед найменш щасливих, крім країн Африки, виявилися Молдова (175-і місце) і Україна (174-і). Росія одержала 167-і місце.

У філософських ідеях Г.Сковороди найважливішою для сучасного перманентно глобалізуючого світу є теза про щастя окремої людини й людства в цілому. Щастя людини за Сковородою не пов'язується з повним матеріальним задоволенням її потреб (адже саме так розуміється щастя як західним суспільством, так і суспільством, що будувало донедавна соціалізм). У Сковороди розуміння щастя має більше глибокі коріння. Суть щастя він зв'язує зі способом життя у раці самої людини. Найбільш повно ця суть розкривається через вислів Сократа: "Інший живе для того, щоб їсти, а я їм для того, щоб жити" - яким Сковорода відкриває свій трактат за назвою "Ікона Алквіадська" - Сковорода Г. С. Твори: У2т. - К.: ТОВ «Видавництво «Обереги»», 2005.-2-е вид., виправ. (Київська б-ка давнього укр. письменства. Студії; Т.6).-с.7. Своїм розумінням щастя Сковорода як би захищає людську "природу" від примітивної її зведення до споживання й своєкорисливості. Сам він обрав такий спосіб життя, що за його словами допомагав йому "не жити краще", а "бути краще". Прагнення "бути краще" він пов'язував з поняттям "чистої совісті": "краще годину чесно жити, ніж кепсько цілий день".

Найбільшій глибини теза про щастя людини досягає на тому моменті, коли Сковорода визначає саму суть "чесного життя" і "чистої совісті". Виявляється, що ця суть розкривається через трудову діяльність людини. У Сковороди не всяка праця

веде до чесного життя й чистої совісті, в кінці кінців – до щастя. У нього праця - це не обов'язок, не борг, не примус (як часто суспільство вважає сьогодні), а, навпаки, це вільний потяг людини. Процес праці розглядається як насолода й відчуття щастя навіть поза залежністю від його результатів. Такій праці Скворода дає визначення "споріднена".

Поділ людей, що займаються "спорідненою" і "неспорідненою" працею - це і є глибока думка, на яку можна опертися при рішенні сучасних проблем людства. Думка про те, що щастя людини полягає в праці, і що праця зробила людину, відвідувала багатьох філософів і раніше. Але визначення праці з позицій або джерела волі й щастя, або джерела страждання й нещастя людей зустрічається досить рідко. У Сквороди вперше ця тема визначилася як головна і у літературних творах, і у філософських трактатах.

Вся його творчість походить із розуміння того, що людство може об'єднати тільки праця із громадською користю й особистим щастям - "споріднена" праця. Праця ж "неспоріднена" - джерело деградації і людини, і людського суспільства.

Сучасна екологічна криза - це свідчення того, що людство займається в основному "неспорідненою" працею й ще воно не усвідомило роль "спорідненої" праці, пов'язаної із сутністю стратегії розвитку самої людини. Тільки на основі пізнання людиною своїх природних здатностей - своєї функції в природі, можна перейти на перспективну траєкторію розвитку.

І ось ми прийшли до свого визначення поняття *сталого розвитку* – це процес формування стану суспільства щасливих громадян, в якому максимально використовується інтелектуальний потенціал і знання його членів при їх повному духовно-інтелектуальному розкритті та оптимальному використанні ними природних ресурсів задля щасливого життя сучасного і майбутніх поколінь.

Література: 1. Закон України „Про Загальнодержавну програму формування національної екологічної мережі України” // Відомості Верховної Ради, 2000, № 47. 2. Скворода Г. Повне зібрання творів: У 2-х т. – К.: Наукова думка, 1973. – Т. 1. – 532 с.; – Т. 2. – 576 с. 3. Navarro, J. F., Hayashi, E., Power, C., Jenkins, A. R., & Frenk, C. S., White, S. D. M., Springel, V., Stadel, J. and Quinn, T. R. 2004. The inner structure of Λ CDM haloes - III. Universality and asymptotic slopes. Monthly Notices of the Royal Astronomical Society 349: 1039-1051.

УДК 37.013:378(076)

КОНСТРУИРОВАНИЕ И ОЦЕНКА КАЧЕСТВА ПОДГОТОВКИ УЧЕБНЫХ ДИСЦИПЛИН

Ларшин В.П., докт. техн. наук (г. Одесса, Украина)

The place, communications and requirements to the educational subject in the general system of the organization of educational process in high schools are shown.

Качество подготовки учебных дисциплин предопределяет качество приобретаемых студентами профессиональных знаний. При подготовке (и обновлении) учебных дисциплин необходимо учитывать показатели их эффективности, которые в последствии будут применены для оценки качества этих дисциплин. Анализ педагогической литературы [1- 3] показывает, что в настоящее время, т.е. при переходе на кредитно-модульную систему (КМС) организации учебного процесса в вузах, задача оценки качества обучения студентов относится к числу актуальных. По мнению профессора МВТУ им. Баумана Волчкевича Л.И. эта задача касается также ка-

чества работы учебной (профилирующей) кафедры. Обсуждение, анализ и развитие идей проф. Волчкевича Л.И. представлены в данной статье.

Исходные принципы конструирования и оценки учебных дисциплин.

1. Обучение направлено на подготовку не кадров, а личностей – будущей элиты страны.
2. Обучение должно быть с упором не на групповые, а на индивидуальные методы обучения. В настоящее время это выглядит как "индивидуальный подход к студентам в условиях коллективного обучения" [2, с.3].
3. Оценке подлежат конечные результаты обучения, которые выражаются в категориях знаний, умений, навыков [1, с.41].

Знание (knowledge) – это обобщённый опыт людей в виде фактов, правил, выводов, закономерностей, идей, теорий, которыми владеет наука.

Умение (ability) – способность выполнять определённые действия на основе усвоенного знания.

Навык (skill) – умение, доведённое до автоматизма.

4. Качество преподавательской деятельности кафедры предопределяется не количеством кандидатов и докторов наук, а по следующим трём показателям (indicators), которые проверяются, например, по конспектам студентов.

1. **Системность** (системная оценка курса). Основная учётная единица учебного процесса – учебная дисциплина (учебный предмет, курс). Каждая учебная дисциплина должна рассматриваться как система знаний, т.е. как связанное целое, составленное из ряда компонентов – разделов и тем [2, с.4]. *Учебная дисциплина – это педагогически обоснованная информационная модель соответствующей науки.* Если учебную дисциплину определить, как систему, то учебный план специальности будет надсистемой, а разделы (темы, модули) учебной дисциплины будут подсистемами.

Любой раздел или тема (**модуль** в КМС– автор) учебной дисциплины должны представлять чётко выраженные подсистемы, составленные в свою очередь из ряда взаимосвязанных понятий и определений [2, с.4].

Критерий оценки – системная связь предыдущих инженерных (учебных) дисциплин (*предметов, курсов*) и специальных дисциплин, входящих в состав учебного плана специальности. Профессионально подготовленную учебную дисциплину

можно сравнить с крепкой многоугольной пирамидой, в основании которой – предыдущие инженерные дисциплины (рис.1). Если число используемых в курсе предыдущих дисциплин составляет 5-6, то оценка (по показателю системности) должна быть хорошая.

Аналогичной пирамидой (рис.1) должна быть взаимосвязь между кафедрами вуза общенаучными и профилирующими. Эта взаимосвязь, как признак системности и последовательности в обучении, упоминается в работе [2, с.3].

2. **Активность курса.** Курс по учебной дисциплине должен включать ряд структурных элементов:

– систематика (общая часть);

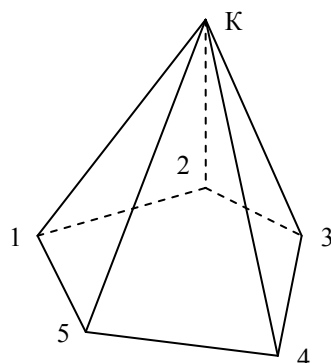


Рис.1. Структура связей текущего (обеспечиваемого) учебного курса (К) с предыдущими (обеспечивающими) инженерными дисциплинами (1-5).

- специальные знания (теории, идеи, закономерности, принципы данной науки);
- анализ, как умение (рис.2, рис.3);
- синтез, как умение (методы расчёта и проектирования).

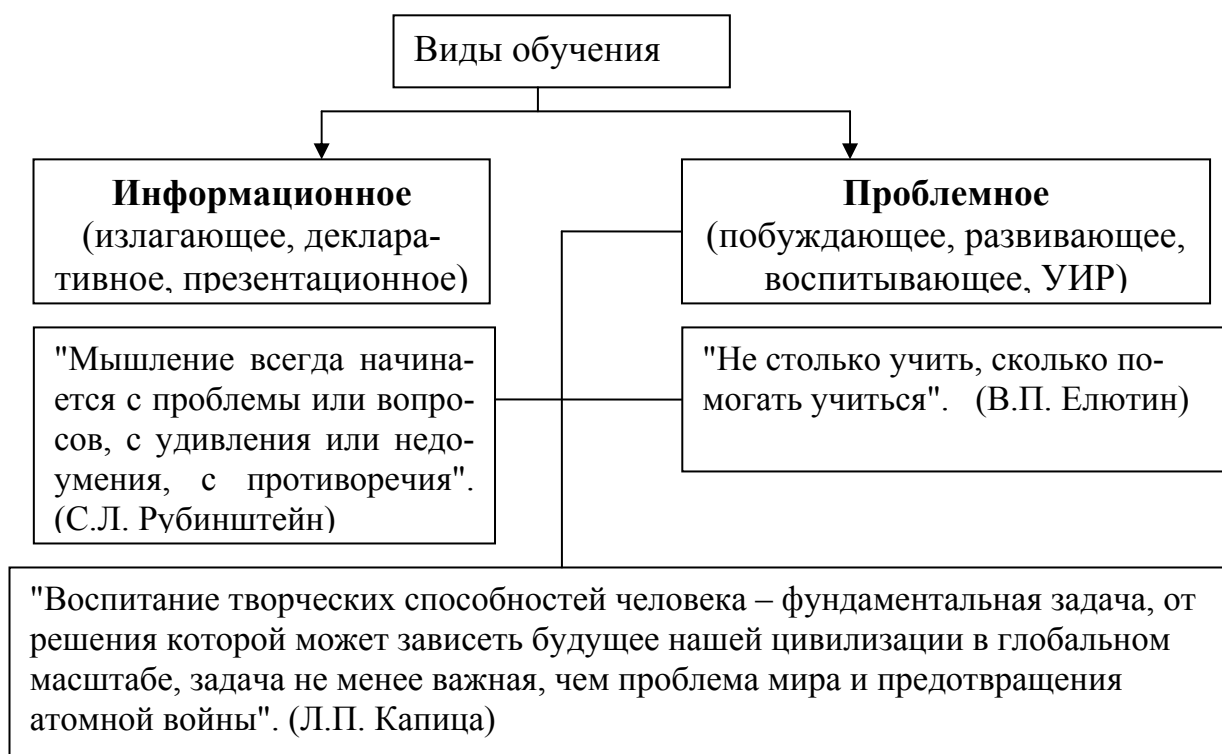


Рис.2. Виды обучения и их характеристика.

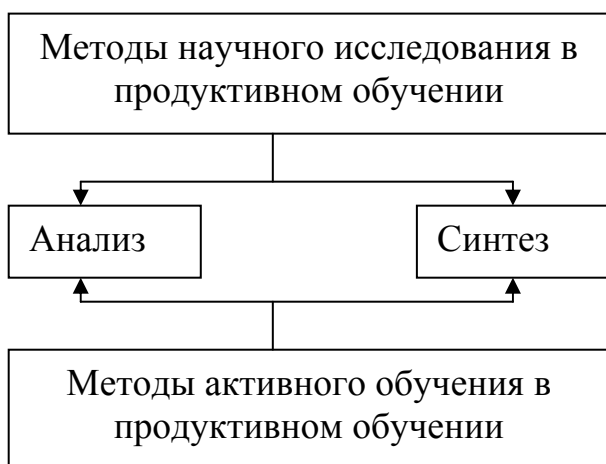


Рис.3. Единство учебной и научной деятельности в обучении.

Если активная часть курса (анализ, синтез, методы расчёта и проектирования) составляет не менее 40 %, то оценка (по показателю активности) должна быть хорошая.

3. Состав математического аппарата.

Анализ показывает, что содержащаяся в учебных курсах математика бывает трёх видов:

- расчётная;
- функциональная;
- антуражная (необязательная, т.е. нигде в курсе продуктивно не используем, а со студентов спрашиваем).

Если антуражной математики не более 10...15 %, то оценка (по показателю состава

математического аппарата) должна быть хорошая.

Самостоятельная работа студентов (СРС). СРС – это форма обучения, по которой знания, умения и навыки приобретает сам студент при *методическом руководстве* преподавателя. На старших курсах СРС должна быть направлена на творческое раскрытие личности, которое начинается со студенческой скамьи. В вузе СРС содержит следующие виды деятельности студента: подготовка к лекциям, семинарам, лабораторным работам и практическим занятиям, зачётам, экзаменам. Эта работа включает также написание рефератов, курсовых и дипломных работ (проектов). По степени творчества СРС разделяют на следующие виды [1, с.58-59]:

- по образцу;

- реконструктивно-вариативная;
- эвристическая (частично поисковая);
- творческо-исследовательская.

На этапе СРС (по мнению проф. Волчкевича Л.И.) имеет смысл перенести на студентов опыт работы научного руководителя с аспирантами. Для этого необходима заинтересованность и студента и преподавателя в систематизации и получении знаний, что возможно при условии вовлечения студента в сферу научных интересов его руководителя.

Дипломное проектирование (ДП). Оценка качества ДП начинается с оценки степени актуальности (востребованности) тематики ДП. Поэтому дипломные проекты можно разделить на потенциально-востребованные и потенциально-невостребованные. Необходимо проверить связь тематики ДП с требованиями производства, с НИР кафедры и НИР руководителя ДП. При наличии такой тесной связи (хотя бы 60 % востребованной тематики), работу руководителя проекта и учебной (профилирующей) кафедры можно оценить положительно.

Защита дипломных проектов. По процедуре защиты ДП можно выделить собственно защиту ДП и презентацию ДП. Защита отличается от презентации инновационной структурой: анализ состояния вопроса, выделение узкого места, формулировка проблемы и задач, которые выносятся на защиту. И, наконец, – защищаемое новое предложение в рассматриваемой предметной области. Презентация же, как правило, свидетельствует о низком качестве подготовки специалистов, не зная ими проблем, сдерживающих развитие производства и отечественной экономики.

Примером защиты-презентации (по мнению проф. Волчкевича Л.И.) может быть, например, защита дипломного проекта на тему: "Разработка токарно-винторезного станка мод. 16К20" (вопросы разработки этого станка давно решены).

Литература: 1. Ельбрехт О.М. Педагогіка вищої школи: Модульний лекційно-практичний курс.— К.: Вид-во Європ. ун-ту.— 2005.— 78 с. 2. Костенко Г.Н., Петров Л.П., Грабовский А.М. Методические рекомендации по совершенствованию учебного процесса.— Одеса: ОПИ, 1977.—16 с. 3. Кордон И.В., Резник И.Ш. Методические рекомендации по разработке и проведению проблемной лекции.— Одеса: ОПИ, 1977.—28 с.

УДК 378.147(061.3)

КОНСТРУИРОВАНИЕ ТЕСТОВЫХ БИЛЕТОВ ДЛЯ КРЕДИТНО-МОДУЛЬНОЙ СИСТЕМЫ

Ларшин В.П., докт. техн. наук (г. Одесса, Украина)

A test tasks classification and an applied answers parametrical coding example is resulted.

Анализ литературных источников, в частности работы [1] показал, что в настоящее время нет унифицированных типовых конструкций тестов, которыми можно воспользоваться независимо от особенностей учебных дисциплин, нет единой классификации тестов, нет унифицированной системы признаков, по которой осуществляется это классификация. Как правило, известные конструкции тестов сугубо индивидуальны, имеют авторский оригинальный стиль, зависят от вида и специфики учебной дисциплины. К числу часто встречающихся признаков классификации тестовых заданий можно отнести следующие:

1. *По уровню сложности:* тесты на узнавание, воспроизведение и умение [2].

2. По степеням возможной свободы в выборе ответов на задания [3]: закрытые задания, когда перечень возможных ответов приводится в прилагаемом списке; открытые задания, когда ответы формирует студент. Кроме того, имеются задания на установление соответствия и правильной последовательности действий [3]. Чаще встречаются закрытые задания. При этом возможны следующие варианты прилагаемых ответов к ним: а) один ответ из списка возможных ответов является правильным; б) один ответ правильный, другие правдоподобные или неправильные; в) все ответы – правильные.

Задача выбора признаков классификации тестовых заданий является достаточно сложной, так как она связана с развивающимися науками о познавательной (мыслительной) деятельности человека. Различные уровни познания (мышления) человека можно показать на следующих примерах (в порядке возрастания сложности задания от репродуктивного уровня до креативного).

1. В детском саду вчера показали детям стул и сказали: дети, это стул. Сегодня детям показывают тот же стул и спрашивают: дети, это стул?
2. Детям показывают тот же стул и спрашивают: дети, что это?
3. Имеется безразмерное (параметрическое) решение – прототип. Требуется подставить свои числа (редактирование).
4. Принятие решения с нуля (с чистого листа).

Таким образом, применительно к учебному процессу в вузах целесообразно выделить задания трёх уровней сложности: **репродуктивный**, т.е. запоминание, узнавание, воспроизведение информации (без её существенного преобразования); **редактивный**, т.е. редактирование аналога (прототипа), умение применять знания, основываясь на типовых решениях (преобразование информации); **креативный** (творческая работа с чистого листа), т.е. умение принимать нетривиальные решения (генерирование идей).

Эти уровни заданий в целом соответствуют указанным выше признакам сложности (*узнавание, воспроизведение и умение* [2]). По мнению автора, возможно и комбинированное сочетание перечисленных уровней задания.

Учитывая комбинаторный характер возможных сочетаний различных признаков, приходим к выводу, что количество возможных конструктивных вариантов тестов может исчисляться сотнями и тысячами. В этой связи дополнительными критериями оптимизации конструкций тестов являются, по мнению автора, *объём и трудоёмкость подготовки* тестовых заданий, как на бумажных, так и на электронных носителях информации. В последнем случае речь идёт о размерах тестовых файлов на компьютере. Кроме того, необходимо учитывать *трудоёмкость* проведения *оценочных процедур* и возможность выполнения этой рутинной работы третьими лицами (ассистентами, лаборантами). Причём, это относится к обработке информации, как на бумажных, так и на электронных носителях. Конечно, предпочтение следует отдавать системам автоматизированного контроля (САК) знаний, когда оценку выставляет компьютер.

Наиболее удачной, в смысле перечисленных критериев выбора конструкций тестов, по мнению автора, является классификация таких конструкций, предложенная и апробированная в работе [4]. В основу этой классификации положен тот или иной метод составления тестовых билетов. Здесь под билетом понимается совокупность вопросов, расположенных в соответствии с логическим порядком построения отдельных учебных элементов лекций и лабораторных работ. Можно состав-

лять тестовые билеты по практическим и научно-исследовательским работам, самостоятельным работам студентов, производственной практике и т.п.

Количество вопросов в билетах колеблется от 6 до 27, но чаще всего их бывает 10. Каждый билет может быть представлен в трёх вариантах записи (кодовые номера вариантов преподаватель заполняет перед проведением контроля). Это позволяет при том же исходном информационном материале, т.е. при том же объёме (размере) носителей информации, утроить количество вопросов таким образом, что коды правильных ответов на вопросы одного и того же билета имеют три варианта записи. Такой подход практически исключает формальное запоминание и распространение в студенческом коллективе образцов правильных ответов, а требует вдумчивого и осмысленного их выбора в каждом конкретном случае (при одном и том же информационном материале для всех). Здесь следует отметить, что возможна автоматизированная расстановка кодовых вариантов ответов, которая выполняется по специальной подпрограмме компьютера, например, на основе генератора случайных чисел. Это делает количество возможных правильных ответов на вопросы одного и того же билета практически бесконечным. Так при n вопросах в одном билете количество возможных вариантов перестановки кодов составляет $n!$. Например, при $n = 3$, $n = 4$ и $n = 10$ число вариантов составляет, соответственно, 6 ($3!$), 24 ($4!$) и 3 628 800 ($10!$).

Таким образом, при 10 вопросах в билетах компьютер может сгенерировать 3 628 800 кодов вариантов ответов на один и тот же комплект из 10 вопросов. Достаточно только переставлять номера строк в прилагаемых (одних и тех же) ответах. Многообразие вариантов правильных ответов *при одном и том же составе вопросов и прилагаемых к ним ответов* является важным преимуществом рассмотренного подхода к конструированию тестовых билетов. Если учесть, что всего таких тестовых билетов будет не меньше, чем количество прочитанных лекций за семестр, то возможное сочетание комбинаций увеличится, например, в 18 раз (минимальное количество лекций в семестре). Т.е. теоретически возможное количество вариантов по предлагаемому методу составит $3\,628\,800 \times 18 = 65\,318\,400$. При 3-х вариантах на каждый билет (из 3 628 800 возможных вариантов) можно получить $3 \times 18 = 54$ разных билета, т.е. на этапе итогового контроля с избытком обеспечить восемнадцатью билетами группу студентов (30 человек).

Недостатком такого подхода (при всех указанных выше его преимуществах) является то, что каждому отдельно взятому студенту случайным образом попадает, например, 10 вопросов, относящихся к одной из восемнадцати лекций. В этой связи возможна модернизация метода, когда 10 вопросов набираются из разных лекций и компонуются вручную на бумажных носителях, или автоматизированным способом – на компьютере. Тогда это будет ещё один (девятый) метод (в дополнение к предлагаемым восьми [4]) составления тестовых билетов, который удобно применять для односеместровых учебных дисциплин. Примером такой учебной дисциплины является теория технических систем, читаемая автором в течение одного (второго) семестра для студентов третьего курса института промышленных технологий, дизайна и менеджмента в Одесском национальном политехническом университете. Для тестового контроля этой учебной дисциплины автором использован несколько модифицированный *выборочный метод* с применением вопросов *закрытого типа*. Причём, на каждый вопрос даётся пять ответов, из которых один – правильный, другие либо не правильные (нулевой уровень сложности), либо правдоподобные (первый уровень сложности). Студентам предварительно сообщается, что

приводить следует только один из прилагаемых пяти возможных ответов. Такое правило несколько облегчает (скрытая подсказка) их выбор (для тех, кто имеет хотя бы общее представление о предмете) и способствует более успешному овладению предметом. Это соответствует известной рекомендации по уровню сложности. "Любой вид учебного процесса, например, решение задачи, выполнение проекта, освоение какого-либо раздела из теоретического курса, не должен быть настолько сложным, чтобы студент совершенно не мог в нём разобраться, и не должен быть настолько простым, чтобы сразу его от начала до конца освоить без малейшего напряжения и работы мысли" [5].

Литература: 1. Цабієв О.М., Гогунський В.Д. Кредитно-модульна система організації навчального процесу: терміни і поняття // Шляхи реалізації кредитно-модульної системи організації навчального процесу і тестових форм контролю знань студентів: Матеріали наук.-метод. семінару / Під ред. О.М. Цабієва та ін. – О.: Наука і техніка, 2006. – 108 с. 2. Гогунський В.Д., Тодорцев Ю.К., Полоник В.С. Шляхи реалізації кредитно-модульної системи організації навчального процесу і тестових форм контролю знань студентів / Навчальна програма постійно діючого семінару. Затверджена проректором ОНПУ Цабієвим О.Н. 04.09.2007– О.: ОНПУ, 2007. – 7 с. 3. Чельшкова М.Б. Теория и практика конструирования педагогических тестов: Учебное пособие. – М.: Логос, 2002. – 432 с. 4. Кузьмин Л.М. Сборник вопросов по физике (программированное пособие). Учебное пособие, Изд. 2-е, доп. и перераб. – М.: Высшая школа, 1975. – 262 с. 5. Рабинович Д.И. Методика проведения экзаменов. – О.: ОПИ, 1968. – 18 с.

УДК 378.147(061.3)

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ЕВРОПЕЙСКОЙ И ОТЕЧЕСТВЕННОЙ СИСТЕМ ОРГАНИЗАЦИИ УЧЕБНОГО ПРОЦЕССА

Ларшин В.П., докт. техн. наук (г. Одесса, Украина),

Грисенко Е.В., канд. техн. наук (г. Пермь, Россия)

An analysis of advantages and lacks of credit-modular and two-semester systems of the high schools educational process organization is resulted.

Образование является одним из важнейших этапов жизни современного человека, предопределяющим успешность его карьеры в обществе. Во многих странах мира действуют концепции непрерывного (в течение всей жизни человека) образования. На протяжении веков формировались своего рода методологии выживания народов (религия, наука, искусство) которые определяют общую и профессиональную культуру человека, объединяют общество совместными интересами отдельных людей и на этой объединительной основе позволяют обеспечить необходимый уровень материального достатка всех и каждого. Образование это способ передачи указанных методологий каждому человеку в обязательном порядке (начальная и средняя школа) и при добровольном выборе человека (высшее образование). В современном мире стремительно истощаются и дорожают материальные (продовольственные, сырьевые) и энергетические ресурсы, резко ухудшается экология. В этой связи роль образования, как фактора, способствующего выживанию (и, в конечном счете, процветанию) нации и народов, непрерывно возрастает (в той же степени, что и убывание ресурсов, ухудшение экологии и т.п.). Кроме того, созданные к настоящему времени высокотехнологические комплексы оборудования (атомные электростанции, судовые установки, металлорежущие станки с ЧПУ и т.п.) требуют высококвалифицированного персонала для их эксплуатации, профилактического обслуживания и ремонта. Допущенные по вине персонала ошибки связаны в этом случае с техногенными катастрофами мирового масштаба (типа Чернобыльской аварии).

В периоды разного рода общественных потрясений, смуты, революций и хаоса

подвергаются реформам, испытаниям на прочность и принятые в обществе каноны образования. Особенностью нынешнего этапа развития цивилизации является стремительное развитие информационных технологий (Интернет, спутниковая и мобильная связь, телевидение), которые позволяют влиять на психологию и мировоззрение людей, мотивацию их поведения, независимо от географических границ мест их проживания. В этой связи международные проекты, типа *Болонского процесса* (здесь и далее выделено нами), по организации и развитию образования, его нормам, методам оценки эффективности и т.п., являются, несомненно, актуальными. Однако, не следует слепо навязывать обществу *кредитно-модульную систему организации учебного процесса* (в дальнейшем КМС), полностью отвергая предыдущие (проверенные временем) разработки отечественной *двухсеместровой системы* (в дальнейшем ДСС). Ведь известно, применительно к техническим системам, что неправильно выбранные критерии развития (качества) технических систем приводят со временем к потере их конкурентных преимуществ и, в конечном счёте, к вырождению (исчезновению с рынка) этих систем. На наш взгляд обеспечить эффективное развитие не технической, а одушевлённой биологической системы (какой является человеческая личность, наделённая психикой, эмоциями, мировоззрением, зависимостью от общественного мнения и массой других качеств, которых нет у технических систем) – задача гораздо более сложная. Эту задачу, хотя бы частично, должна решать *научная педагогика*, и в частности такая её составляющая часть как *дидактика* (теория образования и обучения). В этой связи сравнительный анализ КМС и ДСС, выявление преимуществ и недостатков, синтез рационального структуры системы организации образования в целом, на наш взгляд, относятся к актуальным вопросам научной педагогики и дидактики.

Сущность КМС заключается в увеличении степени гибкости учебного процесса и формализации контроля его эффективности, что позволяет с одной стороны, обеспечить гибкое формирование индивидуальных учебных планов (с учётом изменяющихся требований рынка труда), а с другой – уменьшить трудоёмкость контроля и учёта успеваемости. КМС – это модель организации учебного процесса, которая основывается на объединении *модульных технологий обучения и зачётных образовательных единиц (зачётных кредитов)* [2, с.4]. КМС основывается на таких понятиях [2, с.4]: *зачётный кредит* – единица измерения учебной нагрузки, необходимой для усвоения содержательных модулей или блока содержательных модулей; *модуль* – задокументированная и законченная часть образовательно-профессиональной программы (учебной дисциплины, практики, государственной аттестации), которая реализуется соответствующими формами учебного процесса; *содержательный модуль* – это система *учебных элементов*, которые объединены по признаку соответствия определённому *учебному объекту*.

Формирование *индивидуального учебного плана* осуществляется на основе перечня содержательных модулей, которые сформированы на основе *структурно-логической схемы* подготовки специалистов.

Зачисление (в образовательный «багаж» студента) содержательных модулей (дисциплин) индивидуального учебного плана осуществляется по результатам текущего или итогового контроля качества образования студента в течение учебного года, как правило, без организации зачётно-экзаменационных сессий.

Таким образом, в КМС двухсеместровые зачётно-экзаменационные сессии не предусмотрены, хотя итоговый контроль сохраняется. Здесь следует отметить, что та-

кой недостаток ДСС, как неравномерность загрузки студентов на протяжении учебного года или семестра, неоднократно обсуждался в отечественной педагогической литературе. Очень выразительно по этому поводу писал в своей брошюре [3, С.12] профессор Одесского политехнического института Давид Израйлиевич Рабинович: "Недаром приходится слышать пресловутую фразу, что «студент – это объективная реальность, плавающая на поверхности науки и ныряющая два раза в год в её глубину за стипендией». По существу, организованный таким образом аварийный экзамен можно сформулировать следующим образом: «Один замученный человек слушает другого столь же замученного человека»". Вместе с тем, несмотря на «аврал на корабле», «великую битву», «проверку на выносливость» и другие подобные высказывания противников ДСС, тот же автор отмечал [3, С.14]: "В конечном итоге многие авторы рекомендуют предоставить студенту возможность выбрать, по его усмотрению, сроки и порядок сдачи экзаменов на протяжении всего учебного года. Я полагаю, однако, что если бы такая система была принята (читай КМС – авторы), то произвольный порядок экзаменов без учёта последовательности прохождения взаимно увязанных между собой дисциплин не должен быть разрешён". Чем же следует догружать студента в межэкзаменационные промежутки времени. Ответ очевиден [3, С.14]: "Различного рода учебные работы (расчётно-графические и курсовые работы, курсовые проекты – авторы), домашние задания, контрольные работы, коллоквиумы и др. как раз преследуют цель усилить *самостоятельную работу студентов* задолго до начала экзаменационной сессии..." Здесь мы подходим к вопросу о мотивации студентов выполнять разумные пожелания преподавателей. Стипендия сегодня выглядит для студентов гораздо привлекательней, чем профессиональные успехи завтра, т.е. в будущей карьере. Вопрос о стипендии (для добросовестных студентов) или об отчислении (для неуспевающих) решается два раза в год (экзаменационные сессии), всё остальное время не является столь ответственным, чтобы посвящать его образованию.

Несомненным преимуществом ДСС является, с одной стороны, интегрированный подход к изучаемым дисциплинам, с другой – неформальное общение преподавателя и студента (мастера и ученика). Для освоения знаний по той или иной дисциплине студент должен иметь минимально необходимый промежуток времени (половина года, год), потому что нельзя продемонстрировать (для оценки) свои знания по части предмета, не освоив полностью предмет. Некоторые научные дисциплины формировались десятками лет (а то и веками, как например теория технических систем). Они явились результатом многолетних трудов и дискуссий (продолжающихся до сих пор) талантливых учёных и специалистов. И свести всю эту титаническую работу к некому формальному набору *информационных моделей и модулей* на наш взгляд очень сложно, поскольку речь идёт не о программировании роботов, а о производстве творчески мыслящих специалистов для народного хозяйства (см. начало статьи).

Вместе с тем, повышение производительности учебной работы преподавателя является актуальной задачей нашего времени. Преподаватель должен иметь (и немалое) время на научную работу, привлекая к этой работе и студентов. Поэтому формализация и автоматизация контроля знаний студентов на основе тестового модульного контроля является действенным средством КМС, позволяющим увеличить частоту промежуточного контроля знаний и мотивацию студентов к обучению в рамках существующей сегодня рейтинговой системы обучения.

КМС предполагает использование принятых в отечественной практике форм

обучения студентов (лекции, практические и лабораторные работы, курсовые проекты и т.п.). При этом положительным фактором, вытекающим из сущности КМС, является, взаимосвязь информационного материала, например, лекции с возможностью и удобством последующего контроля его усвоения. Для этого преподаватель должен выявлять в материале лекции *учебные элементы*, на основе которых могут быть сформулированы вопросы для последующего тестового контроля. Такие учебные элементы выявляются на основе *структурно-логической схемы* (СЛС) соответствующей дисциплины. Вопрос о структурно-логической схематизации учебных дисциплин не является новым для отечественной педагогической практики. Он живо обсуждался в восьмидесятих годах прошлого века в связи с необходимостью повышения качества знаний студентов. В своей брошюре [4, с.1] профессор Одесского политехнического института Георгий Николаевич Костенко писал: "Особое значение теперь приобретает *качество знаний*, определяемое, прежде всего, их системностью и оперативностью в применении. В учебном процессе недопустимы разрозненные, бессистемные сведения, весьма затрудняющие мотивацию потребности изучения и необходимейшее стимулирование интереса к занятиям. Однако, при отсутствии потребности в знаниях – усвоение их невозможно. Поэтому всё более существенным становится принцип системности в обучении, непосредственно связанный с оптимальной логической структурой учебных курсов. Такая структура предопределяет целенаправленный и целесообразный *отбор учебных материалов*, их тщательную обработку и *рациональную передачу студентам*. Очень важное значение при всём этом имеет рассмотрение каждого учебного курса как *организованной системы знаний* с конкретно обоснованными определениями *оптимальной последовательности изложения материала*, видов учебных занятий, а также продуктивных приёмов стимулирования и *контроля самостоятельной текущей работы* студентов."

Проводимый в настоящее время педагогический эксперимент по внедрению КМС в вузах Украины и России, на наш взгляд, осуществляется в правильном направлении, т.е. путём объединения преимуществ КМС и ДСС. Например, пока оставлена двухсеместровая система организации учебного процесса, итоговый контроль по срокам совпадает с принятыми ранее сроками экзаменационных сессий. Введен промежуточный модульный контроль (в середине каждого семестра), что способствует выравниванию нагрузки на студента и мотивации его познавательной деятельности. Итоговый тестовый контроль не является полностью формальным, в тоже время трудоёмкость такого контроля гораздо меньше. Например, контроль могут осуществлять третьи лица: ассистенты и лаборанты кафедр. Несомненно, положительным фактом является организация в Одесском национальном политехническом университете (ОНПУ) постоянно действующего семинара «Шляхи реалізації кредитно-модульної системи організації навчального процесу і тестових форм контролю знань студентів». Такая работа является достойным продолжением традиций отечественной методической школы Одесского политеха 70-х...90-х годов прошлого века.

Литература: 1. Половинкин А.И. Методы инженерного творчества. Учеб. пособие. – Волгоград: Волг.ПИ, 1984. – 364 с. 2. Цабієв О.М., Гогунський В.Д. Кредитно-модульна система організації навчального процесу: терміни і поняття // Шляхи реалізації кредитно-модульної системи організації навчального процесу і тестових форм контролю знань студентів: Матеріали наук.-метод. Семінару / Під ред. О.М. Цабієва та ін. – О.: Наука і техніка, 2006. – 108 с. 3. Рабинович Д.И. Методика проведения экзаменов. – О.: ОПИ, 1968. – 18 с. 4. Костенко Г.Н. Методическое письмо о составлении структурно-логических схем учебных курсов. – О.: ОПИ, 1977. – 8 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННОГО ШЛИФОВАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, **Андилахай В.А.** (г. Харьков, г. Мариуполь, Украина)

Results theoretical and experimental researches of parameters of electroerosive grinding of difficultly processable materials are resulted.

При шлифовании труднообрабатываемых материалов эффективно использовать алмазные круги на металлических связках, которые обеспечивают высокую износостойкость и производительность обработки [1]. Вместе с тем, они быстро тупятся, засаливаются и теряют режущую способность, что требует их частых правок, а это снижает эффективность их применения. Важным резервом повышения режущей способности данных кругов является применение электроэрозионного шлифования, основанного на введении в зону резания дополнительной электрической энергии в форме электрических разрядов, обусловленных как кратковременным контактом образующихся стружек со связкой круга, так и работой электроимпульсного генератора – источника технологического тока [2].

Практикой установлено, что возбуждаемые в зоне резания электрические разряды приводят к локальному термическому разрушению металлической связки и стружек, а это снижает трение круга с обрабатываемым материалом и способствует уменьшению силы и температуры резания, существенному повышению стойкости круга, качества и производительности обработки. При этом эффект шлифования зависит от правильного выбора параметров режима работы источника технологического тока. При недостаточной энергии электроэрозионного воздействия на рабочую поверхность круга процесс шлифования будет протекать неустойчиво, круг будет периодически терять режущую способность и его необходимо дополнительно править в режиме шлифования с небольшой глубиной резания, что ведет к снижению производительности обработки. Данная закономерность имеет место, например, при шлифовании крупногабаритных деталей металлургического назначения (прокатных валов, контактных поверхностей больших и малых конусов, чаш и воронок засыпных аппаратов доменных печей), восстановленных износостойкими покрытиями и наплавками, характеризующимися высокой прочностью и пластичностью [3]. При электроэрозионном шлифовании данных материалов происходит интенсивное засаливание алмазного круга на металлической связке, в результате чего он быстро теряет свою режущую способность. Для восстановления режущей способности круга необходимо произвести его достаточно продолжительную электроэрозионную правку. Следовательно, в процессе электроэрозионного шлифования покрытий и наплавки вводимой в зону резания дополнительной электрической энергии оказывается недостаточно для своевременного термического разрушения металлической связки и образующихся стружек, что приводит к засаливанию круга и потере его режущей способности.

В связи с этим целью работы является определение оптимальных параметров электроэрозионного шлифования труднообрабатываемых материалов алмазными кругами на металлических (токопроводящих) связках.

Экспериментально установлено, что процесс электроэрозионного разрушения металлической связки круга и образующихся стружек при шлифовании происходит

при плотности тока $i=(10^5...10^6)$ А/мм². Исходя из этого, требуемая сила тока I определится зависимостью [4]:

$$I = (10^5...10^6) \cdot S_{\text{сум}}, \quad (1)$$

где $S_{\text{сум}}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, мм².

Параметр $S_{\text{сум}}$ определяется зависимостью $S_{\text{сум}}=Q/V_{\text{кр}}$ (где Q – производительность обработки, мм³/с; $V_{\text{кр}}$ – скорость круга, мм/с). Тогда сила тока I выразится:

$$I = \frac{(10^5...10^6) \cdot Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (2)$$

Из зависимости (2) следует, что сила тока I должна быть тем больше, чем больше производительность обработки Q и меньше скорость круга $V_{\text{кр}}$.

Определим напряжение U , исходя из закона Ома: $U = I \cdot R$, где R – сопротивление в электрической цепи, равное

$$R = \frac{\rho \cdot l}{S_{\text{сум}}} = \frac{\rho \cdot l \cdot V_{\text{кр}}}{Q}. \quad (3)$$

Здесь ρ – удельное сопротивление, Ом·мм²/м; l – средняя длина образующейся при шлифовании стружки, м.

После преобразований напряжение U принимает вид:

$$U = (10^5...10^6) \cdot \rho \cdot l. \quad (4)$$

Как видно, напряжение U не зависит от производительности обработки Q и скорости круга $V_{\text{кр}}$, а определяется лишь средней длиной образующейся при шлифовании стружки l . С увеличением l напряжение U пропорционально возрастает. Следовательно, напряжение U формирует толщину межэлектродного зазора (между кругом и обрабатываемым материалом), т.е. по сути, высоту межзеренного пространства круга, в котором размещаются образующиеся стружки и другие продукты обработки. Зная силу тока I и напряжение U , можно определить мощность тока N при шлифовании:

$$N = (10^5...10^6) \cdot \frac{\rho \cdot l \cdot Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (5)$$

Из зависимости (5) вытекает, что для обеспечения нормального протекания процесса электроэрозионного шлифования мощность N источника технологического тока необходимо увеличивать с увеличением производительности обработки Q , средней длины образующейся при шлифовании стружки l и уменьшением скорости круга $V_{\text{кр}}$.

На основе полученных аналитических зависимостей были рассчитаны значения I , U и N для $Q=1000$ мм³/мин и $V_{\text{кр}}=35$ м/с (табл. 1), которые для $i=2 \cdot 10^5$ А/мм² хорошо согласуются с экспериментальными данными. Например, электрический режим работы электроимпульсного генератора типа ШГИ: $I=100$ А, $U=20$ В и $N=2$ кВт является оптимальным для многопроходного электроэрозионного шлифования твердых сплавов и других труднообрабатываемых материалов.

Расчетные значения I , U и N

Q , мм ³ /мин	I , А	U , В	N , кВт
1000	50...500	10...100	0,5...50

Производительность обработки Q , исходя из зависимости (5), определится:

$$Q = \frac{N \cdot V_{кр}}{(10^5 \dots 10^6)^2 \cdot \rho \cdot l} \quad (6)$$

Увеличить Q при заданном значении N можно путем уменьшения l и увеличения $V_{кр}$. Из этого вытекает, что наиболее эффективно процесс электроэрозионного алмазного шлифования реализуется в условиях обычного многопроходного шлифования, характеризующегося небольшими длинами срезов. Для реализации глубинного шлифования, а также при обработке относительно больших площадей, когда образуются длинные срезы, необходимо увеличить N и $V_{кр}$. Наиболее эффективным направлением увеличения N является применение импульсного тока, обеспечивающего концентрацию энергии импульсов в небольшом промежутке времени при одинаковых средних значениях силы тока.

Для оценки эффективности электроэрозионного шлифования алмазным кругом на металлической связке 1А1 300х20х6 АС6 125/100 4 М1-01 были проведены экспериментальные исследования на круглошлифовальном станке. Для устранения биения алмазного круга и вскрытия его алмазоносного слоя (после установки на станок) производилась электроэрозионная правка круга с помощью правящего электрода, которым служила цилиндрическая заготовка из стали 45 диаметром 30 мм. Заготовка крепилась в центрах круглошлифовального станка и совершала вращательное и продольное движение. Регулирование силы тока осуществлялось за счет изменения поперечной подачи. Сила тока изменялась в пределах 50...100 А. Электроэрозионная правка производилась в течение 20 минут, что обеспечивало биение круга в пределах 0,01 мм. Подготовленный таким образом алмазный круг обеспечивал нормальное (устойчивое) протекание процесса шлифования.

В качестве обрабатываемого изделия использовалась специальная цилиндрическая оправка из стали 45, в которой механическим путем крепились 4 пластины из твердого сплава ВК8. Оправка устанавливалась в центрах круглошлифовального станка и при шлифовании совершала вращательное и продольное перемещения. В результате обеспечивалось шлифование по наружной поверхности твердосплавных пластин, что соответствовало технологическому процессу круглого наружного продольного шлифования. Скорость круга устанавливалась равной 30 м/с, а скорость вращения обрабатываемой детали – 15 м/мин.

В табл. 2 приведены экспериментально установленные значения силы тока I для различных значений глубины шлифования t при электроэрозионном шлифовании. Как видно, с увеличением глубины шлифования t с 0,04 до 0,08 мм сила тока I увеличилась с 20 до 80 А, что соответствует теоретически установленному диапазону изменения силы тока I , табл. 1.

Экспериментальные значения силы тока I

t , мм	0,04	0,06	0,08
I , А	20	40	80

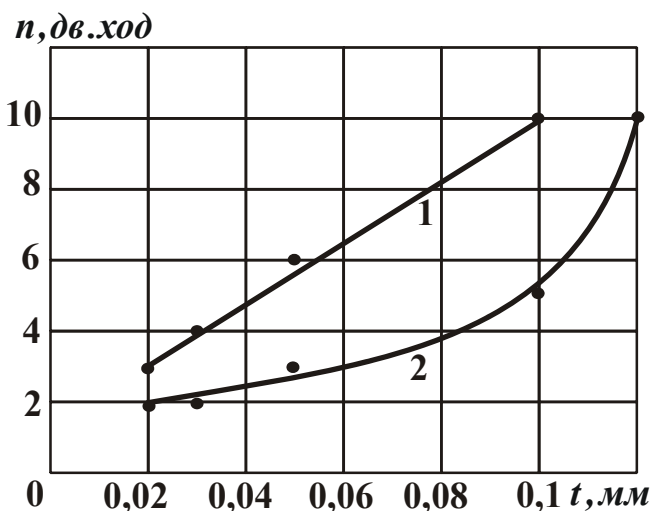


Рис. 1. Зависимость количества продольных ходов стола станка n от глубины шлифования t : 1 – шлифование незаправленным алмазным кругом; 2 – шлифование алмазным кругом после электроэрозионной правки.

(после электроэрозионной правки) меньше, чем при шлифовании незаправленным кругом. Следовательно, электроэрозионная правка алмазного круга на металлической связке позволяет повысить его режущую способность и обеспечить съем заданного припуска за меньшее время.

Литература: 1. Захаренко И.П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. – К.: Наук. думка, 1981. – 300 с. 2. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / Харьк. гос. техн. ун-т. – Харьков, 1995. – 56 с. 3. Новиков Ф.В., Генералов О.А., Машко А.А. Повышение эффективности глубинного алмазного шлифования деталей с износостойкими наплавками металлургического назначения // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2007. – Вип. 61. – С. 272-278. 4. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.

УДК 628.16:621.981.3

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕПЛООВОГО СОСТОЯНИЯ ПОЛОСЫ ПРИ ПРОКАТКЕ

Тришевский О.И., докт. техн. наук, Салтавец Н.В. (г. Харьков, Украина)

Mathematical model of technology which includes all production districts – cast metal, heating, rolling and forced cooling is described. It gives us the opportunity of scientific estimation necessary water quantity.

В промышленно развитых странах мира в последние годы всё больше проводится исследований существующих технологий прокатного производства с целью

сокращения затрат на производство тонны проката (экономии топлива, электроэнергии, металла) за счёт сокращения времени технологического процесса. Для достижения этой цели, на основе математического моделирования технологического процесса [1-5] с уточнением отдельных положений принятых матмоделей на основе натуральных экспериментов, создаются современные литейно-прокатные агрегаты. Однако, приведенная в технической литературе информация про достижения в разработке новых технологий носит рекламный характер и не может быть использована для разработки отечественного оборудования и технологий.

Вместе с тем, существующие в Украине технологии прокатки полосы требуют коренных изменений с учётом необходимости экономии энергии и топлива для сокращения себестоимости готовой продукции путём усовершенствования оборудования и режимов обжаты с учётом теплового состояния прокатываемой полосы. Для подготовки практических рекомендаций по усовершенствованию технологии прокатки необходимо разработать математические модели теплового состояния полосы от входа в черновую группу клетей до сматывания готовой полосы в рулон.

При разработке новых технологических процессов и реконструкции существующего оборудования на базе новых технологий возникает необходимость создания математических моделей элементов технологического процесса. В частности, для разработки новых технологий горячей прокатки полосы необходимо иметь достоверные данные про тепловое состояние полосы и валков.

Исходя из поставленной задачи – определения теплового состояния полосы в процессе прокатки, мы имеем пластину (полосу) с исходными размерами H , B , L и известным распределением температуры по её объёму $f(x, y, z)$. Теплофизические характеристики металла пластины: коэффициент теплопроводности – λ_m , удельная теплоёмкость c_m , удельный вес ρ_m , коэффициент температуропроводности a_m являются функциями температуры. В начальный момент времени поверхность пластины подвергается воздействию окружающей среды с температурой T_c , которая может изменяться во времени τ .

Обычно, при решении задач нестационарного теплообмена, который имеет место при горячей прокатке, граничные условия записывают согласно известной классификации [6]. Учитывая, что при горячей прокатке теплообменные процессы с окружающей средой (в том числе и при принудительном охлаждении) имеют решающее влияние на тепловое состояние полосы и валков, принимаем, что теплообмен пластины со средой проходит в соответствии с граничными условиями III рода. При решении задач теплового состояния металла с использованием таких граничных условий необходимо задать температуру окружающей среды (которая известна) и коэффициент теплообмена пластины с этой средой. Этот коэффициент находят по данным, полученным после обработки результатов экспериментальных исследований теплообмена пластины со средой в условиях, моделирующих условия реального проектируемого процесса.

При большом разнообразии конструктивных схем как современных литейно-прокатных агрегатов, так и обычных станов горячей прокатки в технологическом цикле прокатки существует ряд характерных участков, на которых происходят существенные теплообменные процессы в системе окружающая среда-полоса-валок. Рассмотрим схемы распределения теплофизических характеристик пластины на этих участках.

Принимаем, что на участке транспортирования полосы до печи промежуточного нагрева (рис. 1) коэффициент теплообмена поверхности пластины со средою равняется α_c и может изменяться с течением времени. На поверхности пластины в начальный момент времени происходит окисление полосы (образуется окисная плёнка) с теплофизическими характеристиками – $\lambda_o, c_o, \rho_o, a_o$. Толщина окалины – δ зависит от времени её образования и температуры пластины.

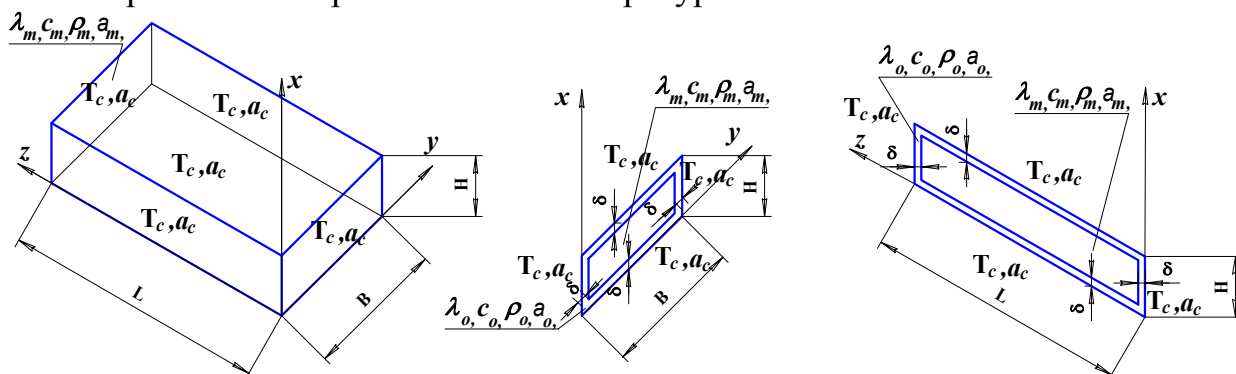


Рис. 1. Схема распределения теплофизических характеристик пластины на участке транспортировки полосы.

При нагреве металла в печи теплообмен пластины с окружающей средою также происходит в соответствии с граничными условиями III рода (температура печи – T_f и коэффициент теплообмена с окружающей средою α_f также могут изменяться во времени) (рис. 2).

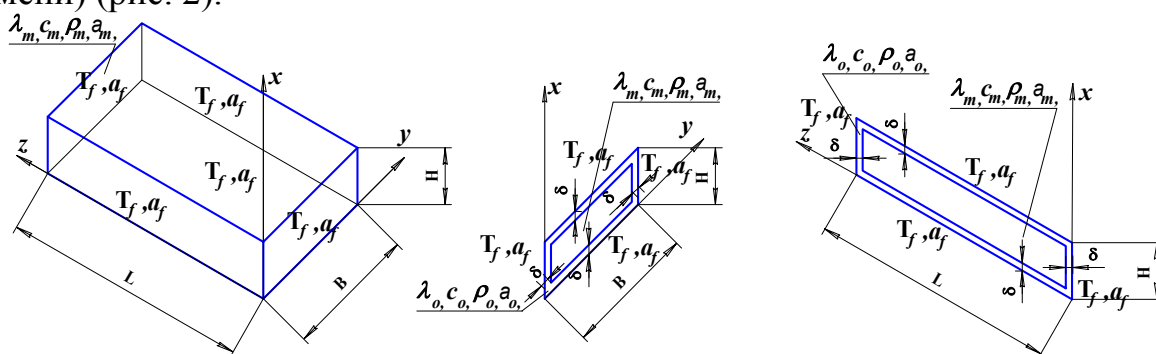


Рис. 2. Схема распределения теплофизических характеристик пластины в печи.

Перед прокаткою пластина проходит участок гидросмыва окалины (рис. 3).

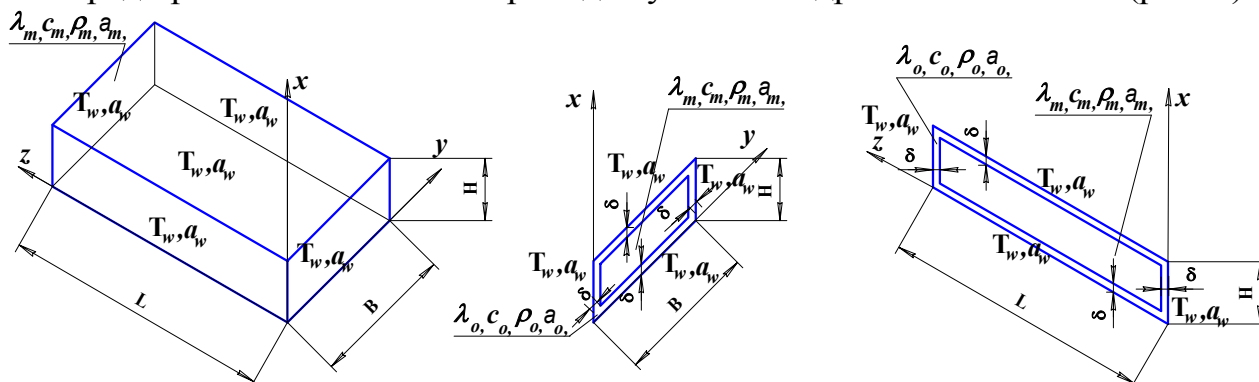


Рис. 3. Схема распределения теплофизических характеристик пластины на участке гидросмыва окалины.

Между пластиною и окалиною существует надёжный тепловой контакт. С момента образования окалины теплообмен пластины с окружающей средою идёт через слой окалины. На участке деформирования (непосредственно в клети стана) система полоса – окалина контактирует с прокатными валками, имеющими тепло-

физические характеристики $\lambda_r, c_r, \rho_r, a_r$ и известное распределение температуры по сечению. Тепловой контакт системы полоса – окалина с валками – идеальный. Тепловыделение от трения системы о валок происходит по границе раздела полоса – окалина (рис. 4).

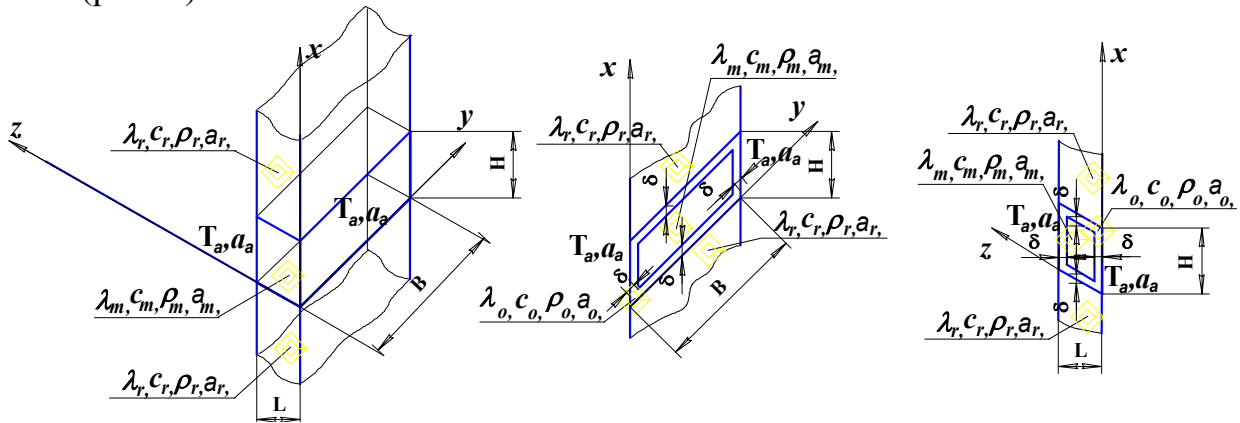


Рис. 4. Схема распределения теплофизических характеристик пластины на участке деформации (теповыделение от пластической деформации – q_v равномерное по сечению пластины).

При прокатке или после чистовой клетки полосу принудительно охлаждают (температура воды T_w и коэффициент теплообмена с окружающей средой α_p могут изменяться с течением времени τ) (рис. 5).

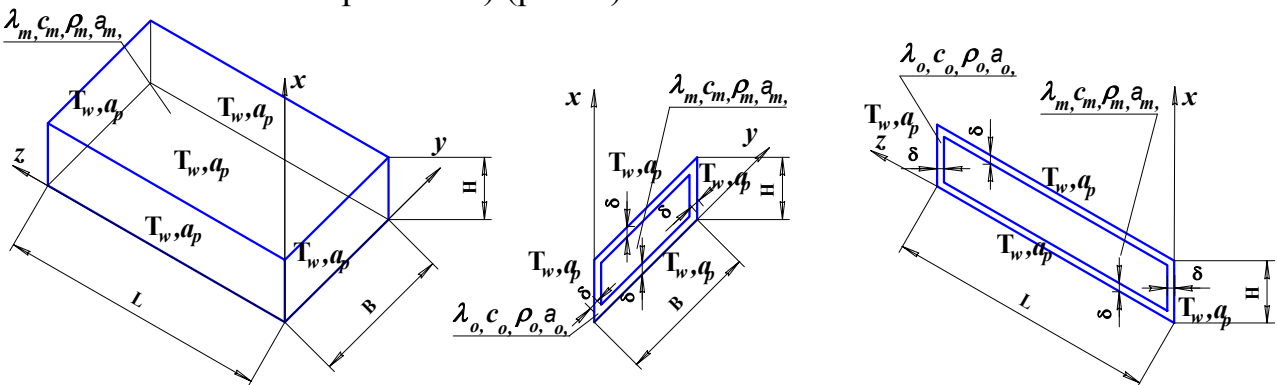


Рис. 5. Схема распределения теплофизических характеристик пластины на участке принудительного охлаждения.

Математическое описание процессов теплообмена в системе полоса-окалина-валок включает следующие дифференциальные уравнения с соответствующими граничными и начальными условиями:

– для полосы при $0 + \delta \leq x \leq H - \delta; 0 + \delta \leq y \leq B - \delta; 0 + \delta \leq z \leq L - \delta$ и $\tau < 0$

$$c_m \rho_m \frac{\partial T_m}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial z} \right) + p_m u_m \frac{\partial}{\partial x} (c_m T_m) + q_v, \quad (1)$$

– для окалины при $H - \delta < x < 0 + \delta; B - \delta < y < 0 + \delta; L - \delta < z < 0 + \delta$ и $\tau < 0$

$$c_o \rho_o \frac{\partial T_o}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_o \frac{\partial T_o}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_o \frac{\partial T_o}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_o \frac{\partial T_o}{\partial z} \right) + p_o u_o \frac{\partial}{\partial x} (c_o T_o); \quad (2)$$

– для валка $H < x < 0; B < y < 0; L < z < 0$ и $\tau < 0$

$$c_r \rho_r \frac{\partial T_r}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_r \frac{\partial T_r}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_r \frac{\partial T_r}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_r \frac{\partial T_r}{\partial z} \right); \quad (3)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Начальные условия} \\ \text{при } \tau=0 \end{array} \right\} \begin{array}{l} T_m=f(x_m, y_m, z_m); \\ T_0=f(x_0, y_0, z_0); \\ T_r=f(x_r, y_r, z_r); \end{array} \quad (4)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Граничные условия на границе полоса – окалина} \\ \text{при } x=\delta \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial x}; \quad T_0(\tau)=T_m(\tau); \\ \text{при } x=H-\delta \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial y}; \quad T_0(\tau)=T_m(\tau); \\ \text{при } y=\delta \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial x}; \quad T_0(\tau)=T_m(\tau); \\ \text{при } y=B-\delta \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial y}; \quad T_0(\tau)=T_m(\tau); \\ \text{при } z=\delta \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial z}; \quad T_0(\tau)=T_m(\tau); \\ \text{при } y=L-\delta \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial z}; \quad T_0(\tau)=T_m(\tau); \end{array} \right\} \quad (5)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Граничные условия на участке нагрева} \\ \text{при } x=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} + \alpha_f (T_f - T_0) = 0; \\ \text{при } x=H \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} + \alpha_f (T_f - T_0) = 0; \\ \text{при } y=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} + \alpha_f (T_f - T_0) = 0; \\ \text{при } y=B \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} + \alpha_f (T_f - T_0) = 0; \\ \text{при } z=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} + \alpha_f (T_f - T_0) = 0; \\ \text{при } z=L \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} + \alpha_f (T_f - T_0) = 0; \end{array} \right\} \quad (6)$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Граничные условия на участке гидросмыва окалины} \\ \text{при } x=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} - \alpha_w (T_w - T_0) = 0; \\ \text{при } x=H \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} - \alpha_w (T_w - T_0) = 0; \\ \text{при } y=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} - \alpha_w (T_w - T_0) = 0; \\ \text{при } y=B \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} - \alpha_w (T_w - T_0) = 0; \\ \text{при } z=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} - \alpha_w (T_w - T_0) = 0; \\ \text{при } z=L \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} - \alpha_w (T_w - T_0) = 0; \end{array} \right\} \quad (7)$$

Граничные условия на участке транспортировки полосы

$$\begin{array}{l}
 \text{при } x=0 \\
 \text{при } x=H \\
 \text{при } y=0 \\
 \text{при } y=B \\
 \text{при } z=0 \\
 \text{при } z=L
 \end{array}
 \left.
 \begin{array}{l}
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} - \alpha_\alpha (T_\alpha - T_0) = 0; \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} - \alpha_\alpha (T_\alpha - T_0) = 0; \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} - \alpha_\alpha (T_\alpha - T_0) = 0; \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} - \alpha_\alpha (T_\alpha - T_0) = 0; \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} - \alpha_\alpha (T_\alpha - T_0) = 0; \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} - \alpha_\alpha (T_\alpha - T_0) = 0;
 \end{array}
 \right\} \quad (8)$$

Граничные условия на участке деформации на границе окалина-валок

$$\begin{array}{l}
 \text{при } x=0 \\
 \text{при } x=H \\
 \text{при } y=0 \\
 \text{при } y=B \\
 \text{при } z=0 \\
 \text{при } z=L
 \end{array}
 \left.
 \begin{array}{l}
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} = \lambda_r \frac{\partial T_r}{\partial x}; \quad T_0(\tau) = T_r(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} = \lambda_r \frac{\partial T_r}{\partial x}; \quad T_0(\tau) = T_r(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} = \lambda_r \frac{\partial T_r}{\partial y}; \quad T_0(\tau) = T_r(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} = \lambda_r \frac{\partial T_r}{\partial y}; \quad T_0(\tau) = T_r(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} - \alpha_\alpha (T_\alpha - T_0) = 0; \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} - \alpha_\alpha (T_\alpha - T_0) = 0;
 \end{array}
 \right\} \quad (9)$$

Граничные условия на участке деформации на границе окалина-полоса

$$\begin{array}{l}
 \text{при } x=\delta \\
 \text{при } x=H-\delta \\
 \text{при } y=\delta \\
 \text{при } y=B-\delta \\
 \text{при } z=\delta \\
 \text{при } y=L-\delta
 \end{array}
 \left.
 \begin{array}{l}
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial x}; \quad T_0(\tau) = T_m(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial x}; \quad T_0(\tau) = T_m(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial y}; \quad T_0(\tau) = T_m(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial y}; \quad T_0(\tau) = T_m(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial z}; \quad T_0(\tau) = T_m(\tau); \\
 \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} = \lambda_m \frac{\partial T_m}{\partial z}; \quad T_0(\tau) = T_m(\tau);
 \end{array}
 \right\} \quad (10)$$

Граничные условия на участке принудительного охлаждения

$$\left. \begin{array}{l}
\text{при } x=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} - \alpha_p (T_w - T_0) = 0; \\
\text{при } x=H \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial x} - \alpha_p (T_w - T_0) = 0; \\
\text{при } y=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} - \alpha_p (T_w - T_0) = 0; \\
\text{при } y=B \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial y} - \alpha_p (T_w - T_0) = 0; \\
\text{при } z=0 \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} - \alpha_p (T_w - T_0) = 0; \\
\text{при } z=L \quad \lambda_0 \frac{\partial T_0}{\partial z} - \alpha_p (T_w - T_0) = 0;
\end{array} \right\} \quad (11)$$

В уравнениях 1-11: T_m , T_0 , T_r – температура полосы, окалины и валка соответственно; $u_m = u_0 + u_d$ – скорость перемещения полосы; u_0 – скорость окисления; u_d – скорость деформирования; α_f – коэффициент теплопередачи в нагревательной печи; α_w – коэффициент теплоотдачи на участке гидросмыва окалины; $\alpha_a = \alpha_{conv} + \alpha_{air}$ α_{conv} – коэффициент теплоотдачи за счёт конвекции; α_{air} – коэффициент теплоотдачи в окружающую среду; α_p – коэффициент теплоотдачи в установках ускоренного охлаждения; T_f – температура печи; T_w – температура воды; T_a – температура окружающей среды; q_v – тепловыделение от пластической деформации полосы.

Таким образом, если в реальном технологическом процессе, как правило, не представляется возможным измерить фактическую температуру полосы на важнейших участках технологического цикла (зона деформации полосы, зона принудительного охлаждения и т.д.), при использовании созданной математической модели теплового состояния полосы при прокатке появляется возможность рассчитать температуру по сечению прокатываемой полосы в любой момент времени и в любой точке поперечного сечения.

Литература: 1. Shigeki Y. Application of autonomous decentralized process computer system [Text] / Y. Shigeki, Y. Hiroyuki, J. Mori // Iron and Steel Eng./ –1993. – 70, №6.– P.25-31. 2. Brune E. Computer simulation in a bar and wire rod mill [Text] / E. Brune, F. Koller, M. Kruse, P. Mauk, U. Plociennik // Stahl und Eisen./ – 1994. – 114, №11.– P.5-9. 3. Чернов П.П. Повышение эффективности листопрокатного производства при ускоренном охлаждении горячекатаных рулонов [Текст] / П.П.Чернов, Ю.И.Ларин, В.В.Чашин, В.П. Сосулин // Производство проката. – 2001.–№5.– С.3-4. 4. Saltavets W. Increase in Hot Mill Roll Life [Text] / W. Saltavets, N. Kirjukhin, W. Luke, W. Lidder // 43 Mechanical Working and Steel Processing Conf., Charlotte, North Carolina, USA / – 28-31 Oct.,2001. – P.437-449. 5. Лыков А.В. [Текст] / Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967.– 599 с.

3. ДИНАМИКА И ПРОЧНОСТЬ МАШИН, ПРОБЛЕМЫ МАТЕМАТИКИ, МЕХАНИКИ И УПРАВЛЕНИЯ

УДК (656.2.621.822.6)002.237

ОСНОВНІ ЗАДАЧІ ВДОСКОНАЛЕННЯ КОНСТРУКЦІЇ СКЛОПОЛІАМІДНОГО СЕПАРАТОРА ЦИЛІНДРИЧНИХ РОЛИКОПІДШИПНИКІВ

Гайдамака А.В., канд. техн. наук, **Алефіренко В.Ю.**, аспірант,
Кулик Г.Г., канд. техн. наук (г. Харьков, Україна)

Basic tasks of perfection of construction of glasspolyamide separator of cylinder roller bearing.

Склополіамідні сепаратори набули широкого поширення в світовій практиці підшипникобудування майже для всіх типів підшипників, в тому числі великогабаритних ($d > 100$ мм) важковантажних ($Fr > 0,1C$; $Fa/Fr > 0,4$), як наприклад колісних пар залізничних вагонів [1,2]. Саме на прикладі підшипників колісних пар вагонів як найбільш масових великогабаритних важконавантажених циліндричних роликопідшипників, що мають особливість сприймати осьові навантаження, розглядаються

питання вдосконалення склополіамідного сепаратора (рис.1).



Рис.1. Склополіамідні сепаратори циліндричних роликопідшипників типу 2726.

За даними Укрзалізниці вихід з ладу підшипників колісних пар вагонів через пошкодження склополіамідних сепараторів представлено на рис.2. Це вказує на недостатню надійність склополіамідних сепараторів підшипників типу 2726, що може впливати на безпеку руху залізничного транспорту.

Працездатність склополіамідних сепараторів підшипників кочення досліджували як вітчизняні, так і закордонні науковці. У 2002р. була захищена кандидатська дисертація в УкрДАЗТ з удосконалення буксових роликопідшипників вантажних вагонів шляхом застосування сепараторів зі склополіаміду [3]. Однак в повній мірі корисні властивості склополіамідних сепараторів підшипників, що працюють у важких режимах навантаження, ще не реалізовані. Дотепер ще не розроблені, по-перше, наукові основи проектування

тація в УкрДАЗТ з удосконалення буксових роликопідшипників вантажних вагонів шляхом застосування сепараторів зі склополіаміду [3]. Однак в повній мірі корисні властивості склополіамідних сепараторів підшипників, що працюють у важких режимах навантаження, ще не реалізовані. Дотепер ще не розроблені, по-перше, наукові основи проектування

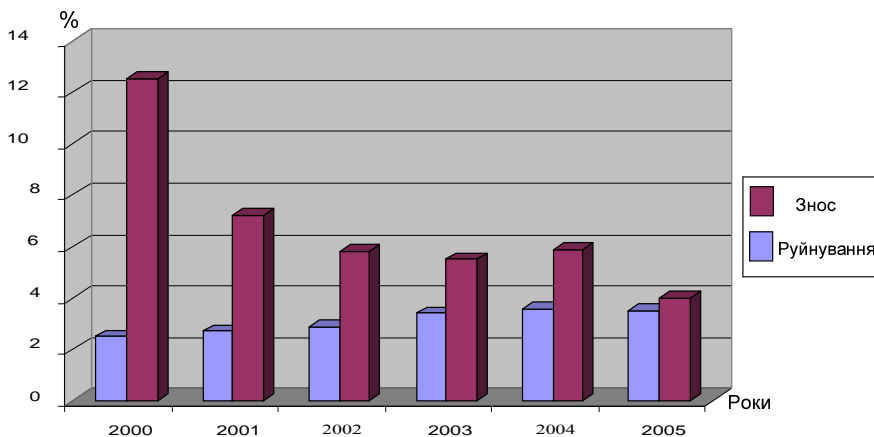


Рис.2. Пошкодження сепараторів циліндричних роликопідшипників типу 2726.

конструкції склополіамідних сепараторів підшипників на етапах технічної пропозиції та ескізного проекту, по-друге, працездатність сепаратора визначається лише за критеріями міцності та жорсткості без врахування саморозігріву матеріалу, по-третє, відсутня інформація про наукові дослідження з обґрунтування вибору конструкції елементів сепараторів, які покращують умови змащування деталей підшипників.

Таким чином, вищезазначені невирішені питання розробки конструкції склополіамідних сепараторів з одного боку зменшують надійність та безпеку експлуатації машин, а з іншого - стримують проектування та виробництво підшипників кочення з підвищеними техніко-економічними показниками.

Література: 1. Андриевский В.Г. Буксовый роликподшипник повышенной надежности // железнодорожный транспорт Украины – 1998г. №1. с 62-65. 2. Гайдамака А.В. Склополіамідний сепаратор роликподшипників букс вагонів: конструкція, технологія виготовлення, контроль стану. Харків, УкрДАЗТ. – 2002. – 33с. 3. Єгорова І.М. Вдосконаленню буксових роликподшипників вантажних вагонів шляхом застосування сепараторів із склополіаміду: Автореф. дис. канд. техн. Наук – Харків 2001р. 19с.

УКД 621.822

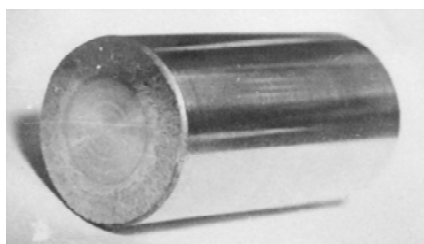
О ПОВЫШЕНИИ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ТОРЦОВ РОЛИКОВ И БОРТОВ КОЛЕЦ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ РОЛИКОПОДШИПНИКОВ, ИМЕЮЩИХ ОСОБЕННОСТЬ ВОСПРИНИМАТЬ ОСЕВЫЕ НАГРУЗКИ

Гайдамака А.В., канд. техн. наук, Немчик В.В., аспирант,

Кулик Г.Г., канд. техн. наук, (г. Харьков, Украина)

In this article is told about increasing to wear capability butt end roller and board rings bearing with cylindrical roller, having particularity to perceive axial loads.

Подшипники с цилиндрическими роликами применяют для восприятия значительных радиальных сил, однако подшипники типов 12000, 42000 могут воспринимать односторонние, а подшипники типов 52000, 62000, 92000 – двухсторонние силы. При эксплуатации у таких подшипников могут интенсивно изнашиваться торцы роликов (рис. 1, а) и борта колец (рис. 1, б).



а



б

Рис.1. Повреждение борта наружного кольца и торца ролика.

Среди указанных типов подшипников выше наиболее массовый подшипник типа 42726, который воспринимает значительные осевые силы, $F_a / F_r \geq 0.4$ [1]. Эти подшипники установлены в

опоры колесных пар железнодорожных вагонов. Согласно [2] осевые силы ударного характера, которые воспринимают эти подшипники могут достигать значений соизмеримых с радиальными, т.е. 50 кН.

Принимая в расчет сложнейшие условия эксплуатации этих подшипников, массовое их изготовление и использование, достаточно большое внимание со стороны исследователей и одновременно наличие многих нерешенных проблем работоспособности деталей уместно, целесообразно, рассмотреть одно из наиболее проблемных сопряжений торец ролика – борт кольца на примере подшипников типа 42726.

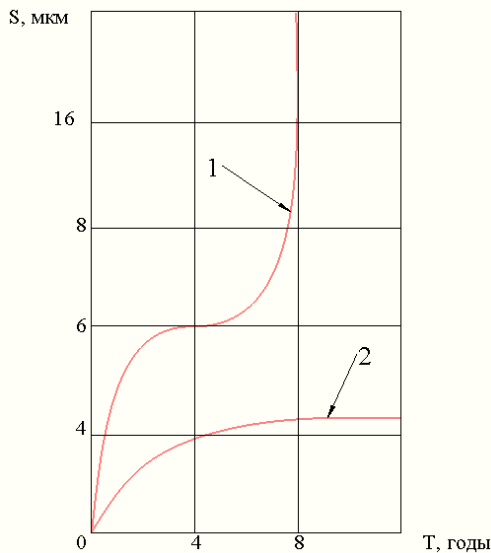


Рис.2. Характерные виды повреждений торцов роликов подшипников типа 42726: 1 – заедание; 2 – приработка.

Из анализа эксплуатации подшипников типа 42726 видно, что первые два года происходит приработка торцов роликов и бортов колец (рис.2, кривая 2). Но такая работа указанного сопряжения не характерна для всех подшипников. Часто возникают процессы заедания (рис.2, кривая 1) и в дальнейшем наблюдается катастрофический износ торцов роликов и борта кольца который приводит к появлению задиров с последующим повышением температуры подшипника, существенному снижению твердости металла, появлению трещин в бортах колец (рис.1.б). Эти явления могут привести полному разрушению подшипника. Выход из строя подшипников колесных пар вагонов в следствии задиров на торцах роликов начиная с 2001г. показано на рис.3, что свидетельствует о их недостаточной надежности.

Исследования по оптимизации геометрии контакта торцов роликов с бортами колец разного конструктивного исполнения представлены на рис.4. [3, 4, 5].

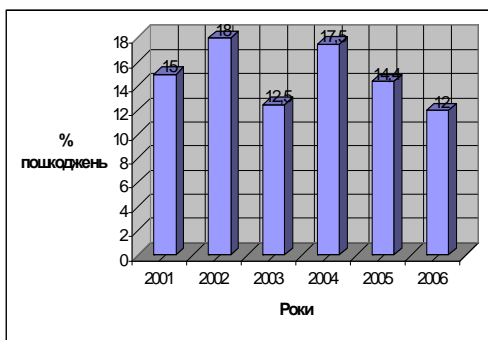


Рис.3. Выход из строя подшипников типа 42726 в следствии износа торцов роликов.

Установлено, что гидродинамические условия трения согласно критерию критической температуры наилучшие для локализованного контакта. Таким образом, на данный момент времени известен общий подход определения геометрии и методиках поиска оптимальных параметров сопряжения торца ролика – борт кольца цилиндрических подшипников, которые имеют особенность воспринимать осевые нагрузки. Однако указанные конструктивные мероприятия оказались недостаточно эффективными. Поэтому возникла необходимость повышения износостойкости указанного сопряжения покрытий, путем образования защитных покрытий поверхностного слоя деталей (модификация) и улучшением свойств смазки.

Исследования по оптимизации геометрии контакта торцов роликов с бортами колец разного конструктивного исполнения представлены на рис.4. [3, 4, 5].

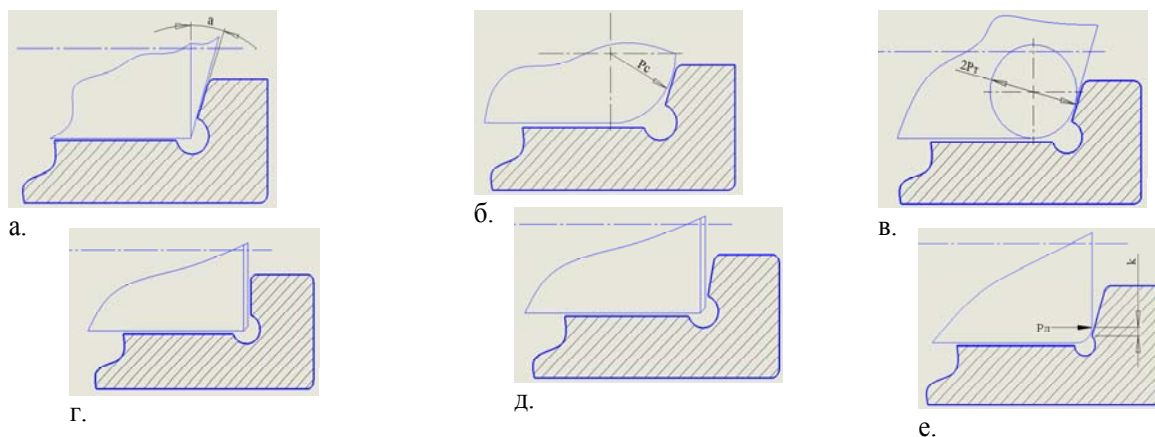


Рис. 4. Схемы контакта торца ролика: а - конус – конус; б - сфера – конус; в - тор – конус; г - плоский торец – плоский борт; д - плоский торец – конус борта; е - локализованный контакт.

Известны исследования работоспособности подшипников качения, для деталей использующих износостойкие покрытия [6]. Однако они выполнены, во-первых, для точечного контакта (шариковые подшипники), во-вторых, с учетом определенной кинематики (качение с дифференциальным проскальзыванием), в-третьих, только по критерию прочности покрытия. Поэтому указанные исследования требуют развития и углубления. Улучшение свойств смазки путем добавлением антифрикционных и противозадирных присадок и добавок требует самостоятельного исследования. В настоящее время отсутствуют обоснованные теоретические и экспериментальные исследования по использованию таких присадок и добавок в смазку подшипников качения, а также анализ и проверка работоспособности поверхностей трения их деталей.

Вывод. Известные конструкторские мероприятия по совершенствованию геометрии сопряжения торец ролика – борт кольца исчерпали свои возможности. Дальнейшее повышение ресурса указанного сопряжения возможно за счет усовершенствования технологии и изготовления.

Перспективным технологическим направлением повышения износостойкости поверхностей трения деталей следует считать выбор материала и параметров антифрикционных покрытий поверхностного слоя, а также улучшение свойства смазки.

Литература: 1. Перель Л.Я. Подшипники качения: Расчет, проектирование и обслуживание опор: Справочник. – М.: Машиностроение, 1983. – 543с. 2. Поляков А.И., Девятков В.Ф. Результаты испытаний подшипников повышенной прочности и долговечности из стали ШХ-4 // Тр. ВНИИЖТ, 1982. – Вып. 654. – с.31–37. 3. Цюренко В.Н., Шавшишвили А.Д. Определение оптимальной формы очертания торцов роликов цилиндрических подшипников // Труды ВНИИЖТ, 1978. – с.383. 4. Петров В.А., Филатова Е.М., Мартынов В.С., Галахов М.А. Влияние внутренних параметров цилиндрического роликового подшипника на некоторые критерии его работоспособности // Труды РИИЖТ. – Вып. 140, 1977. 5. Шавшишвили А.Д. Работа цилиндрических роликовых подшипников в контакте торец ролика – борт кольца // Труды ВНИИЖТ. – 1982. – Вып. 654. 6. Каплун П.В. Влияние покрытий на износостойкость и долговечность подшипников качения: Дис. к. т. н. – Хмельницкий, 2004. – 172с.

УДК 544.022.344.1

ДИНАМИКА ДИСЛОКАЦИЙ В ТВЕРДЫХ РАСТВОРАХ ПРИ ЗНАКОПЕРЕМЕННЫХ НАПРЯЖЕНИЯХ

Белошанка В. Я., Семенова Е. С., Платков В.Я. (г. Бердянск, г. Харьков, Украина)

Dynamics of steady-state oscillations of dislocation loop has been studied by digital methods while there were weak pinning centers in the loop glide plane. Character of viscosity influence on dislocation dynamics is shown to be caused by the action of inertial mechanism of overcoming of pinning centers by dislocations. The character of influence of viscosity on internal friction matched determined peculiarities of dislocation dynamics during inertial mechanism action.

Механические и, в частности, усталостные свойства материалов формируются динамическим поведением ансамбля подвижных дислокаций. Это определяет интерес к изучению поведения дислокаций при различном нагружении. При знакопеременных напряжениях движение дислокации в плоскости скольжения, содержащей большое количество случайно расположенных слабых центров закрепления, формируемых примесными атомами, ограничивается не только линейным натяжением, но и полями напряжений этих центров. В таких условиях исследование дислокационного гистерезиса и относительных вкладов основных механизмов диссипации энер-

гии (взаимодействие с элементарными возбуждениями кристаллической решетки и с центрами закрепления) не может быть выполнено в рамках известной струнной модели [1, 2]. Попытка теоретического рассмотрения данной ситуации предпринималась в [3, 4], а в дальнейшем в связи со сложностями получения количественных результатов в аналитическом виде анализ выполнялся численными методами [5, 6], однако и он не охватывал ряд принципиально важных аспектов динамики осциллирующего движения дислокаций.

Целью настоящей работы является изучение численными методами динамики дислокационной петли в широких интервалах изменения амплитуды внешнего напряжения и вязкости при наличии в плоскости скольжения центров закрепления.

Описание модели и методика вычислений. Изучалась динамика дислокационной петли с жестко фиксированными концами при наличии в плоскости скольжения слабых центров закрепления. Координаты слабых центров закрепления задавались генератором псевдослучайных чисел. Прогиб дислокационных сегментов всегда оставался существенно меньше их длины, что реализовывалось при выполнении условия $F_m / C \ll 1$, где C - линейное натяжение дислокации, F_m - сила взаимодействия слабого центра закрепления с дислокацией. Анализ проводился в рамках модели, описанной в [7] при безактивационном отрыве дислокаций от центров закрепления и нулевой эффективной частоте внешнего напряжения. Для решения уравнения динамики дислокации численными методами выполнялась его нормировка, описанная в [6]. Нормировка уравнения динамики позволила представить результаты в более информативной форме и существенно уменьшить время численного анализа. Выражения для нормированных координат и времени имели следующий вид:

$$\xi = (x / l_s) \cdot (F_m / 2C)^{\frac{1}{2}}; \quad \eta = (u / l_s) / (F_m / 2C)^{\frac{1}{2}}; \quad \theta = (t / l_s) \cdot (F_m / 2A)^{\frac{1}{2}};$$

где ξ , x и η , u - безразмерные и обычные координаты вдоль и поперек длины дислокационной петли соответственно, l_s - среднее расстояние между центрами закрепления, A - масса единицы длины дислокации, θ и t - безразмерное и обычное время.

Уравнение динамики дислокации в нормированных координатах имело следующий вид:

$$\frac{1}{2} \frac{\partial^2 \eta}{\partial \theta^2} + \gamma \frac{\partial \eta}{\partial \theta} - \frac{1}{2} \frac{\partial^2 \xi}{\partial \theta^2} = S_0 \sin \Omega \theta + \sum_{i=1}^N \Phi \left(\frac{\xi - \xi_i}{\xi_0}; \frac{\eta - \eta_i}{\eta_0} \right), \quad (1)$$

где ξ_0 и η_0 - нормированные размеры области взаимодействия центра закрепления с дислокацией в направлении ξ и η соответственно; $\Phi \left(\frac{\xi - \xi_i}{\xi_0}; \frac{\eta - \eta_i}{\eta_0} \right)$ - нормированная сила, действующая на единицу длины дислокации со стороны закрепляющего центра; $\Omega = \omega \cdot l_s \cdot (2A / F_m)^{\frac{1}{2}}$ и $S_0 = (\sigma \cdot b \cdot l_s / (F_m)^{\frac{3}{2}}) \cdot (2C)^{\frac{1}{2}}$ - нормированные частота и амплитуда внешнего напряжения соответственно, ω и σ - частота и амплитуда внешнего напряжения, b - вектор Бюргерса, $\gamma = (B \cdot l_s) / (2A \cdot F_m)^{\frac{1}{2}}$ - нормированная вязкость, B - коэффициент демпфирования. Сумма в правой части уравнения (1) учитывает взаимодействие дислокации со слабыми центрами закрепления.

Интервалы изменения нормированных параметров уравнения (1) выбирались в соответствии с диапазонами физических значений этих параметров, наблюдаемых в

различных материалах. Длина дислокационной петли l_N изменялась в пределах 10^{-6} - 10^{-4} м., отношение l_N/l_S в пределах от 10 до 150, размер области взаимодействия центра закрепления с дислокацией - 10^{-8} - 10^{-7} м. При оценке нормированной вязкости использовались согласно [8] следующие характерные значения физических параметров: $b=3 \cdot 10^{-10}$ м, $C=10^{-9}$ Н, $A=10^{-15}$ кг м⁻¹; коэффициент демпфирования изменялся в интервале 10^{-7} - 10^{-4} Н с м⁻² [9]. При этом, для слабых центров закрепления с $F_m/C < 1$ значение γ для большинства материалов оказывается в диапазоне 10^{-2} - 10^2 , для которого и проводился анализ. Наибольшее значение нормированной амплитуды внешнего напряжения S_0 выбиралось таким, что среднее смещение дислокационной петли от положения равновесия всегда оказывалось существенно меньше длины петли l_N .

В рамках указанной модели в широком диапазоне амплитуд и нормированной вязкости численными методами изучалось динамическое поведение дислокационной петли в процессе ее колебаний. Получены следующие зависимости, характеризующие динамику дислокационной петли:

- зависимость формы дислокационной петли от времени при различных значениях амплитуды внешнего напряжения;
- зависимость средней дислокационной деформации от амплитуды внешнего напряжения;
- зависимость мощности, рассеиваемой дислокационной петлей, от времени.

Кроме этого, были изучены амплитудные зависимости внутреннего трения и дефекта модуля упругости. Методика вычислений этих характеристик приведена в [7].

Результаты и их обсуждение. Динамика дислокационной петли изучалась при различных значениях нормированной вязкости γ в интервале амплитуд нормированных напряжений $0 \leq S \leq 5 \cdot S_{oc}$, где S_{oc} - нормированная критическая амплитуда напряжения, начиная с которой возможен отрыв дислокационной петли от центров закрепления. Полученные зависимости средней дислокационной деформации $\langle \eta \rangle$ от величины внешнего напряжения S свидетельствуют, что во всем изученном диапазоне амплитуд внешнего напряжения и нормированной вязкости кривая петли дислокационного гистерезиса $\langle \eta \rangle (S/S_{oc})$ носит скачкообразный характер. Характерный вид таких зависимостей для конкретного значения амплитуды внешнего напряжения и нескольких значений γ приведен на рис.1. Зависимость $\langle \eta \rangle (S/S_{oc})$ в виде отрезка прямой соответствует случаю отсутствия центров закрепления в плоскости скольжения дислокации. В этом случае влияние γ на зависимость $\langle \eta \rangle (S/S_{oc})$ не наблюдается.

Анализ формы дислокационной петли и зависимости мощности, рассеиваемой дислокацией, от времени $P(\theta)$ для различных участков кривой $\langle \eta \rangle (S/S_{oc})$ свидетельствуют о следующем. Дислокационная деформация, обусловленная прогибом дислокационных сегментов, без отрывов от центров закрепления, пренебрежимо мала по сравнению с общей дислокационной деформацией. Вклад энергии, рассеиваемой дислокацией при таком движении, в суммарную энергию, рассеиваемую за период колебательного движения, пренебрежимо мал. На зависимостях $\langle \eta \rangle (S/S_{oc})$ такому движению дислокационной петли соответствуют горизонтальные участки. Рассеивание энергии дислокации происходит во время скачка на зависимости $\langle \eta \rangle (S/S_{oc})$, когда происходит отрыв дислокации от центров закрепления, её движе-

ние и перезакрепление на новой конфигурации центров. Для случая $\Omega \approx 0$ продолжительность времени скачка в долях периода всегда была ничтожно мала. В связи с этим движению дислокационной петли в момент скачка на зависимостях $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$ соответствуют вертикальные участки. Сопоставление зависимостей $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$, полученных при различных γ , свидетельствует о существовании критического значения $\gamma_c \approx 2$, начиная с которого влияние γ на петлю дислокационного гистерезиса полностью отсутствует (рис.1). Следует отметить, что с ростом γ при $\gamma \geq \gamma_c$ средняя скорость движения дислокационной петли, как и ее локальных участков, продолжает убывать, тогда как величина скачков на зависимости $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$, значения напряжений, при которых они происходят, а также величина энергии, рассеиваемой дислокацией в ходе каждого скачка, остаются прежними. В области $\gamma \leq \gamma_c$ отличия зависимостей $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$, полученных при различных значениях γ , состоят в следующем. Средняя величина скачка деформации растет с уменьшением γ до значений $\gamma \approx 0,1$ (рис. 1). При $\gamma \leq 0,1$ после каждого отрыва дислокационной петли и последующего перезакрепления дислокации величина $\langle \eta \rangle$ всегда близка к значению, которое она принимает при отсутствии в плоскости скольжения центров закрепления при тех же внешних напряжениях.

На рис.1 видно, что точки зависимости $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$, полученные при $\gamma = 0,05$, соответствующие окончанию скачка, располагаются вблизи прямой линии, которая является графиком $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$ в отсутствие закрепляющих центров. Однако, несмотря на то, что изменение γ при $\gamma < 0,1$ приводит к изменению зависимости $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$, влияние γ на величину среднего скачка деформации и на величину энергии, рассеиваемой дислокационной петлей за период, практически отсутствует.

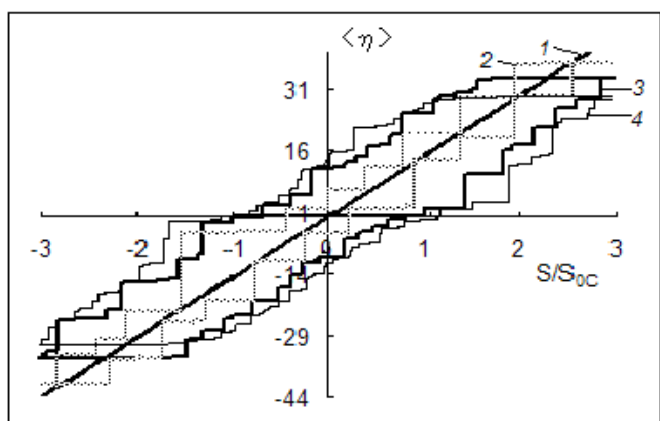


Рис.1. Зависимость средней дислокационной деформации $\langle \eta \rangle$ от нормированной амплитуды внешнего напряжения (S/S_{0c}): 1 – в отсутствие центров закрепления в плоскости скольжения дислокации при любых значениях γ ; 2, 3, 4 – при наличии центров закрепления в плоскости скольжения при $\gamma = 0,05$, $\gamma = 1,5$ и $\gamma \geq 2$ соответственно.

Как следует из рис.1, влияние γ на зависимости $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$ при $\gamma \leq 2$ проявляется не только в изменении величины скачка деформации, но и в изменении напряжения отрыва дислокационной петли, при котором начинается скачкообразный рост деформации. Уменьшение вязкости в области $\gamma \leq \gamma_c$ приводит к монотонному уменьшению напряжения отрыва дислокационной петли. Так, при уменьшении γ от 2 до 0,05 величина $(S - S^*)$, (где S – напряжение отрыва с последующим скачком деформации, S^* – напряжение, необходимое для достижения того же значения $\langle \eta \rangle$, но в отсутствие закрепляющих центров) уменьшалось почти в два раза.

Такой характер влияния γ на величину $(S - S^*)$ обусловлен тем, что напряжение отрыва покоящейся дислокационной петли определяется значением γ , при котором дислокация совершала предшествующее движение через сетку центров закрепления до её остановки вследствие перезакрепления, а не значением γ , при котором происходит отрыв. На рис. 2а показаны зависимости $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$ для двух фиксированных значений γ . Участок АВ на зависимости $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$ при $\gamma = 0,05$ соответствует состоянию дислокации, закрепленной на определенной конфигурации центров. При этом изменение γ во всем интервале значений не влияет на напряжение отрыва дислокационной петли (при всех γ отрыв происходит при напряжениях, соответствующих точке В).

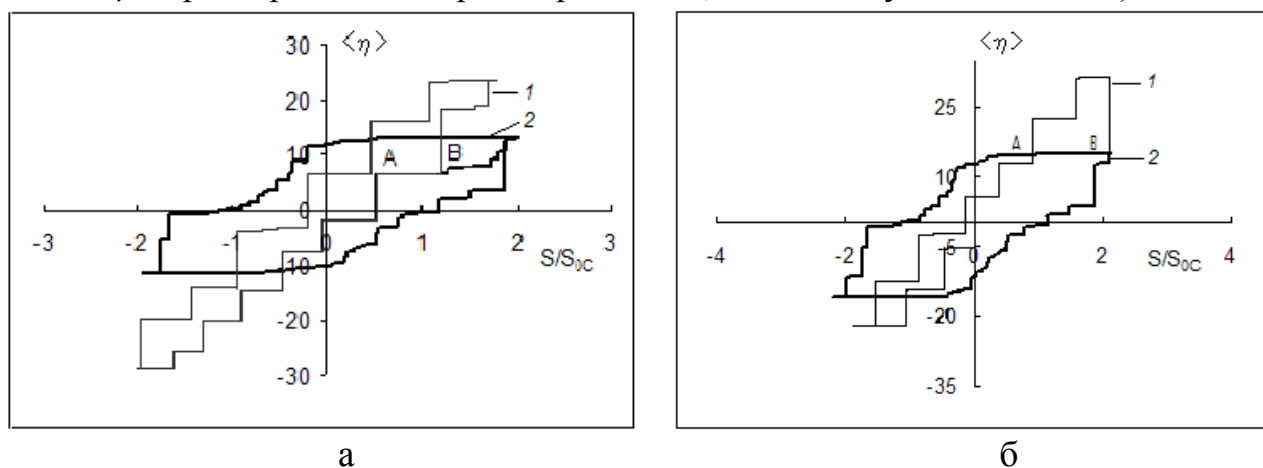


Рис.2. Зависимости $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$, иллюстрирующие влияние вязкости на напряжение отрыва покоящейся дислокационной петли. Линии 1 - $\gamma = 0,1$, линии 2 - $\gamma \geq \gamma_c$.

На рис. 2а участок АВ соответствует закрепленному состоянию дислокационной петли после ее движения при $\gamma = 0,1$, тогда как на рис. 2б участок АВ соответствует закрепленному состоянию дислокационной петли после ее движения при $\gamma \geq \gamma_c$. На участках АВ изменения γ во всем изученном интервале не влияют на напряжение отрыва дислокационной петли. Величина первого скачка деформации в точке В при $\gamma \geq \gamma_c$ оказалась сопоставима с величиной третьего и четвертого скачка и существенно меньше второго. Видно, что после нескольких скачков деформации зависимость $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$ полностью совпадает с аналогичной зависимостью, полученной при $\gamma \geq \gamma_c$. Аналогично на рис. 2б участок АВ соответствует закрепленному состоянию дислокационной петли при ее предшествующем колебательном движении при $\gamma \geq \gamma_c$. Напряжение отрыва такой дислокационной петли также не зависит от величины γ и всегда наблюдается в точке В. Из рисунка видно, что уже после первого скачка деформации в точке В при $\gamma = 0,05$ петля гистерезиса приобретает черты, характерные для малых значений γ .

Таким образом, результаты свидетельствуют об отсутствии влияния вязкости на напряжение отрыва покоящейся закрепленной дислокационной петли во всем изученном интервале амплитуд напряжений. При этом напряжение отрыва дислокационной петли определяется значением нормированной вязкости, при которой дислокационная петля совершала движение до остановки вследствие её перезакрепления.

Установленный характер влияния вязкости на динамику дислокации приводит

еще к одной особенности взаимного расположения зависимостей $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$, полученных при различных значениях γ . На рис.3 показаны зависимости $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$, полученные при двух значениях γ для амплитуды внешнего напряжения: близкой к S_{0c} (рис. 3а) и равной $3S_{0c}$ (рис. 3б).

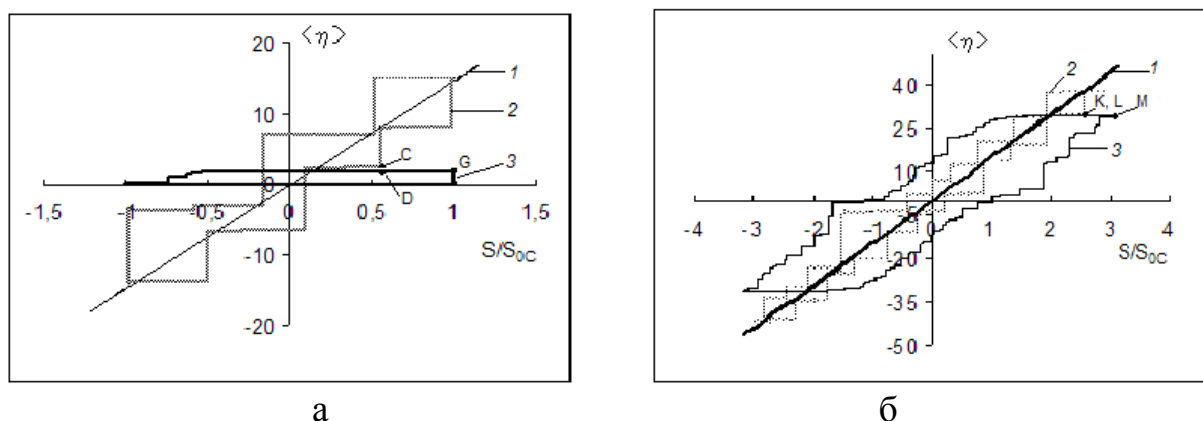


Рис.3. Характер влияния вязкости на зависимости $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$ в области малых (рис 3а, $S/S_{0c} \approx 1$) и больших (рис.3б, $S/S_{0c} \approx 3$) амплитуд внешнего напряжения (1 - в отсутствие центров закрепления в плоскости скольжения, 2 - $\gamma = 0,1$, 3 - $\gamma = 2$).

Характер взаимного расположения зависимостей $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$ для указанных значений γ в области малых и больших значений амплитуд напряжений качественно отличается. Для больших значений S ($S > 3S_{0c}$, рис 3б) практически вся петля гистерезиса для малых значений γ заключена внутри петли гистерезиса, полученной для $\gamma \geq \gamma_c$. При этом при уменьшении γ от 2 до 0,1 площадь петли гистерезиса и, следовательно, величина энергии, рассеянная за период колебаний, уменьшаются в несколько раз. В противоположность этому, на рис. 3а при аналогичном изменении γ площадь петли гистерезиса и энергия, рассеиваемая за период, возрастают в несколько раз. Отличия влияния γ на зависимости $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$ в области малых и больших значений S объясняются следующим. При $S \gg S_{0c}$ во всем изученном интервале γ наибольшее значение $\langle \eta \rangle$ существенно превосходит величину среднего скачка деформации на зависимости $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$. Так как с уменьшением γ величина $(S - S^*)$ может уменьшаться не более чем в 2 раза, максимальное значение $\langle \eta \rangle$ при малых значениях γ может превосходить значение $\langle \eta \rangle$ при $\gamma \geq \gamma_c$ не более, чем на величину двух средних скачков деформации при малых значениях γ . В случае $S \geq S_{0c}$ относительное увеличение максимального значения $\langle \eta \rangle$, обусловленное одним – двумя скачками при уменьшении γ оказывается очень большим. Это приводит к существенному росту площади петли $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$ с уменьшением γ .

Установленное влияние γ на дислокационный гистерезис однозначно свидетельствует о важной роли вязкости в формировании скачка деформации на зависимости $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$.

С целью выяснения механизма влияния вязкости на процесс формирования скачка деформации изучалась форма отдельного участка дислокационной петли в процессе его набегания на центр закрепления. На рис. 4 для трех значений γ пока-

зана зависимость деформации от времени в семи равноотстоящих точках такого участка. Центральная точка имела координату ξ , совпадающую с соответствующей координатой центра закрепления, тогда как шесть других располагались всегда вне области действия силового поля центра закрепления. Центральной точке соответствовали нижние кривые на рис.4 (а, б, в).

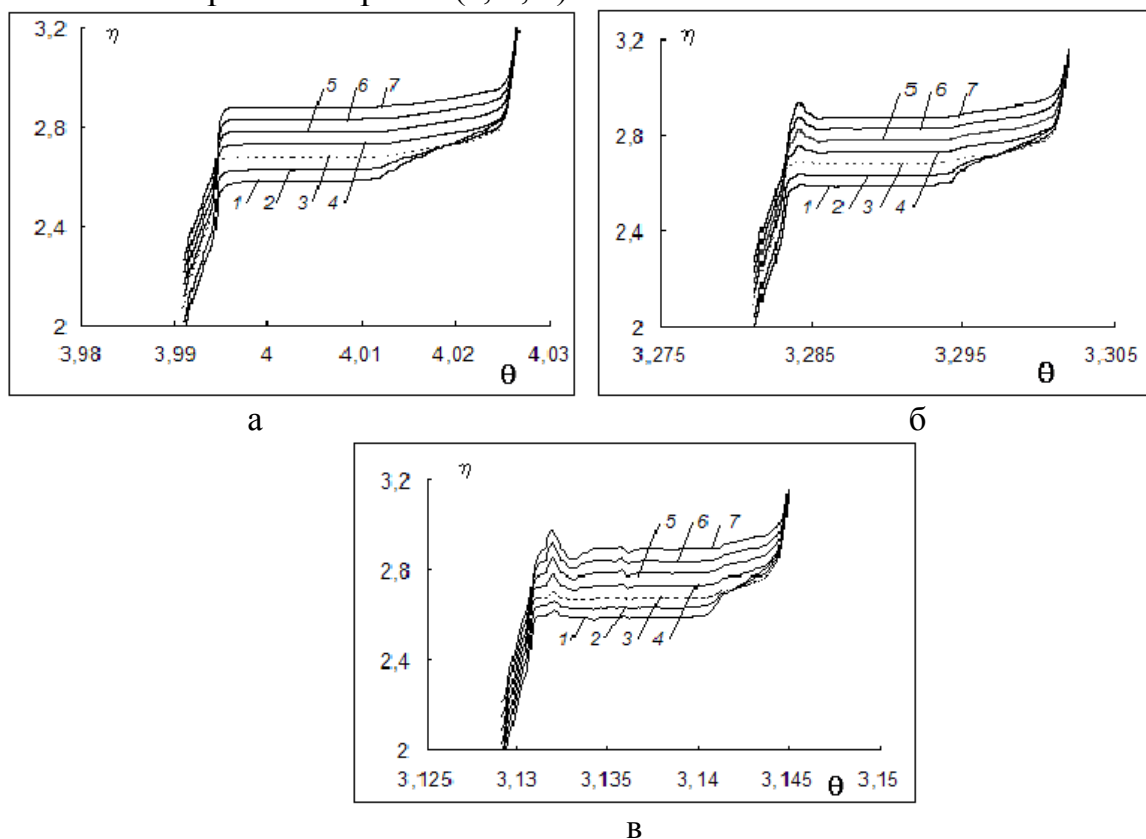


Рис.4. Зависимость деформации η от времени в семи равноотстоящих друг от друга на расстоянии $3\eta_0$ точках участка дислокационной петли при его набегании на центр закрепления при различных значениях нормированной вязкости γ : а - при $\gamma = 4$; б - при $\gamma = 2$; в - при $\gamma = 1,5$. Линии 1 соответствуют точке дислокационной петли с координатой ξ , совпадающей с координатой центра закрепления; линии 2, 3, 4 и 5, 6, 7 – точкам, которые расположены слева и справа от точки с координатой ξ соответственно и находятся вне области действия силового поля центра закрепления.

Из рис. 4а видно, что при $\gamma > \gamma_c$ движение участка дислокационной петли происходит без каких-либо особенностей: во всех точках деформация монотонно возрастает и достигает равновесное значение. Для $\gamma \approx \gamma_c$ участок дислокационной петли при набегании на центр закрепления переходит через равновесное положение (рис. 4б), что приводит к увеличению угла атаки дислокации центра закрепления. При дальнейшем уменьшении γ (рис. 4в) имеет место дополнительный рост угла атаки за счет кинетической энергии дислокационной петли. Эти результаты свидетельствуют, что рост скачков деформации на зависимостях $\langle \eta \rangle (S/S_{0c})$ с уменьшением γ обусловлен действием инерционного механизма преодоления дислокацией центров закрепления [10 - 16].

Сопоставление формы покоящихся дислокационных петель, имеющих при одинаковом S равные или близкие значения $\langle \eta \rangle$, но двигавшихся до остановки и испытывавших перезакрепления при различных значениях γ (например, точки С и

D или K и L при $\gamma = 0,1$ и $\gamma = 2$ соответственно на рис. 3 (а, б)), свидетельствует о следующем. Покоящаяся перезакрепленная дислокационная петля после движения при $\gamma < \gamma_c$ (т. е. с проявлением инерционного эффекта) всегда имеет более зигзагообразную форму, чем покоящаяся перезакрепленная петля после движения при $\gamma > \gamma_c$. Большая зигзагообразность формы петли обеспечивает большие исходные углы атаки части центров закрепления, что в свою очередь обуславливает отрыв такой петли при меньших напряжениях ($S_c < S_G$ на рис. 3а, $S_K < S_M$ на рис. 3б). Таким образом, действие инерционного механизма при движении дислокации через сетку центров закрепления влияет на функцию распределения дислокационных сегментов по углам атаки на перезакрепленной дислокационной петле.

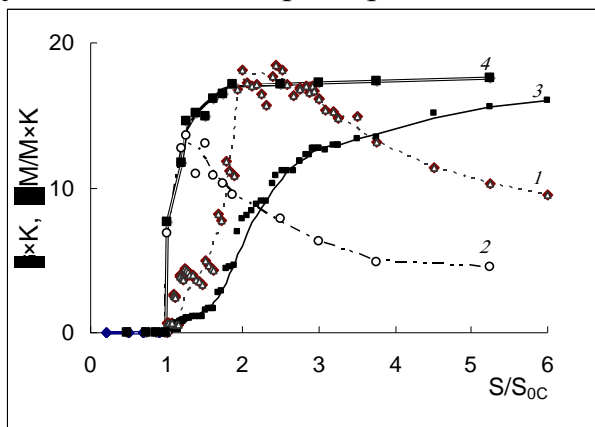


Рис.5. Влияние вязкости на амплитудные зависимости декремента δ (линии 1 и 2) и дефекта модуля упругости $\Delta M/M$ (линии 3 и 4). Линии 1 и 3 при $\gamma \geq \gamma_c$; линии 2 и 4 при $\gamma = 0,1$). К – безразмерный множитель.

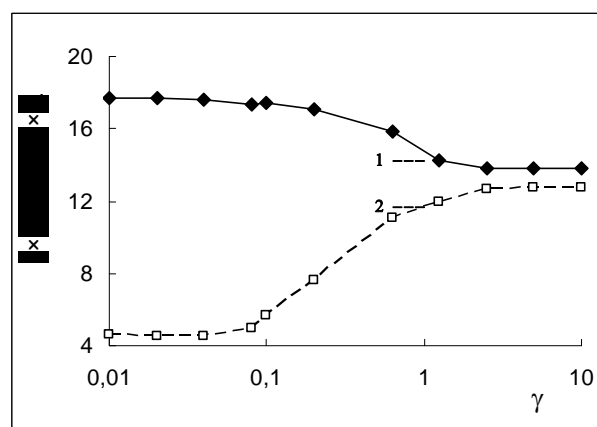


Рис. 6 Зависимость декремента δ (линия 2) и дефекта модуля $\Delta M/M$ (линия 1) при фиксированном значении амплитуды $S/S_{0c} \approx 4$ от величины нормированной вязкости. К – безразмерный множитель.

Изучено влияние вязкости на амплитудные зависимости декремента затухания $\delta(S/S_{0c})$ и дефекта модуля упругости $\Delta M/M(S/S_{0c})$. На рис. 5 для двух значений γ представлены такие зависимости, полученные усреднением таковых для десяти случайных расположений центров закрепления в плоскости скольжения. Установлено, что, как и в случае зависимости $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$, полностью отсутствует влияние $\gamma \geq \gamma_c$ на амплитудные зависимости декремента и дефекта модуля, но при этом и в области $\gamma \leq 0,1$ такое влияние практически отсутствует (рис.6).

По мере роста γ декремент при малых значениях амплитуды напряжения в области $S \geq S_{0c}$ убывает, тогда как при больших значениях S ($S \gg S_{0c}$) – растет. При всех значениях γ зависимости $\delta(S/S_{0c})$ всегда имеют четко выраженный максимум, тогда как зависимости $\Delta M/M(S/S_{0c})$ проявляют тенденцию к насыщению. Наличие указанного максимума и его расположение обусловлено видом петли дислокационного гистерезиса. В области $\gamma \geq \gamma_c$ при аппроксимации зависимости $\langle \eta \rangle(S/S_{0c})$ параллелограммом площадь петли гистерезиса выражается некоторой функцией $f(S/S_{0c})$, анализ которой на экстремум свидетельствует о наличии максимума при значениях $S/S_{0c} \approx 2$. Это соответствует положению максимума на зависимости $\delta(S/S_{0c})$ при

$\gamma \geq \gamma_c$ на рис. 5 и согласуется с результатами работы [6]. Все особенности влияния γ на внутреннее трение непосредственно вытекают из проанализированных выше закономерностей влияния вязкости на дислокационный гистерезис.

Полученные результаты позволяют сделать следующие выводы:

- при наличии центров закрепления в плоскости скольжения дислокации зависимость дислокационной деформации от приложенного напряжения носит скачкообразный характер;
- влияние вязкости на динамику осциллирующей дислокации и дислокационный гистерезис обусловлено инерционным механизмом преодоления дислокацией слабых закрепляющих центров;
- действие инерционного механизма приводит к увеличению средней величины скачка деформации на петле дислокационного гистерезиса и к изменению функции распределения дислокационных сегментов по углам атаки;
- существует критическое значение нормированной вязкости, начиная с которого отсутствует ее влияние на дислокационный гистерезис.

В связи с тем, что приведенный анализ был выполнен в отсутствии термической активации процесса открепления дислокаций, установленные закономерности справедливы в области низких температур. Поскольку электронное поглощение в металлах при этом является основным механизмом диссипации энергии движущейся дислокации, можно ожидать, что установленные закономерности будут проявляться в условиях низкочастотного дислокационного внутреннего трения в металлах в интервале низких температур. Результаты работы [17], посвященной влиянию сверх проводящего перехода на низкочастотное дислокационное внутреннее трение в сплавах Pb-In, хорошо согласуются с проведенным численным анализом, однако они получены только для нескольких значений коэффициента демпфирования B , и в связи с этим не позволяют проверить установленные количественные закономерности. Экспериментальной проверкой установленных зависимостей могут служить температурные зависимости дислокационного внутреннего трения в сверхпроводниках в интервале температур вблизи сверх проводящего перехода. Сопоставление таких температурных зависимостей, полученных в нормальном и сверхпроводящем состояниях, позволит установить характер влияния вязкости на дислокационный гистерезис в широком диапазоне изменения коэффициента демпфирования B . Такие экспериментальные исследования в кристаллах, содержащих центры закрепления в плоскости скольжения дислокаций, в настоящее время пока отсутствуют.

Литература: 1. A.V.Granato, K. Lucke, J. Appl. Phys. 27, 583 (1956). 2. L. J. Teuteniko, A. V. Granato, K. Lucke, J. Appl. Phys. 35, 220 (1964). 3. J. C. Swartz, J. Weertman, J. Appl. Phys. 32, 1860 (1961). 4. J. Gelli, J. Appl. Phys. 33, 1547 (1962). 5. В. И. Белан, А. И. Ландау, ФММ 65, 259 (1988). 6. R. B. Schwarz, Acta Met., 29, 311 (1981). 7. В. Я. Белошадка, В. Г. Гурьянов, В. Я. Платков, ФНТ, 26, 294 (2000). 8. Хирт Д., Лоте И. Теория дислокаций. Наука, М. (1972), 599с. 9. М. И. Каганов, В. Я. Кравченко, В. Д. Нацик, УФН, 11, 655 (1973). 10. A.V.Granato, Phys. Rev. Lett. 27, 660 (1971). 11. K.Kamada and Y.Yoshizawa, J. Phys. Soc. Jpn. 31, 1056 (1971). 12. R.B.Schwarz, R.D.Isaac and A.V.Granato, Phys. Rev.Lett. 38, 554 (1977). 13. R.B.Schwarz, R.D.Isaac and A.V.Granato, Phys. Rev. B18, 4143 (1978). 14. R.B.Schwarz and R.Labush, J. Appl. Phys. 49, 5174 (1978). 15. E.Bitzek, D.Weygand and P.Gumpsch, in: IUTAM Symposium on Mesoscopic Dynamics of Fracture Process and Material Strength, H.Kitagawa and Y.Shibutani (eds.), 115, 45 (2004). 16. E.Bitzek and P.Gumpsch, Mater. Sci. Eng. A400–401, 40 (2005). 17. В. Я. Белошадка, В. Я. Платков, ФНТ, 9, 1028 (1983).

**КРИПТОГРАФИЯ, СТЕГАНОГРАФИЯ И ИСПОЛЬЗОВАНИЕ
ПСЕВДОСЛУЧАЙНЫХ И ХАОТИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ****Борисов А.И.**, аспирант, **Довгаль В. М.**, докт. техн. наук,**Гордиенко В. В.**, канд. техн. наук, **Новиков С. Г.**, канд. техн. наук (г. Курск, Россия)*Pseudorandom generators usage by cryptography and steganography is customary practice. Chaotic processes usage for their construction - a new perspective direction.*

Значительным фактом в развитии криптографии стала работа Клода Шеннона [1], посвященная анализу одноразовых гамм-блокнотов. В ней приведено доказательство того, что одноразовый гамм-блокнот является "невскрываемой" шифрсистемой.

Одноразовый гамм-блокнот использует длинную шифрующую последовательность (или «гамму»), которая состоит из бит, выбираемых случайно. Шифрующая последовательность побитно накладывается на открытый текст. Шифрующая последовательность может использоваться только один раз и имеет ту же самую длину, что и сообщение. Последнее свойство ограничивает использование данной криптосистемы, и попытка избавиться от данного недостатка приводит к поточным шифрам.

Поточный шифр - это по сути имитация концепции одноразового гамм-блокнота с использованием короткого ключа для генерации шифр-последовательности, которая "похожа на случайную". Такую шифрующую последовательность часто именуют псевдослучайной. Принято говорить, что шифрующая последовательность порождается генератором гаммы или, как еще выражаются, генератором псевдослучайной последовательности. Существует несколько классов генераторов псевдослучайных последовательностей [1]:

- линейные генераторы;
- конгруэнтные генераторы;
- регистры сдвига с линейной обратной связью;
- регистры Фибоначчи и Галуа;
- генераторы фрактальной последовательности (на основе хаотических динамических процессов).

Стеганография – область знаний, изучающая способы и методы скрытия секретных сообщений. Эти методы с учётом естественных неточностей устройств оцифровки и избыточности аналогового видео или аудио сигнала, позволяют скрывать сообщения в компьютерных файлах. Причем, в отличие от криптографии, данные методы скрывают сам факт передачи информации.

Основные положения современной компьютерной стеганографии следующие:

- методы скрытия должны обеспечивать аутентичность и целостность файла;
- предполагается, что противнику полностью известны возможные стеганографические методы;
- безопасность методов основывается на сохранении стеганографическим преобразованием основных свойств открыто передаваемого файла при внесении в него секретного сообщения и некоторой неизвестной противнику информации — ключа;
- даже если факт скрытия сообщения стал известен противнику через сообщника, извлечение самого секретного сообщения представляет сложную вычислительную задачу.

Известные современные стеганографические методы подразделяются на [2]: методы использования зарезервированных для расширения полей компьютерных

форматов данных; методы специального форматирования текстовых файлов; методы использования известного смещения слов, предложений, абзацев; методы выбора определенных позиций букв (нулевой шифр); методы использования специальных свойств полей форматов, не отображаемых на экране; методы скрытия в неиспользуемых местах гибких дисков; методы использования имитирующих функций; методы удаления идентифицирующего файл заголовка; методы использования избыточности цифровых фотографии, цифрового звука и цифрового видео.

Для предварительного анализа и кодирования в них используются алгоритмы поточного шифрования, среди которых перспективны методы, основанные на хаотических динамических системах.

В целом генераторы случайных последовательностей, используемые для общих целей, являются псевдослучайными генераторами, так как существует конечное, а не бесконечное множество состояний ЭВМ, и, как бы сложно не формировалось в алгоритме число, оно все равно имеет относительно немного бит информационной насыщенности. И более качественными генераторами случайных чисел являются генераторы, основанные на физических процессах (высокоточное измерение тепловых флуктуаций и др.) динамического хаоса.

Литература: 1. С. Е. Shannon, "Communication theory of secrecy systems," Bell Syst. Tech. J., vol.28, pp. 656-715, Oct. 1949. 2. Грибунин В.Г. и др. Цифровая стеганография. М.: СОЛОН-Пресс, 2002.

УДК 681.3

ОДИН ИЗ ВАРИАНТОВ ВЫЧИСЛЕНИЯ ЛОГАРИФМИЧЕСКОЙ ФУНКЦИИ В ТОЧКЕ С ПОМОЩЬЮ ЭКСПОНЕНТЫ

Евдокимов А.Н., Довгаль В.М., докт.техн.наук,

Тютюнов Д.Н., канд.техн.наук, **Бойцова Е.А.,** канд.техн.наук (г.Курск, Россия)

One of variants of calculation of logarithmic function in a point with the help exhibitors.

Современные подходы в функциональных преобразованиях повышают требования к производительности микропроцессоров, управляющих роботами, станками ЧПУ, системами мониторинга, медицинскими приборами и т.п. Доминирующую роль при вычислении элементарных функций в точке с заданной точностью играет производительность арифметических устройств. С этой целью необходимо максимально упростить алгоритмы вычисления этих функций.

Существующие методы скоростных вычислений (табличный, «цифра за цифрой», степенных рядов, цепных дробей и т.п.) не позволяют в должной мере увеличить производительность АУ [1]. Предлагаемый таблично-симметричный вариант включает в себя элементы табличного метода и свойство симметрии графиков прямой функции $f(x)$ и обратной ей функции $f^{-1}(x)$ относительно биссектрисы $y = x$ 1-го и 2-го координатных углов для зависимости $y = \log_a x$. Рассмотрим алгоритм вычисления функции $y = \ln x$ с помощью экспоненты $y = e^x$. Расчеты проводятся с точностью $\varepsilon \leq 10^{-8}$. В работе [2] было установлено, что для этого необходимо использовать сетку значений аргумента x в ПЗУ с шагом $\Delta x = 0,00001$.

Сущность предлагаемого метода заключается в следующем: сузим интервал нормировки аргумента x до отрезка $[1/e; 1]$. Для вычисления логарифмической функции в некоторой точке \bar{x} из этого отрезка достаточно найти значение

$-x'_1 \in [-1; -1/e]$ такое, что справедливо равенство (рис.1):

$$e^{-x'_1} = \bar{x}, \quad (1)$$

тогда очевидно, что $x'_1 \in [1/e; 1]$ и формула (1) будет выполняться для функции e^{-x} на полученном отрезке. Это вытекает из симметрии графиков функций e^{-x} и e^x относительно оси ординат. Выбор x'_1 соответствует сумме:

$$x'_1 = x_1 + \Delta x_1, \quad (2)$$

где $x_1 \in (0,36787; 1]$; $\Delta x_1 \in (0,00001; 0,0000199999]$; x_1 – величина аргумента по недостатку, соответствующая ближайшему табличному значению экспоненты. Выбор x'_1 таков, что (рис.1):

$$e^{-x'_1} \geq e^{x_1}. \quad (3)$$

Подставляя (2) в (1) имеем:

$$e^{-x'_1} = e^{-x_1 - \Delta x_1} = e^{-x_1} e^{-\Delta x_1} = \bar{x}. \quad (4)$$

Учитывая уравнение $e^{-\Delta x_1} = 1 - \Delta x_1$ из [2], получим:

$$\bar{x} = e^{-x_1} (1 - \Delta x_1). \quad (5)$$

Из (5) следует:

$$\Delta x_1 = 1 - \bar{x} e^{x_1}. \quad (6)$$

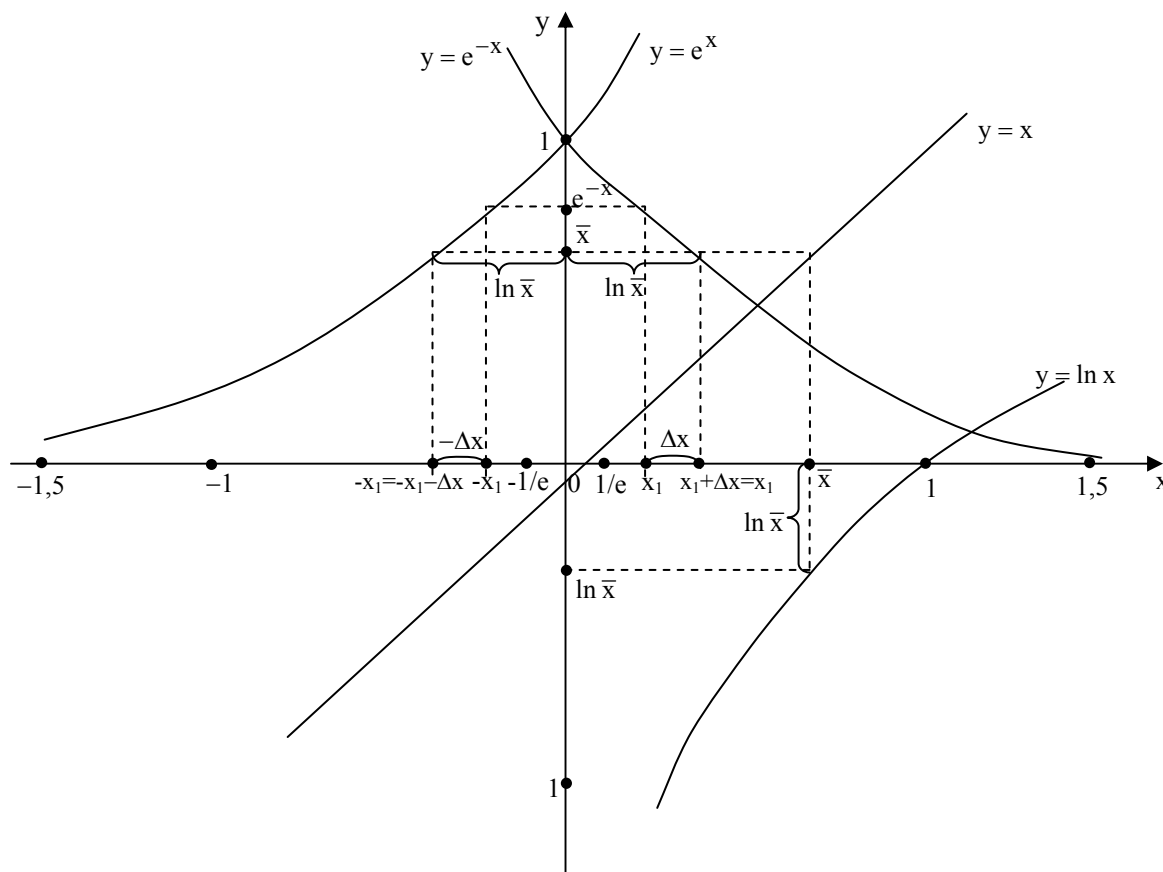


Рис.1

Логарифмируя (4), получаем рабочую формулу для вычисления $\ln \bar{x}$

$$\ln \bar{x} = \bar{x} \exp(x_1) - (1 + x_1), \quad (7)$$

где $\bar{x} \in [1/\exp(1); 1]$ – значение аргумента в интервале нормировки, табличное значение аргумента, при котором выполняется условие:

$$\exp(-x_1) = 1 / \exp(x_1) \geq \bar{x}. \quad (8)$$

Значение x_1 является ближайшей табличной точкой (см. рис.1), содержащей значение первых пяти десятичных знаков мантииссы аргумента, в которой выполняется условие (8), по отношению к некоторой точке x'_1 , причем:

$$\exp(-x'_1) = 1 / \exp(x'_1) = \bar{x}. \quad (9)$$

Значение $\exp(x_1)$ считывается из ячейки ПЗУ, хранящей одновременно значение $\exp(-x_1)$ и содержащей 10 первых десятичных знаков мантииссы.

Общее время t' вычисления функции $\ln x$ определяется формулой:

$$t' = 2t_c + t_y + t_u, \quad (10)$$

где t_c – время суммирования; t_y – время умножения; t_u – время чтения из ПЗУ.

Процесс вычисления можно ускорить путем распараллеливания вычисления на двух устройствах: на одном – сложения $(1 + x_1)$, на другом, параллельно с работой первого - умножение $\bar{x} \exp(x_1)$; далее - вычисление $\ln \bar{x}$ по формуле (7). В итоге временные затраты сокращаются, т.е.:

$$t' = t_c + t_y + t_u. \quad (11)$$

В том случае, если аргумент выходит за пределы $[1 / \exp(1); 1]$, то необходимо к логарифму мантииссы прибавить константу N , равную числу десятичных разрядов целой части (порядка) аргумента или числу значащих нулей перед первой значащей цифрой мантииссы аргумента \bar{x} , если целая часть числа \bar{x} равна нулю. В первом случае $N \geq 0$, во втором случае N в формуле (7) берем со знаком «минус».

В случае вычисления логарифма по основанию, отличному от e , достаточно результат, полученный по формуле (7) умножить на модуль перехода к новому основанию:

$$\log_a \bar{x} = M \ln \bar{x}, \quad (12)$$

где M - модуль перехода от натурального логарифма к логарифму с основанием a , значение которого можно ввести оперативно или хранить в ПЗУ, причем:

$$M = 1 / \ln a. \quad (13)$$

При вычислениях по формуле (7), необходимо привести x к отрезку нормировки $[1 / \exp(1); 1]$ и вводить значения $\bar{x}, \exp(x_1), N$ с десятью знаками после запятой (добавлено 1-2 запасных младших разряда мантииссы). Ниже приведены значения функции $y = \ln x$ в нескольких точках \bar{x} интервала $\left[\frac{1}{e}; 1\right]$ (таблицу):

\bar{x}	x_1	$\bar{x}, \exp(x_1) - (1 + x_1)$	$\ln \bar{x}$
0,42317568	0,85996	-0,859967867	-0,859967867
0,67028135	0,40005	-0,400057729	-0,400057729
0,95371282	0,04739	-0,04739268	-0,04739268

Литература: 1. Байков, В.Д. Специализированные процессоры: итерационные алгоритмы и структуры [Текст] / В.Д.Байков, В.Б.Смолов. М.Радио и связь, 1985. 288 с. 2. Вычисление гиперболических функций $\text{sh}(x)$, $\text{ch}(x)$ методом Δ -приближений [Текст]: [Текст] / В.М.Довгаль, Малыхин В.В., Д.Н.Тютюнов, Евдокимов А.Н., Овсянников О.И.// Сборник материалов XII Международной научно-технической конференции «Физические и компьютерные технологии», г. Харьков, 2006.

**ПРОБЛЕМЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЭЛЕКТРОННОЙ ЦИФРОВОЙ ПОДПИСИ
ПРИ ОСУЩЕСТВЛЕНИИ ЭЛЕКТРОННОГО ДОКУМЕНТА В
ДЕЯТЕЛЬНОСТИ ОРГАНОВ ГОСУДАРСТВЕННОЙ ВЛАСТИ**

Жиляев Д. Л., аспирант, **Довгаль В. М.**, докт. техн. наук,

Гордиенко В. В., канд. техн. наук, **Малыхин В. В.**, канд. техн. наук, (г. Курск, Россия)

Common production problems of the digital signing as a part of electronic document management systems in state jurisdictions. Digital signing provide file protection, message authentication and impossibility cancellation of authorship.

Целью данного доклада является изучение проблемы применения ЭЦП в системе электронного документооборота органов государственной власти. Как известно, органы государственной власти по своей сущности представляют обычную организацию со всеми признаками современного хозяйствующего субъекта:

- документооборот;
- бухгалтерская деятельность;
- основной, оборотный капитал, процесс его учета;
- другие аспекты хозяйственной деятельности.

В современных, динамично развивающихся компаниях указанные виды хозяйственной деятельности успешно автоматизируются. Существуют так же специализированное программное обеспечение, обслуживающее электронный документооборот (например, Lotus Note компании IBM).

Немаловажен так же правовой аспект использования систем электронного документооборота в деятельности органов государственной власти. В современных системах электронного документооборота основным идентифицирующим реквизитом электронного документа является электронная цифровая подпись (ЭЦП) [1]. Все документы, функционирующие в этой системе, в обязательном порядке должны быть подписаны ЭЦП [2]. Однако, юридическую силу такая подпись будет иметь только при соблюдении определенных требований, которые подробнее будут рассмотрены в данном докладе.

Вопросы внедрения, использования системы электронного документооборота и сопутствующих систем широко рассматриваются в прессе. Однако, использование и внедрение подобных систем в органах государственной власти сопряжено с целым рядом особенностей, рассмотренных в данном докладе. Государственные учреждения из-за нехватки средств и по сложившейся традиции довольно негативно воспринимают привносимые новшества, особенно в сфере ИТ [3]. В силу менталитета, социокультурных особенностей, информационной культуры и тп., менеджерам среднего звена, непосредственно взаимодействующим с документооборотом, работающим в структурах, очень сложно объяснить целесообразность перехода на новое программное обеспечение, в частности, предназначенное для работы с ЭЦП. Еще труднее заставить сделать этот переход правильно, в соответствии с выработанными регламентами.

Общая схема электронной подписи обычно включает в себя:

- алгоритм генерации ключевых пар пользователя;
- функцию вычисления подписи;
- функцию проверки подписи.

С точки зрения защищенности, ЭЦП обеспечивает: удостоверение источника документа; защиту от изменений документа; невозможность отказа от авторства.

Несомненно, ко всем достоверяющие средствам, используемым в органах

государственной власти должны быть применимы такие понятия, как надежность, бескомпроматность, прозрачность. Поэтому при всей защищенности ЭЦП, необходимо рассмотреть возможные угрозы цифровой подписи: злоумышленник может попытаться подделать подпись для выбранного им документа; злоумышленник может попытаться подобрать документ к данной подписи, чтобы подпись к нему подходила; злоумышленник может попытаться подделать подпись для какого-нибудь документа.

Таким образом, использование электронной цифровой подписи в деятельности органов государственной власти – это актуальная задача, однако повсеместное внедрение данной технологии затруднено в силу особенностей делопроизводства российских государственных организаций.

Литература: 1. ГОСТ Р 34.10-94. 2. Федеральный закон от 10.01.2002 N 1-ФЗ «ОБ ЭЛЕКТРОННОЙ ЦИФРОВОЙ ПОДПИСИ». 3. Интегрированная аналитика. Как извлечь максимальную выгоду из ERP-систем, Майкл Шроэк (Michael J. Schroeck), Дэвид Зинн (David Zinn), Бьярне Берг (Bjarne Berg), CITForum.ru, 2003 г. 4. Мониторинг безопасности ERP Oracle E-Business Suite; Сергей Петренко, Андрей Беляев; «Экспресс-Электроника», #10/2003 г. 5. www.nwudc.ru (Удостоверяющий центр Санкт-Петербург).

УДК 681.5

ПРОГРАММНЫЙ ПРОДУКТ ДЛЯ СЕЛЕКЦИИ ПОДВИЖНЫХ И НЕПОДВИЖНЫХ ОБЪЕКТОВ БОРТОВОЙ СИСТЕМОЙ РОБОТА

Зверев П. С., аспирант, **Новиков С. Г.**, канд. техн. наук (г.Курск, Россия)

This software product designed to recognition of mobile and immobile external objects by airborne system of robot.

Решение сложных и разнообразных проблем, стоящих перед бортовой системой робота, зачастую требует достоверных опытных данных, для получения которых необходимы быстро работающие программно-аппаратные системы для автоматической локализации и идентификации объектов в изображениях.

В последнее время в связи с ростом мощности компьютеров появилась возможность создания относительно недорогих программно-аппаратных систем, реализующих обработку большого количества информации, поступающей в реальном времени. Примером может служить система отслеживания движения объектов, на вход которой поступают изображения, полученные с видеокамеры, а на выходе имеются данные об объектах, попавших в поле зрения, а также об их динамических характеристиках, например скорости и ускорения.

Перед нами стояла цель создания программно-алгоритмических средств, расширяющих интеллектуальные возможности компьютеров и компьютерных систем машинного зрения, повышающих эффективность процессов обработки данных в вычислительных машинах и комплексах. Под данными здесь понимается фотографические изображения и видеoinформация. Результатом работы является выделение движущихся объектов среди статических. Процесс распознавания состоит из двух этапов – предварительной обработки и собственно поиска.

На первом этапе происходит получение изображения на фотоматрице объекта, на котором расположена камера, (далее по тексту - базовый объект) преобразование его к требуемому формату и передача разработанному средству. На втором этапе программа распознает движущиеся объекты среди множества статических.

Следует обратить внимание на то, что сложность второго этапа заключается в наличие у базового объекта шести степеней свободы: 1) смещение вдоль осей X, Y и Z; 2) тангаж; 3) рысканье; 4) вращение.

Поэтому для базового объекта положение всех объектов будет изменяться, причем их траектории будут являться хаотической. Для стабилизации траектории внешних статических объектов требуются сложные и дорогостоящие технические средства, но разработанное программно-алгоритмическое средство позволяет исключить их использование.

Программно-алгоритмическое средство включает в себя как модуль распознавания, так и модули, создающие входное изображение, т.е. программа может сама себя тестировать. Для создания программного продукта необходимо было выполнить 4 основные задачи:

1. Создать модули программ для имитации изменения положения статических и динамических объектов на входном изображении;
2. Создать модули распознавания динамических объектов среди множества статических;
3. Создать модули программ для визуализации работы программы;
4. Провести экспериментальную проверку в схеме конкретного приложения.

Для получения входного изображения, максимально приближенного к изображению, которое формировалось бы на базовом объекте, необходимо при создании входного изображения учитывать все его степени свободы.

Входными данными для программно-алгоритмического средства являются изображения, сгенерированные программой или загруженные из файлов. Выходными данными – координаты найденных движущихся объектов.

Разработанный алгоритм распознавания выполняется в два этапа.

На первом этапе происходит обнаружение всех объектов на входном изображении. Для каждого объекта устанавливается определенное количество сопряженных связей (оно задается при начале работы) и рассчитываются метрики связей. В качестве метрики связи принято Евклидово расстояние между объектами, которые участвуют в сопряжении.

На втором этапе, на входном изображении обнаруживаются уже найденные объекты. После чего для каждого объекта обновляются значения расстояний между всеми парами по всем связям. Если выявляется нарушение метрик всех связей, то объект считается искусственным, иначе – естественным.

Программно-алгоритмическое средство разработано с использованием Borland Delphi 6.0, тестировалось на компьютере с процессором Pentium IV 3 ГГц и с 1ГБ оперативной памяти. Проводились тестирования двух видов: изображения генерировались программой и изображения загружались из заранее подготовленных файлов. В первом случае входные изображения генерировались программой в течение 10 часов. За это время ошибок распознавания не произошло. Во втором случае изображения были подготовлены таким образом, чтобы максимально покрыть область возможных значений. Ошибка распознавания происходила в том случае, когда положение и траектория внешнего статического и не статического объектов совпадали. В остальных случаях ошибки распознавания не наблюдались.

Литература: 1. Анисимов Б.В., Курганов В.Д. Распознавание и цифровая обработка изображений. 2. Катус Г.П. Техническое зрение роботов.

ОЦЕНКА СТОЙКОСТИ МЕТОДА КРИПТОГРАФИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ГЕНЕРАТОРА ХАОТИЧЕСКИХ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ И ТАСОВКИ БИТОВ КОДОВ СИМВОЛОВ

Кравцов А.В., аспирант, Гордиенко В.В., канд. техн. наук (г. Курск, Россия)

Estimation of stability of the method of cryptography with use of the generator of chaotic sequences and shuffles of bats of codes of symbols/

На сегодняшний день криптографическая стойкость является важнейшей характеристикой в оценке криптографических средств защиты информации. В статье приводятся результаты исследования оценки стойкости метода криптографии с использованием генератора хаотических последовательностей чисел Tent Map.

Криптографическая стойкость, согласно [1], — способность криптографического алгоритма противостоять возможным атакам против него. Атакующие криптографический алгоритм используют методы криптоанализа. Стойким считается алгоритм, который для успешной атаки требует от противника недостижимых вычислительных ресурсов или недостижимого объёма перехваченных открытых и зашифрованных сообщений или времени раскрытия, которое превышает время жизни интересующей противника информации и т. д.

При разработке криптографического алгоритма его стойкость является одним из важнейших факторов, определяющих целесообразность его применения. Стойкость шрифта определяется исходя из следующих соображений:

- есть ли вообще возможность вскрыть данный шифр;
- если такая возможность имеется, то насколько это сложно реализовать практически.

Если шифр не возможно раскрыть, то он называется абсолютно стойким (возможность создания таких алгоритмов доказывается теоремой Шеннона). Однако для достижения такой стойкости может потребоваться использование ключа, не меньшего чем размер самого сообщения. Так что с практической точки зрения, гораздо проще использовать шифры, не обладающие абсолютной стойкостью. Вот здесь-то и применяется понятие криптографической стойкости, выражающее минимальное число простейших арифметических или логических операций, которые требуется совершить для того, чтобы для существующего шифротекста определить исходный текст.

Ханс Бреммерманн в [2] предложил абстрактную вычислительную систему, которая способна обработать N бит. Под этим подразумевается пересылка N бит по одному или нескольким каналам вычислительной системы. Бреммерманн предлагает закодировать информацию в виде энергетических уровней в интервале $[0, E]$. Каждый из этих уровней измеряется с точностью ΔE . Данный интервал можно разделить на $N = E/\Delta E$ равных подинтервалов. Таким образом, максимальное число битов, которое можно представить с помощью энергии E будет равно $\log_2(N+1)$.

Для представления большего объема информации при постоянном количестве энергии, необходимо сократить ΔE . Однако это возможно лишь до определенной степени, так как необходимо иметь возможность измерять полученные энергетические уровни. А это, независимо от сущности энергии, накладывает ограничения. Максимальная точность (ΔE) может быть определена с помощью принципа неопределенности Гейзенберга:

$$\Delta E \Delta t \geq h, \quad (1)$$

где Δt – длительность времени измерения, $h = 6,625 \times 10^{-27}$ эрг/с – постоянная Планка. Подставив в эту формулу значение $N=E/\Delta E$, получим:

$$N \leq E \Delta t / h \quad (2)$$

Согласно формуле Эйнштейна энергию можно выразить в соответствии с имеющимся количеством массы:

$$E = m \times c^2; \quad (3)$$

где $c = 3 \times 10^{10}$ см/с – скорость света в вакууме.

Исходя из приведенных выше данных, максимальное количество бит, которое может обработать вычислительная система массой m за интервал времени Δt , может быть рассчитана с помощью следующей формулы:

$$N = m \times c^2 \times \Delta t / h \text{ бит} \quad (4)$$

Для массы 1 г и времени 1 с значение составит $N = 1,36 \times 10^{47}$ бит.

В соответствии с этим значением, Бреммерманн утверждает, что всякая вычислительная система имеет предел в количестве бит, которое она сможет обработать в секунду на грамм своей массы. С помощью этого предела Бреммерманн произвел расчет числа бит, которое могла бы обработать абстрактная компьютерная система, имеющая массу Земли (6×10^{27} г) за время существования планеты (10^{10} лет). Гипотетический компьютер, согласно расчетам, имел бы способность обработать информацию объемом порядка $2,56 \times 10^{92}$ бит.

Полученное число называют пределом Бреммерманна, а соответствующие задачи, требующие обработки таких объемов данных получили название трансвычислительных. Соответственно задачей любой криптографической системы является приблизить задачу ее взлома к трансвычислительной. Авторы статьи решили проверить эффективность разработанного ими метода криптографии с использованием генератора хаотических последовательностей и тасовки битов кодов символов и оценить приближенность взлома созданной системы к категории трансвычислительных задач.

Исследуемый метод криптографии был описан в [3]. В вербальной форме он может быть представлен следующим алгоритмом:

1. Задается стартовое значение x_0 для отображения Tent Map, которое является закрытым ключом, и генерируется хаотическая последовательность чисел (*Массив Tent Map*) длиной, равной количеству битов исходного текста (*Текст*).
2. Каждому биту *Текста* сопоставляется первая цифра после запятой каждого значения *Массива Tent Map*.
3. Данная цифра преобразуется в двоичную систему счисления; из двоичного представления извлекаются последние три бита (*Побитовое представление*).
4. С каждым *Побитовым представлением* производится операция «мажоритарного сложения», которая представляет собой функцию, принимающую значение преобладающих значений в тройке битов (000=0, 001=0, 110=1 и т.д.).
5. Формируется массив значений, полученных в результате операции «мажора» (*Массив мажор*) с четной длиной, равной длине битов в исходном тексте.
6. Складываем по модулю 2 крайние биты *Массива мажор*: если в результате получается 1, то соответствующие биты *Исходного текста* следует транспозировать (поменять местами), если 0, то транспозиция не выполняется.
7. Шаг 6 повторяется для второго и предпоследнего битов *Исходного текста* и т.д. до итерации, равной половине количества битов *Текста*.

8. В результате получается преобразованная последовательность битов *Исходного текста*, которая после восстановления битов в байты и является шифртекстом.

Восстановление исходного текста происходит по аналогичному алгоритму, что значительно упрощает его реализацию.

Данная криптографическая система построена по принципу Кирхгоффа, а это значит, что степень секретности шифротекста зависит от секретности ключа. То есть, даже если алгоритм будет известен криптоаналитику, ему придется подбирать ключ для получения искомого текста. Таким же образом реализованы наиболее известные алгоритмы американский DES и отечественный ГОСТ 28147-89.

Рассчитаем способность разработанного алгоритма противостоять атаке со стороны гипотетического компьютера, описанного выше. При шифровании используется 128-битный ключ. Поэтому криптостойкость данного алгоритма будем считать равной 2^{128} ($3,4 \times 10^{38}$).

Используя предел, полученный Бреммерманном, среднее время дешифрирования закрытой информации можно определить как:

$$t = Q / (2 \times 10^{47} \times m), \quad (5)$$

где Q – показатель криптостойкости используемого алгоритма.

Интенсивность дешифрирования есть величина обратная времени, таким образом:

$$S = (2 \times 10^{47} \times m) / Q. \quad (6)$$

В обоих выражениях m – масса абстрактной системы, используемой для дешифрирования.

Вероятность того, что защищенная информация будет расшифрована до того, как она потеряет актуальность (т.е. по прошествии времени старения) будет определяться в соответствии с теорией катастроф, как:

$$P = \beta / (\beta + s), \quad (7)$$

где β – интенсивность старения.

Предположим, что время старения информации $t = 10$ лет. Один год равен $3,14 \times 10^7$ с. В соответствии с этим, интенсивность старения информации составит:

$$\beta = 1/t = 1/(10 \times 3,14 \times 10^7) [1/с].$$

Допустим, что вероятность $P = 0,99$. Подставив это значение, попробуем определить массу вычислительной системы, необходимой для дешифрирования информации в течение 10 лет.

$$0,99 = (1 / [10 \times 3,14 \times 10^7]) / (1 / [10 \times 3,14 \times 10^7] + [2 \times 10^{47} \times m] / 3,4 \times 10^{38}).$$

Выразив из этого выражения массу, получим значение

$$m = 50 \times 10^{-20} \text{ г.}$$

Очевидно, что при достижении максимальной производительности вычислительной техники криптостойкость 2^{128} будет недостаточной.

В то же время при использовании существующих алгоритмов с 256-битным ключом криптостойкость резко повышается и потребуется гипотетическая машина с максимальной производительностью и весом порядка 150000 тонн.

Теперь посмотрим, насколько пригоден 128-битный ключ на текущем этапе развития техники. Предположим, что комплекс вычислительных машин способен перерабатывать информацию со скоростью 10^6 бит/с на грамм своей массы. В таком случае, для указанной выше задачи криптографического анализа необходим комплекс массой не менее 10^{24} тонн, что согласитесь, не так уж и мало.

Резюме. Расчетным путем доказано, что при существующем уровне развития

техники, использованный в статье алгоритм справляется с задачами криптографии на достаточно высоком уровне. На этом основании программный продукт может быть рекомендован к использованию частными лицами и коммерческими организациями в области защиты информации в сфере деловой телекоммуникации. Следует отметить, что любой алгоритм, криптографическая стойкость которого аналогична тестируемому, можно использовать без риска вскрытия зашифрованной информации. Тем не менее, стоит отметить, что в связи с бурным развитием вычислительной техники, для сведений высшей степени секретности рекомендуется использовать 256-битные ключи.

Литература: 1. Википедия [Электронный ресурс] <http://ru.wikipedia.org>. 2. Bremmermann H.J., Optimization through evolution and recombination. In: Self-Organizing Systems, edited by M.S. Vovits and S. Cameron, partan, Washington. D.C., 1962, pp 93-106. 3. Метод криптографии с использованием генератора хаотических последовательностей и тасовки битов кодов символов [Текст] / В.В. Гордиенко, В.М. Довгаль, А.В. Кравцов, В.В. Рассолов // Известия Курского государственного технического университета. 2008. №1 (22). С. 60-64. 4. Защита информации в электронных системах [Электронный ресурс] <http://ruschoko.org>.

УДК 621.791.92.

ПОВЫШЕНИЕ СРОКА СЛУЖБЫ ДЕТАЛЕЙ ХОДОВОЙ ЧАСТИ ТРАКТОРА

Дощечкина И.В., канд. техн. наук., Дьяченко С.С., док. техн. наук,
Татаркина И.С. (г. Харьков, Украина)

The influence of building-up mode and alloying additions microstructure and properties of built-up layer has been investigated. There are suggested optimal conditions of overlaying provided high hardness and wear resistance of the surface.

Состояние вопроса. Одним из наиболее интенсивных видов изнашивания является коррозионно-абразивное (механико-химическое), особенно в том случае, когда трущаяся пара эксплуатируется без смазки ("металл по металлу"). В таких условиях работают опорные катки гусеничных машин. Пара каток-гусеница подвергается высоким контактными нагрузкам, сопровождающимся ударами при движении машины по неровной местности. Все это приводит к значительному износу катков и необходимости их частой замены. В связи с этим остро стоит вопрос о разработке эффективного метода повышения износостойкости, который можно было бы применить при восстановлении катков. К числу наиболее экономичных методов повышения износостойкости трущихся деталей относится наплавка поверхности сплавами, обладающими высокой твердостью. Одним из видов такой обработки является электротермохимическое упрочнение [1,2]. Сущность метода заключается в расплавлении при определенных условиях и режимах поверхностного слоя с добавкой в жидкую ванну легирующих элементов. Легирование наплавленного металла может осуществляться введением в процессе наплавки легирующей шихты специальным дозатором либо нанесением на рабочую поверхность легирующих элементов в виде пасты с последующим оплавлением [3,4].

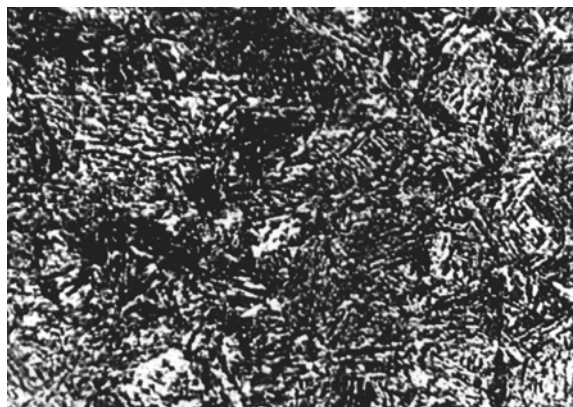


Рис.1. Структура стали 38ХС после изотермической закалки; х600.

Цель и постановка задачи. В производственных условиях катки изготавливают из стали 38ХС и подвергают изотермической закалке. Детали нагревают до 880 °С в соляных ваннах (смесь NaCl, KCl, BaCl₂), затем переносят в селитровую ванну с температурой 330...350 °С и после выдержки в течение 30 мин охлаждают на воздухе. Полученная структура представляет собой нижний бейнит (рис.1).

Химический состав стали приведен в табл.1, а свойства после указанной термообработки – в табл.2.

Таблица 1

Химический состав стали 38ХС

Концентрация элементов, %					Критические точки, °С	
С	Cr	Si	S	P	А _{с1}	А _{с3}
0,37...0,42	1,3...1,5	1,2...1,4	≤0,035	≤0,03	763	820

Таблица 2

Свойства стали 38ХС после изотермической закалки

σ_b , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	Δ , %	ψ , %	KCU, Дж/см ²	HRC
1220	1080	12	40	45	53...55

Из табл.2 видно, что изотермическая закалка позволяет получить высокие значения прочности, пластичности и ударной вязкости, что обеспечивает сопротивление действию высоких контактных давлений и ударных нагрузок. Однако твердость оказывается недостаточной, чтобы противостоять интенсивному износу.

Целью данной работы является разработка режима наплавки и системы легирования, которые обеспечивали бы высокую износостойкость наплавленного слоя и могли бы быть рекомендованы для восстановления изношенных катков гусеничных машин. Для легирования слоя был выбран метод нанесения на поверхность пасты с последующим оплавлением.

Выбор оптимального состава паст и режима оплавления. Образование качественного наплавленного слоя с высоким уровнем эксплуатационных свойств зависит от химического состава пасты, технологического режима оплавления, последующих условий охлаждения.

Исследование проведено на образцах стали 38ХС размерами 60x20x20 мм.

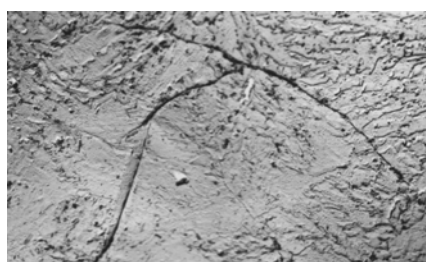


Рис.2. Трещины, возникшие после оплавления с силой тока 200 А и последующего охлаждения; x200.

Пасту наносили на поверхность образца равномерным слоем толщиной ~ 0,5 мм. Состав исследованных паст приведен в табл.3. Связкой служило жидкое стекло. После нанесения пасты проводили сушку, а затем оплавление угольным электродом. Для определения наилучшего режима варьировали силу тока (150, 180 и 200 А). После охлаждения образцы охлаждали в воде и на воздухе.

Эксперименты показали, что наилучшие результаты получаются при оплавлении силой тока 180 А. Меньшая сила тока не обеспечивает необходимой температуры поверхности, оплавление с 200 А вызывает расплавление на большую глубину и возникновение трещин при охлаждении (рис.2).

Из двух вариантов охлаждения после оплавления лучшим оказалось охлаждение в воде, после которого для всех исследованных паст получились более высокие

значения твердости нанесенного слоя и отсутствовало разупрочнение в зоне термического влияния. Поэтому все дальнейшие эксперименты проводили при силе тока 180 А с охлаждением образцов в воде. Данные о твердости поверхности при использовании разных паст приведены в табл.3.

Таблица 3

Твердость оплавленных поверхностей для паст разного состава
($I = 180 \text{ А}$, охлаждение в воде)

№	Легирующие добавки	Твердость HRC
1	100 % CrC	54...55
2	90 % CrC, 10 % FeBAlSi (ферроборал)	59...60
3	75 % FeCr, 4 % C, 6 % FeBAlSi, 15 % FeMn	60...62
4	2 % C, 70 % FeCr, 10 % FeBAlSi, 18 % TiO ₂	62...63

Из таблицы видно, что наиболее высокая твердость получена при использовании пасты состава № 4.

Образцы, наплавленные пастами составов №№ 1 – 4 (табл.3), испытывали на износостойкость. Учитывая эксплуатационные условия работы катка, испытания проводили на установке типа "вращающаяся чаша" по схеме "металл по металлу" с прослойкой абразива. Чаша заполнялась абразивом, по составу подобным грунту – смесь влажной глины (8 – 12 %) и кварцевого песка. Образец прижимался к металлической стенке вращающейся чаши, давление абразива регулировалось сжатым воздухом. Путь трения

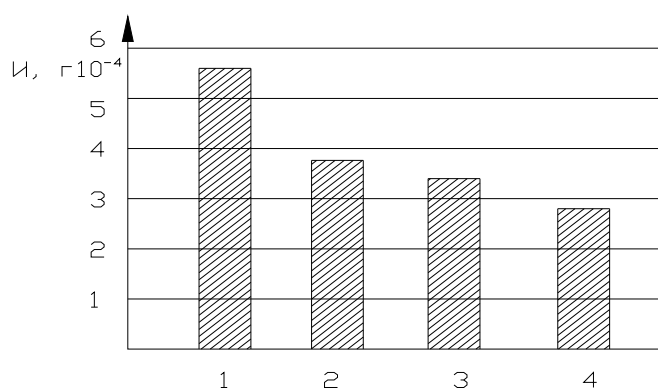


Рис.3. Износ (И) образцов, наплавленных пастами составов №№ 1, 2, 3, 4 (табл.3).

равнялся 5000 м. Износ оценивали по потере массы образцов путем их взвешивания до и после испытания. Точность взвешивания 0.01 мг.

Результаты испытаний на износ представлены на рис.3. Наиболее износостойкой оказалась наплавка №4, которая и была рекомендована для восстановления опорных катков. Потеря массы образца наплавленного с использованием пасты №4, по сравнению с образцом без наплавки (после изотермической закалки) уменьшилась при приведенных условиях испытаний более чем в 3 раза.

Наплавка может быть рекомендована также для восстановления ряда других изношенных деталей трансмиссии, в том числе автомобиля.

По нашему мнению рационально использовать наплавку и при производстве новых деталей, поскольку изотермическая закалка без поверхностной обработки не обеспечивает необходимой твердости.

Выводы. Разработан состав наплавки и режим ее нанесения, обеспечивающий повышение износостойкости стали 38ХС более чем в 3 раза. Наплавка рекомендована для восстановления опорных катков гусеничных машин.

Литература: 1. Лепинских Б.М., Истомина С.А. Электрохимическое легирование и модифицирование металла / Отв. Ред. А.В. Кайбичев и др. – М.: Наука, 1984. – 144 с. 2. Приходько Э.В. Металлохимия комплексного легирования. – М.: Metallurgy, 1983. – 184 с. 3. Сафронов И.И. Основы рационального легирования сплавов / Под ред. В.С. Калмуцкого; АН ССРМ, Ин-т прикл. физики. – Кишинев: Штиинца, 1991. – 278 с. 4. G. Vocchi. Powder coating technology / Advanced materials and processes. – 1999. –V. 155. – № 4. – P. 26 – 26.

АНАЛІЗ УСТАЛЕНОГО РЕЖИМУ РУХУ ЛАНЦЮГОВОГО КОНВЕЄРА БУРЯКОЗБИРАЛЬНИХ МАШИН

Ловейкін В.С., докт. техн. наук, **Коробко М.М.**, канд. техн. наук
(м. Харків, Україна)

The results of theoretical study the dynamics of existing traffic conveyor bars have been presented.

Робота ланцюгових конвеєрів характеризується наявністю динамічних зусиль, що виникають у результаті пульсуючого руху ланцюга при усталеному обертанні приводної зірочки [1]. На ділянці пуску до цих зусиль додаються динамічні зусилля від зростання швидкості з нульового значення до певної усталеної величини. За таких умов у ланцюгу можуть виникати значні знакозмінні динамічні навантаження, які в результаті накопичення втомних явищ можуть привести до передчасного його руйнування.

Тому метою цієї роботи є визначення такого режиму пуску ланцюгового конвеєра, при якому сумарне динамічне зусилля в ланцюгу було б мінімальним.

Повне зусилля F , що діє на ланцюг, складається зі статичної складової F_c , яка є незмінною величиною і не залежить від режиму руху конвеєра та динамічної складової F_d , яка є змінною функцією і залежить від параметрів зірочки та ланцюга і режиму руху приводного механізму

$$F = F_c + F_d. \quad (1)$$

Статична складова F_c включає в себе: 1) опір на підтримуючих роликах; 2) опір від сил тертя в опорах зірочок; 3) опір від жорсткості ланцюга під час перегинань. Ці складові опору визначаються за відомими методиками [1] і при практичних розрахунках не викликають сумніву.

Динамічна складова тим більша, чим більша довжина ланки ланцюга та швидкість його руху, чим менша кількість зубців приводної зірочки і чим більша рухома маса вантажу та самого конвеєра. Ці навантаження не тільки збільшують зусилля в тяговому органі, але і в наслідок багаторазового прикладення викликають в ланцюгах втомні явища. Динамічну складову зусилля в тяговому органі можна визначити залежністю [2]

$$F_d = mW_L, \quad (2)$$

де m – зведена маса рухомих елементів пруткового конвеєра та вантажу [2]; W_L - лінійне прискорення тягового органа ланцюга.

Згідно з методикою, наведеною в роботі [2], зведена маса m визначається залежністю

$$m = (q_s + \psi q_0)L,$$

де q_s – погонна маса вантажу; q_0 – погонна маса рухомих частин конвеєра; L – довжина конвеєра; ψ – коефіцієнт зведення маси, який враховує ту обставину, що не вся маса конвеєра рухається з прискоренням W_L , а також враховує вплив пружності та провисання ланцюга.

Оскільки пруткові конвеєри бурякозбиральних машин є коротко базовими, довжина транспортування яких не перевищує 25м., то $\psi=2$ [2].

Для визначення прискорення ланцюга W_L розглянемо схему взаємодії останнього з зірочкою (рис. 1). Зірочка 5 повертається з кутовою швидкістю ω , а її колова швидкість визначається відомою залежністю:

$$V = \omega R, \quad (3)$$

де R – початковий радіус зірочки; ω – кутова швидкість зірочки.

Тоді горизонтальна складова швидкості ланцюга змінюється за законом

$$V_L = V \cos \varphi = \omega R \cos \varphi,$$

тут φ – кутова координата повороту зірочки між сусідніми зубцями, яка відраховується від бісектриси кута між зубцями і змінюється в межах від $-\varphi_0$ до φ_0 , тобто $-\varphi_0 \leq \varphi \leq \varphi_0$. Центральний кут між зубцями можна визначити залежністю $2\varphi_0 = 2\pi/z$, де z – кількість зубців приводної зірочки. Тоді $\varphi_0 = \pi/z$.

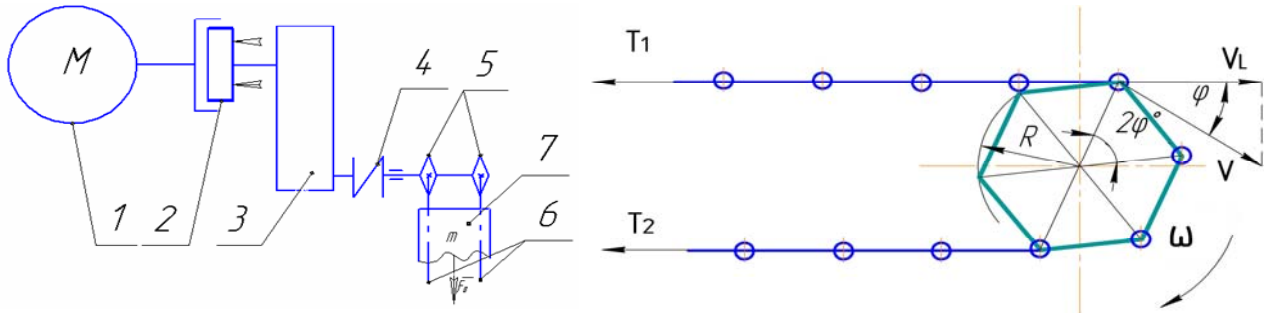


Рис. 1. Схема приводу пруткового конвеєра: 1 – двигун, 2 – муфта зчеплення, 3 – редуктор з передаточним числом i , 4 – запобіжна муфта, 5 – зірочки з приводним валом, 6 – тягові ланцюги, 7 – прутковий настил з вантажем.

Кутова координата зірочки α розділяється на n ділянок. На нульовій ділянці $0 \leq \alpha \leq 2\varphi_0$. При цьому $-\varphi_0 \leq \varphi \leq \varphi_0$. На першій ділянці $2\varphi_0 \leq \alpha \leq 4\varphi_0$, а $-\varphi_0 \leq \varphi \leq \varphi_0$. На k -ій ділянці кутові координати α і φ змінюються в таких межах:

$$2k\varphi_0 \leq \alpha \leq 2(k+1)\varphi_0; \quad -\varphi_0 \leq \varphi \leq \varphi_0, \quad k=0, 1, 2, \dots, n. \quad (4)$$

Взявши похідну за часом від залежності (3), визначимо закон зміни лінійного прискорення ланцюга:

$$W_L = \frac{dV_L}{dt} = \frac{d\omega}{dt} R \cos \varphi - \omega \frac{d\varphi}{dt} R \sin \varphi. \quad (5)$$

Оскільки $\frac{d\varphi}{dt} = \omega$, то останню залежність можна записати наступним чином:

$$W_L = R \left(\frac{d\omega}{dt} \cos \varphi - \omega^2 \sin \varphi \right). \quad (6)$$

Аналіз залежності показує, що для визначення прискорення ланцюга необхідно знати закон руху ведучої зірочки (рис. 2.1) на всіх ділянках руху в процесі пуску конвеєра.

Для визначення цього закону руху необхідно розв'язати другу задачу динаміки руху конвеєра. Для цього в першому наближенні конвеєр розглянемо як динамічну модель з нелінійною функцією положення (зв'язок кінематичних характеристик приводної зірочки і ланцюга є нелінійним) і одним ступенем вільності. За узагальнену координату приймемо координату повороту зірочки між сусідніми зубцями на k -ій ($k=0, 1, 2, \dots, n$) ділянці повороту зірочки.

У цій моделі не враховано пружність та провисання ланцюга, оскільки вони опосередковано враховані коефіцієнтом ψ у зведеній масі рухомих частин

конвеєра, яка визначається залежністю (3).

Складемо рівняння руху такої динамічної моделі конвеєра для кожної ділянки руху за допомогою теореми про зміну кінетичної енергії [2]:

$$T - T_0 = A_p - A_0, \quad (7)$$

де T_0, T – функції кінетичної енергії системи на початку руху та в певний момент часу; A_p, A_0 – робота рушійних сил приводу та сил опору переміщенню конвеєра на розглянутій ділянці руху.

Функції залежності мають такий вигляд:

$$T_0 = \frac{1}{2} I_p(-\varphi_0) \omega_0^2; \quad T = \frac{1}{2} I_p(\varphi) \omega^2, \quad (8)$$

$$A_p = \int_{-\varphi_0}^{\varphi} M d\varphi; \quad A_0 = \int_{-\varphi_0}^{\varphi} F_0 R \cos \varphi d\varphi, \quad (9)$$

де, $I_p(-\varphi_0), I_p(\varphi)$ – зведені до осі повороту приводної зірочки моменти інерції рухомих частин конвеєра в початковому положенні та в довільний момент часу; ω_0 – кутова швидкість зірочки в початковому положенні; M – рушійний момент приводу, зведений до осі повороту приводної зірочки; F_0 – сумарний опір статичних сил опору переміщенню полотна.

Підставивши залежності (8) і (9) в рівняння (7) і взявши від лівої та правої частин такої рівності похідні по координаті φ , отримаємо закон руху пруткового конвеєра бурякозбиральної машини у формі диференціальних рівнянь [2]:

$$I_p \frac{d\omega}{d\varphi} + \frac{1}{2} \omega \frac{dI_p(\varphi)}{d\varphi} = \frac{1}{\omega} (M - F_0 R \cos \varphi). \quad (10)$$

У цьому рівнянні:

$$I_p = I_0 + mR^2 \cos^2 \varphi, \quad (11)$$

де I_0 – зведений до осі повороту зірочки момент інерції ротора двигуна 1, муфти зчеплення 2, редуктора 3, пружної муфти 4 та приводного валу з зірочками 5 (рис.1).

Рівняння (10) з урахуванням залежності (11) є нелінійне диференціальне рівняння першого порядку зі змінними коефіцієнтами і складною правою частиною. Такі рівняння не вдається аналітично проінтегрувати, тому для їхнього розв'язку необхідно використовувати чисельні методи. Для використання методу кінцевих різниць [2] рівняння (11) представимо в наступному вигляді:

$$I_p(\varphi) d\omega + \frac{1}{2} \omega dI_p(\varphi) = \frac{1}{\omega} (M - F_0 R \cos \varphi) d\varphi \quad (12)$$

Розіб'ємо інтервал руху конвеєра $-\varphi_0 \leq \varphi \leq \varphi_0$ на n частин і припустимо, що на кожній частині $-d\varphi_0 \approx \Delta\varphi = 2\varphi_0/n$. Тоді координата $\varphi_{i+1} = \varphi_i + \Delta\varphi$. Тут i – номер положення приводної зірочки, який змінюється від 0 до n . Для будь-якого положення конвеєра $\varphi = \varphi_i, I_p(\varphi) = I_p(\varphi_i), \omega = \omega_i, M = M_i, dI_p(\varphi) \approx I_p(\varphi_{i+1}) - I_p(\varphi_i)$. Підставивши ці заміни в рівняння (12), отримаємо:

$$\omega_{i+1} = \frac{1}{I_p(\varphi_i)} \left[\frac{1}{\omega_i} (M_i - F_0 R \cos \varphi_i) \Delta\varphi + \frac{1}{2} [3I_p(\varphi_i) - I_p(\varphi_{i+1})] \cdot \omega_i \right]. \quad (13)$$

Рух конвеєра в процесі пуску починається з положення $\varphi_i = -\varphi_0$. У цьому положенні $\omega_i = \omega_0 = 0$. Для цього положення визначається $I_p(\varphi_i)$, $I_p(\varphi_{i+1})$, M_i і підставляються в залежність (13), з якої визначаються ω_{i+1} . Розрахунки ω_{i+1} проводяться до тих пір, поки φ_i не стане рівною φ_0 . Після чого розрахунки здійснюються для наступної ділянки руху $2\varphi_0 \leq \alpha \leq 4\varphi_0$ з повтором усіх процедур, що здійснювались на попередній ділянці. При чому за початкове значення швидкості ω_0 на цій ділянці приймається значення швидкості, що було знайдене в кінцевій точці попередньої ділянки, тобто $\omega_0 = \omega_n$.

Вихідними даними [3] для розв'язання залежності (13) були прийняті параметри пруткового конвеєра вивантажувальної секції підбирачанавантажувача СПС-4,2 (рис. 2), для якої довжина полотна конвеєра – $L=6,3\text{м}$; погонна маса рухомих частин конвеєра – $q_0=225\text{кг}$; початковий радіус зірочки – $R=0,071\text{м}$; кількість зубців зірочки – $Z=12$; зведений до осі повороту зірочки момент інерції ротора двигуна, муфти зчеплення, редуктора, пружної муфти та приводного валу з зірочками – $I_0=4,5\text{кг}\cdot\text{м}^2$; сумарний опір статичних сил опору переміщенню полотна – $F_0=7500\text{Н}$. Розрахунки та побудови виконували за алгоритмом складеним у програмі Microsoft Excel, для дійсної кількості зубів приводної зірочки ($Z=12$) та для умов іншої кількості зубів тягової зірочки полотна конвеєра. Встановлено режими руху приводного валу для кількості зубів тягової зірочки $Z=6$, $Z=9$ та $Z=11$. Результати отриманих залежностей представлено у вигляді графіків на рисунках 3, 4, 5 та 6.

Використовуючи отримані залежності ω і ε визначаються динамічні навантаження в тяговому ланцюгу:

$$F_\partial = m \cdot R \cdot (\varepsilon \cos \varphi - \omega^2 \sin \varphi). \quad (14)$$

Графік зміни динамічної складової F_∂ показано на рис. 6. Вплив кількості зубів приводної зірочки на динамічні характеристики конвеєра можна оцінити вибраними коефіцієнтами нерівномірності руху, динамічності та узагальненою оцінкою руху, розраховані значення для яких представлені у табл. 1:

Таблиця 1

Динамічні характеристики усталеного руху конвеєра

Кількість зубів приводної зірочки, Z				
	12	11	9	6
δ	0,02364	0,02414	0,04777	0,06156
K_D	2,58743	2,59174	2,84853	3,31817
K	2,58797	2,59645	2,84154	3,32287

З аналізу цієї таблиці видно, що найбільші значення коефіцієнтів δ , K_D , K , спостерігаються при $Z=6$, найменші - при $Z=12$. Для $Z=12$ та $Z=11$ ці значення приблизно однакові, тому для конвеєрів такого типу доцільно рекомендувати зірочку з кількістю зубів $Z=11$, а не $Z=12$, як це має місце в існуючій конструкції. Оскільки менша кількість зубців приводить до меншої частоти появи коливань і як наслідок збільшує надійність та довговічність приводу і всієї конструкції в цілому, а також зменшиться кількість ударів прутків і скребків об коренеплоди, що зменшить інтенсивність їх пошкодження.

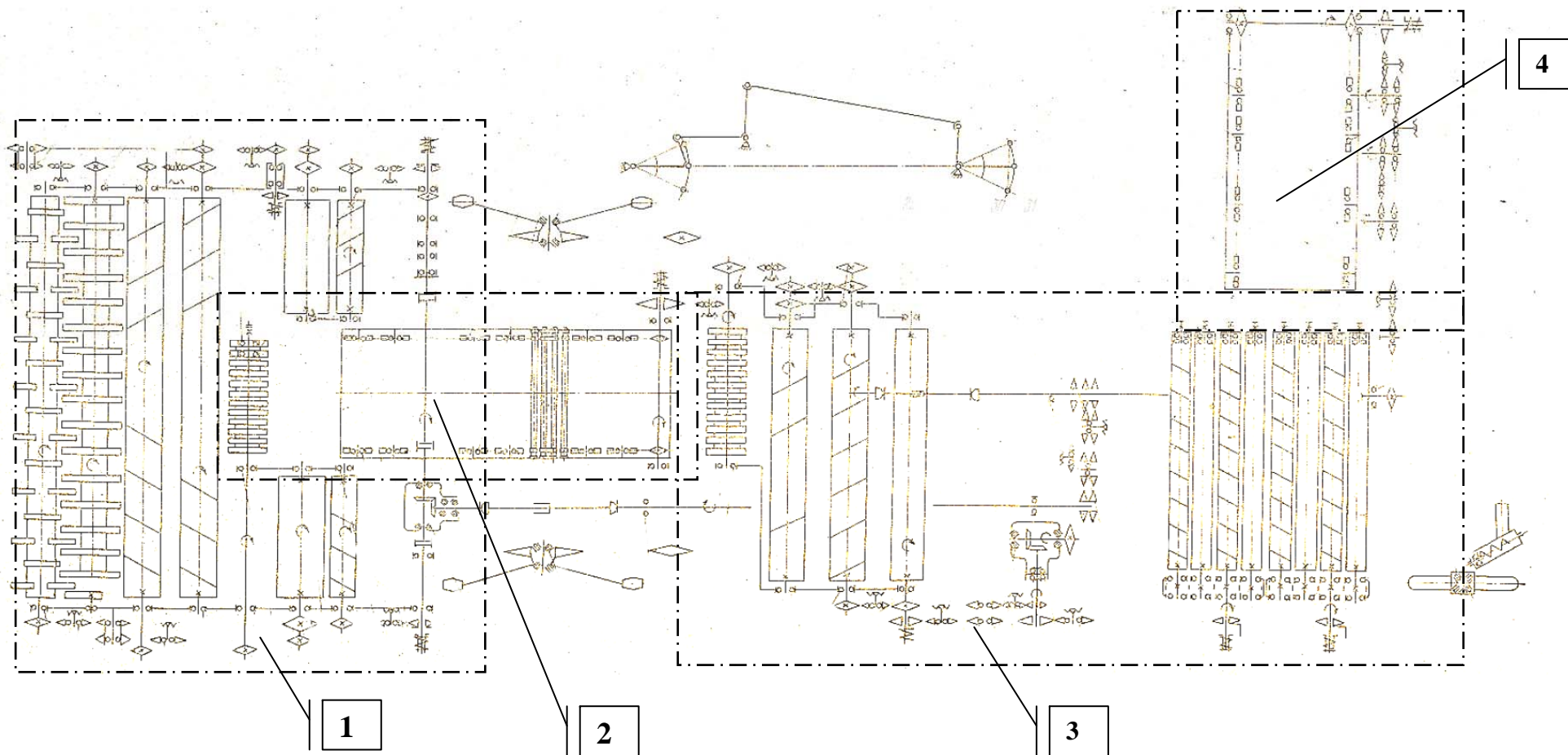


Рис. 2. Кінематична схема навантажувача-очисника СПС-4,2: 1 – секція підбору коренеплодів; 2 – повздовжній прутковий конвеєр; 3 – секція активної очистки; 4 – вивантажувальна секція (прутковий конвеєр).

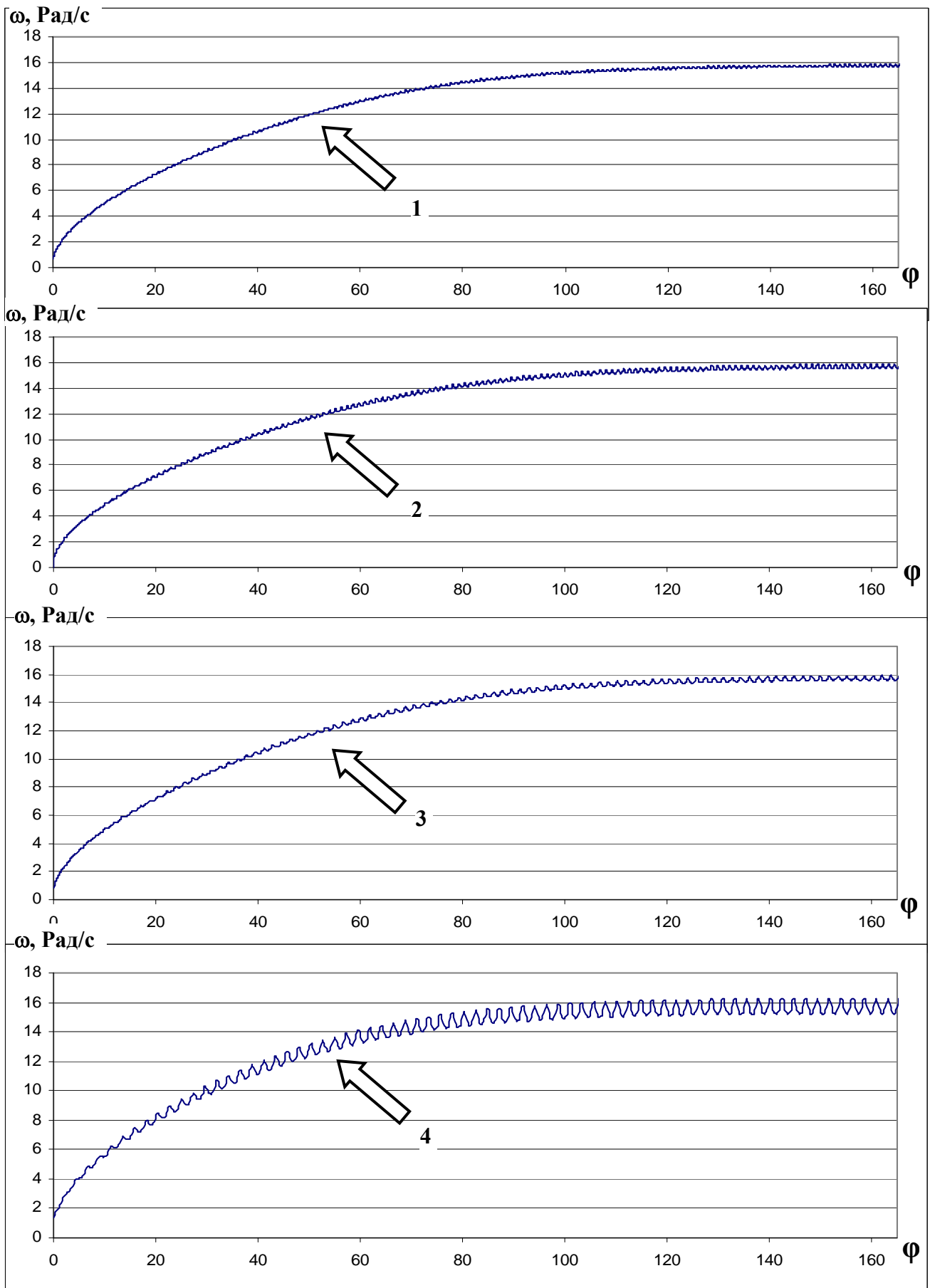


Рис. 3. Графіки зміни кутової швидкості на приводному валу пруткового конвеєра (1 - для $Z=12$ зубів зірочки; 2 - для $Z=11$; 3 - для $Z=9$; 4 - для $Z=6$).

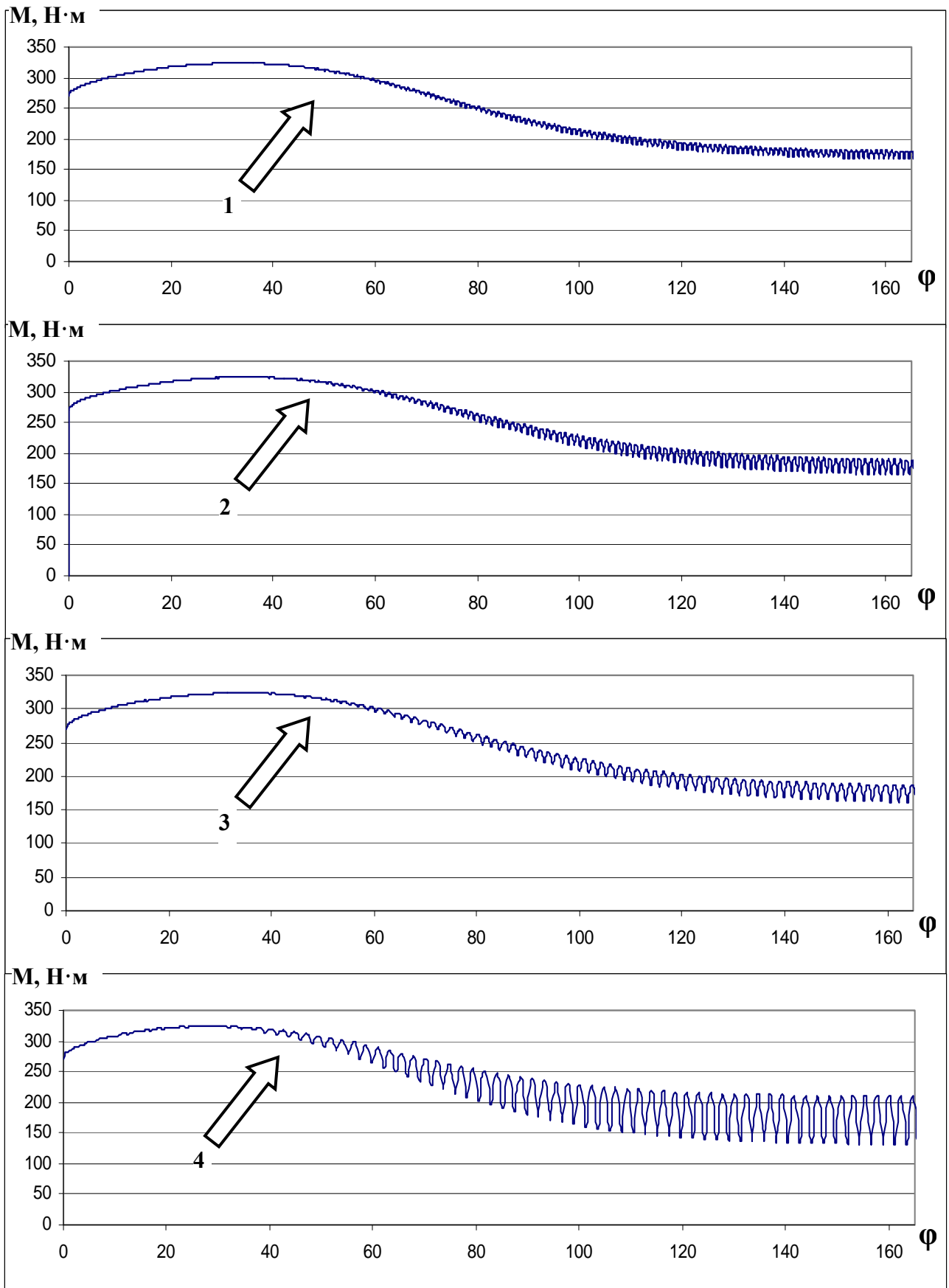


Рис. 4. Графіки зміни рушійного моменту на приводному валу пруткового конвеєра (1 - для $Z=12$ зубів зірочки; 2 - для $Z=11$; 3 - для $Z=9$; 4 - для $Z=6$).

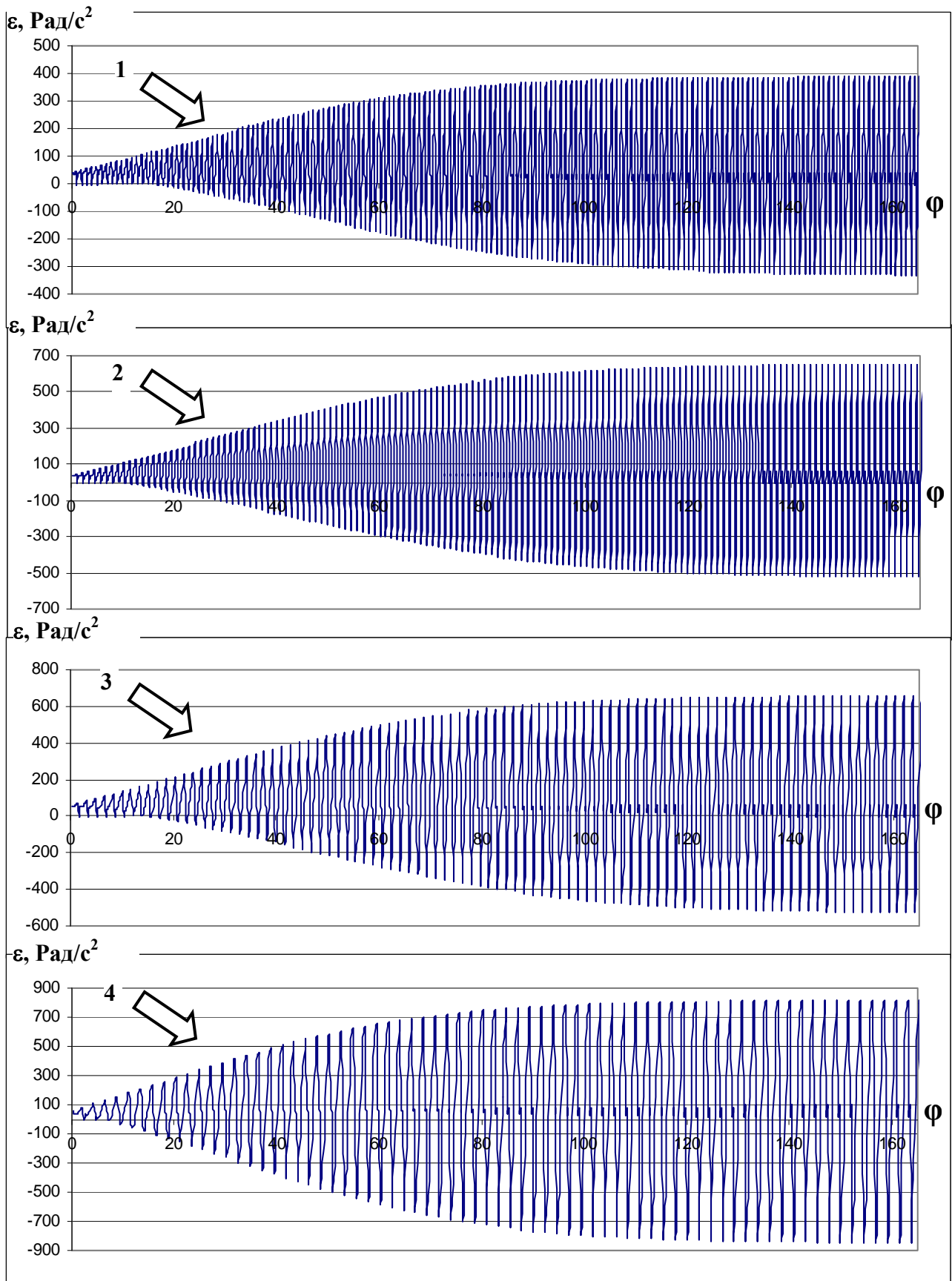


Рис. 5. Графіки зміни кутових прискорень на приводному валу пруткового конвеєра (1 - для $Z=12$ зубів зірочки; 2 – для $Z=11$; 3 – для $Z=9$; 4 - для $Z=6$).

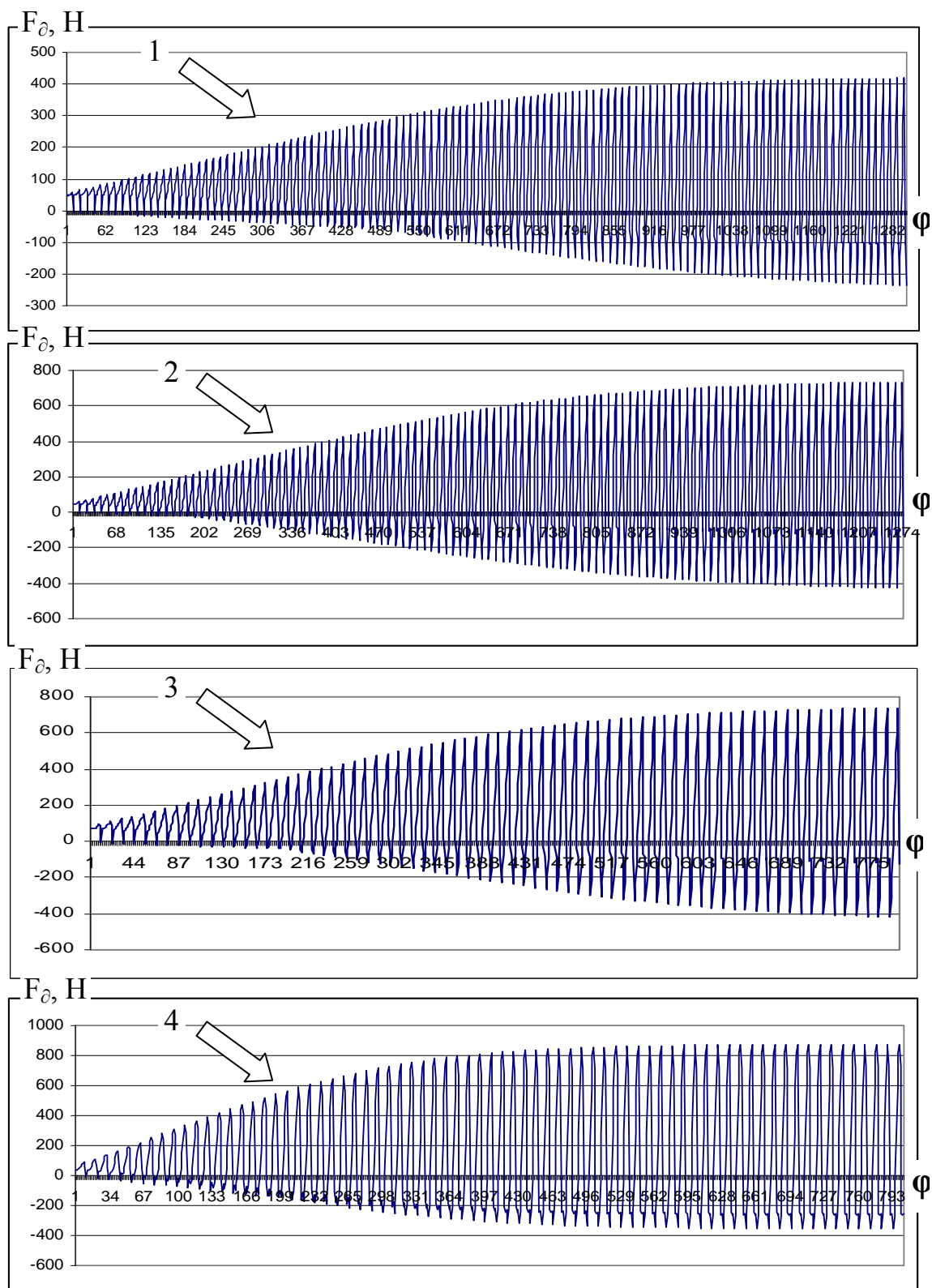


Рис. 6. Графіки зміни динамічної складової зусилля в тяговому ланцюгу (1 - для $Z=12$ зубів зірочки; 2 – для $Z=11$; 3 – для $Z=9$; 4 - для $Z=6$).

Література: 1. Корнев Г.В. Підійомно-транспортні машини безперервної дії, застосовувані у сільському господарстві. – К.: Урожай, 1968. – 152с. 2. Теоретические основы конвейеров с тяговыми элементами. Пертен Ю.А., Мисаилов В.К., Янтовский Л.И.: Изд-во Ленинградского ун-та, 1981. – 270с. 3. Ловейкін В.С., Ярошенко В.Ф., Коробко М.М. Аналіз режимів пуску ланцюгових конвеєрів сільськогосподарських машин // Праці Таврійської державної агротехнічної академії. – Вип.40. – Мелітополь, 2006. – С. 221-230.

ИДЕНТИФИКАЦИЯ НЕЛИНЕЙНОГО ДИНАМИЧЕСКОГО ОБЪЕКТА С ПОМОЩЬЮ ЛИНЕЙНОГО РАЗЛОЖЕНИЯ РАДИАЛЬНО-БАЗИСНЫХ ФУНКЦИЙ ИНС

Ляшенко А.С., аспирант (г. Харьков, Украина)

In clause use of radially-basic networks for identification of nonlinear dynamic process is considered. The algorithm of linear decomposition of various basic functions is offered. Results of modeling of artificial neural networks are presented.

Введение. На сегодняшний день актуальной проблемой на производстве является управление различными процессами. Процессы можно разделить на два вида линейные, более простые, способные управляться традиционными методами, и нелинейные, сложные динамические процессы, для управления которыми нужны более современные и точные методы. Одним из возможных решений может быть использование искусственных нейронных сетей (ИНС).

Применение ИНС требует решение ряда вопросов таких, например, как выбор типа сети и её архитектуры, задание функции активации и выбор алгоритма обучения. Из существующего в настоящее время большого количества сетей для идентификации нелинейных динамических систем в основном используются два вида статистических ИНС: многослойный персептрон (МСП) и сети радиально базисного основания (РБО). По сути, обучение сети РБО является аппроксимационной задачей нахождения многомерной поверхности, обеспечивающей наилучшие совпадения с набором тренировочных данных. В отличие от многослойных персептронов, которые глобально аппроксимируют нелинейное преобразование вход-выход, радиально-базисные сети производят локальную аппроксимацию. Использование различных базисных функций в РБО дает более богатый выбор решений, чем МСП.

При моделирование работы нейронных сетей радиально-базисного основания, использовалась среда MatLab 7.0.1, встроенные в нее стандартные функции позволяют решать задачи построения нейронных сетей, но при моделировании сложных нелинейных динамических процессов при воздействии на них помех, восстановление затруднено, либо не возможно. В связи с этим предлагается использование, как обучающих функций, гауссовскую, обратную мультиквадратичную функцию и функцию Коши, а также их линейные разложения, с само подстраиваемыми центрами и радиусами.

Постановка задачи. Рассмотрим задачу восстановления нелинейной функции

$$y(k) = f[x(k)] + \varepsilon(k). \quad (1)$$

где $f(\cdot)$ – неизвестная нелинейная функция; $\varepsilon(k)$ – помеха измерения выходного сигнала.

В частности, уравнение (1) может быть описан нелинейный динамический объект

$$y(k) = [y(k-1), \dots, y(k-m), u(k-1), \dots, u(k-n)] + \varepsilon(k). \quad (2)$$

Если вместо переменных $y(k-1), \dots, y(k-m), u(k-1), \dots, u(k-n)$ ввести вектор обобщенного входного сигнала

$$x(k) = [y(k-1), y(k-2), \dots, y(k-m), u(k-1), u(k-1), \dots, u(k-n)]. \quad (3)$$

Наша задача заключается в оценивании функции $f(\cdot)$ по измерениям входных $u(k)$ и выходных $y(k)$ переменных. Использование аппроксимации

$$\tilde{f}(x(k)) = w^T \varphi(x(k)) \quad , \quad (4)$$

где $\varphi(x(k))$ – вектор $L \times 1$ некоторым определенным образом выбираемых базисных функций, вид и количество которых L задают структуру модели, позволяет свести задачу идентификации к задаче параметрической идентификации, т. е. к определению вектора коэффициентов w размерности $L \times 1$.

Обучение сети. Основной функцией $\varphi_i(x)$ в радиально базисных сетях используют гауссовские функции вида

$$\varphi_i(x(k)) = \exp\left(-\frac{\|x(k) - c_i\|^2}{\sigma_i^2}\right), \quad (5)$$

где c_i, σ_i – соответственно центры и радиусы базисных функций; $\|\cdot\|$ – евклидова норма.

Система уравнений для описания гауссовой функции согласно [1], будет иметь вид

$$\varphi_k(x_i) \approx \begin{cases} \frac{0.77}{1.2\sigma_k} (x_i - c_k + 1.7\sigma_k), & \text{если } c_k - 1.7\sigma_k \leq x_i < c_k - 0.5\sigma_k \\ 0.77 + \frac{0.23}{0.5\sigma_k} (x_i - c_k + 0.5\sigma_k), & \text{если } c_k - 0.5\sigma_k \leq x_i < c_k \\ 0.77 - \frac{0.23}{0.5\sigma_k} (x_i - c_k - 0.5\sigma_k), & \text{если } c_k \leq x_i < c_k + 0.5\sigma_k \\ -\frac{0.77}{1.2\sigma_k} (x_i - c_k - 1.7\sigma_k), & \text{если } c_k + 0.5\sigma_k \leq x_i < c_k + 1.7\sigma_k \\ 0, & \text{при остальных.} \end{cases} \quad (6)$$

Графическое отображение данного разложения представлено на рис. 1. Также в РБС в качестве базисных функций могут быть использованы и другие функции, т.к. обратная мультиквадратичная функция и функция Коши, по примеру гауссовой функции было сделано линейное разложение и этих функций, описанных в [2].

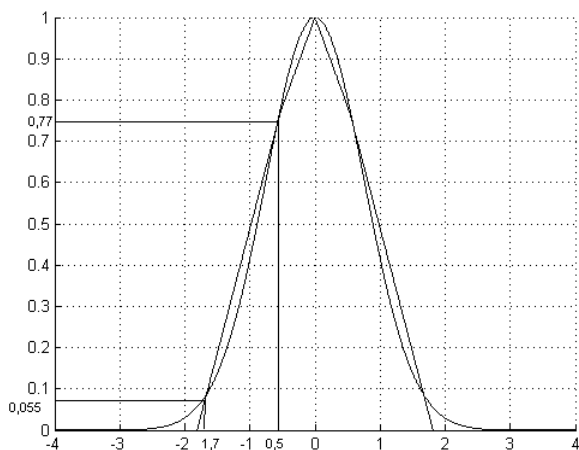


Рис. 1. Гауссова функция и ее линейное отображение.

Обратная мульти квадратичная функция задается формулой

$$\varphi_i(x(k)) = \left(\frac{\|x(k) - c_i\|^2}{\sigma_i^2} + a^2 \right)^{-\frac{1}{2}}, \quad (7)$$

где a – некий коэффициент, от 0 до 1.

Линейное отображение данной функции имеет вид:

$$\varphi_k(x_i) \approx \begin{cases} 0.16 + \frac{0.242}{5.87\sigma_k}(x_i - c_k + 6\sigma_k), & \text{если } c_k - 6\sigma_k \leq x_i < c_k - 3.8\sigma_k \\ 0.25 + \frac{0.38}{3.8\sigma_k}(x_i - c_k + 3.8\sigma_k), & \text{если } c_k - 3.8\sigma_k \leq x_i < c_k - 2\sigma_k \\ 0.435 + \frac{0.6}{2\sigma_k}(x_i - c_k + 2\sigma_k), & \text{если } c_k - 2\sigma_k \leq x_i < c_k - 1.1\sigma_k \\ 0.7 + \frac{0.26}{0.955\sigma_k}(x_i - c_k + 1.1\sigma_k), & \text{если } c_k - 1.1\sigma_k \leq x_i < c_k \\ 0.7 - \frac{0.26}{0.955\sigma_k}(x_i - c_k - 1.1\sigma_k), & \text{если } c_k \leq x_i < c_k + 1.1\sigma_k \\ 0.435 - \frac{0.6}{2\sigma_k}(x_i - c_k - 2\sigma_k), & \text{если } c_k + 1.1\sigma_k \leq x_i < c_k + 2\sigma_k \\ 0.25 - \frac{0.38}{3.8\sigma_k}(x_i - c_k - 3.8\sigma_k), & \text{если } c_k + 2\sigma_k \leq x_i < c_k + 3.8\sigma_k \\ 0.16 - \frac{0.242}{5.87\sigma_k}(x_i - c_k - 6\sigma_k), & \text{если } c_k + 3.8\sigma_k \leq x_i < c_k + 6\sigma_k \\ 1.86 & \text{при остальных.} \end{cases} \quad (8)$$

Функция Коши задается уравнением

$$\varphi_i(x(k)) = (1 + x(k))^{-1}. \quad (9)$$

Ее система линейных уравнений функции Коши выглядит так:

$$\varphi_k(x_i) \approx \begin{cases} 0.02 + \frac{0.16}{5.87\sigma_k}(x_i - c_k + 6\sigma_k), & \text{если } c_k - 6\sigma_k \leq x_i < c_k - 3.8\sigma_k \\ 0.05 + \frac{0.21}{3.8\sigma_k}(x_i - c_k + 3.8\sigma_k), & \text{если } c_k - 3.8\sigma_k \leq x_i < c_k - 2\sigma_k \\ 0.22 + \frac{0.49}{2\sigma_k}(x_i - c_k + 2\sigma_k), & \text{если } c_k - 2\sigma_k \leq x_i < c_k - 1.1\sigma_k \\ 0.5 + \frac{0.8}{1.1\sigma_k}(x_i - c_k + 1.1\sigma_k), & \text{если } c_k - 1.1\sigma_k \leq x_i < c_k \\ 0.5 - \frac{0.8}{1.1\sigma_k}(x_i - c_k - 1.1\sigma_k), & \text{если } c_k \leq x_i < c_k + 1.1\sigma_k \\ 0.22 - \frac{0.49}{2\sigma_k}(x_i - c_k - 2\sigma_k), & \text{если } c_k + 1.1\sigma_k \leq x_i < c_k + 2\sigma_k \\ 0.05 - \frac{0.21}{3.8\sigma_k}(x_i - c_k - 3.8\sigma_k), & \text{если } c_k + 2\sigma_k \leq x_i < c_k + 3.8\sigma_k \\ 0.02 - \frac{0.16}{5.87\sigma_k}(x_i - c_k - 6\sigma_k), & \text{если } c_k + 3.8\sigma_k \leq x_i < c_k + 6\sigma_k \\ 0.02 & \text{при остальных.} \end{cases} \quad (10)$$

Моделирование. Исследования работы радиально-базисной сети с различными основаниями проводили на модели нелинейного динамического объекта, описываемого уравнением [3, 4]

$$y(k) = 0,725\beta \cdot \left(\frac{16u(k-1) + 8y(k-1)}{\beta(3 + 4u(k-1)) + 4y^2(k-1)} \right) + 0,2u(k-1) + 0,2y(k-1), \quad (11)$$

при отсутствии и наличии помехи измерений $\varepsilon(k)$ (1). Условия эксперимента совпадали с условиями, представленными в [4]. А также использовались различные временной интервал для обучения сети, 3000 и 5000 эпох.

Таблица 1

Результаты обучения сети РБО при различных базисных функциях и времени.

Функции	Эпохи	Количество нейронов	Ошибка
Гауссова	3000	118	0,0012
Линейная Гауссова	3000	78	0,019
Обратная мультиквадратичная	3000	197	0,002
Линейная обратная мультиквадратичная	3000	194	0,0018
Коши	3000	201	0,001
Линейная Коши	3000	189	0,0098
Гауссова	5000	112	0,001
Линейная Гауссова	5000	77	0,019
Обратная мультиквадратичная	5000	195	0,002
Линейная обратная мультиквадратичная	5000	194	0,0019
Коши	5000	199	0,001
Линейная Коши	5000	188	0,0097

Выводы. Как видно из табл. 1 количество эпох слабо влияет на результаты обучения, главным критерием является выбор базисной функции и способ линейного разложения. Лучшие результаты показала сеть с гауссовой базисной функцией и ее линейное разложение, которое сократила количество требуемых нейронов на 30% с 118 до 78, при этом, не увеличив значительно ошибку. Линейное разложение обратной мультиквадратичной функции и функции Коши, не на много сократило количество нейронов и оставило практически без изменений значение ошибки. Таким образом, можно сделать заключение что функция Гаусса для данного нелинейного динамического объекта является наилучшим решением в качестве базисной функции, но это не означает что другие функции не справились с поставленной задачей, просто им для этого требуется больше времени на обучение. Возможно, что при других алгоритмах обучения данные функции дали бы совершенно другие результаты. Выбор же базисных функций для обучения нейронных сетей моделирующих сложные процессы должен производиться исключительно под конкретно поставленную задачу. Основным заключением является то, что использование ИНС для идентификации нелинейных динамических объектов возможно, и оно дает хорошие результаты, в то время когда традиционные методы потребовали бы значительно больших усилий и затрат.

Литература: 1. Guang-Bin Huang, An efficient sequential learning algorithm for growing and pruning RBF networks. IEEE TRANS. ON SYST. MAN.AND CYBERNETICS, vol. 34, №. 6, pp.2284-2292, December 2004. 2. Руденко О.Г., Бодянский Е.В. Основы теории искусственных нейронных сетей: Харьков: Телетех, 2002. – 317с. 3. Руденко О.Г., Бессонов А.А. Идентификация нелинейных нестационарных объектов в реальном времени с помощью радиально-базисных сетей // Кибернетика и системный анализ. 2003 - №6. – С.177-185. 4. Ляшенко С.А. Об одном алгоритме обучения нейросетевой модели нелинейного динамического объекта // Бионика интеллекта. 2004. - Вып. 61(1). – С.107-110.

ПІДВИЩЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНО-ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПОКАЗНИКІВ ОРНО-ПРОСАПНИХ ТРАКТОРІВ СЕРІЇ ХТЗ-160 НА ЕНЕРГОЄМКИХ РОБОТАХ

Струков В.О., магістр (м. Харків, Україна)

The arable-cultivated tractors of series of KHTZ-160 are intended for implementation of both operations of the general setting and complex of works on growing of the cultivated cultures.

A difference of normal reactions is on right and left ведущих wheels, and also their couplings properties of resistance of качіння results in the decline of tractive which develops a tractor force. As tangent tractive of tractor force with a differential occasion is determined its size on wasp with minimum couplings properties of wheels, this force grows at first, and then goes down. At the blocked occasion tangent tractive of tractor force is determined the sum of tangent tractive forces on a кожiiy ax, increased with growth of hauling effort of tractor.

Орно-просапні трактори серії ХТЗ-160 призначені для виконання як операцій загального призначення, так і комплексу робіт по вирощуванню просапних культур.

При виконанні тракторами серії ХТЗ-160 енергоємких робіт, наприклад, оранка при агрегуванні з плугами ПЛН-5-35, ПУН-5-40, ПЛП-6-35 та ін., дискування ґрунту дисковими боронами БДП-6,5, БДТ-7 та інші вузли і агрегати трактора навантажені максимальними навантаженнями, які впливають на ресурс трактора. Це є наслідком не тільки високої енергоємності технологічного процесу, а і особливостями агрегування трактора з сільськогосподарським приладдям. Наприклад, на орних роботах праві колеса трактора рухаються по дну борозни, частково засипаної розпушеним ґрунтом, що приводить до різниці нормальних реакцій на праві і ліві ведучі колеса. В результаті різниці іпирини захвата плуга і колії трактора продольна сила тяги і опору плуга не співпадають, що призводить до дестабілізації руху агрегату та зниження якості оранки.

При виконанні трактором ХТЗ-16131 орних робіт було відмічено різницю нормальних реакцій на правих і лівих ведучих колесах, що є наслідком різних умов качіння коліс, а також нерівномірним довантаженням з боку плуга. Довантаження трактора відбувається не тільки від зусилля, яке діє в верхній центральній тязі, але і від зусилля, яке виникає в правому вертикальному розкосі механізму причіпки. Дане зусилля при агрегуванні трактора ХТЗ-16131 з плугами ПЛН-5-35 та ПЛН-6-35 при оранці на глибину 25-27 см суглинистого ґрунту (питомий опір 6,5-7,0 МПа, вологість 22,3 -24,4%, густина (щільність) 1,35-1,42 кг/см³, фон - продискована стерня) знаходиться в межах 450-500 кг і спрямовано униз, навантажуючи правий бік трактора (в основному, праве заднє колесо). Зусилля в лівому розкосі, яке має таку ж величину, направлено згору і сприяє розгрузці лівого боку трактора. При цьому відбувається також перерозподіл нормальних реакцій по ведучим осям - на передній осі вони знижуються, а на задній зростають.

Різниця нормальних реакцій на правих та лівих ведучих колесах, а також їх зчіплювальних властивостей опору качіння призводить до зниження сили тяги, яка розвивається трактором. Оскільки дотична сила тяги трактора з диференційним приводом визначається її величиною на осі з мінімальними зчіплювальними властивостями коліс, то ця сила спочатку зростає, а потім знижується. При блокованому приводі дотична сила тяги трактора визначається сумою дотичних сил тяги на кожну вісь, збільшується із зростанням тягового зусилля трактор/

ХАОТИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ В ПРИЛОЖЕНИИ К КРИПТОГРАФИЧЕСКОЙ ЗАЩИТЕ ЭЛЕКТРОННЫХ ДОКУМЕНТОВ

Тарасов А. А., аспирант, Малыхин В. В., канд. техн. наук,
Гордиенко В.В., канд. техн. наук (г.Курск, Россия)

The fundamental relationship between the properties of chaotic and cryptographic systems is considered at the theoretical and practical layers.

In this review, we introduce the application for protection of ED from the non-authorized access based on chaotic transposition.

Открытие систем со случайно-подобным (детерминировано-хаотическим) поведением является одним из важных результатов второй половины двадцатого столетия.

Принципы Теории хаоса были успешно использованы для описания и объяснения разнообразных естественных и искусственных явлений:

- Предсказание финансовых рынков.
- Моделирование систем производства.
- Прогнозы погоды.
- Создание фракталов.
- Предсказание явлений, рассматриваемых медициной.
- Применение хаоса в современных системах связи.

В данной работе рассматривается применение теории хаоса в области кодирования и передачи информации. Под методом кодирования и передачи информации понимается алгоритм криптографии, соответствующий следующим требованиям: обеспечение конфиденциальности информации, обеспечение целостности информации.

Цель работы заключается в исследовании возможности применения теории хаотических систем в криптографии.

Сущность предлагаемого способа шифрования состоит в использовании двух числовых рядов формируемых дискретным хаотическим отображением TentMap.

Полученная таким образом последовательность имеет свойство сплошного спектра и нестационарности, что исключает возможность применения спектрального анализа и методов теории вероятности для взлома зашифрованного сообщения.

Стартовым значением для начала генерации ряда является введённое пользователем ключевое слово, состоящее из 16 символов. Для инициализации стартовых значений генераторов введённое пользователем слово разбивается на две части по 8 байт и каждая из них преобразовывается к вещественному числу. Таким образом, начальная длина ключа составляет 128 бит, что является стандартом для систем криптографической защиты. Число шагов генерации хаотического ряда зависит от длины входного текста. Для повышения устойчивости к взлому в процессе формирования числовой последовательности выполняется изменение траектории хаотического процесса. Траектория хаотического процесса меняется при помощи операции суммирования текущего значения хаотической последовательности с константным значением X . При этом X имеет положительное значение, если значение текущего элемента хаотической последовательности отрицательно и отрицательное значение, если значение текущего элемента хаотической последовательности положительно. Это позволяет динамически наращивать длину ключа, так как величина X и интервал срыва траектории хаотического процесса входят в состав ключа. Также срыв

траектории процесса не даёт возможности пролонгировать хаотическую последовательность в случае обнаружения одного из промежуточных значений последовательности и восстановить предыдущие значения последовательности, так как хаотический процесс является необратимым.

Полученные хаотические последовательности преобразуются в битовые строки, и выполняется побитовая дизъюнкция. Байты файла, подлежащего криптографии, также преобразуются в битовую строку. Шифрование выполняется с помощью транспозиции битов исходного текста методом встречного просмотра. Метод заключается в обходе битовой строки, начиная с обеих сторон по направлению к центру и транспозиции текущих бит строки местами.

Признаком необходимости перестановки бит текста местами является единичное значение бита битовой строки полученной в результате дизъюнкции хаотических рядов. После выполнения транспозиции битовая строка шифротекста преобразуется в массив байт и возвращается в адресное пространство исходного файла.

Для расшифрования текста необходимо выполнить аналогичную последовательность действий, но на вход алгоритма подаётся шифротекст, а в качестве ключевой последовательности используется слово, которое было использовано при шифровании. Таким образом, предлагаемый алгоритм относится к классу алгоритмов симметричного шифрования с закрытым ключом.

В соответствии с предлагаемым алгоритмом был разработан программный продукт для криптографической защиты информации.

Программный продукт написан на языке высокого уровня C# с использованием библиотеки dotNET Framework 2.0

Выбор языка обусловлен тем, что при реализации алгоритма возникает необходимость обращения к битам входящим в состав байтовых массивов. Библиотека dotNET Framework имеет набор необходимых классов и методов для безопасной обработки битовых строк.

УДК 621.791

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЛИНЫ ЗАЗОРА НА УЧАСТКАХ КОРПУСА ПИТАТЕЛЯ КОНИЧЕСКОЙ ТРИБОСИСТЕМЫ

Яковлева А.Г., докт. тех. наук, **Камель Г.И.** (г. Запорожье, Украина)

Periodic fluctuations of lengths of backlashes between conic sites of the case and the conic sites, a rotating rotor conic tribosystem (KTS), providing stable independent work of industrial hydrotransport are considered. Mathematical models of oscillatory movements of arc degrees and lengths of backlashes after all sites of case KTS are received.

Проблема. Конические трибосистемы (КТС) широко используются в гидротранспорте для транспортирования и загрузки емкостей, находящихся под высоким давлением (1,2 МПа) и высокой температурой щелочи (160°C). Роторный питатель КТС является запорным устройством, отделяющим область высокого давления 1,2 МПа от области низкого давления 0.15 МПа. Через зазоры между участками корпуса [1,2,3] и участками, вращающегося ротора имеют место протечки щелочи, которые влияют на надежную работу всей установки.

Анализ исследований. Однако в технической и научной литературе не описаны математические модели процессов изменения длины зазора на участках корпуса,

обеспечивающих автономную работу питателя КТС. В работах [1,2,3] описывается схема работы питателя КТС. В вертикальной плоскости, через окна корпуса и сквозные окна карманов ротора загружается гидросмесь. При повороте ротора на 90° в горизонтальной плоскости через окна в корпусе и сквозные карманы, вращающегося ротора выгружается гидросмесь. На окна загрузки и выгрузки, в поперечном сечении, приходит 40% всех рабочих конических поверхностей, через которые осуществляется загрузка и выгрузка гидросмеси в варочный котел, а на остальные рабочие поверхности корпуса питателя КТС приходится 60%. При этом между 8-мью рабочими коническими участками (между окнами) корпуса и 8-мью рабочими коническими поверхностями участков ротора изменяется длины зазоров. Эти зазоры, в процессе работы, должны обеспечить запорные функции питателя КТС—отделять область высокого давления 1,2 МПа от области низкого давления 0,15 МПа.

Цель и задачи исследований. Целью исследований является получение на геометрических моделях роторного питателя КТС математических зависимостей изменения длин зазора между 8-мью рабочими коническим поверхностями корпуса и 8-мью рабочими коническими поверхностями, вращающегося ротора двухсекционного питателя КТС.

Решение задачи. Для решения поставленных задач использовалась геометрическая модель ротора, корпуса и питателя КТС, разделенных на 36 равных

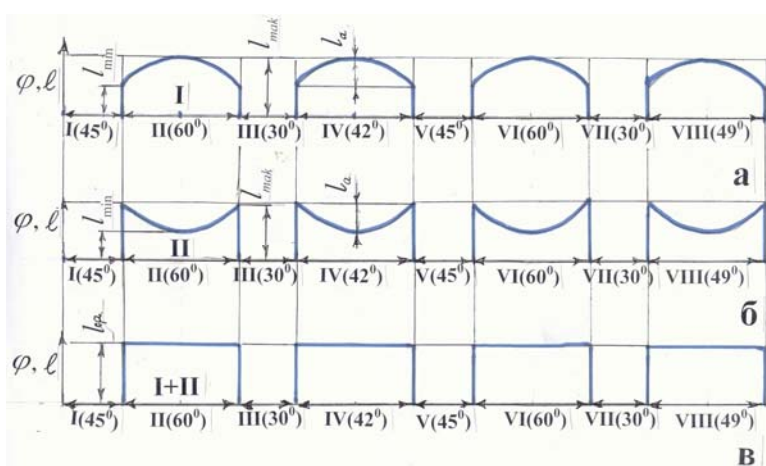


Рис.1. Изменение длины зазора на участках корпуса за оборот ротора: а, б и в – изменение длины зазора l и дугового градуса φ в I-й; II-й и в двух (I+II) секциях одновременно.

секторов [1] и поперечное сечение корпуса [1,2] с условной разбивкой всех рабочих сопрягаемых конических поверхностей на участках I, V-окна загрузки; III, VII – окна выгрузки и II, IV, VI, VIII – участках на корпусе и роторе, обеспечивающие запорные функции. Исследования проводились на моделях роторных питателей КТС шведской фирмы «Камюр» производительностью 500 т/сутки. На рис.1 приведены значения длин зазора,

определенных на ранних участках корпуса в I -й II-й секциях.

Определим колебания длин зазоров на участках корпуса питателя КТС.

1. Определение минимальных и максимальных значений дуговых градусов на участках корпуса.

$$\varphi_{min}^{II} = \alpha_{\kappa}^{II} - \alpha_p^I = 60^\circ - 38^\circ = 22^\circ, \quad (1)$$

где α_{κ}^{II} - дуговой градус II-го участка корпуса, град; $\alpha_p^I = 38^\circ$ - дуговой градус окон сквозных карманов ротора, град; $\varphi_{max}^{II} = \alpha_p^{II} = 52^\circ$ – максимальное значение дугового градуса; $\alpha_p^{II} = 52^\circ$ - дуговой градус ротора на II-м участке.

2. Средние значения (разность между наибольшим и наименьшим значениями

длины зазора называется амплитудой длины зазора) амплитуды дугового градуса и длины дуги зазора, стягивающего дуговой градус сопряжения l_a^{II} , определяем по формуле

$$\varphi_a^{II} = \varphi_{max}^{II} - \varphi_{min}^{II} = 52^\circ - 22^\circ = 30^\circ, \quad (2)$$

$$l_a^{II} = \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_a \cdot \frac{\pi}{180^\circ} = \frac{0,86}{2} \cdot 30^\circ \cdot \frac{3,14^\circ}{180^\circ} = 0,225, \quad (3)$$

где $d_{cp}=0,86$ м – средний диаметр ротора, м.

3. Определяем амплитуду колебания:

3.1. Дугового градуса зазора участков корпуса

$$\varphi_a^{II} = \varphi_{max}^{II} - \varphi_{min}^{II} = 52^\circ - 22^\circ = 30^\circ, \quad (4)$$

где φ_a^{II} - амплитудное значение дугового градуса на втором участке, град;

3.2. Длины дуги зазора, стягивающие дуговые градусы

$$l_a^{II} = \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_a \cdot \frac{\pi}{180^\circ} = \frac{0,86}{2} \cdot 30^\circ \cdot \frac{3,14^\circ}{180^\circ} = 0,225 \quad (5)$$

4. Определяем период колебания физических величин T , сек при разных значениях оборотов ротора

$$\frac{T_{II}}{2} = \frac{\varphi_k^{II} + \varphi_p^{II}}{6 \cdot n} = \frac{60^\circ + 52^\circ}{6 \cdot 3} = 6,22, \quad (6)$$

где T_{II} – период колебания длины зазора (дугового градуса) между II-м участком корпуса и II-м участком ротора, сек.

Полный период колебания длины зазора $T_{II} = 6,22 \cdot 2 = 12,44$ с.

Аналогичные результаты расчетов получены и для других участков корпуса при разных оборотах ротора и занесены в табл. 1

Таблица 1

Значения углового градуса и длины зазора на участках корпуса КТС

Физические характеристики	Углы секторов участков корпуса, $\varphi_{град}$			Формула	
	$\varphi_{II} = 60^\circ$ $\varphi_{VI} = 60^\circ$	$\varphi_{IV} = 44^\circ$	$\varphi_{VII} = 49^\circ$		
1. Период колебания физических величин T , с при частоте вращения, мин. ⁻¹	3	12,44	10,66	$T = \frac{\varphi_{II} + \alpha_p}{\sigma \cdot n}$	
	5	7,46	6,4		
	8	4,66	4,0		
2. Частота колебаний физических величин при частоте вращения, мин. ⁻¹	3	0,08	0,093	$f = \frac{1}{T}, \text{ с}$	
	5	0,13	0,156		
	8	0,214	0,25		
3. Циклическая (кривая) частота колебаний сопряжения участков корпуса и ротора при оборотах, мин. ⁻¹	3	0,5	0,598	$\omega_0 = \frac{2\pi}{T} = 2\pi f$ с	
	5	0,84	0,98		
	8	1,459	1,57		
4. Амплитуда колебаний: 4.1. дугового градуса участков корпуса и ротора, φ_a , град.		52	44	49	$\varphi_a = \varphi_p = 52^\circ$

5. Длина дуги зазора, стягивающей дуговой градус сопряжения, l , м	0,39	0,33	0,3675	$l = \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_p \cdot \frac{\pi}{180} =$ $\frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi^0 \cdot \frac{\pi}{180}$
6. Дуговой градус сопряжения двух секций участков ротора, α_p	$\frac{\pi}{2}$	$\frac{\pi}{2}$	$\frac{\pi}{2}$	$\frac{\pi}{2}$
7. Угол поворота ротора после полного сопряжения участков корпуса и ротора, φ_{np} , град.	142 $\frac{\pi}{1,267}$	134 $\frac{\pi}{1,343}$	139 $\frac{\pi}{1,294}$	$\varphi_{np} = \varphi_k + \varphi_p$
8. Коэффициент фазы колебаний под знаком синуса или косинуса (длина зазора)	1,267	1,343	1,292	$K = \frac{\pi}{\alpha_{np}}$
9. Формулы для определения координат длины зазора в любой момент времени: 1) от угла ротора, α_{np} 1-я секция; 2) в зависимости от периода колебаний (T) и времени t , выраженных в долях периода (вторая секция)	$\sin 1,267 \cdot \alpha_p$ $\cos 1,267 \cdot \alpha_p$	$\sin 1,343 \alpha_p$ $\cos 1,343 \alpha_p$	$\sin 1,292 \alpha_p$ $\cos 1,292 \alpha_p$	
10. В зависимости от периода колебаний (T) и времени t , выраженных в долях периода:	$\sin \frac{2\pi}{T_2} \cdot t_2$ $\cos \frac{2\pi}{T_2} \cdot t_2$	$\sin \frac{2\pi}{T_4} \cdot t_4$ $\cos \frac{2\pi}{T_4} \cdot t_4$	$\sin \frac{2\pi}{T_8} \cdot t_8$ $\cos \frac{2\pi}{T_8} \cdot t_8$	

5. Определяем циклическую (круговую) частоту колебаний физических величин при разных оборотах и результаты занесем в табл. 1.

$$\omega_o = \frac{2\pi}{T} = \frac{2 \cdot 3,14}{12,44} = 0,5c^{-1}, \quad (7)$$

где ω_o - циклическая (круговая) частота колебаний физической величины на II-м участке корпуса.

6. Частота колебаний физической величины при частоте вращения

$$f_{II} = \frac{1}{T_{II}} = \frac{1}{12,44} = 0,08c^{-1}. \quad (8)$$

7. Определяем дуговой градус сопряжения двух секций участков ротора

$$\alpha_p = \alpha_p^I + \alpha_p^{II} = 38^\circ + 52^\circ = 90^\circ = \frac{\pi}{2}. \quad (9)$$

8. Угол поворота ротора после полного сопряжения участков корпуса и ротора, φ_{np}^{II} , град;

$$\varphi_{np}'' = \varphi_a'' + \varphi_p'' = 30^\circ + 90^\circ = 120^\circ = \frac{\pi}{1,5}, \quad (10)$$

9. пределим коэффициент фазы колебаний под знаком синуса (косинуса) длины зазора, К

$$K = \frac{\pi}{\varphi_{np}''} = \frac{\pi}{\pi/1,5} = 1,5, \quad (11)$$

10. пределим координаты длины зазора в любой момент времени на II-м участке первой секции питателя в зависимости от угла поворота ротора.

$$\text{I-я секция } x_{l_{II}}^I = l_{cp}'' + l_a'' \cdot \sin k \cdot \alpha_p = \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_{cpn}'' \cdot \frac{\pi}{180^\circ} + \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_a'' \cdot \frac{\pi}{180^\circ} \sin 1,5 \cdot \alpha_p \quad (12)$$

$$\text{II-я секция } x_{l_{II}}'' = l_{cp}'' + l_a'' \cdot \cos k \cdot \alpha_p = \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_{cp}'' \cdot \frac{\pi}{180^\circ} + \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_a'' \cdot \frac{\pi}{180^\circ} \cos 1,5 \cdot \alpha_p \quad (13)$$

11. пределим координаты длины зазора в любой момент времени в зависимости от периода колебаний T и времени t, выраженных в долях периода.

$$x_{l_{II}}^I = l_{cp}'' + l_a'' \cdot \sin \frac{2\pi}{T_{II}} \cdot t_{II} = \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_{cp}'' \cdot \frac{\pi}{180^\circ} + \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_a'' \cdot \frac{\pi}{180^\circ} \sin \frac{2\pi}{T_{II}} \cdot t_{II} \quad (14)$$

$$x_{l_{II}}'' = l_{cp}'' + l_a'' \cdot \cos \frac{2\pi}{T_{II}} \cdot t_{II} = \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_{cp}'' \cdot \frac{\pi}{180^\circ} + \frac{d_{cp}}{2} \cdot \varphi_a'' \cdot \frac{\pi}{180^\circ} \cos \frac{2\pi}{T_{II}} \cdot t_{II} \quad (15)$$

Выводы. 1. Длина зазора на всех участках корпуса и участках вращающегося ротора изменяется по синусоидальному закону от минимального до максимального значения. 2. Получены математические модели колебательного движения длины зазора в зависимости от: а) угла поворота ротора; б) периода колебаний и в) времени, выраженного в периодах. 3. Длина зазора на 4-х участках первой секции корпуса изменяется по синусоидальному закону, а на 4-х участках второй секции корпуса изменяется по косинусоидальному закону, что обуславливает: а) постоянную суммарную длину зазора на всех участках корпуса; б) постоянный расход протечек щелочи через зазоры в питателе из области высокого давления в область низкого давления и в) упрощаются расчеты по определению расхода и скорости гидросмеси в трассах циркуляции щелочи низкого и высокого давлений.

Литература: 1. амель Г.И. Роторные питатели установок непрерывной варки целлюлозы. – М.: Лесная промышленность, 1987. – 160с. 2. ечаев Г.И., Камель Г.И. Повышение надежности и продуктивности загрузочных устройств непрерывной варки целлюлозы и полуцеллюлозы. – Луганск: Изд-во СНУ им. В.Даля, 2005. – 392с.

УДК 621.004.5

ОБ ЭФФЕКТЕ ГУБЕРА

Соколов В.С., канд. физ.-мат. наук, **Малыхин В.В.**, канд. техн. наук,

Новиков С.Г., канд. техн. наук, **Красных О.В.** (г. Курск, Россия)

About effect Gybera.

В научно-популярном журнале «Наука и жизнь» за 1991 год в №7 [1] была опубликована статья «Эффект Губера и летающие тарелки», где в частности сообщается, что в конце 50-х годов прошлого века швейцарский инженер Ж. Губер обнаружил «странный» эффект, заключающийся в следующем.

Если к паре железнодорожных колёс, соединённых стальной осью, подвести

по рельсам ток, то на эту систему (скат), будет действовать сила, возникающая только при качении ската, и направлена всегда в сторону его движения. При этом отмечается, что эта сила не зависит, в каком месте к рельсам подключён источник тока и не зависит от того, переменный он или постоянный. С повышением скорости движения ската сила заметно уменьшается, а с увеличением тока – возрастает.

Инженер Губер использовал обнаруженный эффект при сортировке и сцепке вагонов на железнодорожных горках, что, конечно, в свою очередь послужило и доказательством существования самого эффекта.

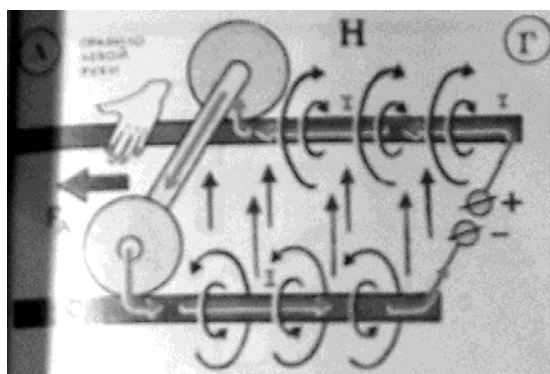
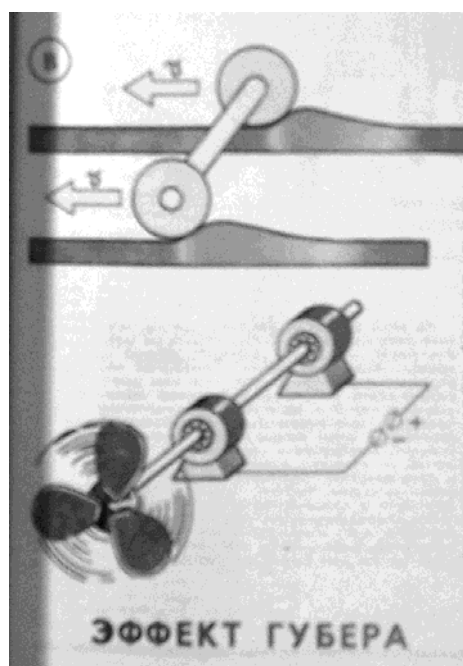


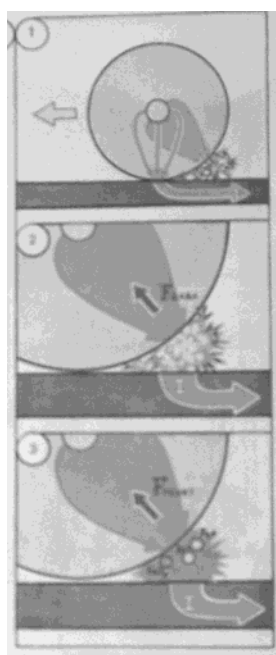
Рис. 1. Правило левой руки в эффекте Губера [1].

Здесь же делается попытка объяснения эффекта скатыванием колёс с микроскопически малых «горок», образующихся в зонах контакта колёс с рельсами, вследствие теплового расширения (рис. 2,а). Но это объяснение также несостоятельно, так как скатывающая сила не зависит от материала рельсов.

Также не проясняет явления и привлечение искр, проскакивающих и нагревающих воздух между рельсами и колёсами, и частиц, вырывающихся с поверхности рельсов, создающих давление на колёса, так как проскакивание искр может иметь место с обеих сторон контакта колёс с рельсами (рис. 2,б). При этом возникающий механический момент, возникающий за счёт давления светящихся частичек (искр), мал, так как он формируется в зоне мгновенного центра скоростей колёс ската, который, как известно [4], лежит в точке касания колёс с рельсами.



а



б

Рис. 2. К объяснению эффекта Губера [1].

В статье [1] отмечается, что привлечение сил, возникающих при движении проводника (в данном случае оси ската) с током I в магнитном поле контура, состоящего из источника тока, рельсов и ската, напряжённостью H , например силы Ампера $F_A = I[\Delta l, B]$ (её направление находится по правилу векторного произведения или по мнемоническому правилу левой руки), где $I\Delta l$ – векторная величина, называемая элементом тока, а $B = \mu\mu_0 H$ – индукция магнитного поля контура или её изменения ΔF_A , формирующегося из-за пересечения колёсной осью (в ней индуцируется ток ΔI) магнитного поля контура, показывает, что они направлены против движения ската (рис. 1).

При этом возникающий механический момент, возникающий за счёт давления светящихся частичек (искр), мал, так как он формируется в зоне мгновенного центра скоростей колёс ската, который, как известно [4], лежит в точке касания колёс с рельсами.

Попробуем подойти к разрешению «секрета» эффекта Губера с другой стороны, используя свойство магнитного поля ориентировать помещённый в

него контур с током, которое количественно выражается следующей зависимостью между вращающим моментом M , индукцией B поля и магнитным моментом p контура [2, 3]:

$$M = [p_m B], \quad (1),$$

где $M = p_m B \sin \alpha$ (α – угол между векторами p_m и B) – модуль момента, $p_m = ISn$ (I – ток в контуре, S – площадь, охватываемая контуром, n – единичный вектор нормали к плоскости контура).

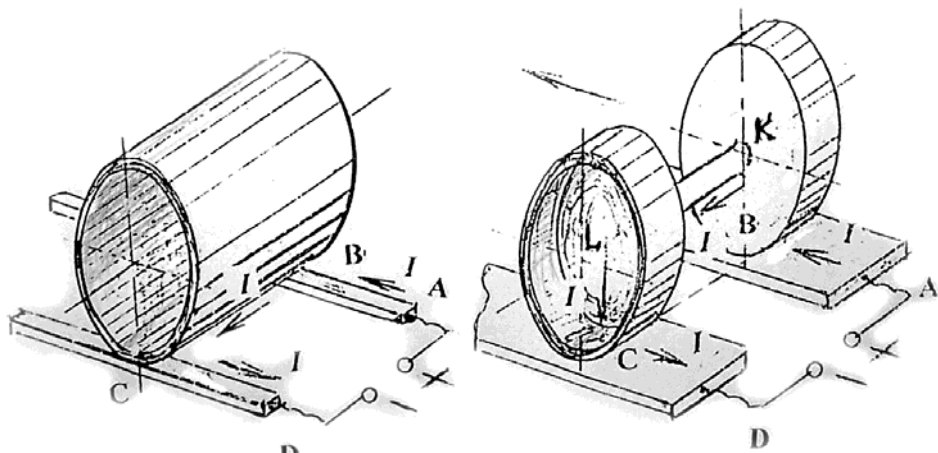


Рис. 3. Схема модели ската и пустотелый цилиндр, с помощью которого двухконтурная модель схемы Губера переходит в одноконтурную.

та (на рисунках они обозначены буквами B и C) колёс с рельсами пунктирным отрезком, который служит теперь границей двух контуров, один из них – $ABCD$ – связан с рельсами, а другой – $BKLC$ – со скатом (рис. 3). По обоим контурам в любой

момент времени течёт один и тот же ток I , поэтому их магнитные моменты равны соответственно: $p_1 = IS_1 n_1$ и $p_2 = IS_2 n_2$ (S_1 и S_2 – площади контуров) и взаимно перпендикулярны. При этом площадь контура $ABCD$, связанного с рельсами, увеличивается, если скат удаляется от источника тока, или уменьшается, если он приближается к нему, на некоторую величину ΔS_2 . Соответственно будет увеличиваться или уменьшаться магнитный момент p_2 на величину $\Delta p_2 = I \Delta S_2 n_2$, как это показано на рис. 1,а и рис. 1,б.

Известно, что магнитные моменты стремятся по кратчайшему угловому пути занять одинаковое направление. А так как магнитный момент p_2 остаётся перпендикулярным к рельсам, то вынужден поворачиваться магнитный момент p_1 контура $BKLC$, стремясь к совмещению с при-

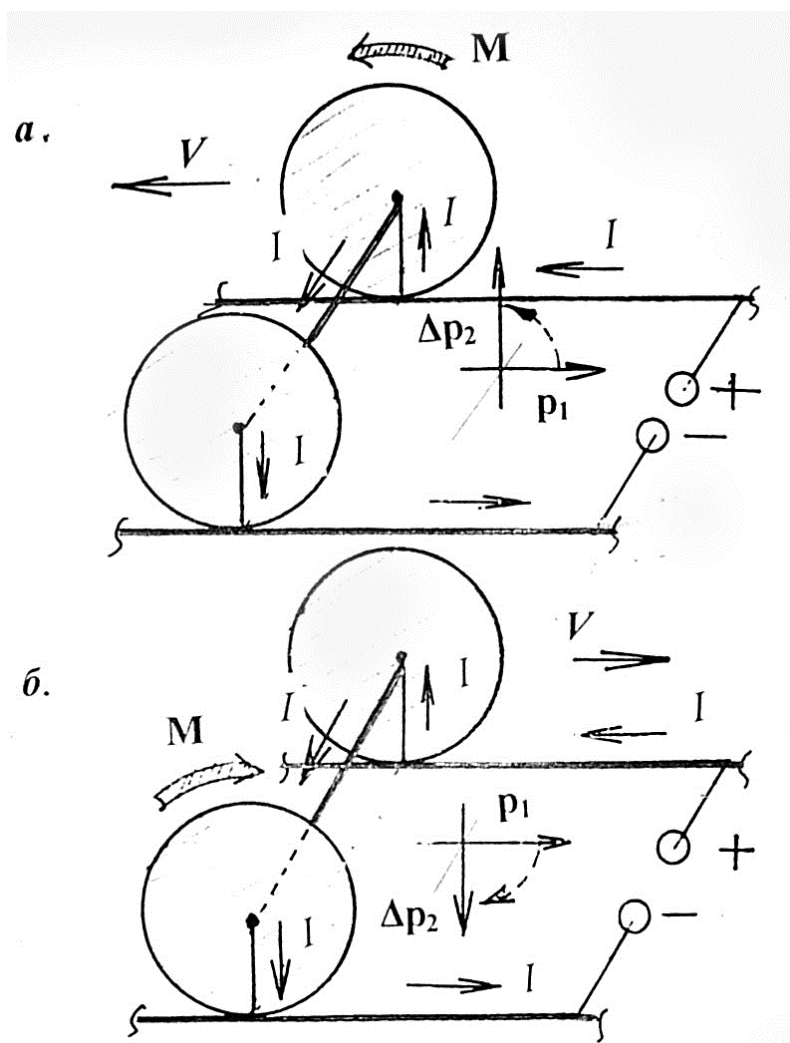


Рис. 4.

ращением Δp_2 магнитного момента p_2 контура $ABCD$, связанного с рельсами. При этом развивается вращающий момент, равный, согласно формуле (1)

$$M = [p_1, \Delta B_2], \quad (2)$$

где ΔB_2 – приращение индукция магнитного контура $ABCD$. Этот момент и заставляет поворачиваться колёса ската в ту сторону, в которую его толкнули.

Приведенные рассуждения справедливы и для случая переменного тока, так как его мгновенные значения в выделенных контурах одинаковы.

При неподвижном скате изменение Δp_2 магнитного момента p_2 в контуре $ABCD$ нет, поэтому скат остаётся неподвижным. При переменном токе скат при отсутствии толчка также остаётся неподвижным.

Для установления справедливости предложенной (в качестве гипотезы) интерпретации поведения ската на рельсах под напряжением может быть проведен простой эксперимент, инструментальное воплощение и методика его проведения здесь не представлены из-за ограничения объёма публикации.

Но схематично модель ската представлена на рис. 3 (справа), а на том же рисунке (слева) показан пустотелый цилиндр того веса, что и модель ската, с помощью которого двухконтурная (электрические контуры $ABCD$ и $BKLC$) модель схемы Губера переходит в одноконтурную – остаётся лишь контур $ABCD$. Проведение опытов с цилиндром и моделью ската даёт возможность проверить правомерность предложенного объяснения эффекта Ж. Губера, рис. 4.

Литература: 1. Дёмин П. Эффект Губера и летающие тарелки // Наука и жизнь, 1991, №7. 2. Трофимова Т.И. Курс физики. – М.: Высш. шк., 1999. – 542 с. 3. Кошкин Н.И., Васильчикова Е.Н. Элементарная физика. Справочник / – М.: АО «СТОЛЕТИЕ», 1996. – 304 с. – С. 116 – 137. 4. Тарг С.М. Краткий курс теоретической механики. – М.: Высш. шк., 1986. – 416 с.

УДК 621.833.6

ЗАВИСИМОСТЬ УГЛОВ ЗАЦЕПЛЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ ПАР ПЛАНЕТАРНЫХ МЕХАНИЗМОВ СО СВЯЗАННЫМИ И НЕСВЯЗАННЫМИ КОЛЕСАМИ

Кавецкий С.Н., Гереш Т.В. (г. Харьков, Украина)

In paper the capability of realisation of synthesis of planetary trains, with linked and disconnected steams of tooth gears, taking into account possible values of angles of cogging at a design stage is displayed. Relations of angles of cogging for pairs of the linked and not linked tooth gears are gained.

Введение: При изготовлении зубчатых колес планетарного механизма, немаловажное значение имеет выбор коэффициентов смещения режущего инструмента. При этом следует учитывать тот факт, что коэффициенты смещения влияют на значение угла передачи и качественных показателей каждой зубчатой пары. Поэтому при выборе коэффициентов смещения режущего инструмента, огромное значение имеет зависимость углов передачи в различных ступенях проектируемого планетарного механизма. Для планетарных механизмов, зубчатые колеса первой, второй и последующих ступеней могут образовывать: 1) связанные колеса (присутствуют сателлиты входящие в зацепление с несколькими колесами одновременно); 2) не связанные колеса (отсутствуют сателлиты входящие в зацепление с несколькими колесами одновременно).

При этом использовать известные блокирующие контуры можно совместно для пар зубчатых колес разных ступеней, если будет известна зависимость углов пе-

редачи разных ступеней, для связанных и не связанных колес.

Основная часть: Планетарный механизм, с наперед заданным передаточным отношением, будет существовать, если возможно выбрать такие числа зубьев зубчатых колес в ходящих в состав механизма, которые обеспечат выполнение следующих условий для выбранной схемы: 1. передаточного отношения; 2. сборки; 3. соосности; 4. соседства.

Первые три условия используются для получения генеральных уравнений, с помощью которых можно определить различные наборы чисел зубьев зубчатых колес, при этом следует заметить, что генеральные уравнения индивидуальны для каждой схемы планетарного механизма. Четвертое условие не участвует в генеральных уравнениях и его проверяют отдельно для каждого набора чисел зубьев полученного в результате расчетов. Следует заметить, что условие соосности оказывает влияние не только на выбор чисел зубьев зубчатых колес первой и последующих ступеней, но и на выбор коэффициентов смещения при изготовлении зубчатых колес.

Традиционно при определении генеральных уравнений, условие соосности использовалось при условии, что зубчатые колеса первой и последующих ступеней имеют одинаковый угол зацепления (обычно принимали пары колес первой и последующих ступеней с нулевыми коэффициентами смещения), а после определения чисел зубьев определяют истинные значения коэффициентов смещения режущего инструмента и проводят геометрический расчет. Расчет в такой последовательности обладает рядом недостатков:

1. при определении чисел зубьев, теряется ряд возможных комбинаций удовлетворяющих условиям для выбранной схемы;
2. после выполнения корректировки коэффициентов смещения пар зубчатых колес, не всегда получаются приемлемые значения качественных показателей и углов зацепления, что снижает КПД и долговечность будущего планетарного механизма.

Условие, привносящее необходимость корректировки коэффициентов смещения, есть условие соосности. Суть условия соосности в равенстве межосевых расстояний связанных и не связанных пар зубчатых колес, его можно записать в виде:

$$A_{i,j} = A_{j,k}, \text{ для связанных колес и } A_{i,j} = A_{k,l}, \text{ для не связанных колес.}$$

При этом следует учесть, что в планетарных механизмах возможны варианты зацепления зубчатых пар внутреннего и внешнего зацеплений. Запишем условие соосности для возможных вариантов зацеплений зубчатых пар, используя истинное значение межосевого расстояния смещенной передачи.

1. Случай связанных колес, рассматриваем одну или две ступени в зависимости от типа схемы механизма:

- а. пара зубчатых колес Z_1Z_2 – внешнего зацепления и пара зубчатых колес Z_2Z_3 – внешнего зацепления

$$\frac{Z_1 + Z_2}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))} = \frac{Z_2 + Z_3}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{23}}(x_2, x_3))}$$

$$\Downarrow$$

$$\frac{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))}{\cos(\alpha_{w_{23}}(x_2, x_3))} = \frac{Z_1 + Z_2}{Z_2 + Z_3}, \quad (1)$$

б. пара зубчатых колес Z_1Z_2 – внешнего зацепления и пара зубчатых колес Z_2Z_3 – внутреннего зацепления

$$\frac{Z_1 + Z_2}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))} = \frac{Z_3 - Z_2}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{23}}(x_2, x_3))}$$

$$\Downarrow$$

$$\frac{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))}{\cos(\alpha_{w_{23}}(x_2, x_3))} = \frac{Z_1 + Z_2}{Z_3 - Z_2}, \quad (2)$$

с. пара зубчатых колес Z_1Z_2 – внутреннего зацепления и пара зубчатых колес Z_2Z_3 – внутреннего зацепления

$$\frac{Z_1 - Z_2}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))} = \frac{Z_3 - Z_2}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{23}}(x_2, x_3))}$$

$$\Downarrow$$

$$\frac{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))}{\cos(\alpha_{w_{23}}(x_2, x_3))} = \frac{Z_1 - Z_2}{Z_3 - Z_2}. \quad (3)$$

2. Случай не связанных колес, рассматриваем одну или две ступени в зависимости от типа схемы механизма:

а. пара зубчатых колес Z_1Z_2 – внешнего зацепления и пара зубчатых колес Z_3Z_4 – внешнего зацепления

$$\frac{Z_1 + Z_2}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))} = \frac{Z_3 + Z_4}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{34}}(x_3, x_4))}$$

$$\Downarrow$$

$$\frac{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))}{\cos(\alpha_{w_{34}}(x_2, x_3))} = \frac{Z_1 + Z_2}{Z_3 + Z_4}, \quad (4)$$

б. пара зубчатых колес Z_1Z_2 – внешнего зацепления и пара зубчатых колес Z_3Z_4 – внутреннего зацепления

$$\frac{Z_1 + Z_2}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))} = \frac{Z_4 - Z_3}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{34}}(x_3, x_4))}$$

$$\Downarrow$$

$$\frac{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))}{\cos(\alpha_{w_{34}}(x_3, x_4))} = \frac{Z_1 + Z_2}{Z_4 - Z_3}, \quad (5)$$

с. пара зубчатых колес Z_1Z_2 – внутреннего зацепления и пара зубчатых колес Z_3Z_4 – внутреннего зацепления

$$\frac{Z_1 - Z_2}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))} = \frac{Z_4 - Z_3}{2} \cdot \frac{\cos(\alpha_0)}{\cos(\alpha_{w_{34}}(x_3, x_4))}$$

$$\Downarrow$$

$$\frac{\cos(\alpha_{w_{12}}(x_1, x_2))}{\cos(\alpha_{w_{34}}(x_3, x_4))} = \frac{Z_1 - Z_2}{Z_4 - Z_3}. \quad (6)$$

Таким образом, из выражений (1), (2), (3), (4), (5) и (6) можно сделать следующий вывод: для выполнения условия соосности в планетарном механизме со связанными и не связанными колесами, необходимо, чтобы отношение суммы или разности чисел зубьев (в зависимости от типа зацеплений пар колес) было равно отношению косинусов углов зацеплений соответствующих зубчатых пар. Следовательно, для определения приемлемых значений углов зацеплений, можно рассмотреть

параметрические уравнения:

$$\cos \alpha_{w_{12}} = t \cdot \cos \alpha_{w_{23}}, \quad (7)$$

$$\cos \alpha_{w_{12}} = t \cdot \cos \alpha_{w_{34}}, \quad (8)$$

где t – текущий параметр (произвольное рациональное число, очевидно, что $t=1$ соответствует традиционно принимаемым нулевым парам). Из зависимостей (7) и (8) видно, что для выбранного значения параметра t существует вполне определенная зависимость углов зацепления пар связанных и не связанных колес. Кривые, показывающие связь углов зацеплений для различных значений параметра t , изображены на рис. 1. Кривые изображенные на рис. 1, дают возможность оценить значения углов зацепления в степенях связанных и

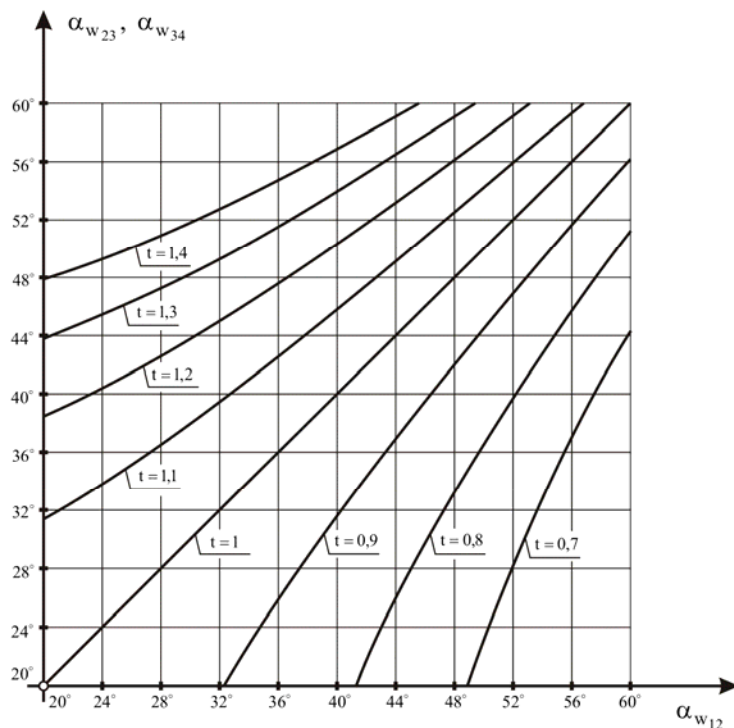


Рис. 1 Зависимость углов зацепления связанных и не связанных пар зубчатых колес.

не связанных пар зубчатых колес на этапе проектирования, без проведения геометрического расчета и выбора коэффициентов смещения. Выбор параметра t и определение чисел зубьев ступеней планетарного механизма с парами связанных и не связанных колес, можно проводить в следующем порядке:

1. выбирать допустимые значения угла зацепления пар зубчатых колес для ступеней со связанными парами зубчатых колес $\alpha_{w_{12}}$ и $\alpha_{w_{23}}$, или не связанными парами зубчатых колес $\alpha_{w_{12}}$ и $\alpha_{w_{34}}$;
2. определить с помощью графиков приведенных на рис. 1 пределы изменения параметра t ;
3. принять значение параметра t из промежутка определенного в п.2, равным рациональному числу;
4. используя то, что $\frac{\cos(\alpha_{w_{12}})}{\cos(\alpha_{w_{23}})} = t$ для связанных пар зубчатых колес и $\frac{\cos(\alpha_{w_{12}})}{\cos(\alpha_{w_{34}})} = t$

для не связанных колес, записать с помощью выражений (1), (2), (3), (4), (5) и (6) откорректированные условия соосности, после чего совместно с другими условиями определить числа зубьев проектируемого планетарного механизма.

Общие выводы: 1. Определена зависимость углов зацепления для пар связанных и не связанных зубчатых колес планетарного механизма. 2. Показана возможность проведения синтеза планетарного механизма по выбранной схеме, с уче-

том корректировки углов зацепления для пар связанных и не связанных зубчатых колес. 3. Синтез планетарного механизма для заданной схемы, проведенный с помощью вышеизложенного порядка, дает возможность получить дополнительные комбинации чисел зубьев зубчатых колес которые нельзя получить с помощью генеральных уравнений приведенных в [2].

Литература: 1. Гавриленко В.А. Зубчатые передачи в машиностроении М., Машгиз 1962г. 532 с. 2. Ткаченко В.А. Планетарные механизмы (оптимальное проектирование), Харьков, Издательский центр ХАИ. 2003г 446 с. 3. Ерофеев А.Ф. Нарезание колес внутреннего зацепления долбяками М., «Машиностроение» 1967г. 140с.

УДК 621.833

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗГИБНОЙ ВЫНОСЛИВОСТИ ЗУБЬЕВ МОДЕЛИРОВАНИЕМ УСТАЛОСТНЫХ ПРОЦЕССОВ

Устиненко А.В., канд. техн. наук, **Бондаренко А.В.**, **Протасов Р.В.**
(г. Харьков, Украина)

Lowering of dimensions of gears at simultaneous increase of transmitted power is an actual problem of a modern machine industry. Necessity of development of the method by gears strength calculation is shown in view of last reachings in the field of durability. The scheme of a complex mathematical model of a gear fatigue failure is presented. On its base development of a standard calculate procedure on durability is possible.

Актуальность проблемы. Одной из важнейших проблем современного машиностроения является повышение массогабаритных характеристик приводов машин, а, следовательно, их основных элементов – зубчатых колес. Как уже было показано авторами [4, 5], одним из основных путей ее решения является уточнение методик расчетов зубьев на изгибную усталость.

В настоящее время прочностные расчеты эвольвентных зубчатых передач чаще всего выполняются по стандартным методикам ГОСТ и ISO. Также многие фирмы успешно рассчитывают зубья на изгибную прочность методом конечных элементов (МКЭ) в объемной постановке, применяя стандартные компьютерные пакеты ANSYS, MSC.Nastran и др. Однако оба подхода не лишены недостатков.

Рассмотрим некоторые из них.

1. Определение действующих напряжений σ_F в стандартных методиках основано на плоской задаче теории упругости.
2. Как известно, стандартные допускаемые напряжения σ_{FR} определены для плоской задачи теории упругости по результатам натуральных усталостных испытаний зубчатых колес. В этом случае при обработке результатов экспериментов автоматически учитываются чувствительность материала к концентрации напряжений, влияние внутренних напряжений и т.д. Однако допускаемые напряжения верны только для зубьев, имеющих одинаковые геометрические параметры (α, z, x, m) , материал и термообработку с испытанными. В пределах цилиндрических передач внешнего зацепления со стандартным исходным контуром погрешность невелика. Но для передач с нестандартными исходными контурами и внутренним зацеплением погрешность расчета с применением этих допускаемых напряжений резко возрастает.
3. При расчете зубьев с помощью МКЭ приходится сравнивать действующие

напряжения (определенные на основе пространственной задачи теории упругости) со стандартными допускаемыми напряжениями для случая плоской задачи. Естественно, это приводит к снижению достоверности результатов.

4. Большинство современных программных систем позволяют анализировать долговечность конструкций. Так, в ANSYS имеется модуль усталостных расчетов; в широко распространенный пакет фирмы MSC входит MSC.Fatigue – программа для анализа усталости и оптимизации конструкции по критериям долговечности [2]. Однако они не позволяют в полной мере моделировать усталостные процессы в зубчатых колесах и других сложнопрофильных деталях.

Цель и постановка задачи. Таким образом, назрела необходимость создания нового подхода к методике расчета зубчатых колес, который учел бы все последние разработки в области прочности и долговечности деталей машин.

Что касается расчета действующих напряжений, то, как отмечено выше, эта задача успешно решена многими исследователями на базе метода конечных элементов (МКЭ) в объемной постановке с применением стандартных пакетов прикладных программ. Поэтому авторы сосредоточили свои усилия на решении задачи расчета долговечности зубчатых передач на основе математического моделирования усталостных процессов в металлах. Также представляется возможным разработать методику определения допускаемых напряжений по результатам такого моделирования (аналогично тому, как по результатам натуральных усталостных испытаний были выработаны допускаемые напряжения, приведенные в ныне действующих стандартах). При этом возможны два варианта расчета.

1. Определение долговечности передачи путем моделирования процесса усталостного трещинообразования и разрушения. Возможен детерминистский подход, основанный на критерии ресурса (условие нагрузочной способности записывается в виде $N_L \geq N_K$, где N_L , N_K – число циклов напряжений в соответствии с расчетным и заданным сроком службы) или расчет вероятности безотказной работы ($P_F(N_L \geq N_K) \geq P_{Fmin}$, где P_F – вероятность отсутствия повреждений в течение заданного срока службы; P_{Fmin} – минимальное регламентированное значение P_F).
2. Классический расчет, основанный на сравнении действующих напряжений σ_F с допускаемыми σ_{FP} . В этом случае σ_F определяются на основе существующих решений пространственной задачи теории упругости, а σ_{FP} – по методике, разрабатываемой авторами.

Целесообразно реализовывать предлагаемые модели и методики в виде программных модулей для подключения к существующим системам прочностного расчета и проектирования. Это позволит избежать неизбежного в ином случае дублирования расчета действующих напряжений, воспользоваться существующим программным интерфейсом и базой данных по материалам. Оптимальным, на наш взгляд, базироваться на комплексе фирмы MSC (пакет программ MSC.Fatigue, MSC.Nastran, MSC.Patran), как несомненном лидере в компьютерном проектировании с учетом усталости.

Пути решения задачи. В работах [4, 6] в общих чертах поставлена задача создания комплексной математической модели деформируемого тела при объемном напряженно-деформированном состоянии зубьев. К настоящему моменту

авторы более углубленно разработали эту задачу и предлагают укрупненную схему комплексной математической модели усталостного разрушения зубчатого колеса.

Рассмотрим подробнее основные составляющие модели и некоторые теоретические предпосылки, служащие фундаментом для разработки этих составляющих.

С целью удобства математической и программной реализации модель разделена на следующие модули (см. рисунок).

Модуль геометрии зуба колеса. Входными данными являются модуль зацепления m и число зубьев z , диаметр вершин d_a и угол наклона зубьев β , ширина венца b , параметры исходного контура $(x, \alpha, h_a^*, h_l^*, c^*, \rho_f^*)$ и (при наличии) модификации профиля. Выходные данные – координаты точек рабочей поверхности и переходной кривой (X_i, Y_i, Z_i) [7] для последующего построения физико-механической и конечно-элементной модели.

Силовой модуль. Исходными данными является гистограмма нагружения зубчатой передачи

$T_i(N_{ci})$ в ступенчатом или плавном виде. Возможно применение как детерминистского подхода, так и задание величин нагрузок и частот вращения по случайному закону. Также на данном этапе необходимо определить (хотя бы в первом приближении) внутренние динамические нагрузки v_F , оказывающие существенное влияние на нагрузочную

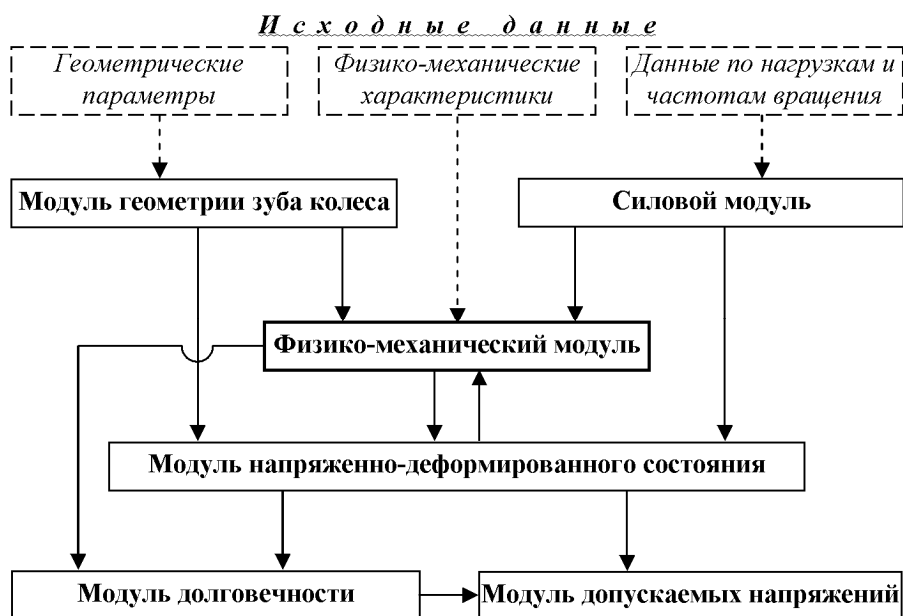


Рисунок. Модульная структура комплексной математической модели усталостного разрушения зубчатого колеса.

ную способность передачи. Для точных зубчатых колес желательно учесть возможное перемещение нагрузки в граничную точку однопарного зацепления, а также ее перераспределение на две пары зубьев. Выходными данными модуля является спектр повреждающих нагрузок $S(F_{Gi})$, необходимый для моделирования усталостных процессов и анализа НДС в последующих модулях.

Физико-механический модуль. Является "ядром" всей модели. На входе задаются физико-механические и структурные характеристики материала колеса с учетом термической обработки, свойств поверхности (шероховатость, упрочнение), наличия дефектов материала (вакансий, дислокаций). Моделируется процесс образования и развития усталостной трещины. Задача решается в тесной взаимосвязи с модулем НДС для определения микро- и макронапряжений. В качестве основы для моделей усталостного разрушения на первом этапе применен встроенный в MSC.Fatigue метод анализа скорости роста трещины – Crack Growth анализ. В дальнейшем, при разработке уточненных моделей целесообразно применить критерий

К. Данг Вана [1] и подход В.С. Ивановой с позиций синергетики [3].

Модуль НДС. Производится расчет напряжений на переходной поверхности зуба с учетом процесса формирования усталостной трещины. Основан на применении МКЭ, реализуется нами при помощи программного пакета MSC.Nastran. При необходимости может быть применен пакет ANSYS, так как среда MSC.Fatigue позволяет импортировать результаты расчетов конечно-элементные модели из других программ.

Модуль долговечности. По результатам моделирования процесса развития усталостной трещины в комплексе с анализом НДС выполняется прогнозирование ресурса передачи на основе детерминистского или вероятностного подхода. На первом этапе авторами приняты рассмотренные выше критерии долговечности. В дальнейшем не исключено применение и других оценочных критериев – срока службы передачи до достижения критического размера трещины $T_{кр}$, γ -процентного ресурса и т.д.

Модуль допускаемых напряжений. При необходимости по результатам, полученным в модулях долговечности и НДС, строятся теоретические кривые усталости $\sigma_{F\lim}(N_{ci})$, и рассчитываются допускаемые напряжения σ_{FP} для сравнения с эквивалентными действующими напряжениями σ_{FE} (см., например, [8]).

Выводы и рекомендации:

1. Показана актуальность разработки методов расчета выносливости зубьев на основе математического моделирования усталостных процессов.
2. Намечены модульная структура математической модели и основные задачи, которые необходимо решить в процессе ее разработки.
3. Проверка адекватности математической модели реальным усталостным процессам планируется сопоставлением расчетов с результатами испытаний зубчатых колес, по которым были выработаны нормы предела выносливости зубьев $\sigma_{F\lim}$ для ныне действующих стандартных расчетных методик.
4. В случае успешного решения всех поставленных задач планируется программная реализация предлагаемой методики расчетов на долговечность в виде программных модулей, подключаемых к MSC.Fatigue.

Литература: 1. *Dang Van K., Griveau B., Message O.* On a New Multiaxial Fatigue Limit Criterion: Theory and Application // Biaxial and Multiaxial fatigue, EGA 3. Mechanical Engineering Publications. – London, 1989. – Pp.479–496. 2. http://mscsoftware.ru/index.php?d=products&p=msc_fatigue 3. *Иванова В.С.* Синергетика: Прочность и разрушение металлических материалов. – М.: Наука, 1992. – 160 с. 4. *Кириченко А.Ф., Устиненко А.В.* К вопросу об определении допускаемых напряжений при расчете зубчатых передач // Вестник НТУ "ХПИ": Сб. научн. трудов. Тем. вып. "Технологии в машиностроении". – Харьков, 2003. – №8. – Т.2. – С.39–44. 5. *Кириченко А.Ф., Устиненко А.В.* Об определении допускаемых напряжений при расчете зубчатых передач путем математического моделирования усталостных процессов // Вестник НТУ "ХПИ": Сб. научн. трудов. Тем. вып. "Проблемы механического привода". – Харьков, 2004. – №30. – С.39–44. 6. *Кириченко А.Ф., Устиненко А.В.* О математическом моделировании допускаемых напряжений при объемном напряженном состоянии зубьев // Вестник НТУ "ХПИ": Сб. научн. трудов. Тем. вып. "Автомобиле- и тракторостроение". – Харьков, 2004. – №24. – С.31–34. 7. *Устиненко А.В.* К вопросу определения координат точек профиля эвольвентного зуба при моделировании процесса развития усталостных трещин // Механiка та машинобудування. – 2005. – №1. – С.71–74. 8. *Когаев В.П.* Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени. – М.: Машиностроение, 1977. – 232с.

ОБ УСТОЙЧИВОСТИ МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫХ ОБОЛОЧЕК ГИБКИХ КОЛЕС СИЛОВЫХ ВОЛНОВЫХ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ (СВЗП)

Воробьев Ю.С., докт. техн. наук, Приймаков Г.А., Кудин А.И., канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

Composite metalpolymeric flexible gear (MFG) is modelled as some shell, supported basis which it is inflicted on. A mathematical model, allowing to define the parameters of firmness of MFG in the power gearings, is developed.

Введение. В процессе зацепления в силовых зубчатых передачах, в частности волновых, возникает интересная научно-техническая проблема обеспечения устойчивости МГК в зоне контакта зубьев, особенно при значительных нагрузках.

Анализ литературных источников показывает, что решение этой научно-технической проблемы не имеет аналогов ни в отечественной, ни в зарубежной литературе.

Целью статьи является оценка устойчивости МГК в плоскости генератора волн под внешней нагрузкой СВЗП.

Моделирование нагрузок. Представим МГК на поверхности материала как некоторую конструктивно-ортотропную оболочку. Воспользуемся гипотезами Кирхгофа-Лява о деформировании срединной поверхности такой оболочки. Допуская возможную несимметричность взаимодействия, будем считать, что усилия T_1 , T_2 , S , прилагаемые к срединной поверхности оболочки МГК, будут вызывать с самого начала нагружения изгиб этой оболочки.

Под критической нагрузкой условимся считать наименьшие нагрузки, при которых вместе с возникающим состоянием оболочки возможны другие изгибные формы равновесия, которые характеризуются образованием волн на ее поверхности.

Принимая основное состояние оболочки за исходное, нормальную составляющую внешней нагрузки, которая появляется при выпучивании оболочки, можно записать в обычной форме:

$$p = T_1\chi_1 + T_2\chi_2 + 2S\chi_3, \quad (1)$$

где T_1 , T_2 , S – статически эквивалентные усилия, действующие в срединной поверхности оболочки; χ_1 , χ_2 , χ_3 – изменение кривизны и кручение поверхности приведения (срединной поверхности).

Как известно, при исследовании устойчивости оболочек с достаточной точностью можно пользоваться теорией пологих оболочек: в уравнениях равновесия в тангенциальном направлении можно пренебречь перерезающими силами, а искривление оболочки с достаточной точностью можно описать лишь нормальными компонентами перемещения. Для пологой цилиндрической оболочки МГК соотношения упругости запишем в виде

$$\begin{cases} T_1 = B_{11} \frac{\partial U}{\partial x} + \nu B \left(\frac{\partial V}{\partial y} + \frac{W}{R} \right) - A_{11} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2}; \\ T_2 = \nu B \frac{\partial U}{\partial x} + B_{22} \left(\frac{\partial V}{\partial y} + \frac{W}{R} \right) - A_{22} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}; \\ S = \frac{B(1-\nu)}{2} \left(\frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right) - A_{33} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y}; \end{cases} \quad (2)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} G_1 = D_{11} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \nu D \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} - A_{11} \frac{\partial U}{\partial x}; \\ G_2 = \nu D \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + D_{22} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} - A_{22} \left(\frac{\partial V}{\partial y} + \frac{W}{R} \right); \\ H_1 = D_{13} \frac{\partial^2 W}{\nu x \nu y} - \frac{A_{33}}{2} \left(\frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right); \\ H_2 = D_{23} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} - \frac{A_{33}}{2} \left(\frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right), \end{array} \right. \quad (3)$$

где G_1, G_2, H_1, H_2 – статически эквивалентные моменты, которые действуют в срединной поверхности оболочки; U, V, W – компоненты перемещения вдоль координатных линий (U, V) и по внешней нормали (W); ν – мгновенное значение коэффициента Пуассона полимера; B, D – соответственно приведенные жесткости при растяжении-сжатии и при изгибе; R – радиус срединной поверхности; A_{11}, A_{22}, A_{33} – коэффициенты, характеризующие изгибные деформации, которые возникают при растяжении-сжатии и сдвиге; B_{11}, B_{22} – жесткость оболочки смазочной пленки при растяжении в направлении осей x и y ; D_{11}, D_{22} – параметры жесткости при изгибе в направлении осей x и y ; D_{13}, D_{23} – жесткость оболочки при кручении относительно осей x и y .

Следует отметить, что все указанные параметры зависят от толщины МГК и физико-механических параметров (приведенных). Систему дифференциальных уравнений нейтрального равновесия цилиндрической оболочки представим в виде

$$\begin{aligned} T_1 = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}; \quad T_2 = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}; \quad S = -\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y}; \\ \frac{\partial^2 G_1}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} (H_1 + H_2) + \frac{\partial^2 G_2}{\partial y^2} + \frac{T_2}{R} = - \left(T_1 \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + T_2 \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} + 2S \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \right). \end{aligned} \quad (4)$$

К уравнениям равновесия (4) следует добавить условие совместности деформаций

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_1}{\partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 \varepsilon_3}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 \varepsilon_2}{\partial x^2} = \frac{1}{R} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2}. \quad (5)$$

В (5) мы пренебрегли изменением геометрических размеров оболочки в сравнении с изменением НДС при выпучивании. Решая соотношения упругости МГК (2) относительно компонент деформации, с учетом (4) получим

$$\left\{ \begin{array}{l} (B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) \varepsilon_1 = A_{11} B_{22} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} - \nu B A_{22} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} + B_{22} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} - \nu B \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}; \\ (B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) \varepsilon_2 = A_{22} B_{11} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} - \nu B A_{11} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + B_{11} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} - \nu B \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}; \\ 2(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) \varepsilon_3 = \frac{(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) A_{33}}{B(1-\nu)} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} - \frac{(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2)}{B(1-\nu)} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y}. \end{array} \right. \quad (6)$$

В уравнениях (5), (6) $E_1, E_2, W=2E_3$ – относительные удлинения и сдвиг по-

верхности приведения; Φ – функция напряжений.

Подставляя (6) в уравнение совместности деформаций (5), а (3) – в уравнение равновесия (4), получим следующую систему дифференциальных уравнений:

$$\nabla_1 W + \nabla_2 \Phi = (B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) \left(T_1 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + T_2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2S \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right); \quad \nabla_2 W = \nabla_3 \Phi, \quad (7)$$

где $\nabla_1, \nabla_2, \nabla_3$ – дифференциальные операторы в частных производных четвертого порядка,

$$\begin{aligned} \nabla_1 = & \left[D_{11}(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) - B_{22} A_{11}^2 \right] \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \left[D_{22}(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) - B_{11} A_{22}^2 \right] \frac{\partial^4}{\partial y^4} + \\ & + \left[2\nu D(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) - B A_{11} A_{22} + (B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2)(D_{13} + D_{23}) - \right. \\ & \left. - \frac{2(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) A_{33}^2}{B(1-\nu)} \right] \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y^2}; \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \nabla_2 = & \nu B A_{11} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \nu B A_{22} \frac{\partial^4}{\partial y^4} + \frac{B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2}{R} \cdot \frac{\partial^2}{\partial x^2} - \\ & - \left[A_{11} B_{22} + A_{22} B_{11} - \frac{2A_{33}(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2)}{B(1-\nu)} \right] \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y^2}; \end{aligned} \quad (9)$$

$$\nabla_3 = B_{11} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \frac{2(B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2)}{B(1-\nu)} \cdot \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y^2} + B_{22} \frac{\partial^4}{\partial y^4}. \quad (10)$$

Исключая из уравнений (7) функцию напряжений Φ , получаем дифференциальное уравнение, описывающее устойчивость МГК как подкрепленной цилиндрической оболочки при комбинированном нагружении:

$$(\nabla_1 \nabla_3 + \nabla_2^2) W = (B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) \left(T_1 \frac{\partial^2}{\partial x^2} + T_2 \frac{\partial^2}{\partial y^2} + 2S \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} \right) \nabla_3 W. \quad (11)$$

Подставим в уравнение (11) решение в виде

$$W = A \sin(\lambda x \pm \eta y), \quad (12)$$

описывающее скошенные формы волнообразования, в котором обозначено

$$\lambda = \frac{m\pi}{l}; \quad \eta = \frac{n}{R}, \quad (13)$$

где λ – параметр, характеризующий уменьшение прочности материала при пластической деформации; η – параметр уменьшения жесткости при пластической деформации; m, n – целочисленные параметры, характеризующие количество волн и полуволн при выпучивании МГК.

Тогда получим следующее соотношение для определения критических нагрузок при комбинированном нагружении МГК как подкрепленной основой оболочки:

$$-(T_1 \lambda^2 + T_2 \eta^2 + 2S \lambda \eta)_{кр} = \left[\Psi_1 + (B_{11} B_{22} - \nu^2 B^2) \left(\frac{\Psi_2^2}{\Psi_3} - 2 \frac{\lambda^2}{R} \cdot \frac{\Psi_2}{\Psi_3} + \frac{\lambda^4}{R^2 \Psi_3} \right) \right]. \quad (14)$$

Здесь

$$\Psi_1(\lambda, \eta) = \left(D_{11} - \frac{B_{22}A_{11}^2}{B_{11}B_{22} - \nu^2 B^2} \right) \lambda^4 + \left(D_{22} - \frac{B_{11}A_{22}^2}{B_{11}B_{22} - \nu^2 B^2} \right) \eta^4 + \left[2\nu D + D_{13} + D_{23} - \frac{BA_{11}A_{22}}{(B_{11}B_{22} - \nu^2 B^2)} - \frac{2A_{33}}{B(1-\nu)} \right] \lambda^2 \eta^2; \quad (15)$$

$$\Psi_2(\lambda, \eta) = \frac{\nu BA_{11}}{B_{11}B_{22} - \nu^2 B^2} \lambda^4 + \frac{\nu BA_{22}}{B_{11}B_{22} - \nu^2 B^2} \eta^4 - \left[\frac{A_{11}B_{22} + A_{22}B_{11}}{B_{11}B_{22} - \nu^2 B^2} - \frac{2A_{33}}{B(1-\nu)} \right] \lambda^2 \eta^2; \quad (16)$$

$$\Psi_3(\lambda, \eta) = B_{11}\lambda^4 + B_{22}\eta^4 + \frac{2(B_{11}B_{22} - \nu^2 B^2)}{B(1-\nu)} \lambda^2 \eta^2. \quad (17)$$

Параметры, η определяются из условия минимума критической нагрузки, то есть $T_{кр} \rightarrow \min$.

Выводы.

1. МГК моделируется как составная конструктивно-ортотропная оболочка, нагруженная в плоскости генератора волн.
2. Разработан математический аппарат, позволяющий определить параметры устойчивости МГК СВЗП.
3. Очевидно, что период потери устойчивости в значительной мере влияет на величину допускаемых контактных напряжений, так как после потери устойчивости МГК начинается активный износ в зоне пятен контакта зубьев, что, в свою очередь "провоцирует" начало усталостного контактного разрушения наружной металлической оболочки МГК.

УДК 539.3

ДИНАМИКА СКОРОСТНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ УДАРНОМ НАГРУЖЕНИИ

Воробьев Ю.С., докт. техн. наук, **Чернобрывко М.В.**, канд. техн. наук, **Овчарова Н.Ю.**, **Темнохуд Д.Ю.** (г. Харьков, Украина)

Problems of high-speed deformation of design elements in elastic-plastic stages are considered at influence of pulse loadings. Dynamic characteristics of materials are defined on the basis of processing results of experimental researches. The numerical analysis is spent by a method of final elements, thus the dynamic deformation theory of plasticity is used.

Задачи скоростного упругопластического деформирования материалов и элементов конструкций под действием кратковременных нагрузок различной физической природы представляют значительный интерес.

Анализ процессов скоростного деформирования под действием локального ударного и импульсного нагружения требует использования динамических характеристик материала, которые зависят от скорости деформации.

Динамическое напряженно-деформированное состояние существенно изменяется как по временным, так и по пространственным координатам. Именно поэтому

даже для тонкостенных конструкций использование теории пластин и оболочек является нежелательным, так как при этом заранее предполагается закон распределения напряжений по толщине, а часть напряжений перпендикулярных срединной поверхности вообще не учитывается. Предлагается использование трехмерных моделей и для тонкостенных конструкций.

Анализ особенностей деформации элементов конструкций в зоне локального ударного воздействия возможен при рассмотрении трехмерного динамического напряженно-деформированного состояния. Решение таких задач возможно при использовании трехмерных конечно-элементных моделей. Учитывая, что решается неконсервативная задача, необходимо использование конечных элементов, функции форм которых позволяют удовлетворить как геометрические, так и силовые граничные условия. Одним из важных требований является возможность учета динамических характеристик материала. Такие характеристики учитывают зависимость между напряжениями, деформациями и скоростями деформации $\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon})$. При этом учитывается динамическое упрочнение материала и повышение его динамического предела текучести. После достижения динамического предела текучести деформации элементов конструкций происходят в пластической стадии, параметры которой также задаются.

Рассмотрена задача соударения стального упругопластического цилиндра с плитой из стеклопластика. Пластина и цилиндр описывались на основе трехмерных конечно-элементных моделей. Использовался 20 узловой квадратичный элемент в криволинейной системе координат, который обладал свойствами пластичности, гиперэластичности, ползучести и упрочнения. Для описания динамических характеристик материала использовались зависимости, предложенные Пежиной и Анандом. Причем зависимость, предложенная П. Пежиной [3]:

$$\sigma = \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\gamma} \right)^m \right] E \cdot \varepsilon \quad (1)$$

находится в соответствии с первой частью зависимости, приведенной в работах [1-2]. Это позволяет при определении характеристик деформационного и скоростного упрочнения материала γ , $\dot{\varepsilon}^{pl}$ и m использовать экспериментальные данные, полученные в работах [1, 4-7].

Деформации и скорости деформаций регистрируются малогабаритными фольговыми, проволочными или полупроводниковыми (кремниевыми) тензодатчиками. Они являются практически безынерционными. Фольговые датчики работают до деформаций порядка $\varepsilon = 0,02 - 0,1$ (до 10%) в диапазоне температур от -200 до +5000С. Ускорение измеряется пьезокерамическими датчиками. Для измерения перемещений используются бесконтактные токовихревые датчики. Датчики параметрического типа и работают в составе мостов с активной и реактивной составляющими.

Метод конечных элементов позволяет проводить многовариантные расчеты и выбирать рациональные параметры элементов конструкций, подверженных ударным нагрузкам.

Задача воздействия цилиндрического ударника по пластине рассматривалась при скоростях соударения 89 м/с и 180 м/с. На рис. 1 и рис. 2 представлены перемещения, полученные при указанных скоростях. При скорости соударения 89 м/с в основном происходит деформация плиты, а ударник деформируется в упругой области

или области малых пластических деформаций. А при увеличении скорости соударения до 180 м/с, хорошо наблюдается картина образования «пробки» в плите и деформировании ударника в зоне больших пластических деформаций.

Для верификации результатов расчетов по МКЭ проводилось их сравнение с результатами расчетов по методу конечных разностей и экспериментальными данными [8 - 9].

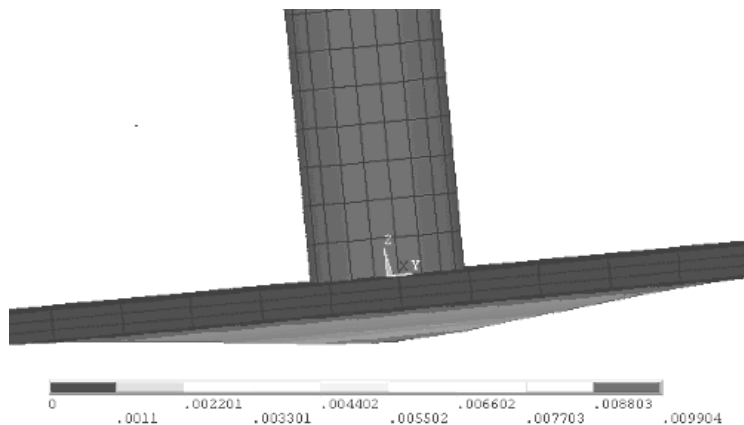


Рис. 1. Перемещения при скорости удара 89 м/с.

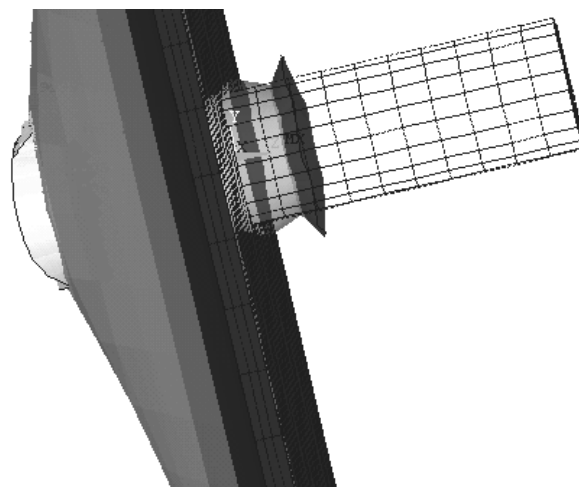


Рис. 2. Перемещения при скорости удара 180 м/с.

Подобные исследования позволяют оценить прочность облицовки транспортных средств (тепловозов, электровозов, вагонов, автотранспортных средств и других) при ударных воздействиях различных предметов. Результаты исследований позволяют выбрать рациональные параметры конструктивных элементов транспортных средств, которые могут моделироваться в виде пластин.

Результаты исследований показывают эффективность использования метода конечных элементов для анализа скоростного упруго-пластического деформирования элементов конструкций под действием локальной ударной нагрузки. При этом необходимо использование трехмерных конечных элементов, учитывающих свойства пластичности, гиперэластичности, ползучести и упрочнения материала. Наилучшие результаты дает использование зависимости П. Пежины или ее модификации [10].

Литература: 1. Воробьев Ю.С., Колодяжный А.В., Севрюков В.И., Янютин Е.Г. Скоростное деформирование элементов конструкций. Киев: Наук. думка, 1989. – 192 с. 2. Воробьев Ю.С., Чернобрышко М.В., Крушка Л. Особенности численного анализа скоростного деформирования элементов конструкций под действием локальных импульсных нагрузок. IX Konferencja Naukowo-Techniczna «Programy MES w kompu-terowym wspomaganiu analizy, projektowania i wytwarzania», Warsaw (Poland), October 19-22, 2005.- P.545-551. 3. Пежина П. Основные вопросы вязкопластичности. М.: Мир, 1968, 175 с. 4. Степанов Г.В. Упругопластическое деформирование материалов под действием импульсных нагрузок. Киев: Наук. думка, 1979, 266 с. 5. Воробьев Ю, Колодяжный А., Чернобрышко М., Вакуленко К., Крушка Л. Испытания металлических материалов при магнитоимпульсном нагружении, Biuletyn WAT, Nr 05(LII)/2003, s. 177-185. 6. Meyers M.A. Dynamics behavior of materials. New York: Wiley, 1994. – 283 p. 7. Трощенко В.Т., Лебедев А.А., Стрижало В.А., Степанов Г.В., Кривенюк В.В. Механика поведения материалов при различных видах нагружения. Киев, 2000. – 566 с. 8. Ю.С. Воробьев, М.В. Чернобрышко, А.В. Ярышко, Д.И. Степанченко, Н.Ю. Евченко Проблемы анализа скоростного деформирования элементов конструкций при импульсном нагружении. Авиационно-космическая техника и технология. 2007, № 11/47.- С. 35 - 43. 9. Ярышко А.В, Чернобрышко М.В., Воробьев Ю.С. Воздействие локальной ударной нагрузки на цилиндрическую оболочку. Автомобильный транспорт, Вып. 17, 2005. – С. 89-91. 10. Трощенко В.Т., Лебедев А.А., Стрижало В.А., Степанов Г.В., Кривенюк В.В. Механика поведения материалов при различных видах нагружения. – Киев, 2000. – 566 с.

**ПРИМЕНЕНИЕ ТОРЦЕВОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ДЛЯ
НЕПОСРЕДСТВЕННОГО ПРИВОДА РАБОЧЕГО КОЛЕСА
ЦЕНТРОБЕЖНОГО НАСОСА**

Мирошник С.А., Ерошин С.С., докт. тех. наук, **Брешев В.Е.,** канд. техн. наук
(г. Луганск, Украина)

The principles of construction of rotary pumps with non-contact drive of working wheels based on the end induction motor. The application of rotary pumps of new construction allows to provide the maximal level of impermeability and security regarding dangerous liquids.

Актуальность работы. Рабочие машины специального и общего назначения, их отдельные узлы и механизмы непрерывно совершенствуются. Широкое применение в различных отраслях промышленности нашли центробежные насосы. Основные технические проблемы при разработке и эксплуатации таких насосов связаны с использованием уплотнительных устройств по валу, которые имеют ограниченный ресурс и снижают герметичность насосов. Кроме того, уплотнительные устройства предъявляет высокие требования к точности изготовления и качеству обработки контактирующих поверхностей вала, сбалансированности масс рабочего колеса с валом (отсутствие биений). Неисправность уплотнений может привести к разрушению подшипников, заклиниванию вала, что приводит к перегрузке и отказу приводного электродвигателя.

Содержание теоретических исследований Идея перехода от механического контакта между деталями и узлами к взаимодействию посредством магнитного поля известна давно и находит всё более широкое применение. Переход к бесконтактному взаимодействию имеет очевидные преимущества, связанные с многочисленными проблемами механического взаимодействия и даёт новые технические возможности, обусловленными физическими свойствами магнитных полей.

Если без механического контакта обеспечить передачу на рабочее колесо крутящего момента и сил, обеспечивающих устойчивость его положения (имитирующих реакции опор), то конструкция насоса может быть кардинально изменена. Исключение вала с фиксирующими его подшипниками и уплотнений по валу приведёт к значительному упрощению конструкции насоса. Это позволит снизить габариты и массу, повысить герметичность и надёжность насоса, снизить его себестоимость [1].

Рабочие колёса центробежных, вихревых или дисковых насосов осесимметричны, технологическая нагрузка, как правило, также симметрична и прикладывается по всей поверхности. Полезная работа выполняется в условиях вязкого сопротивления, величина которого пропорциональна скорости вращения.

Таким образом, выполняются основные условия для обеспечения устойчивого вращения рабочих колёс без использования механических опор.

Для проверки эффективности применения рабочих органов новой конструкции в динамических насосах было изготовлено рабочее колесо центробежного насоса, приводимое во вращательное движение и удерживаемое в пространстве без механических опор за счет вращающегося магнитного поля, создаваемого торцевым асинхронным двигателем. Оно собрано из двух медных кольцевых пластин 1 и 2, толщиной 1,2 мм. Между пластинами установлены и зафиксированы пайкой (ПСр-20) 12 медных лопаток 3 изогнутой формы.

Внутренний и наружный радиусы рабочего колеса (кольцевых пластин) изготовлены в соответствии с условиями приведения к нулю тангенциальной составляющей главного вектора и выполнения критерия асимптотической устойчивости [1].

На действующем макете, состоящем из торцевого асинхронного двигателя,



Рис.1. Вращение в жидкости рабочего колеса без использования механического привода.

ёмкости с водой (изготовленной из полистирола) и рабочего колеса с лопатками, была смоделирована работа центробежного насоса новой конструкции. Рабочее колесо, являясь вторичным элементом электрической машины, без механических опор и приводного вала устойчиво вращалось и создавало поток жидкости от центра к периферии. Таким образом, была смоделирована работа центробежного насоса новой конструкции.

Вращение рабочего колеса при бесконтактной передаче крутящего момента центробежного насоса и создание им потока

жидкости в радиальном направлении показано на рис. 1.

Видно, что в центральной части емкости воды почти нет, и четко просматривается ребристое дно. Основная масса воды сосредоточена на периферии емкости. Там уровень воды выше колеса. В некоторых местах вода перетекает в центральную часть через колесо. При этом устойчивость движения такова, что вращающееся рабочее колесо сохраняет свое положение относительно неподвижного индуктора (находится под днищем) при смещении емкости.

На этом же принципе с использованием торцевого асинхронного двигателя могут быть созданы машины, у которых рабочие органы кольцевой формы совершают полезную работу другого рода. Кольцевые роторы без механической связи могут осуществлять чистку или абразивную обработку внутренних поверхностей емкостей. Этот принцип может с успехом применяться в сатураторах (перемешивание растворов) и импеллерах (нагнетание), а также в сепараторах смесей.

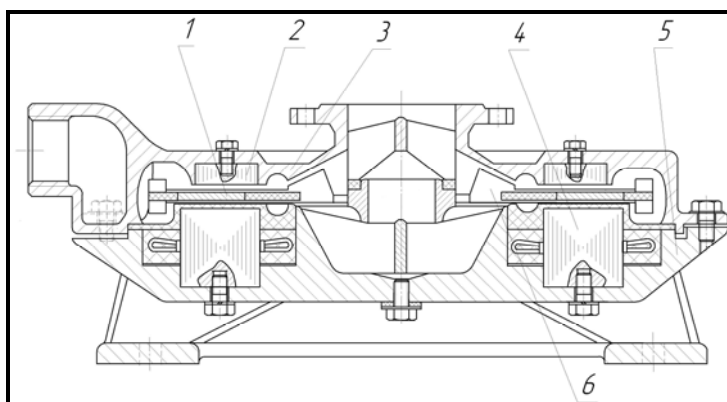


Рис. 2 Насос с бесконтактным приводом рабочего колеса: 1 – рабочее колесо; 2 – верхний элемент индуктора; 3 – крышка; 4 – статор асинхронного торцевого двигателя; 5 – корпус; 6 – лопатки.

На рис.2 показана схема центробежно-вихревого насоса с рабочим колесом без механических опор, прототипом которого является насос 1СЦВ-1,5М. Данный насос запатентован в Украине [2].

В насосе предложенной конструкции единственным вращающимся элементом является рабочее колесо 1, которое не имеет механических опор (приводного вала с подшипниками) и уплотнительных устройств. В рабочем пространстве насоса, заполняемом жидкостью, вращающиеся магнитное поле при-

водит к возникновению пондеромоторных сил на рабочем колесе 1. Для этого рабочее колесо 1 имеет металлический сердечник в виде кольцевой пластины (например, из меди или алюминия), размеры которой выбраны из условия устойчивого вращения.

Источником вращающегося магнитного поля является статор торцевого асинхронного двигателя. Двигатель состоит из двух элементов – верхнего 2, закреплённого в крышке 3, и нижнего 4, который имеет электрические обмотки и расположен в корпусе насоса 5. Рабочая жидкость охлаждает корпус насоса 5 и подводится к рабочему колесу 1. С помощью лопаток 6 создаётся поток рабочей жидкости от центра к периферии. Жидкость обтекает рабочее колесо сверху и снизу, чем обеспечивается его „взвешивание” в потоке жидкости во время вращения.

Насос новой конструкции имеет следующие технические и эксплуатационные преимущества:

- единственным движущейся деталью насоса является рабочее колесо, совершающее устойчивое вращение в рабочей жидкости и силовом поле одновременно;
- в конструкции отсутствуют вал и подшипниковые узлы, что обеспечивает уменьшение в 1,2...1,3 раза массы и габаритов насоса;
- насос не имеет уплотнений по валу, что значительно повышает его герметичность, позволяя перекачивать особо ядовитые, агрессивные и криогенные жидкости;
- насос обладает более высокой надёжностью, так как основная часть отказов динамических насосов связана с износом уплотнений и подшипников, которые в новой конструкции отсутствуют;
- простота конструкции облегчает изготовление и обеспечивает снижение себестоимости насоса;
- существенно облегчаются ремонт и техническое обслуживание насоса;
- более низкий уровень вибраций и шума при работе насоса;
- возможность регулирования частоты вращения рабочего колеса.

Литература: 1. Ерошин С.С., Брешев В.Е. Параметрический синтез рабочих органов без механических опор для повышения технического уровня машин с прямым приводом // Тр. МНТК „Физические и компьютерные технологии”. – Харьков: ХНПК ФЭД, 2006. – С. 193 –196. 2. Патент Украины на винахід № 82550, МПК (2006) F04D 1/00 „Відцентрово-вихровий насос” /Голубенко О.Л., Єрошин С.С., Чаплигін І.Т., Брешев В.Є. Опубл. 25.04.2008, Бюл. № 8 – 4 с.

УДК 62-26 : 62-50

ОБ ИССЛЕДОВАНИИ ДИНАМИКИ ВИБРАЦИОННЫХ МОНТАЖНЫХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ СБОРОЧНЫХ РОБОТОВ

Шатохин В.М., докт. техн. наук (г. Харьков, Украина)

The constructive peculiar properties of one class of vibratory assembly devices for selecting robots are described, mathematical model for the details moving research is offered. The results of calculation, which confirm its efficiency are produced.

Актуальной в разных отраслях промышленности является проблема автоматизация сборки с применением роботов (манипуляторов) для увеличения производительности труда, высвобождения рабочих рук, повышения качества работ, а также при выполнении опасных для здоровья, физически тяжелых и монотонных работ. Одним из перспективных направлений при решении этой задачи является применение

ние так называемых неуправляемых, в частности, вибрационных монтажных устройств. Использование их позволяет отказаться при сборке даже неосесимметричных деталей без фасок от дорогостоящих датчиков и сервоприводов, не предъявляет высоких требований к жесткости всей конструкции робота. Сборка осуществляется следующим образом. Схват робота “грубо” подводит монтируемую деталь, которая установлена в грейфере вибрационного монтажного устройства, к месту соединения с другой деталью (например, плунжер к гильзе плунжера). Включается монтажное устройство, деталь с грейфером начинают совершать определенные пространственные колебания, при этом происходит сопряжение деталей, даже несмотря на то, что первоначально положение монтируемой детали было неточным. Пространственные колебания грейферу и детали сообщаются электромотором с дебалансом, установленным на монтажном устройстве.

Анализ конструктивных особенностей вибрационных монтажных устройств дан в [1-3]. Там же изложены простейшие приемы выбора параметров механизмов. Моделированию динамических процессов в некоторых устройствах с дебалансными, электромагнитными и механическими виброприводами посвящены статьи [4-5].

Созданные образцы сборочных устройств подтвердили их высокую эффективность. Однако недостаточная разработка математических моделей указанных устройств, методов их исследования, оптимального выбора параметров и режимов работы затрудняет пути совершенствования существующих конструкций и рациональной компоновки аналогичных механизмов.

Целью работы является построение математических моделей для исследования динамических процессов в вибрационных монтажных устройствах.

1. Математическая модель вибрационного монтажного механизма. На рис. 1 показана схема вибрационного монтажного механизма для сборочного устройства. Конструктивно механизм состоит из нескольких жестких тел, соединенных между собой упругими элементами: 1 – основание для крепления механизма к “руке” манипулятора; 2 – кольцо; 3 – наклонные стержни; 4 – грейфер; 5 – монтируемая деталь; 6 – пластинчатые пружины; 7 – тахометр; 8 – электромотор; 9 – дебаланс; 10 – пластина упругой опоры возбудителя, которая изогнута под углом 45° и крепится к кольцу так, чтобы ось электромотора образовывала углы в 45° с направлениями параллельными осям плоских пружин.

Для записи дифференциальных уравнений движения используется процедура составления уравнений Лагранжа 2-го рода.

Обобщенные координаты. Неподвижную систему координат свяжем со схватом манипулятора, ее начало поместим в плоскости крепления грейфера к плоским пружинам (предполагаем, что они статически деформированы). Оси Ox и Oy направляем вдоль указанных пружин, а ось Oz – вертикально вверх. Положение кольца в неподвижной системе координат $Oxyz$ с точностью до бесконечно малых высшего порядка определяется тремя обобщенными координатами: x , y , φ . Координаты x и y определяют положение центра масс кольца. Координата φ определяет поворот подвижной, жестко связанной с кольцом системы координат $O_1x_1y_1z_1$ по отношению к неподвижной.

В исходном состоянии соответственные оси подвижной и неподвижной систем координат совпадают. Можно показать, что положение грейфера по отношению к

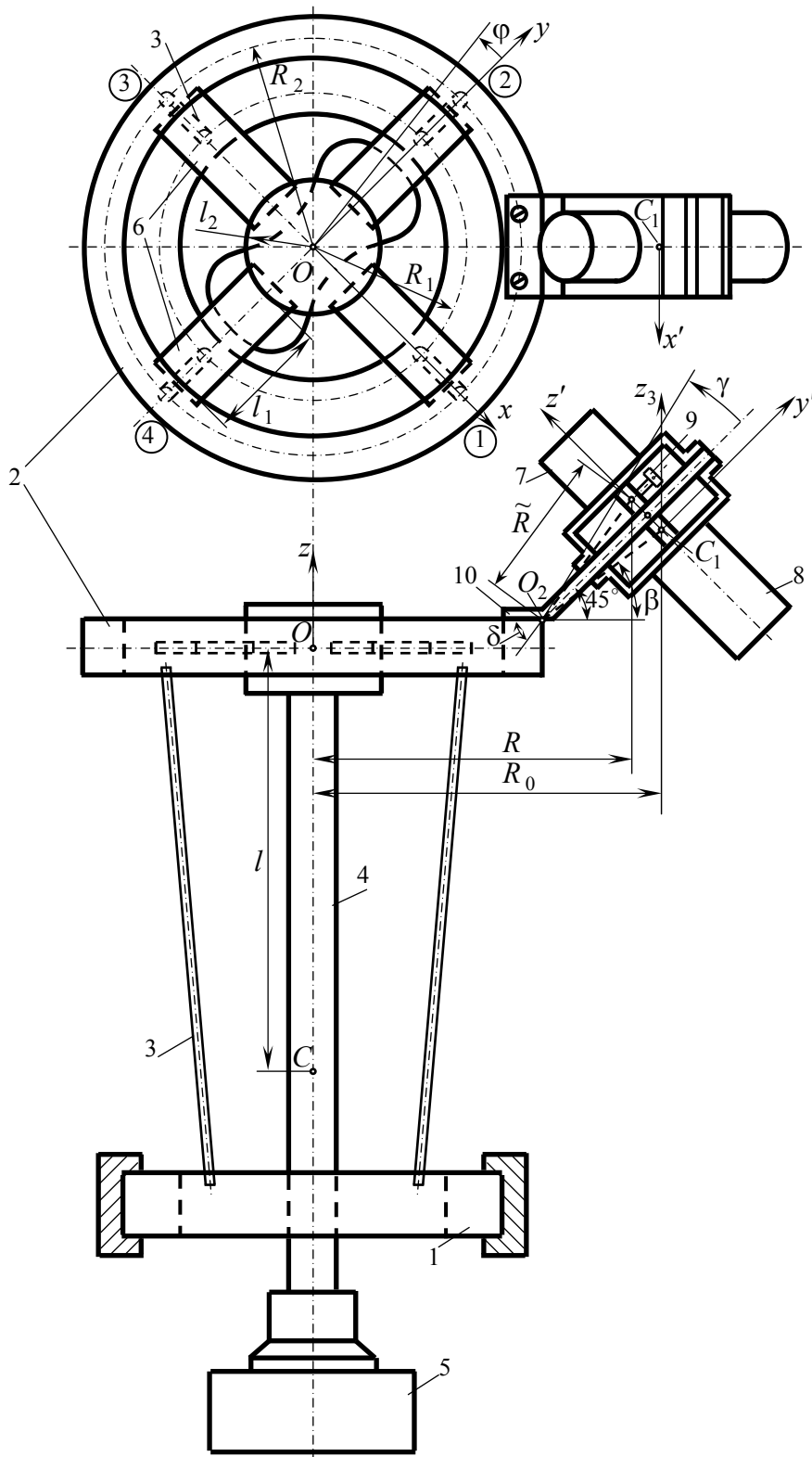


Рис. 1. Схема вибрационного монтажного механизма.

$q = [x, y, \varphi, \vartheta_{x_1}, \vartheta_{y_1}, z_1, \gamma]^m$ – вектор обобщенных координат (т – знак транспонирования); M – матрица инерции; $B = \text{diag} \{ \beta_x, \beta_y, \beta_\varphi, \beta_{\vartheta_{x_1}}, \beta_{\vartheta_{y_1}}, \beta_{z_1}, \beta_\gamma \}$ – диагональная матрица демпфирования; $C = \text{diag} \{ 4c, 4c, 4cR_2^2, \tilde{c}, \tilde{c}, 4c_1, c_2 \}$ – диагональная матрица жесткости; P – вектор возмущения.

Компоненты матриц инерции и жесткости выражаются через инерционные и

кольцу с точностью до бесконечно малых высших порядков также определяется тремя обобщенными координатами: координаты ϑ_{x_1} , ϑ_{y_1} характеризуют вращение грейфера вокруг осей Ox_1 и Oy_1 ; координата $z_1 = z$ – вертикальное смещение точки подвеса. Эксперименты показали, что на эксплуатационных режимах работы механизма положение возбудителя по отношению к кольцу вполне определяется угловой координатой γ , а упругая связь может быть смоделирована шарниром O_2 со спиральной пружиной, коэффициент жесткости которой легко определяется экспериментально. Таким образом движение механизма определяют семь обобщенных координат: x , y , φ , ϑ_{x_1} , ϑ_{y_1} , z_1 , γ .

Дифференциальные уравнения движения механизма. Выполнив стандартные операции по составлению уравнений Лагранжа 2-го рода, в предположении малости колебаний (громоздкие выкладки здесь не приводятся) уравнения движения механизма запишем в виде

$$M \ddot{q} + B \dot{q} + Cq = P,$$

где

жесткостные параметры элементов механизма [2, 5].

2. Исследование динамических процессов в вибрационном монтажном механизме. Выполненные ранее разработки [2, 5] дают возможность по спектральным свойствам рассматриваемых устройств выбирать рациональные параметры некоторых узлов и назначать соответствующие частоты вращения ротора электродвигателя. Построенная полная модель предоставляет возможность анализировать динамические процессы пуска механизма, характер движения монтируемой детали на установившихся режимах, что составляет основу для полноценного синтеза параметров устройства.

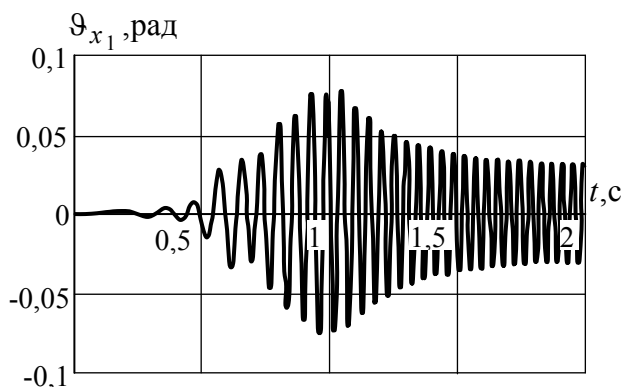
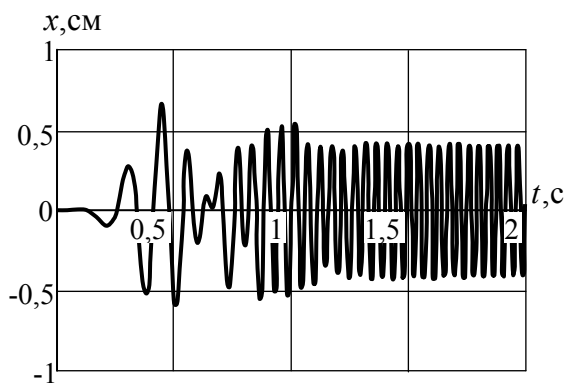


Рис. 2. Закон изменения координаты x . Рис. 3. Закон изменения угла поворота ϑ_{x_1} .

Характер изменения обобщенных координат $x, y, \varphi, \vartheta_{x_1}$ при пуске устрой-

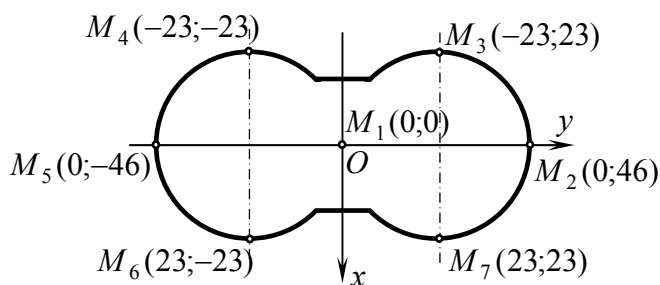


Рис. 4. Расположение характерных точек основания монтируемой детали

ства иллюстрируют рис. 2, 3. В этом случае реализуются резонансные колебания вблизи 6-ой собственной частоты механизма ($\nu_6 = 24,2\text{Гц}$), когда значительно меняются координаты $\vartheta_{x_1}, \vartheta_{y_1}$ и достаточно существенны изменения координат x, y, φ . Такой режим способствует быстрому сопряжению деталей, что подтверждается опытным путем.

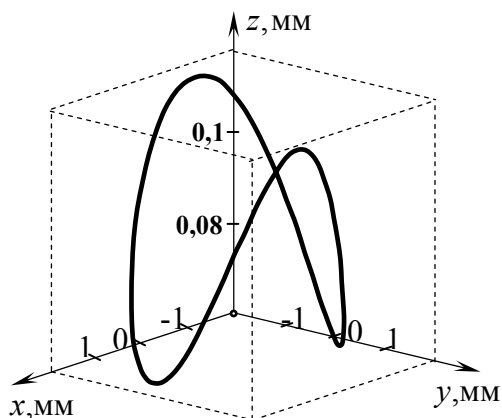


Рис. 5. Траектория движения точки M_1

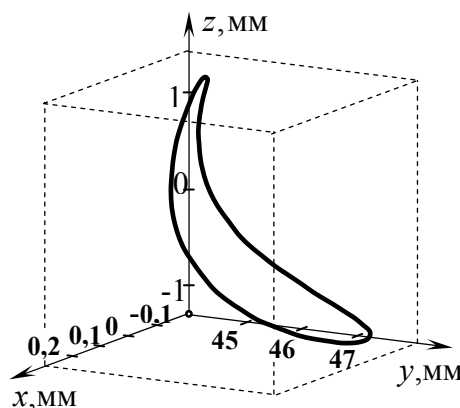


Рис. 6. Траектория движения точки M_2

Пространственные движения некоторых характерных точек основания монтируемой детали, представленного на рис. 4 (координаты даны в миллиметрах), пока-

заны на рис. 5, 6.

Выводы. 1. Построена полная математическая модель вибрационного монтажного устройства для сборочного робота, позволяющая исследовать процесс пуска механизма, установившиеся режимы, пространственные движения любых точек монтируемой детали. 2. Приведены результаты расчетных исследований динамических процессов при монтаже конкретной детали. 3. Изложенный подход перспективен при создании и совершенствовании аналогичных конструкций.

Литература: 1. Jacobi P. Fügemechanismen für die automatisierte Montage mit Industrierobotern.–Karl-Marx-Stadt, Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Hochschule, 1982.–S. 96. 2. Шатохин В. М., Якоби П. Синтез параметров вибрационного монтажного устройства для сборочного робота // Теория механизмов и машин.–Харьков: Вища школа.– 1985.– Вып. 38.– С. 3-13. 3. Вибрации в технике: Справочник. В 6-ти т./ Под ред. Э.Э. Лавендела.– М: Машиностроение, 1981.– т. 4: Вибрационные процессы и машины.– 510 с. 4. Шатохин В.М. Синтез параметров вибрационного монтажного устройства при вынужденных нелинейных колебаниях // Вісник Інженерної академії України. Спеціальний випуск.– Київ: Інженерна академія України.– 2000.– С. 407-410. 5. Зайцев А.И., Шатохин В.М. Синтез параметров вибрационных монтажных устройств по собственным формам колебаний // Вібрації в техніці та технологіях.– 2007.– № 2 (47).– С. 21-25.

УДК 539.1

УТОЧНЕННАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАСЧЕТА ВИБРАЦИЙ ДЛЯ ПРОЦЕССОВ ФРЕЗЕРОВАНИЯ

Автономова Л.В., канд. техн. наук, **Конохов В.И.**, канд. техн. наук,
Степук А.В., канд. физ.-мат. наук, **Прево И.Д.**, **Хавин В.Л.**, канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

Work is devoted to construction of mathematical model of vibration processes at milling taking into account inertia of turn and twisting of milling cutter.

Особый интерес для обрабатывающих технологий машиностроения представляет адекватное описание и совершенствование модели самовозбуждающихся вибраций, возникающих в процессе фрезерования

Построение и обоснование адекватной математической модели, описывающей возникающие вибрации при фрезеровании, базируется на определении уровня дискретизации модели и количестве степеней свободы.

Для этого принимается:

- Система инструмента совершает наиболее интенсивные по амплитуде колебания, по сравнению с системой детали. Амплитуда колебаний системы заготовки составляет 8-10% от амплитуды колебаний системы инструмента [1]. Таким образом, для упрощения можно принять к построению одномассовую систему.
- Необходимо выделить кроме степеней свободы в двух взаимоперпендикулярных направлениях, лежащих в плоскости, перпендикулярной оси инструмента, ещё и степени свободы, связанные с инерцией поворота фрезы и возможностью её кручения. Введение новых степеней свободы производится для проверки влияния этих видов перемещений на вибрационные процессы для фрез, обладающих значительными инерционными характеристиками при условии повышенных требований к качеству обработанной поверхности.
- Колебания в направлении оси фрезы не рассматриваются в связи с большой жесткостью в этом направлении.

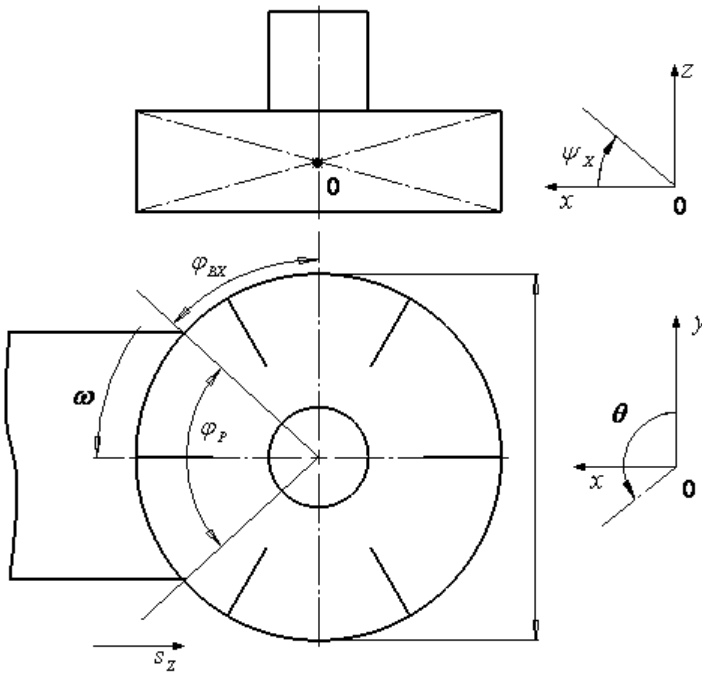


Рис. 1. Расположение систем координат.

в плоскости XOZ ; O - точка приведения; D - диаметр фрезы; s_z - подача на один зуб; φ - угол поворота фрезы; φ_p - центральный рабочий угол фрезы; φ_{BX} - угол входа фрезы, ω - угловая скорость фрезы. Инерционный угол поворота в плоскости YOZ - ψ_y - определяется аналогично.

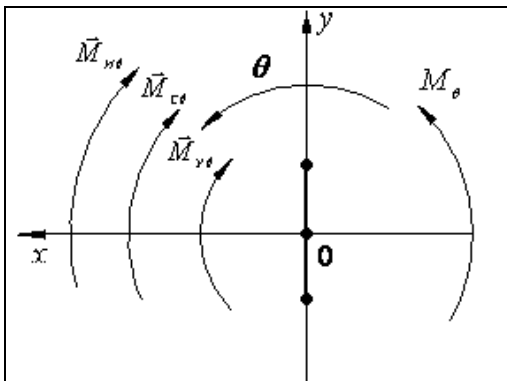


Рис.2. Силы и моменты, действующие в плоскости XOZ .

В дальнейшем примем, что кинематическая связь отсутствует, взаимодействие осуществляется лишь через силовые и моментные составляющие силы резания. Для силы и момента инерции справедливы следующие равенства:

$$\vec{F}_{ИХ} = -m_X \frac{\partial^2 x}{\partial t^2}, \vec{M}_{ИХ} = -I_{ИХ} \frac{\partial^2 \psi_X}{\partial t^2}, \quad (2)$$

где m_X - приведенная масса системы; $I_{ИХ}$ - приведенный экваториальный момент.

Сила и момент сопротивления определяются следующим равенствам:

$$\vec{F}_{НХ} = -\eta_X \frac{\partial x}{\partial t}, \vec{M}_{НХ} = -\eta_{\psi_0} \frac{\partial \psi_0}{\partial t}, \quad (3)$$

где η_X, η_{ψ_0} - обобщенные коэффициенты линейного и углового сопротивления.

Сила и момент, которые связаны с действием упругих факторов запишутся как

Приведём реальную пространственную систему инструмента к одномассовой системе, обладающей эквивалентными инерционными и жесткостными характеристиками. В качестве точки приведения примем точку, расположенную в центре тяжести диска фрезы. Выберем направление осей систем координат так, как показано на рис. 1.

На рисунке приняты следующие обозначения: X, Y, Z - направление осей линейных перемещений; θ - положительное направление отсчета угла, определяющего крутильные колебания; ψ_X - инерционный угол поворота в

Для каждой из степеней свободы запишем уравнение движения на основании принципа Даламбера

$$\vec{F}_И + \vec{F}_C + \vec{F}_Y + \vec{P}_R = 0, \quad (1)$$

где: $\vec{F}_И$ - сила (момент) инерции; \vec{F}_C - сила (момент) сопротивления; \vec{F}_0 - сила (момент) упругости; \vec{P}_R - сила (момент сил) резания.

Рассмотрим силы и моменты, действующие в плоскости XOZ в соответствии с рис. 2.

$$\vec{F}_{\dot{O}X} = -\tilde{N}_X \delta, \vec{M}_{\dot{O}X} = -\tilde{N}_{\psi\delta} \psi_{\delta}, \quad (4)$$

где $\tilde{N}_X, \tilde{N}_{\psi\delta}$ - обобщенные коэффициенты линейной и угловой жесткости.

Направления сил и моментов в плоскости YOZ определяются аналогично. Моменты инерции, сопротивления и упругости определяются следующим образом:

$$\vec{M}_{\dot{E}\theta} = -I_{\dot{E}\theta} \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2}, \quad (5)$$

$$\vec{M}_{\tilde{N}\theta} = -\eta_{\theta} \frac{\partial \theta}{\partial t}, \quad (6)$$

$$\vec{M}_{\dot{O}\theta} = -\tilde{N}_{\theta} \theta, \quad (7)$$

где $I_{\dot{E}\theta}$ - приведенный массовый полярный момент инерции, η_{θ} - приведенный коэффициент углового сопротивления, \tilde{N}_{θ} - приведенный коэффициент угловой жесткости.

Таким образом, система дифференциальных уравнений, описывающих процесс возникновения и развития вибраций при резании примет следующий вид

$$\begin{cases} m_X \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} + \eta_X \frac{\partial x}{\partial t} + C_X x = P_X(x, y, \psi_X, \psi_Y, \theta, t) \\ m_Y \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + \eta_Y \frac{\partial y}{\partial t} + C_Y y = P_Y(x, y, \psi_X, \psi_Y, \theta, t) \\ I_{\dot{E}X} \frac{\partial^2 \psi_X}{\partial t^2} + \eta_{\psi X} \frac{\partial \psi_X}{\partial t} + C_{\psi X} \psi_X = M_X(x, y, \psi_X, \psi_Y, \theta, t) \\ I_{\dot{E}Y} \frac{\partial^2 \psi_Y}{\partial t^2} + \eta_{\psi Y} \frac{\partial \psi_Y}{\partial t} + C_{\psi Y} \psi_Y = M_Y(x, y, \psi_X, \psi_Y, \theta, t) \\ I_{\theta} \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} + \eta_{\theta} \frac{\partial \theta}{\partial t} + C_{\theta} \theta = M_{\theta}(x, y, \psi_X, \psi_Y, \theta, t) \end{cases} \quad (8)$$

Полученная система уравнений, учитывающая инерцию поворота и кручение фрезы, позволяет с более высокой точностью описать вибрации, возникающие при фрезеровании.

Литература: 1. Подураев В.Н., Малыгин В.И. Динамическая модель элементов технологической системы с учётом кинематической неустойчивости процесса резания. // Вестник машиностроения. 1996. №6. С.19-23.

УДК 621.039.55: 593.3

ПРОЧНОСТЬ И ЖЕСТКОСТЬ ТРУБЧАТОЙ СТЕНКИ ИЗ УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНОГО КОМПОЗИТНОГО МАТЕРИАЛА ДЛЯ ВАКУУМНОЙ КАМЕРЫ

Бирюков О.В., канд. техн. наук, **Саенко С.Ю.**, канд. техн. наук,
Колосенко В.В., канд. техн. наук, **Корнилов Е.И.**, канд. техн. наук,
Ковпик О.Ф., канд. техн. наук, **Морачковский О.К.**, докт. техн. наук,
Лавинский Д.В., канд. техн. наук (г. Харьков, Украина)

The method and results of calculation on durability and rigidity of a tubular wall from carbon-carbon of a composite material (CCCM) used in NSC "«KhFTI" for vacuum objects are presented. The wall with rigidly fixed cold edges divides vacuum volume of the chamber and an atmosphere, and getting bending form is deformed in conditions of heats (250°C) under internal pressure. The analysis of durability is based on a method of finite elements (FEM) and the numerical decision on a personal computer.

Введение. Исследуемое Устройство представляет собой цилиндрическую кольцевую вакуумную камеру с внутренней тонкостенной трубкой из углерод-углеродного композитного материала (УУКМ) вакуумной плотности.

Трубка, которую можно считать тонкой цилиндрической оболочкой. Для технологических целей стенка нагревается потоком горячего воздуха до температуры 250°C . Торцы трубки закреплены в холодном корпусе вакуумной камеры с помощью кольцевых торцовых фланцев, которые сжимают кольцевые вакуумные уплотнители из резины и создают необходимое давление уплотнения, и, таким образом, надежно удерживают стенку в корпусе камеры. Цилиндрическая оболочка-стенка имеет постоянную толщину и находится под действием осесимметричной нагрузки и нагрева. Стенка жестко закреплена по торцам в холодном корпусе камеры. Материал стенки – УУКМ вакуумной плотности имеет высокую механическую плотность и химическую стойкость при высоких температурах.

Разработаны конструкции Устройства и стенки, проведены расчеты на прочность в заданных технологических условиях.

1. Конструкция Устройства вакуумной камеры с трубчатой стенкой. На рис.1 показано Устройство – цилиндрическая вакуумная камера – 1 с тонкой трубчатой стенкой – 2 из УУКМ вакуумной плотности. Эта стенка разделяет вакуумный объем – кольцевую цилиндрическую камеру – 1 и атмосферу. Стенка – 2 с помощью кольцевых торцовых фланцев – 3 прижата к торцовым фланцам корпуса с двух сторон. Уплотнение на вакуум осуществляется с помощью кольцевых уплотнителей из резины – 4. Для получения необходимой вакуумной плотности резина прижата осевыми выступами торцовых фланцев – 3 к стенкам корпуса вакуумной камеры – 1. За счет уменьшения осевого сжатия увеличивается нормальное радиальное давление p_r на стенку – 2.

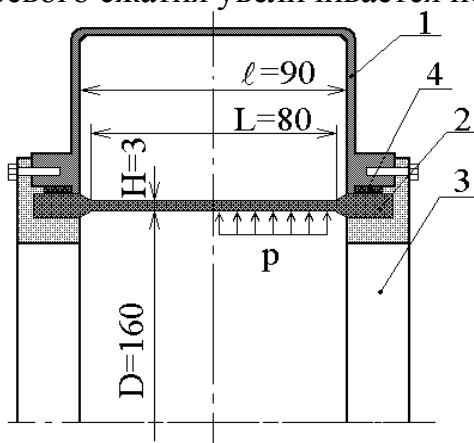


Рис. 1. Цилиндрическая вакуумная камера с трубчатой стенкой из УУКМ: 1 – трубчатая стенка из УУКМ; 2 – корпус вакуумной камеры (металл); 3 – торцовый опорный уплотнитель (металл); 4 – уплотнитель на вакуум (резина).

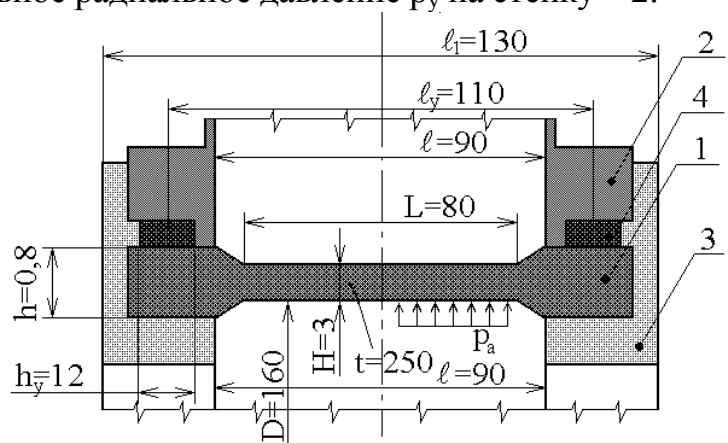


Рис. 2. Схема трубчатой стенки вакуумной камеры: 1 – стенка из УУКМ; 2 – опорный фланец вакуумной камеры (металл); 3 – торцовый опорный кольцевой фланец (металл); 4 – уплотнитель на вакуум (резина).

На внутренней поверхности стенки – 2 действует нормальное радиальное давление горячего воздуха $p_a = 10^5$ Па. При этом стенка – 2 нагрета до необходимой технологической температуры $t_c = 250^\circ\text{C}$. На наружной поверхности стенки – 2 давление отсутствует $p_o = 0$. В рабочем состоянии в стенке возникают механические и температурные напряжения. На рис.2 показана расчетная схема тонкой трубчатой стенки – 2 вакуумной камеры – 1. Стенка – 2 имеет толщину $H = 3$ мм, диаметр $D = 2a = 160$ мм, длину $l = 90$ мм. Она жестко закреплена в торцовых фланцах холодного корпуса камеры – 1.

2. Расчетная модель трубчатой стенки. Для расчетов на прочность и жесткость использована математическая постановка задачи для упругого деформирования тонкостенного цилиндра при действии на него равномерного внутреннего радиального давления. Геометрия стенки и особенности нагружения позволяют рассматривать задачу в осесимметричной постановке. В расчетах использован вариационный принцип Лагранжа и конечно-элементная (КЭ)

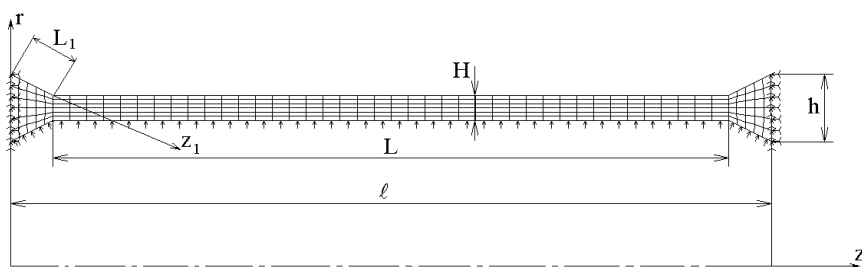


Рис. 3. КЭ схема стенки.

ального давления. Геометрия стенки и особенности нагружения позволяют рассматривать задачу в осесимметричной постановке. В расчетах использован вариационный принцип Лагранжа и конечно-элементная (КЭ)

схема стенки (рис.3). Базовым КЭ принят четырех узловой изопараметрический элемент с билинейной аппроксимацией перемещений. Предложенный метод реализован в программном модуле для программного комплекса SPACE-T [5].

3. Результаты расчетов на прочность матрицы. Расчеты на прочность стенок вкладыша и матрицы выполнены при следующих данных о свойствах материала УУКМ [1]. Предел прочности на растяжение 110 МПа; предел прочности на сжатие 100 МПа; модуль упругости $1,8 \cdot 10^4$ МПа; коэффициент Пуассона 0,19; коэффициент температурного расширения $-3,5 \cdot 10^{-6} 1/^\circ\text{C}$.

Некоторые данные расчетов напряженно-деформированного состояния матрицы приведены на рис. 4,5.

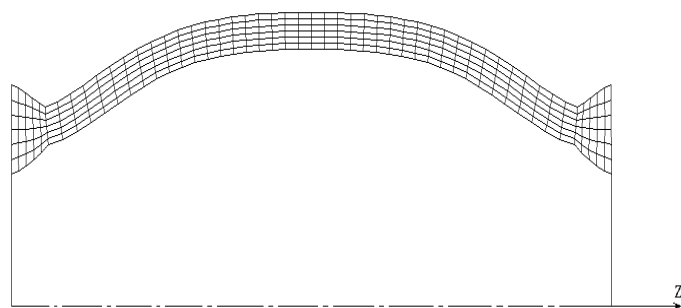


Рис. 4. Деформированная форма стенки.

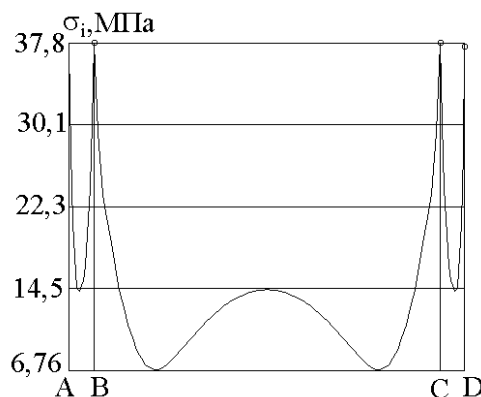


Рис. 5. Распределение интенсивности напряжений в точках наружной поверхности нагретой стенки.

4. Выводы. В статье дано расчетное обоснование использования углерод-углеродного композитного материала (УУКМ) в матрицах прессформ для прессования изделий с помощью порошков тугоплавких соединений при удельных давлени-

ях до 100 МПа и температурах до 1800°C. Приведена математическая постановка задачи об упругом деформировании под внутренним давлением двухслойного толстостенного корпуса прессформы с внутренним цилиндром-вкладышем из графита и наружным несущим цилиндром-матрицей из УУКМ с заданными относительными размерами матрицы: толстостенностью d_1/d_2 и отношением длины нагруженного участка к общей ее длине ℓ/L .

В основу решения положен метод конечных элементов (МКЭ) и метод решения контактной задачи по итерационной схеме метода переменных параметров упругости, хорошо зарекомендовавшим себя при решении задач упругого деформирования многослойных цилиндров. Стенка матрицы прессформы моделировалась телом вращения из изотропного материала, находящегося под внутренним давлением. Анализ прочности основан на МКЭ и численном решении на персональном компьютере (ПК) разрешающих уравнений МКЭ. Приведены расчетные данные о деформировании стенки матрицы и значения максимальных интенсивностей напряжений в зависимости от внутреннего давления, толстостенности и относительной длины нагруженного участка.

По приведенным в статье расчетным данным можно обоснованно выполнять проектирование прессформ из УУКМ заданных размеров для прессования изделий с помощью порошков тугоплавких соединений при давлении прессования до 100 МПа и температуре до 1800°C. Согласно расчету для прессформы с внутренним диаметром вкладыша $d = 120$ мм, длиной спрессованного порошка $\ell = 120$ мм и относительными размерами вкладыша $d/d_1 = 0,6$; матрицей $d_1/d_2 = 0,6$ и $\ell/L = 0,5$ допустимое давление прессования с запасом прочности $n_B = 2,5$ и $(\sigma_+)_{B} = 110$ МПа $p = 90,5$ МПа при осевой силе на пуансон $P = 102$ т.

Литература: 1. Писаренко Г.С., Яковлев А.П., Матвеев В.В. Справочник по сопротивлению материалов. Киев: «Наукова думка», 1988, 735 с. 2. Николаев А.Н. Расчет и конструирование матриц для прессования металлических порошков // Труды горьковского политехнического института, металловедения и порошковой металлургии. Т. XIX. В.1. Горький, 1963, 11-15 с. 3. Д.С. Миранский. Принцип конструирования аппаратов сверхвысокого давления. Принцип редуцирования радиального напряжения // Прикладная механика и механическая физика. № 2, Москва. 1960, 165 – 168 с. 4. Ю.Г. Бушуев, М.И. Персин, В.А. Соколов. Углерод-углеродные композиционные материалы. Справочник. М. «Металлургия», 1994, 128 с. 5. Бондарь С.В., Зубатый С.С., Киркач Б.Н., Лавинский В.И. Программный комплекс SPACE-T для решения термоупругопластических контактных задач // Динамика и прочность машин. – 2000. - №57, с. 24 - 34. 6. Свойства конструкционных материалов на основе углерода. Справочник под ред. В.П. Седова. М. «Металлургия», 1975, 336 с.

УДК 620.1; 539.3:534.1

МЕТОДИКА И УСТАНОВКА ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ ПЛОСКИХ ОБРАЗЦОВ НА ЦИКЛИЧЕСКУЮ УСТАЛОСТЬ ПРИ ПРОДОЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЯХ НА ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИХ СТЕНДАХ

Воробьев Ю.С., докт. техн. наук, **Гошкодеря В.П.**, канд. техн. наук,
Полищук О. Ф., канд. техн. наук, **Личкатый Е. А.**, канд. техн. наук, **Белоус Е.В.**,
Цыба А.Н. (г. Харьков, Украина)

Installation on the basis of the electrodynamic stand for tests of flat samples for cyclic weariness is offered at a stretching-compression. The technique and parameters of tests is resulted.

Введение. При испытаниях плоских образцов, осуществляющих продольные колебания, возникает ряд трудностей, связанных со стабильностью и надежностью

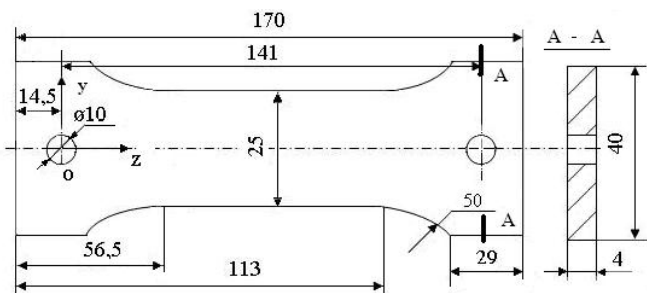


Рис. 1. Образец для испытаний.

Основные положения. Для испытаний на циклическую усталость при продольных колебаниях, выбран образец в соответствии с ГОСТ 25.502-79, рис. 1. Для возбуждения продольных колебаний использовался электродинамический стенд ВЭДС-400 с параметрами: выталкивающая сила – 400 кгс, амплитуда колебаний – 12,5 мм, диапазон рабочих частот – 5-5000 Гц, максимальное ускорение холостого хода – 100g.

Традиционное использование ВЭДС для проведения испытаний изделий на усталость осуществляется при консольном закреплении в зажиме образца или детали. В данном случае применение электродинамического стенда для испытаний обеспечивается с помощью специального приспособления, устанавливаемого на платформе ВЭДС-400.

Требуемый уровень нагружения можно обеспечить только на резонансной частоте образца. Обычно собственные частоты продольных колебаний стержня значительно выше рабочих частот стенда. Для снижения частот собственных колебаний стержня и создания достаточного уровня нагружения использовалась присоединенная масса m , закрепленная на его конце.

Установка для испытаний. На рис. 2 показана схема установки для испытаний. Для их осуществления изготовлено специальное приспособление, которое состоит из верхней плиты 2 и более толстой нижней плиты 3. Эти плиты крепятся между собой четырьмя стойками 4 и составляют более жесткую конструкцию, чем образец 1.

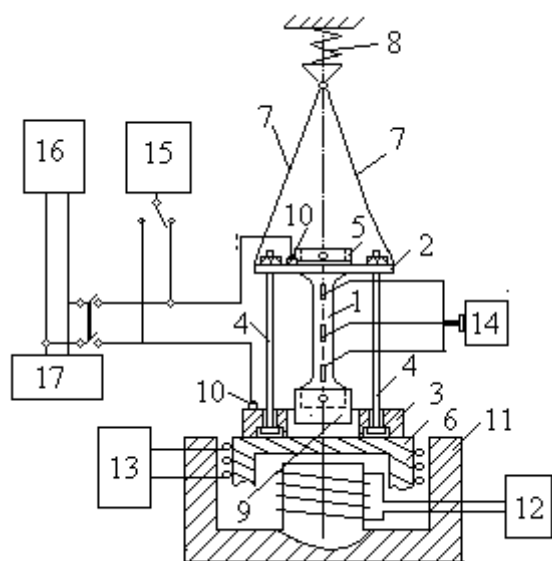


Рис. 2. Схема установки для испытаний.

результатов [1]. Это требует создания специальных устройств, позволяющих обеспечить требуемый уровень нагружения испытываемого образца и его надежное закрепление. Желательно иметь расчетную методику, которая позволяет выбрать соответствующие параметры, прогнозировать результаты таких испытаний и сопоставлять их с результатами расчетов.

Образец закрепляется вертикально при помощи зажимов 5. Точка подвеса расположена в центре отверстия верхней части образца. Приспособление крепится к столу 6 вибростенда. Для разгрузки стенда приспособление подвешивается в верхней части посредством резиновых шнуров 7 и пружины 8. В нижней части образца крепится настроечная масса 9.

На одной из плоскостей образца равномерно наклеены три фольговых тензорезистора, подключенные к тензостанции 14. Сигнал от задающего генератора 13 через усилитель мощности подается на подвижную катушку электродинамического стенда,

расположенной внутри корпуса 11. Катушка подмагничивания стенда питается постоянным током от источника 12.

Методика испытаний. Испытания проводились при возбуждении вибрации в вертикальном направлении. Уровень нагружения контролируется акселерометрами 10. Они установлены на плитах 2 и 3 и подключены к вольтметру 15. Показания могут сниматься как с верхней плиты, так и с нижней с помощью переключателя. Амплитуду и фазу колебаний можно наблюдать на экране электронного осциллографа 17. Разность фаз определяется с помощью фазометра 16.

Перемещения измерялись с помощью трех тензодатчиков, подключенных к тензостанции 4АНЧ-22. Расположение датчиков позволяет контролировать зоны конструктивных особенностей. По измеренным перемещениям определялись напряжения в соответствующих точках образца.

Расчет частот. Расчет собственных частот осуществлялся вариационным энергетическим методом на основании принципа Остроградского-Гамильтона [2]. Образец рассматривался как стержень симметричного переменного поперечного сечения. Анализ результатов показал, что первая собственная частота образца без присоединенной массы лежит вне допустимого диапазона рабочих частот стенда, табл. 1. Поэтому необходимо снизить частоту системы образец – присоединенная масса до рабочего диапазона частот вибрационного стенда. Эту задачу можно решить путем подбора приемлемого значения присоединенной массы m , закрепленной в нижнем отверстии образца.

Правильный подбор присоединенной массы позволит оптимально использовать мощность стенда и значительно сократить длительность испытаний. Результаты расчетов системы образец – присоединенная масса приведен на рис. 3.

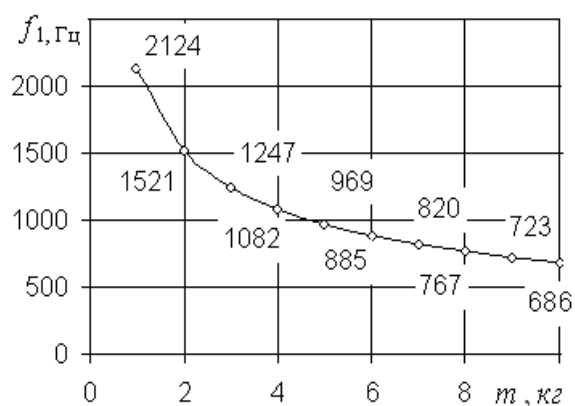


Рис. 3. График изменения f_1 от величины присоединенной массы m .

Кривая, изображенная на рис. 3, устанавливает зависимость первой собственной частоты колебаний системы f_1 от приложенного значения присоединенной массы m . Из рисунка следует, что для данного образца при массе груза свыше 5 кг зависимость становится более полой, и управление частотами будет менее эффективным. Полученные результаты свидетельствуют о том, что реальные испытания можно осуществить только на первой форме колебаний, поскольку частоты второй формы колебаний f_2 значительно превосходят допустимую рабочую частоту вибрационных испытаний для установки ВЭДС-400. Поперечные колебания наблюдались лишь в случае, когда образец или присоединенная масса закреплялись не достаточно жестко. Из этого следует, что данная схема обеспечивает главным образом продольные колебания.

Мощность колебаний. Для оптимального выбора параметров исследуем мощность продольных колебаний при испытаниях на усталость, в зависимости от

Таблица 1

№ формы колебаний	f_1 , Гц
1	7310
2	26179
3	43545
4	60732
5	85192

величины присоединенной массы m и частоты f_1 , [3].

Сила и скорость для продольных колебаний стержня с массой на конце в нашем случае совпадают по направлению. Поэтому можно записать выражение для мощности L механического осциллятора $L = K\dot{x}$. Для периодической возмущающей силы с частотой Ω будем иметь $K = K_0 \cos \Omega t$. Движение, вызываемое периодической возмущающей силой с амплитудой A , описывается формулой $x = A \cos(\Omega t - \psi)$, где ψ – сдвиг по фазе между перемещением и периодической возмущающей силой. После подстановки и несложных тригонометрических преобразований получим

$$L = \frac{1}{2} K_0 A \Omega [\sin \psi - \sin(2\Omega t - \psi)].$$

Таким образом, мощность имеет две составляющие: постоянную $L_m = \frac{1}{2} K_0 A \Omega \sin \psi$, называемую активной, и периодическую составляющую $L_s = -\frac{1}{2} K_0 A \Omega \sin(2\Omega t - \psi)$, называемую реактивной мощностью.

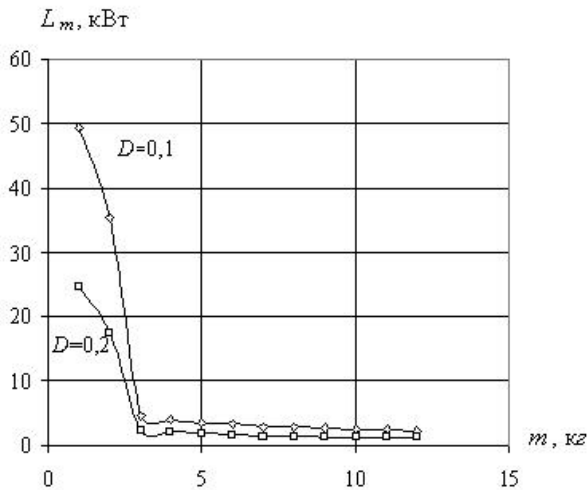


Рис. 4. Средняя мощность механического осциллятора L_m .

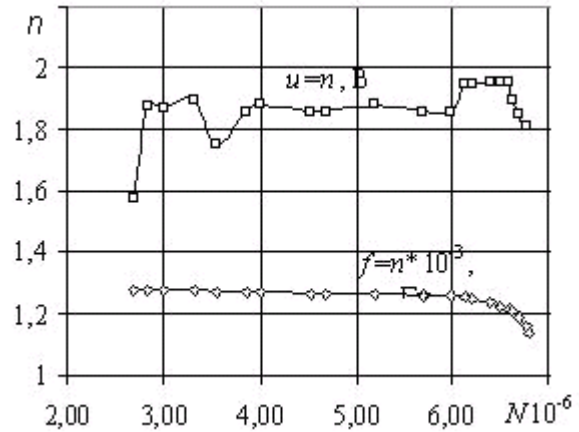


Рис. 5. Изменение напряжения u , В и частоты колебаний f , Гц при N циклах нагружения.

На рис. 4 показана зависимость средней мощности механического осциллятора L_m при колебаниях образца с амплитудой $A=0,1 \cdot 10^{-3}$ м от величины присоединенной массы m при параметрах демпфирования, отличающихся в два раза. Из него следует, что испытания при значении присоединенной массы m свыше 3 кг в данном случае приводит к существенному снижению мощности.

Результаты испытаний. Результаты испытаний показали, что существенных различий в показаниях установленных датчиков не наблюдалось. Это свидетельствует о правильном выборе радиуса переходных сечений от центральной части образца к протельной. На рис. 5 показано изменение напряжения u , на среднем тензодатчике и частоты колебаний f , Гц при N циклах нагружения (n – масштабный коэффициент). По мере исчерпания ресурса частота колебаний существенно снижается.

Выводы.

1. Рассмотренный метод и установка на базе электродинамического вибростенда позволяет осуществить испытания плоских образцов на циклическую усталость

при продольных колебаниях на их резонансных частотах.

- Исследование средней мощности механического осциллятора дает возможность выбрать оптимальную для данной системы величину присоединенной массы и тем самым обеспечить наиболее благоприятные условия испытаний.
- Одним из признаков исчерпания ресурса данных образцов является снижение их собственных частот.

Литература: 1. Писаренко Г. Г., Кульбашный П. Ф. Применение электродинамического стенда ВЭДС-200А для усталостных испытаний в условиях симметричного растяжения – сжатия. 2. Воробьев Ю. С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин. – Киев: Наук. думка, 1988. – 224 с. 3. Магнус К. Колебания. – М.: «Мир», 1982. – 304 с.

УДК 539.4:621.165

ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ КОЛЕБАНИЙ ЭЛЕМЕНТОВ ЛОПАТОЧНОГО АППАРАТА ТУРБОМАШИН С ПОВРЕЖДЕНИЯМИ

Воробьев Ю.С., докт. техн. наук, **Чугай М.А.** (г. Харьков, Украина)

The paper analyses vibrations and investigates the pattern of localization of stresses in elements of turbomachine blading with damages. The influence of sizes and location of damage on the displacement field, and the intensity of vibration stresses in actual constructions are investigated.

Наиболее нагруженным и ответственным элементом турбоагрегатов является лопаточный аппарат, для которого основную опасность представляют вибрационные нагрузки. Наибольшее число отказов турбин в течение всего срока эксплуатации связано с возникновением усталостных трещин в элементах лопаточного аппарата турбомашин. Колебания лопаточного аппарата с повреждениями и распределение напряжений в них мало исследованы, поэтому данная проблема является актуальной. Трехмерный подход в сочетании с методом конечных элементов (МКЭ) позволяет получить полную картину распределения напряжений и выявить зоны локализации опасных напряжений.

Виды повреждений в лопатках газотурбинного двигателя включают в себя: забоины, коррозионные и эрозионные повреждения, повреждения типа химических неоднородностей и разного происхождения трещины [1]. Большая часть повреждений моделируются клинообразными вырезами без учета контакта берегов. Это предположение является явным упрощением, но согласно исследованиям в этом направлении, оно вызывает повышение уровня концентрации напряжений в вершине трещины, что дает запас прочности. Поэтому такое предположение часто используется при анализе напряженно-деформированного состояния (НДС) в зоне повреждения. Для исследования количественных и качественных характеристик полей вибрационных напряжений в лопатках, пакетах и рабочих колесах турбомашин разработаны расчетные модели элементов лопаточного аппарата на основе трехмерного подхода в сочетании с методом конечных элементов.

Для построения конечноэлементных моделей конструкции с повреждениями, включая трещину, существуют такие подходы.

- 1) Существенное сгущение сетки элементов в вершине трещины, что очень усложняет моделирование сингулярного характера напряжений.
- 2) Специальные элементы, содержащие трещину [2, 3]. Они требуют предварительного знания коэффициентов интенсивности напряжений (КИН), которые

обычно заранее неизвестны. Кроме того, характер изменения напряжений является заданным и не существует теоретического обоснования сходимости результатов.

- 3) Специальные элементы, которые моделируют сингулярность напряжений и деформаций в вершине трещины (сингулярные элементы). Эти элементы должны отображать особенности НДС в окрестности вершины трещины.

На основе современных представлений о НДС при наличии трещин, напряжения и деформации в малой окрестности вершины подчиняются таким общим соотношениям:

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta), \quad \varepsilon_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} q_{ij}(\theta),$$

где $\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}$ - компоненты тензора деформаций; K - КИН, который может определяться как K_I, K_{II}, K_{III} для моделей разрушения I, II, III соответственно; r, θ - полярные координаты с началом в вершине трещины, расположенной вдоль отрицательной части оси x ; $f_{ij}(\theta), q_{ij}(\theta)$, - универсальные нормализованные функции.

Перемещения должны соответственно иметь вид:

$$u_i = \frac{K}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} F_i(\theta), \quad (1)$$

где G - модуль сдвига; $F_i(\theta)$ - универсальная нормализованная функция.

Геометрическая форма элемента, при использовании изопараметрической концепции МКЭ, описывается с помощью заданных узловых точек:

$$x = \sum_i N_i(\xi, \eta, \zeta) x_i, \quad y = \sum_i N_i(\xi, \eta, \zeta) y_i, \quad z = \sum_i N_i(\xi, \eta, \zeta) z_i, \quad (2)$$

где x_i, y_i, z_i - координаты узловых точек в глобальной системе координат; N_i - функции формы, выраженные через локальные координаты элемента $\xi\eta\zeta$.

Для изопараметрических элементов искомая функция представляется теми же функциями формы, что и геометрическая форма элемента. Таким образом, функции формы должны отражать особенности типа $O(r^{1/2})$ для перемещений и $O(r^{-1/2})$ для напряжений. Для построения конечноэлементных моделей в работе использовался изопараметрический 20-узловой квадратичный конечный элемент, который может вырождаться в 15-узловой конечный элемент путем совмещения трех узлов одной стороны.

Для обеспечения особенностей распределения перемещений типа $O(r^{1/2})$ необходимо сдвинуть промежуточные узлы изопараметрического 15-узлового элемента на четверть длины стороны по направлению к вершине трещины (рис. 1).

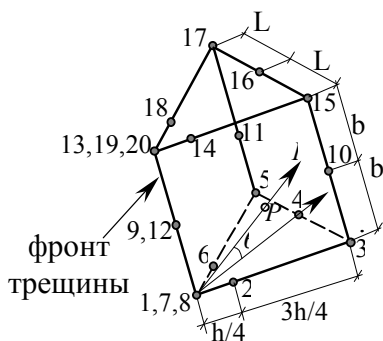


Рис. 1. Специальный конечный элемент.

Полученные таким образом элементы могут обладать особенностью вида $O(r^{-1/2})$ для напряжений σ_{ij} , они достаточно хорошо описывают изменения напряжений и перемещений в вершине трещины, полностью совместимы с обычными квадратичными элементами и отображают деформацию тела как целого.

Подставив координаты узловых точек в (2) и выполнив соответствующие преобразования, получим:

$$x = \frac{h}{4}(1 + \xi)^2, \quad y = \frac{L}{4}\eta(1 + \xi)^2, \quad z = b(1 + \zeta). \quad (3)$$

Расстояние r от вершины трещины до любой точки Р равняется $r = \sqrt{(x^2 + y^2)}$. Подставляя значения для x и y из (3) в выражение для r , получим

$$r = \frac{L}{4}(1 + \xi)^2 \sqrt{\left(\frac{h}{L}\right)^2 + \eta^2}, \quad \text{откуда}$$

$$(1 + \xi) = r^{1/2} / \left[\frac{L}{4} \left(\left(\frac{h}{L} \right)^2 + \eta^2 \right)^{1/2} \right]^{1/2}. \quad (4)$$

Из формулы (4) видно, что функции формы в этом случае обеспечивают особенности вида $O(r^{1/2})$ для перемещений и $O(r^{-1/2})$ для напряжений и деформаций.

На рис. 2 приведена зависимость влияния повреждений на собственные частоты колебаний в зависимости от рассматриваемого реального объекта k . На рис. 2 используются следующие обозначения: $k = 1$ - упрощенная лопатка, $k = 2$ - единичная лопатка, $k = 3$ - пакет лопаток ГТД, $k = 4$ - пакет парных лопаток газовой турбины, $k = 5$ - рабочее колесо вентиляторной ступени двухконтурного ГТД, $\Delta\omega$ - относительное изменение собственных частот колебаний при расчете указанных выше объектов.

Вычисление КИН для трещин в рабочих лопатках является весьма сложной задачей. Перо лопатки имеет переменную толщину поперечного сечения и сложную форму. Кроме того, перо лопатки располагается под наклоном к направлению действия центробежных сил, вследствие чего в вершине трещины (особенно с увеличением ее размера) будут реализовываться КИН как первого, так и других типов. Тем не менее, основной вклад в развитие трещины вносит КИН первого типа.

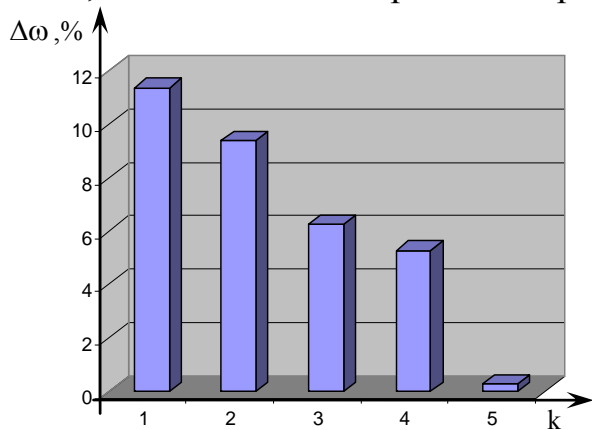


Рис. 2. Закономерность влияния повреждений на собственные частоты колебаний

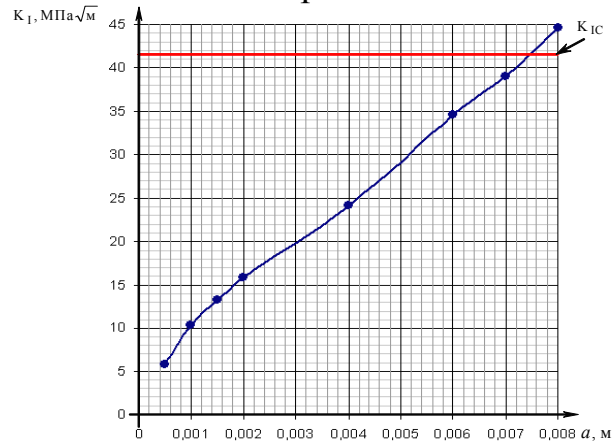


Рис. 3. Зависимость КИН K_I от глубины трещины a .

Было посчитано статическое КИН K_I при растяжении. Рассматривалась модель в виде образца камертонного типа, для которого были известны напряжения, рассчитанные экспериментальным путем [1].

На рис. 3 приведена зависимость КИН первого типа от глубины трещины. При глубине трещины $a \approx 7,3$ мм он достигает критического значения $K_{IC} = 41,6 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, что соответствует фактическим условиям разрушения.

Создана трехмерная модель с конечными элементами, отражающими сингуляр-

ность НДС в вершине трещины типа $O(r^{1/2})$ для напряжений и $O(r^{-1/2})$ для перемещений. Разработана методика оценки влияния повреждений в системе лопаток на собственные частоты, формы перемещений и локализацию вибрационных напряжений.

Литература: 1. Сопrotивление материалов деформированию и разрушению. Справочное пособие. Ч. 1 / Под ред. В.Т. Трошенко. Киев: Наук, думка, 1993.-288 с. 2. Сиратори М, Миесси Т., Мацусита Х. Вычислительная механика разрушения: Пер. с японск. – М.: Мир, 1986. – 334 с. 3. Морозов Е.М., Никишков Г.П. Метод конечных элементов в механике разрушения. – М.: Наука, 1980. – 354 с.

УДК 531.3

НЕЛИНЕЙНАЯ ДИНАМИКА ПАРАМЕТРИЧЕСКИ ВОЗБУЖДАЕМОГО ГИБКОГО СТЕРЖНЯ С СУЩЕСТВЕННО НЕЛИНЕЙНЫМ ГАСИТЕЛЕМ

Деревянко Ю.С., Аврамов К.В., докт. техн. наук (г. Харьков, Украина)

Nonlinear parametric vibrations of an elastic beam accounting the nonlinear inertia and nonlinear curvature are considered. Essentially nonlinear dynamic vibration absorber is used to attenuate amplitude of oscillations. The interaction of the beam and mass-spring absorber is modelled by the two-degree-of-freedom system. The multiple scales method is applied to analyse nonlinear dynamic of such system.

Стержневые конструкции, являющиеся элементами аэрокосмических, машиностроительных и строительных конструкций. Они часто работают под действием значительных параметрических нагрузок. Для снижения амплитуд колебаний механических систем используются различные гасители колебаний. Пассивные гасители рассматриваются в монографии [1]. В работе [2] исследованы вынужденные колебания свободно опертого стержня с присоединенным нелинейным динамическим гасителем колебаний. Взаимодействие дискретной линейной подсистемы с существенным нелинейным гасителем колебаний рассмотрено в статье [3]. В статье [4] в качестве динамического гасителя колебаний используется одностепенной осциллятор. Натсиавас [5] использует нелинейный динамический гаситель в виде осциллятора с нелинейной пружиной, имеющей кубическую характеристику для гашения вынужденных колебаний системы ДUFFинга.

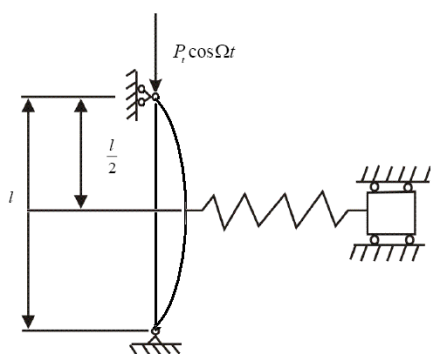


Рис. 1. Балка, взаимодействующая с нелинейным гасителем.

В данной статье рассматривается задача о гашении параметрических колебаний стержневой системы.

Рассмотрим шарнирно-опертый стержень, находящийся под действием продольной силы $P_i \cos(\Omega t)$. Для уменьшения амплитуд параметрических колебаний к этой системе посредине крепится нелинейный динамический гаситель (рис 1.), который описывается соотношением: $R = K_1 \Delta + K_2 \Delta^3$, где Δ – перемещения пружины.

Рассматриваемая механическая система описывается следующей безразмерной дискретно-континуальной системой:

$$u^{(IV)} + \ddot{u} + \varepsilon \left[\alpha (u'' u'^2)'' - \gamma \left(u' \int_{\xi}^1 d\eta \int_0^{\eta} (u'^2)_{\tau\tau} dh \right)' + \delta \dot{u} + u'' \Gamma_i \cos(\Omega \tau) \right] =$$

$$= \delta \left(\xi - \frac{1}{2} \right) \left\{ \gamma_1 \left[q - u \left(\frac{1}{2}, \tau \right) \right] + \varepsilon \gamma_2 \left[q - u \left(\frac{1}{2}, \tau \right) \right]^3 \right\};$$

$$\bar{M}\dot{q} = -\gamma_1 \left[q - u \left(\frac{1}{2}, \tau \right) \right] - \varepsilon \gamma_2 \left[q - u \left(\frac{1}{2}, \tau \right) \right]^3 = 0, \quad (1)$$

где

$$u = \frac{w}{r}; r = \sqrt{\frac{J}{A}}; \tau = \sqrt{\frac{EI}{\mu l^4}} t; \xi = \frac{s}{l}; \varepsilon \delta = \frac{c l^2}{\sqrt{EI \mu}}; \varepsilon \Gamma_t = \frac{l^2 P_t}{EI}; \varepsilon \gamma = \frac{r^2}{2l^2}; \Omega^* = \Omega l^2 \sqrt{\frac{\mu}{EI}};$$

$$q^* = \frac{q}{r}; \bar{M} = \frac{M}{\mu l}; \gamma_1 = \frac{K_1 l^3}{EI}; \varepsilon \gamma_2 = \frac{K_2 l^3 r^2}{EI}; \delta^* \left(\xi - \frac{1}{2} \right) = l \delta \left(s - \frac{l}{2} \right); \varepsilon \alpha = \frac{r^2}{2l^2}; \varepsilon \ll 1.$$

Механическая модель системы имеет следующие численные значения параметров [6]: $EI = 0,201 \text{ Н} \cdot \text{м}^2$; $E = 2,013 \cdot 10^{11} \text{ Н} / \text{м}^2$; $c = 7,8 \cdot 10^{-2} \text{ кг} / \text{с}$;

$$P_t = 1 \text{ Н}; \mu = 9,3 \cdot 10^{-2} \text{ кг} / \text{м}; l = 558 \text{ мм}; b = 11,95 \text{ мм}; h = 1 \text{ мм}.$$

Нелинейную динамику стержня $u(\xi, \tau)$ представим в виде одномодовой аппроксимации $u(\xi, \tau) = \theta(\tau) \sin(\pi \xi)$. Используя метод Бубнова - Галеркина, получим дискретную динамическую систему, описывающую нелинейные колебания гибкого стержня:

$$\ddot{\theta} + \pi^4 \theta + \varepsilon \left[\alpha \frac{\pi^6}{4} \theta^3 + \pi^2 \gamma (\theta^2) \right] + \delta \dot{\theta} - \pi^2 \Gamma_t \cos(\Omega \tau) \theta = 2\gamma_1 (q - \theta) + 2\varepsilon \gamma_2 (q - \theta)^3;$$

$$\bar{M}\dot{q} = -\gamma_1 (q - \theta) - \varepsilon \gamma_2 (q - \theta)^3. \quad (2)$$

Динамическую систему (4) представим относительно нормальных координат с помощью замены переменных $(h_1, h_2)^T = (A)^{-1}(\theta, q)^T$, где (A) – матрица, состоящая из собственных векторов задачи:

$$\dot{h}_j + \omega_j^2 h_j = \varepsilon F_j(h_1, h_2, \dot{h}_1, \dot{h}_2, \ddot{h}_1, \ddot{h}_2, \tau); j = 1, 2, \quad (3)$$

где функции $F_i(h_1, h_2, \dot{h}_1, \dot{h}_2, \ddot{h}_1, \ddot{h}_2, \tau); i = 1, 2$ здесь не приводятся для краткости изложения.

Для исследования колебаний системы (3) воспользуемся методом многих масштабов [7]. Предположим, что частота возмущающей силы находится в наиболее опасной области основного параметрического резонанса: $\Omega = 2\omega_1 + \varepsilon \rho$, где ρ – параметр расстройки. В системе выполняется условие внутреннего резонанса $\omega_2 = 3\omega_1 + \varepsilon \sigma$, где σ – второй параметр расстройки. Система модуляционных уравнений имеет следующий вид:

$$a_1' = \Phi_1(a_1, a_2, \psi_1, \psi_2) = -\frac{\alpha_{119}}{2} a_1 + \frac{\alpha_{117}}{4\omega_1} a_1 \sin \psi_2 + \frac{\delta_{13}}{8\omega_1} a_1^2 a_2 \sin \psi_1;$$

$$a_2' = \Phi_2(a_1, a_2, \psi_1, \psi_2) = -\frac{\alpha_{220}}{2} a_2 + \frac{\alpha_{217}}{4\omega_2} a_1 \sin(\psi_2 - \psi_1) - \frac{\delta_{23}}{8\omega_2} a_1^3 \sin \psi_1;$$

$$\psi_1' = \Phi_3(a_1, a_2, \psi_1, \psi_2) = \sigma + \frac{3\delta_{11}}{8\omega_1} a_1^2 + \frac{3\delta_{12}}{8\omega_1} a_2^2 + \frac{3\alpha_{117}}{4\omega_1} \cos \psi_2 + \frac{3\delta_{13}}{8\omega_1} a_1 a_2 \cos \psi_1 -$$

$$-\frac{\delta_{21}}{8\omega_2} a_2^2 - \frac{\delta_{22}}{8\omega_2} a_1^2 - \frac{\alpha_{217}}{4\omega_2 a_2} a_1 \cos(\psi_2 - \psi_1) - \frac{\delta_{23}}{8\omega_2 a_2} a_1^3 \cos \psi_1;$$

$$\psi_2' = \Phi_4(a_1, a_2, \psi_1, \psi_2) = \rho + \frac{\delta_{11}}{4\omega_1} a_1^2 + \frac{\delta_{12}}{4\omega_1} a_2^2 + \frac{\alpha_{117}}{2\omega_1} \cos \psi_2 + \frac{\delta_{13}}{4\omega_1} a_1 a_2 \cos \psi_1. \quad (4)$$

При отсутствии внутреннего резонанса динамический гаситель находится в состоянии покоя, что является наиболее неблагоприятным режимом для виброгашения, так как при эффективном использовании гасителя колебательная энергия перекачивается в гаситель. Поэтому присутствие внутреннего резонанса является необходимым требованием для гашения параметрических колебаний.

Амплитудно-частотные характеристики параметрических колебаний нелинейной динамической системы получим из анализа неподвижных точек системы четырех нелинейных алгебраических уравнений $\Phi_i(a_1, a_2, \psi_1, \psi_2) = 0; i = \overline{1,4}$. Исследование устойчивости периодических колебаний системы (3) сводится к анализу устойчивости неподвижных точек системы (4).

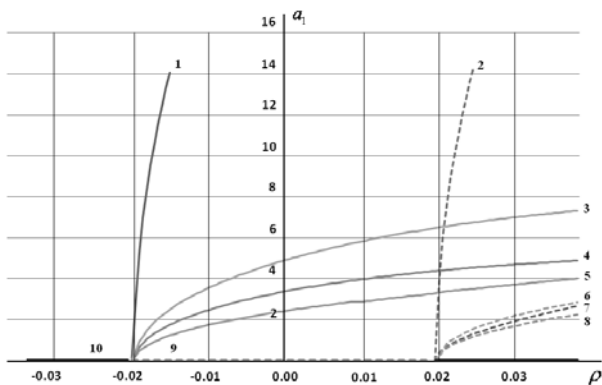


Рис. 2. Амплитудно-частотные характеристики с учетом резонансных условий.

На рис. 2, представлены зависимости амплитуды параметрических колебаний динамической системы от параметра расстройки ρ при отсутствии внутреннего резонанса (графики 1 и 2) и при условии выполнения внутреннего резонанса для различных фиксированных значений параметра расстройки $\sigma = \{0; 0,01; 0,5\}$ (графики 3 и 6; 4 и 7; 5 и 8). Результаты численного анализа устойчивости представлены на рис. 2, где сплошными и

пунктирными линиям показаны устойчивые и неустойчивые колебания, соответственно.

В работе получена модель, описывающая взаимодействие параметрически возбуждаемого гибкого стержня с учетом нелинейных соотношений для кривизны и нелинейной инерционности с нелинейным динамическим гасителем колебаний. Показано, что в условиях внутреннего резонанса между первой модой балки и осциллятором, возможно эффективное гашение параметрических колебаний нелинейным гасителем. Наилучшее гашение параметрических колебаний стержневой динамической системы достигается при значении параметра расстройки $\sigma = 0$ и следующих значениях параметров гасителя: $M = 0,01$ кг; $K_1 = 65$ Н/м; $K_2 = 3,25$ Н/м.

Литература: 1. Korenev B.G., Reznikov L.M. Dynamic Vibration Absorbers: Theory and Technical Applications. – New York: John Wiley and Sons, 1993. 2. Kojima, H., Saito, H. Forced vibrations of a beam with a non-linear dynamic absorber// Journal of Sound and Vibration. – Academic Press, 1983. – V. 88(4). – P. 559 - 568. 3. Mikhlin Y.V., Reshetnikova S.N. Dynamic interaction of an elastic system and essential nonlinear absorber// Journal of Sound and Vibration, 2005. – V. 283.– P. 91-120. 4. Van Berkel L. H., Semercigil S. E. Tuned Vibration Absorber For Secondary Structures// Journal of Sound and Vibration. – Academic Press, 1991. – V. 150(2). – P. 322 - 329. 5. Natsiavas S. Steady state oscillations and stability of non- linear dynamic vibration absorber// Journal of Sound and Vibration. – Academic Press, 1992. – V. 156(22). – P. 227 - 245. 6. Avramov K. V. Bifurcations of parametric oscillations of beams with three equilibrium// Acta Mechanica.- Wiena,2003. – V. 164.– P. 115- 138. 7. Nayfeh A. H., Mook D. T. Nonlinear Oscillations. – New York: Wiley, 1988 – 655p.

УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ КРУГЛОЙ ПЛАСТИНЫ ПРИ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ ШТАМПОВКЕ

Лавинский В.И., докт. техн. наук, Ларин П.А. (г. Харьков, Украина)

The present work is devoted to the decision of a modelling problem on elastic - plastic deformation of a round plate, under action pulse cross-section and, allocated on a surface, a tangent pondermotiv loadings. Expressions of distribution of deflections in a radial direction are received at a longitudinal - cross-section bend of a plate. Influence of the bending moments from tangents of forces on character of distributions of deflections is found out.

Благодаря магнитно-импульсной обработке металлов появляется принципиальная возможность создания условий для эффективного силового действия для обработки стальных листовых заготовок [1]. При электродинамическом анализе такого подхода оказалось, что традиционные представления теории магнитно-импульсной обработки не отражают характер возникающих пондермоторных сил [2]. Наряду с естественной нормальной к плоскости листовой заготовки компонентой давления, возникает достаточно большая по величине продольная сила, распределенная по поверхности пластинчатой заготовки. Несмотря на относительно малые поперечные размеры заготовки, продольные усилия приводят к возникновению дополнительных изгибающих моментов, которые могут в значительной степени исказить характерную картину формоизменения листовой заготовки.

Доклад посвящен решению модельной задачи об упруго-пластическом деформировании круглой пластины, под действием импульсной поперечной нагрузки и распределенной по поверхности касательной пондермоторной нагрузки (рис. 1).

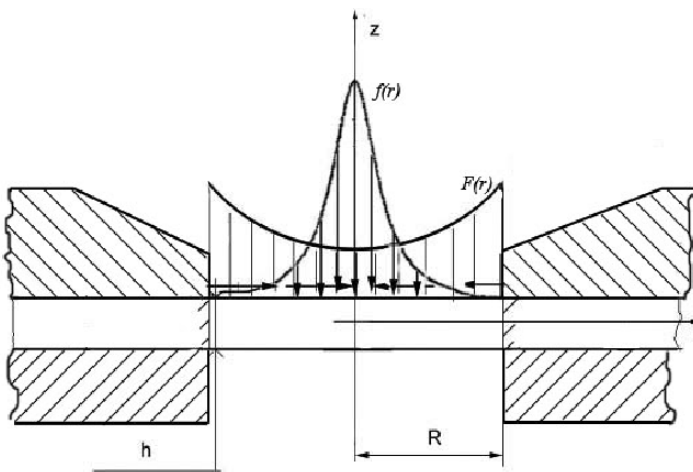


Рис. 1. Расчетная схема круглой пластинки.

Так как действующая на круглую пластину нагрузка распределена симметрично относительно оси z , перпендикулярной к срединной плоскости и проходящей через ее центр, то изогнутая поверхность также останется симметричной. Во всех точках, равно удаленных от центра пластины прогибы и усилия будут одинаковы (условия осесимметричной задачи). Поэтому достаточно рассмотреть эти величины лишь вдоль одного диаметрального сечения, проходящего через ось симметрии.

Основное дифференциальное уравнение симметричного изгиба круглой пластины постоянной толщины имеет вид

$$D \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left\{ r \frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dw(r,t)}{dr} \right) \right] \right\} = q(r,t) + \beta \frac{\partial^2 w(r,t)}{\partial t^2}, \quad (1)$$

где w – прогиб пластины, зависящий от полярной координаты r и времени t ; $q(r,t)$ – интенсивность нагрузки, перпендикулярной к срединной плоскости пластины, D –

цилиндрическая жесткость пластины.

Для определения прогибов от действия поперечных моментов используем полученное решение для радиальных моментов, равномерно распределенных по окружности, концентрической к опорному контуру [5].

Решение задачи пластичности. Рассмотрим изгиб круглой пластинки постоянной толщины. Для этого будем использовать, предложенный И.А. Биргером, метод дополнительных нагрузок [4]. Суть метода состоит в приведение задачи об упругопластическом теле к задаче об упругом теле с дополнительными объемными и поверхностными нагрузками.

Своеобразие такой задачи состоит в том, что дополнительные силовые факторы сами зависят от искомых напряжений. Однако можно применить процесс последовательных приближений, который обладает вполне удовлетворительной сходимостью.

В первом приближении считаем, что дополнительные объемные и поверхностные нагрузки отсутствуют. В результате решения определяются напряжения $\sigma_{r1}^*, \sigma_{\theta 1}^*$, касательными напряжениями можно пренебречь. Затем определяется величина интенсивности напряжений, которой соответствует интенсивность деформаций.

Во втором приближении также решается обычная задача упругости, но с дополнительными объемными и поверхностными нагрузками. Эти нагрузки определяются напряжениями и параметром пластичности для предыдущего приближения. Отметим, что дополнительные нагрузки могут создавать объемное напряженное состояние, если даже при действительных нагрузках напряженное состояние было линейным или плоским.

Вычисление третьего приближения проводится точно таким же образом, как и второго. Расчет заканчивается при достаточной близости двух соседних приближений.

Проведя вычисления для данных значений нагрузки, мы можем убедиться, что пластина находится в пластическом состоянии (как показано на рис. 2). Также на рисунке видно, что метод обладает достаточно хорошей сходимостью

Посчитав по полученным результатам прогибы, получаем следующие выражения и графики (рис. 3)

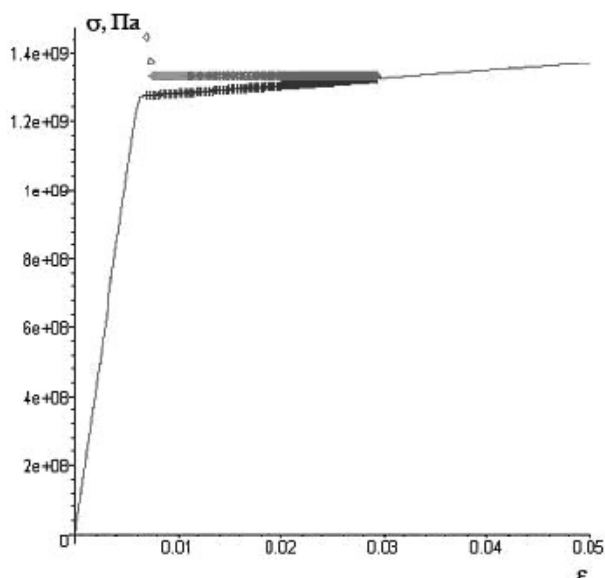


Рис. 2. Сходимость метода дополнительных нагрузок.

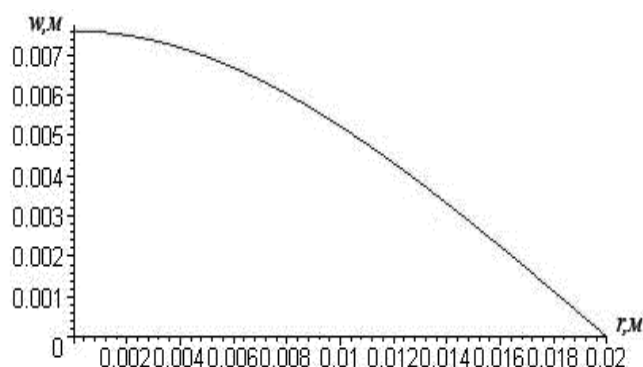


Рис.3. Прогиб круглой пластинки.

Полученные распределения приводят к максимальному прогибу пластинки - 7,6 мм. По результатам расчета можно сделать вывод, что максимальное напряжение возникает в жесткой заделке по внешнему радиусу R . Большая часть пластины находится в пластическом состоянии.

Получен алгоритм расчета напряженно-деформированного состояния круглой пластинки при магнитно-импульсном нагружении, основанный на комбинированном представлении решения от поперечных и касательных пондеромоторных нагрузок, характерных для рассматриваемых условий воздействия.

Результаты расчета согласуются с экспериментальными данными, что свидетельствует о правильности выбранной математической модели и методов решения.

Таким образом магнитно-импульсная обработка металлов открывает широкие возможности для создания новых технологий, обладающих всеми признаками прогрессивных технологий на современном этапе развития человечества.

Литература: 1. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хищенко Л.Т. Физические основы возможных направлений развития магнитно-импульсной обработки тонкостенных металлов// Електротехніка і електромеханіка. -Харків: НТУ "ХП", -2004. - №2. -С. 80-84. 2. Белый И.В., Фертик С.М., Хищенко Л.Т. Справочник по магнитно-импульсной обработке металлов. –Харьков: Вища школа, 1977. -168с. 3. Бидерман В.Л. Механика тонкостенных конструкций. – Москва: Машиностроение, 1977. 4. Биргер И.А. Круглые пластинки и оболочки вращения. – Москва: Оборонгиз.1961.-367с. 5. Вайнберг Д.В., Вайнберг Е.Д. Пластины, диски, балки-стенки. – Киев: Литература по строительству и архитектуре.1959.-1049с.

УДК 539.3

ЖИТТЄВИЙ ЦИКЛ СТРУКТУРНО ЗВ'ЯЗАНИХ СИСТЕМ: АНАЛІЗ МІЦНОСТІ ТА КОЛИВАНЬ

Лавінський В.І., докт.техн.наук, **Назаренко С.О.**, канд. техн. наук,
Марусенко С.І. (м. Харків, Україна)

Coupled-field analyses are useful for solving problems where the coupled interaction of phenomena from various disciplines of physical science is significant. There are basically 3 methods of coupling distinguished by the finite element formulation techniques used to develop the matrix equations. Complicated finite-element models for structurally connected systems are given in this article.

Досягнення науки і техніки в умовах інформаційної фази розвитку ринкової економіки, інтенсифікація робочих процесів у сучасних інноваційних конструкціях, що піддаються впливу теплових, механічних, гідроаеромеханічних, електричних і електромагнітних полів, обумовлюють необхідність інтеграції математичних моделей високого рівня для дослідження життєвого циклу машинобудівних виробів (від проектування до експлуатації й утилізації). Широкий спектр проблем фундаментального і прикладного рівня, особливо характерним для визначення зв'язаних фізико-механічних полів у деформованих тілах, сприяв появі важливих теоретичних і прикладних досліджень, у яких аналіз ефектів зв'язаності виводиться на рівень крайових задач математичної фізики.

Метою проведених досліджень була розробка на єдиній комплексній науково-методологічній основі скінченно елементних моделей конструкцій під впливом фізичних полів різної природи і ступенів зв'язаності, орієнтованих на великі розмірності векторів змінних стану і проектування. Складні сучасні машини створюються як комбінація багатьох взаємодіючих між собою і з зовнішнім середовищем конструк-

тивних елементів, яка описується досить складною математичною моделлю. Задача аналізу характеристик якості машинобудівних виробів $J = J(u, y)$ описується в загальному виді $A(y, u, t) = 0$, де A – рівняння стану в операторній формі, які характеризують математичні зв'язки між заданими u і визначаємими y фізичними величинами, структура і параметри яких залежать від типу досліджуваного явища, складу системи, граничних умов, навантажень і умов сполучення; y – вектор (функція) змінних стану (переміщення, температури, потенціали електричного поля і т.д.), що утворюють простір рішень; u – вектор (функція) параметрів конструкції, що варіюються та визначаються (характеристики фізико-механічних властивостей матеріалів, приєднаних мас, жосткостей, геометричні розміри тощо), t – час. Моделювання реальних експлуатаційних режимів навантаження f може бути заданим, залежним від взаємодії об'єкта з навколишнім середовищем (газом, рідиною) чи з зовнішнім полем (температурним, електромагнітним), контакту з іншими елементами, випадковим. Коли для дослідження виявляються важливими зовнішні зв'язки розглянутого об'єкту, то можна перейти до вивчення більш широкої системи, у якій ці зв'язки стають внутрішніми, при цьому необхідно виконання умови фізичної замкнутості.

Можливості класичних методів, що базуються на рішенні системи рівнянь у частинних похідних крайових задач математичної фізики, дуже обмежені. Крайова задача може бути приведена до варіаційної форми за допомогою множення рівняння на довільний віртуальний z із простору Z гладких «узагальнених» переміщень, що задовольняють крайовим умовам, і наступного інтегрування. Варіаційні методи приводять до матричної алгебраїчної проблеми і стають зручною основою для побудови теоретично обґрунтованих розрахункових схем.

Задачі теорії поля (теплопровідність, гідромеханіка, розрахунок електричних чи магнітних полів і т.д.) зводяться до системи рівнянь, аналогічній співвідношенням методу скінченних елементів (МСЕ) для задач механіки деформованого твердого тіла, що є найбільш могутнім, універсальним і розповсюдженим методом розрахунку. Розглянемо спочатку дворівневі мультифізичні скінченноелементні моделі, які є комбінацією аналізів різних наукових дисциплін і розрахункових схем, взаємодіючих один з одним з метою рішення загальної інженерної задачі: послідовна (при однобічній дії)

$$\begin{bmatrix} K_{11} & 0 \\ 0 & K_{22}(\bar{y}_1) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{y}_1 \\ \bar{y}_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \bar{F}_1 \\ \bar{F}_2(\bar{y}_1) \end{Bmatrix},$$

слабка з урахуванням зворотних зв'язків (при двосторонній взаємодії)

$$\begin{bmatrix} K_{11}(\bar{y}_2) & 0 \\ 0 & K_{22}(\bar{y}_1) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{y}_1 \\ \bar{y}_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \bar{F}_1(\bar{y}_2) \\ \bar{F}_2(\bar{y}_1) \end{Bmatrix},$$

сильна (повна)

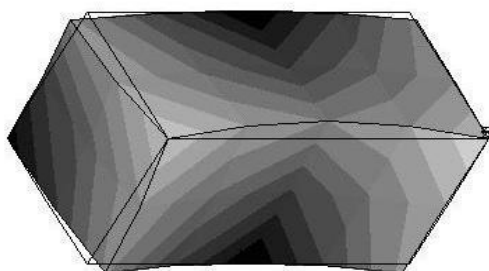
$$\begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \bar{y}_1 \\ \bar{y}_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \bar{F}_1 \\ \bar{F}_2 \end{Bmatrix},$$

де K_{11} , K_{21} , K_{22} – узагальнені матриці твердості; \bar{y}_1 і \bar{y}_2 – вектора узагальнених переміщень, \bar{F}_1 і \bar{F}_2 – вектора узагальнених навантажень. Основною відмінністю моделей послідовного (слабкого) ступеня зв'язаності від сильного є відсутність позадіагональних блоків зв'язку глобальних матриць K_{21} стану різних фізичних задач. Відзначи-

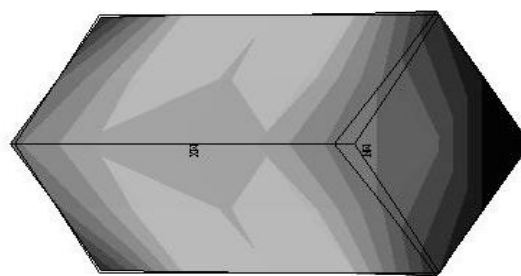
мо, що властивості моделі не є просто сума властивостей чи елементів підмоделей, завжди з'являються нові якості, нові функціональні можливості. До одного формального запису можуть приводити рішення таких зв'язаних задач, як міцність при тепловому навантаженні, вплив магнітних полів на міцність конструкції, тепломасоперенос в електромагнітному політа інш..

Прикладами конструкцій, для яких важливе врахування впливу силь-нозв'язаних фізичних полів різної природи, є п'єзоелектричні пристрої акустотлек-троніки. Відмінність польових рівнянь п'єзоэффекту керамічних середовищ від ана-логічних рівнянь класичної теорії пружності обумовлено необхідністю введення в розгляд нових термодинамічних перемінних, що характеризують електричний стан середовища. У результаті замість 15 перемінних, що описують пружне поле (пе-реміщення, деформації і напруги), використовуються 22 перемінні (додатково — вектори напруженості та індукції електричного поля, електростатичний потенціал). Співвідношеннями стану для даної задачі будуть рівняння п'єзоэффекту, що опису-ють електромеханічне перетворення, квазістатичні рівняння Максвелла, рівняння руху елемента середовища, а також співвідношення Коші.

Для перевірки вірогідності розробленого математичного апарату була розгля-нута задача розрахунку п'єзоелектричного датчика-перетворювача. П'єзокерамічний перетворювач являє собою куб із матеріалу PZT4 з поляризацією уздовж осі. Елек-троди розміщені на поверхнях, які ортогональні осі поляризації. Поделектродна об-ласть являє собою еквіпотенціальну поверхню і спеціальний образ не моделюється. Перетворювач моделювався чвертю куба з прикладеними граничними умовами симетрії по поверхнях розподілу. Результати порівняння експерименту і розрахунку показали гарну відповідність (розходження на перших 3 частотах не більш 4%). Як форму ілюстрації результатів для п'єзоелектричного перетворювача обране тонове заливання на поверхні (мал. 1, 2). Світлими тонами показана зона близьких до нуля інтенсивностей напруг, темними - екстремальних.



Мал. 1. 3 власна форма.



Мал. 2. 5 власна форма.

Прикладами конструкцій, для яких важливе врахування впливу послідов-нозв'язаних фізичних полів різної природи, є колеса турбіни, навантажені тепловим потоком від вихлопних газів циліндрів ДВЗ. Розглянемо режим, коли температурне поле можна вважати стаціонарним. Цей режим устанавлюється при досить довгому прогріві після включення і постійній зовнішній температурі і є основним робочим режимом. Постановка задачі термопружності передбачається в статичній формі (температурне поле є стаціонарним).

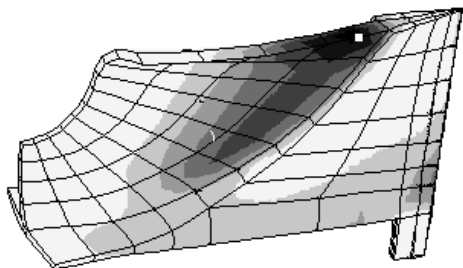
Після декомпозиції, що виражається в поділі системи (моделі) на підсистеми (підмоделі) зі збереженням структур і приналежності одних елементів і підсистем іншим, задача аналізу містить у собі: 1)задачу стаціонарної теплопровідності $A\vec{T} = \vec{Q}$, де A - матриця теплопровідності, \vec{Q} - вектор узагальненого теплового

навантаження; 2) задачу термопружності $K\vec{Y} = \vec{F}_{t_0}$, де \vec{Y} - узагальнений вектор термопружних переміщень. Температурне навантаження робить двояку дію: викликає додаткові статичні напруги, зв'язані з градієнтом температур, і приводить до змін фізико-механічних характеристик матеріалу. Спільне рішення задачі теплофізики і механіки дозволяє, з одного боку, можливість економії часу (наприклад, за рахунок генерації єдиної КЕ сітки), а з іншої сторони -більш точно задавати навантаження. Результати рішення задачі теплопровідності визначають навантаження для задачі термопружності. Аналіз проводився з використанням циклічної симетрії. Температурні напруги для колеса турбіни ТКР-8.5-ТВ. складають порядка 5...7 % напруг від відцентрових сил(мал. 2). У багатьох випадках послідовний зв'язок не тільки ефективніше сильного, але і більш зручний, тому що маєть можливість виконувати розрахунки незалежно. Тепловий аналіз може бути нелінійним і нестационарним, тоді як розрахунок напруг може виконуватися в лінійній постановці.

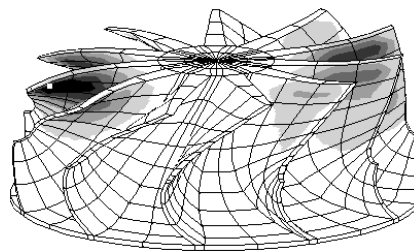
Повна модель колеса турбіни зв'язана також з рішенням задач термогазодинаміки і коливань. Задача аналізу резонансного стану колеса турбіни в полі відцентрових сил і теплових навантажень, являє собою матричну проблему

$$K(\vec{u})\vec{y}_s = \vec{F}(\vec{u}), [K + G(\vec{y}_s) - \lambda M] \vec{y}_d = 0,$$

де $G(\vec{y}_s, \vec{u})$ - матриця "геометричної" твердості(приведених початкових напруг), сформована на рішенні \vec{y}_s статичної задачі (мал. 3, 4).



Мал. 3 Розподіл інтенсивностей статичних напруг.



Мал. 4. Форма інтенсивностей напруг на 1 власній частоті.

Прикладами конструкцій, для яких важливе врахування впливу слабозв'язаних фізичних полів різної природи, є резонансні прилади. Особливістю таких задач є облік зворотних зв'язків(при двосторонній взаємодії) і необхідність декількох ітерацій при рішенні нелінійної задачі. Ультразвукові коливання високої інтенсивності викликають істотний розігрів системи. Відповідна зв'язана нелінійна математична модель включає стаціонарні рівняння теплопровідності, у яких функція теплових джерел будується за формою резонансних динамічних напруг як частка інтенсивності гістерезисних втрат і рівняння власних коливань, що включають залежність фізико - механічних характеристик і геометрії елемента $E = E(T, \bar{x})$; $\rho = \rho(T, \bar{x})$; $\lambda = \lambda(T, \bar{x})$; від розподілу температури: $A\vec{T}^0 = \vec{Q}(\vec{\sigma}(\vec{y}))$; $[K(\vec{T}^0) - \omega^2 M(\vec{T}^0)] \vec{y} = 0$. При цьому виконуються ітерації між різними дисциплінарними аналізами доти, поки не буде досягнутий бажаний рівень збіжності.

Дане дослідження дозволило провести класифікацію задач аналізу мультифізичних кінцевоелементних моделей різного ступеня зв'язаності та успішно апробувати розроблений математичний апарат на ряді практичних задач. Використання єдиної розрахункової моделі для мультифізичного моделювання дозволяє мінімізувати час, звичайно затрачений на підготовку множини розрахункових моде-

лей, перетворення і передачу даних від однієї розрахункової моделі в одній системі до іншої моделі в іншій системі. Подальшим напрямком досліджень є застосування розробленого математичного апарата при дослідженні життєвого циклу ряду сучасних конструкцій.

УДК 531

К РАСЧЁТУ ВЕРТИКАЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ ШАРОВИДНОЙ ЧАСТИЦЫ УБЫВАЮЩЕЙ МАССЫ С УЧЁТОМ РЕАКТИВНОЙ СИЛЫ

Лавинский В.И., докт. техн. наук, Ольшанский С.В. (г. Харьков, Украина)

In Bessel functions the closed analytical solution of the equation of motion of the thrown vertically upwards sphere is constructed at linear decrease of its radius in time and square-law resistance of external environment.

Состояние вопроса и цель исследования. Баллистику шара переменных размеров и массы рассматривают при расчёте движения сгорающих частиц топлив, химически активных мелкодисперсных отходов производств, испаряющихся капель огнетушащих веществ и пр. [1,2,3]. В работах [3,4] рассмотрены линейные и нелинейные модели полёта частиц переменной массы без учёта реактивной силы. Однако в реальных условиях сгорание или испарение частиц в ходе полёта может сопровождаться действием реактивной силы. Поэтому здесь поставлена цель, рассмотреть полёт шара с учётом реактивной силы и изучить влияние этой силы на параметры движения.

Постановка задачи. Плотность шара ρ считаем постоянной величиной. Поэтому изменение его массы $M = M(t)$ во времени t зависит от куба радиуса $r = r(t)$, который убывает пропорционально времени полёта

$$r = r(t) = r_0 - \gamma t \geq 0. \quad (1)$$

Здесь $r_0 = r(0)$; $\gamma > 0$ - коэффициент, характеризующий убывание r .

Реактивную силу F_p принимаем пропорциональной скорости полёта шара $v(t)$, а также производной от массы шара по времени, умноженной на некоторый коэффициент μ "реактивности процесса убывания массы". Согласно этому допущению и выражению (1)

$$F_p = \mu \frac{dM}{dt} v = \mu v \frac{d}{dt} \left(\frac{4}{3} \pi \rho r^3 \right) = -\mu \gamma \rho 4 \pi r^2 v.$$

Множителем $0 \leq \mu \leq 1$ учитываем то, что только часть отделяющейся от шара массы при поверхностном всестороннем сгорании или испарении образуют направленную реактивную силу.

Силу сопротивления воздушной среды F_c считаем пропорциональной площади миделевого сечения шара и квадрату скорости полёта

$$F_c = k \pi r^2 v^2,$$

где k - коэффициент аэродинамического сопротивления.

В рамках изложенных допущений скорость полёта шара вверх в однородном поле гравитации является решением дифференциального уравнения

$$\frac{4}{3} \pi \rho r^3 \frac{dv}{dt} + 4 \mu \gamma \pi r^2 v + k \pi r^2 v^2 = -\frac{4}{3} \pi \rho g r^3. \quad (2)$$

Знак “-” перед 4μ соответствует случаю, когда реактивная сила ускоряет движение, а “+” – когда замедляет его.

После перехода от t к переменной r с учётом (1) и сокращений одинаковых множителей уравнение (2) принимает вид

$$\frac{dv}{dr} \pm \frac{3\mu}{r} v - \frac{\alpha_0}{r} v^2 = g_0. \quad (3)$$

Здесь $\alpha_0 = \frac{3k}{4\rho\gamma}$; $g_0 = \frac{g}{\gamma}$. Уравнение (3) дополняем начальным условием

$$v(r_0) = v_0, \quad (4)$$

приняв значение стартовой скорости равным $v_0 > 0$.

Замкнутое решение задачи для ускоряющей реактивной силы. Построим решение уравнения (3) при знаке “+” перед 3μ . Выразим искомую скорость через вспомогательную функцию $w(r)$ по формуле [3]

$$v = -\frac{r}{\alpha_0} w^{-1} \frac{dw}{dr}. \quad (5)$$

Подставив (5) в (3), нелинейное уравнение (3) преобразуем в линейное уравнение типа Бесселя

$$\frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{1+3\mu}{r} \frac{dw}{dr} + \frac{\alpha_0 g_0}{r} w = 0.$$

Общим решением последнего является сумма

$$w(r) = \tau^{-\nu} [c_1 J_\nu(\tau) + c_2 Y_\nu(\tau)], \quad (6)$$

в которой $\nu = 3\mu$; $\tau = 2\sqrt{\alpha_0 g_0 r}$; c_1, c_2 - произвольные постоянные; $J_\nu(\tau)$, $Y_\nu(\tau)$ - функции Бесселя и Неймана индекса ν .

Заметим, что индекс у цилиндрических функций $\nu \in [0; 3]$ зависит от значения μ , а следовательно, от реактивной силы.

Используя формулы дифференцирования [5]

$$\frac{d}{d\tau} [\tau^{-\nu} J_\nu(\tau)] = -\tau^{-\nu} J_{\nu+1}(\tau); \quad \frac{d}{d\tau} [\tau^{-\nu} Y_\nu(\tau)] = -\tau^{-\nu} Y_{\nu+1}(\tau),$$

после подстановки решения (6) в формулу (5), получаем выражение скорости

$$v(r) = \frac{\tau}{2\alpha_0} \frac{Y_{\nu+1}(\tau) + cJ_{\nu+1}(\tau)}{Y_\nu(\tau) + cJ_\nu(\tau)}. \quad (7)$$

Оно удовлетворяет начальному условию (4), когда

$$c = \frac{2\alpha_0 v_0 Y_\nu(\tau_0) - \tau_0 Y_{\nu+1}(\tau_0)}{\tau_0 J_{\nu+1}(\tau_0) - 2\alpha_0 v_0 J_\nu(\tau_0)}; \quad \tau_0 = 2\sqrt{\alpha_0 g_0 r_0}. \quad (8)$$

В случае равенства индекса ν натуральному числу или натуральному числу плюс одна вторая расчёт скорости полёта шара можно проводить по формулам (7), (8) с помощью таблиц цилиндрических или тригонометрических функций [6, 7].

Положив в (7), (8) $\nu = 0$, приходим к выражениям $v(r)$ и c , которые были получены ранее без учёта реактивной силы в работах [3, 8].

Изменение скорости во времени зависит от значений входных параметров. Если они таковы, что

$$g_1 = g_0 + \frac{\alpha_0}{r_0} v_0^2 - \frac{\nu}{r_0} v_0 < 0,$$

то скорость полёта вверх имеет максимум. Он обусловлен действием ускоряющей реактивной силы.

Замкнутое решение задачи для замедляющей реактивной силы. Построим решение уравнения (3) при знаке “-” перед 3μ . С помощью (5), из (3), получаем линейное уравнение типа Бесселя

$$\frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{1-3\mu}{r} \frac{dw}{dr} + \frac{\alpha_0 g_0}{r} w = 0.$$

Его общее решение имеет вид

$$w(r) = \tau^\nu [c_3 J_\nu(\tau) + c_4 Y_\nu(\tau)]. \quad (9)$$

Здесь $\nu = 3\mu$; c_3, c_4 - произвольные постоянные.

Используя формулы дифференцирования [5]

$$\frac{d}{d\tau} [\tau^\nu J_\nu(\tau)] = \tau^\nu J_{\nu-1}(\tau); \quad \frac{d}{d\tau} [\tau^\nu Y_\nu(\tau)] = \tau^\nu Y_{\nu-1}(\tau),$$

после подстановки производных решения (9) в формулу (5), приходим к выражению скорости

$$v(r) = -\frac{\tau}{2\alpha_0} \frac{Y_{\nu-1}(\tau) + c J_{\nu-1}(\tau)}{Y_\nu(\tau) + c J_\nu(\tau)}. \quad (10)$$

В силу начального условия (4), произвольная постоянная принимает значение

$$c = -\frac{2\alpha_0 v_0 Y_\nu(\tau_0) + \tau_0 Y_{\nu-1}(\tau_0)}{2\alpha_0 v_0 J_\nu(\tau_0) + \tau_0 J_{\nu-1}(\tau_0)}. \quad (11)$$

Как и в случае ускоряющей реактивной силы, формулы (10) и (11) позволяют определять значения скорости полёта шара по таблицам для целых и полуцелых индексов ν .

Определение времени остановки связано с решением трансцендентного уравнения

$$Y_{\nu-1}(\tau^*) + c J_{\nu-1}(\tau^*) = 0.$$

Используя асимптотические представления, получаем аппроксимацию скорости полёта на начальном этапе движения

$$v_\nu(r) = \frac{v}{\left(\alpha_0 + \frac{\nu}{v_0}\right) \left(\frac{r_0}{r}\right)^\nu - \alpha_0}. \quad (12)$$

Численные расчёты. Проведём расчёт при $r_0 = 5 \cdot 10^{-4}$ м; $k = 0,5$ с⁻¹; $\gamma = 2 \cdot 10^{-4}$ м/с; $v_0 = 20$ м/с; $\rho = 1000$ кг/м³; $\mu = 1/6$.

Сравним согласование точного решения (10) с асимптотическим (12). Графики $v(t)$ представлены на рисунке. Цифрой 1 обозначена кривая, полученная по формуле (10), а цифрой 2 - по формуле (12).

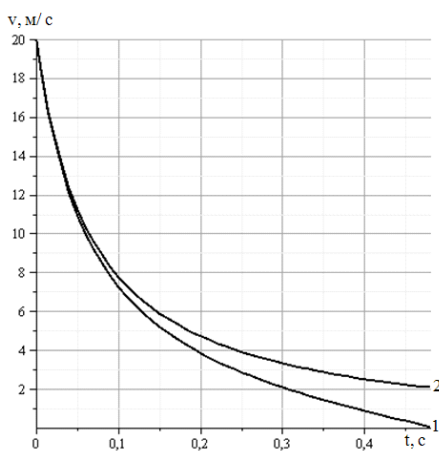


Рис. Зависимости скорости от времени, полученные различными способами.

Кривые подтверждают то, что при малых t асимптотическое решение

хорошо согласуется с точным решением.

Выводы. В результате введения новой переменной в дифференциальные уравнения подъёма шара, радиус которого убывает во времени по линейному закону, их удалось свести к специальному уравнению Риккати, решение которого выражается в функциях Бесселя. С помощью асимптотических выражений функций Бесселя удалось построить приближённые формулы для расчёта скорости вертикального движения сферического тела.

Литература: 1. Лышевский А.С. Распыливание топлива в судовых дизелях. – Л.: Судостроение, 1971. – 248с. 2. Севриков В.В., Карпенко В.А., Севриков И.В. Автоматические быстродействующие системы пожарной защиты. – Севастополь: Сев ГТУ, 1996. – 260 с. 3. Кучеренко С.І., Ольшанський В.П., Ольшанський С.В., Тищенко Л.М. Балістика крапель, які випаровуються при польоті. – Харків. 2007. – 304с. 4. Кучеренко С.І., Ольшанський В.П., Ольшанський С.В., Тищенко Л.М. Моделювання польоту крапель, які випаровуються при русі в газі. – Харків: Едена, 2006. – 203с. 5. Градштейн И.М., Рыжик И.С. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. – М.: Физматгиз, 1962. – 1100 с. 6. Абрамовиц А., Стиган И., Справочник по специальным функциям(с формулами, графиками и математическими таблицами). – М.: Наука, 1979. – 832с. 7. Янке Е., Эмде Ф., Лёш Ф. Специальные функции. – М.: Наука, 1977.-344с. 8. Ольшанский В.П., Ольшанский С.В. Нижняя оценка дальности полёта испаряющихся капель распыленных огнетушащих веществ // Науковий вісник будівництва. – Вип. 35. – Харків: ХДТУБА, – 2006. – С. 188 – 193.

УДК 620.194.22

ВЛИЯНИЕ СТЕПЕНИ И ХАРАКТЕРА ЭКСПЛУАТАЦИОННОЙ КОРРОЗИОННОЙ ПОВРЕЖДЕННОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ЛОПАТОК ПАРОВЫХ ТУРБИН НА СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ

Милешкин М.Б., канд. техн. наук, Библик И.В., Алексеева А.М.

(г. Харьков, Украина)

Results of application of computer modelling for an estimation of influence of corrosion damages, arising while in service of steam turbine blades, on their fatigue durability are considered.

Для отечественной энергетики проблема износостойкости оборудования ТЭС в современных условиях и на ближайшую перспективу приобретает особую значимость, обусловленную, в первую очередь, состоянием теплотехнического оборудования, часто уже исчерпавшего свой ресурс, но по-прежнему находящегося в эксплуатации.

Безаварийная эксплуатация паровых турбин мощных энергоблоков ТЭС определяется в основном надежностью работы лопаточного аппарата.

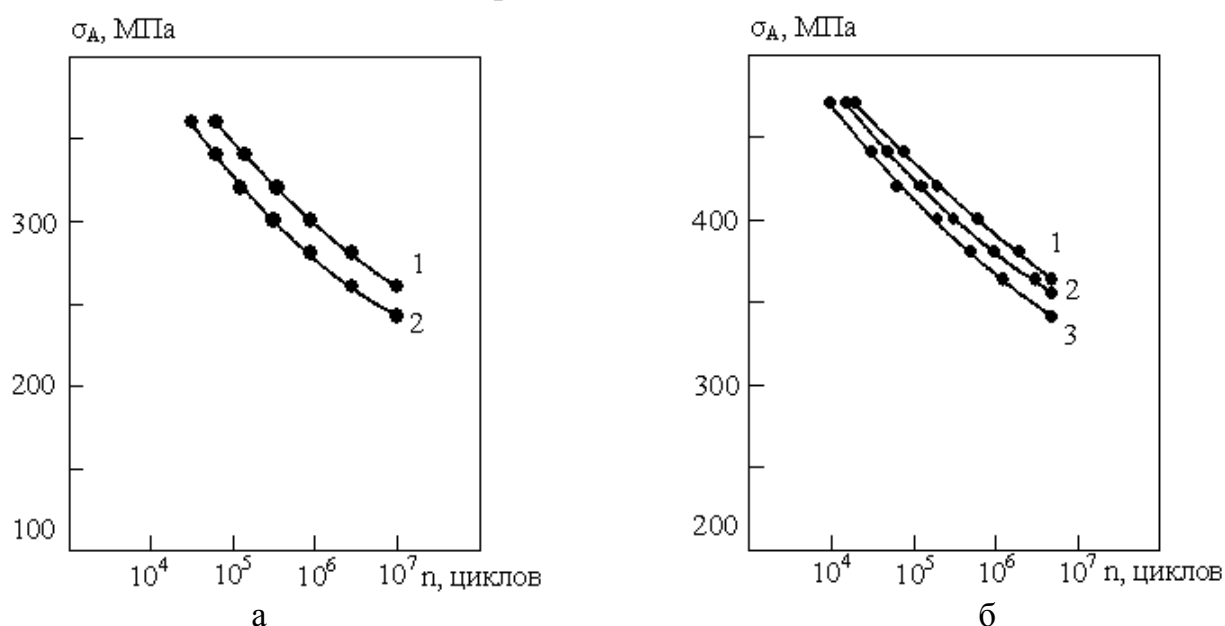
Опыт эксплуатации тепломеханического оборудования электрических станций показывает [1], что к наиболее существенным видам износа конструкционных материалов, в первую очередь, можно отнести коррозию, эрозию при каплеударном воздействии, коррозионное растрескивание и эрозию-коррозию.

Ранее было показано [2], что с помощью компьютерного моделирования по кривым усталости возможно определять предел выносливости материалов лопаток с предварительно внесенными в модель материала коррозионными поверхностными язвами. В то же время, для определения ресурса рабочих лопаток или вероятности их поломки необходимо иметь и данные, позволяющие оценить влияние степени и характера коррозионных повреждений, возникающих в процессе эксплуатации, на сопротивление усталости.

Известно [3], что коррозионностойкие стали и сплавы, как правило, должны иметь в своем составе более 12,5 % Cr, роль которого состоит в образовании на поверхности изделия защитной оксидной пленки. При этом лучшей стойкостью против коррозии обладают те стали и сплавы, в которых все содержание хрома приходится на долю твердого раствора. Содержание углерода должно быть низким, чтобы уменьшить переход хрома в карбиды, так как это может уменьшить концентрацию хрома в защитной пленке.

Физико-химические свойства коррозионностойких сталей меняются в довольно широком диапазоне в зависимости от структуры. Структура для наиболее характерных лопаточных сплавов этого назначения может быть: ферритной (08X13), мартенсито-ферритной (12X13, 14X17H2), мартенситной (20X13).

На рис. 1,а,б приведены результаты компьютерного моделирования усталостного поведения сталей 08X13 и 12X13 в исходном состоянии и после определенной наработки, в процессе которой возникли коррозионные повреждения. «Эксплуатационные» повреждения в виде равномерной коррозии различной глубины вносились в компьютерную модель материала образцов сталей 08X13 и 12X13 после определенного числа циклов нагружения. После этого кривые усталости пересчитывались с учетом изменений в модели материала.



1 – исходное состояние; 2 – равномерная коррозия, относительная глубина 0,1

1 – исходное состояние; 2, 3 – равномерная коррозия, относительная глубина 0,05 и 0,1 соответственно

Рис. 1. Кривые усталости: а – сталь 08X13; б – сталь 12X13.

Известно [3,4], что при высокой стойкости против равномерной поверхностной коррозии коррозионностойкие стали мартенсито-ферритного и мартенситного класса склонны к локальной (язвенной, точечной) коррозии. Для проверки этого положения с помощью компьютерного моделирования проводилось исследование влияния «эксплуатационной» язвенной коррозии на предел выносливости образцов стали 14X17H2 (рис. 2).

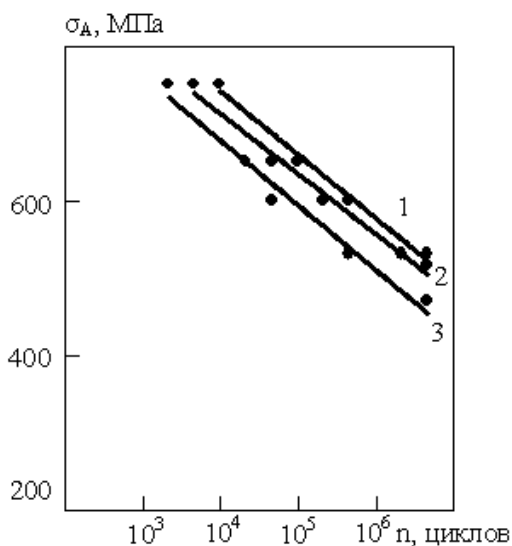


Рис. 2. Кривые усталости стали 14X17H2: 1 – исходное состояние; 2, 3 – язвенная коррозия, относительная глубина 0,1 и 0,2 соответственно.

зависимости от термообработки и могут быть разными даже при одинаковой термообработке одного материала, но для разных плавок.

На рис. 4 приведены зависимости предела выносливости образцов четырех исследованных сталей от предела прочности (1 – образцы без коррозионных повреждений; 2, 3 – с коррозионными повреждениями (относительная глубина 0,1 и 0,2) после определенной наработки).

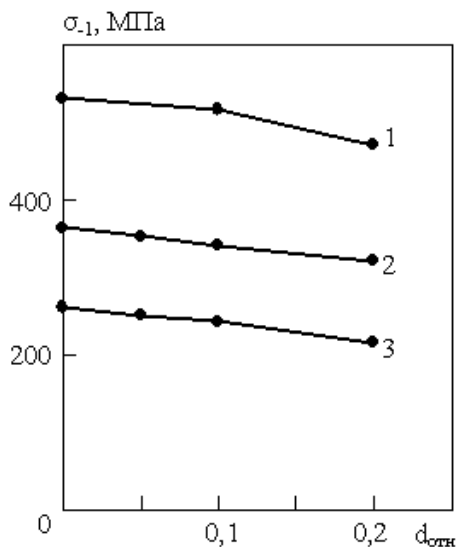


Рис. 3.

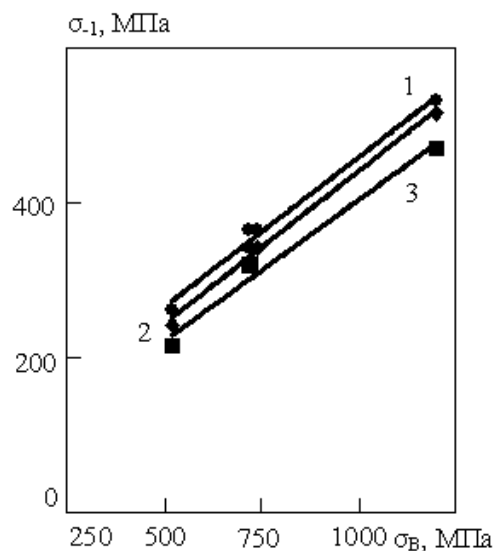


Рис. 4.

Видно, что зависимости носят линейный характер. При одной и той же глубине коррозии, снижение сопротивления усталости тем больше, чем выше предел прочности материала.

Таким образом, значения пределов выносливости, полученные для коррозионно-поврежденных образцов лопаточных сталей с определенным пределом прочности, могут быть использованы для оценки сопротивления усталости коррозионно-поврежденных лопаток из различных плавок данных сталей, используя зависимости,

На рис. 3 приведены зависимости предела выносливости (σ_{-1}) образцов трех исследованных сталей (1 – сталь 14X17H2; 2 – сталь 20X13; 3 – сталь 08X13) от относительной глубины коррозионных повреждений ($d_{отн}$). Видно, что зависимости 2 и 3 (равномерная коррозия) хорошо аппроксимируются прямыми, а для зависимости 1 (язвенная коррозия) наблюдается перелом, свидетельствующий о том, что более глубокие коррозионные язвы приводят к более заметному изменению σ_{-1} .

Известно влияние предела прочности материала на его усталостные характеристики. Сопротивление усталости на воздухе растет с увеличением предела прочности [5]. Необходимо иметь количественные оценки степени этого влияния, так как пределы прочности лопаточных материалов, близких по составу и структуре, могут очень сильно меняться в зависимости от термообработки и могут быть разными даже при одинаковой термообработке одного материала, но для разных плавок.

приведенные на рис. 3, 4.

Литература: 1. Исследование антикоррозионных свойств износостойких покрытий для защиты рабочих лопаток паровых турбин мощных энергоблоков / В.А. Рыженков и др. // Теплоэнергетика. – 2001. – № 5. – С. 38-41. 2. Милешкин М.Б. Влияние коррозионной поврежденности поверхности лопаток паровых турбин на усталостную долговечность / Милешкин М.Б., Библик И.В., Алексеева А.М. // Физические и компьютерные технологии: Труды 13-й международной научно-технической конференции. – Харьков, 2007. – С. 430-432. 3. Томашов Н.Д. Теория коррозии и коррозионностойкие конструкционные сплавы / Томашов Н.Д., Чернова Г.П. – М.: Металлургия, 1986. – 359 с. 4. Коррозионностойкие стали и сплавы для оборудования и трубопроводов АЭС / Азбукин В.Г., Баландин Ю.Ф., Павлов В.Н. и др. – Киев: Наукова думка, 1983. – 144 с. 5. Влияние язвенной коррозии на сопротивление усталости лопаточных материалов / Лебедева А.И., Соколов В.С., Резинских В.Ф., Богачев А.Ф. // Теплоэнергетика. – 1992. – № 2. – С. 11-14.

УДК 620.193.1

ВЛИЯНИЕ СТЕПЕНИ ЭРОЗИОННОГО ИЗНОСА НА ПРОЧНОСТНУЮ НАДЕЖНОСТЬ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН

Милешкин М.Б., канд. техн. наук, Библик И.В., Сорочинский С.В.

(г. Харьков, Украина)

Results of application of computer modelling for an estimation of influence of erosive damages on fatigue behaviour of blading steel 20X13 are considered. The estimation of influence of erosive fracture velocity on a fatigue limit of steel 20X13 is carried out.

Эрозия металлов – комплексный физико-химико-механический процесс, протекающий в результате влияния окружающей среды, окисления, наклепа, остаточных напряжений, хрупкого и усталостного разрушения. Анализ эрозионного разрушения лопаток паровых турбин показывает, что основными причинами разрушения в данном случае являются гидравлические удары по поверхности лопаток.

Для общего описания эрозионной прочности материалов при каплеударном воздействии рационально использовать, наряду с пороговыми критериями, удельные параметры износа – зависимость потери массы с единицы поверхности материала (Δm) от массы жидкости (Δq), приходящейся в виде капель определенных размеров на единицу поверхности [1]. Такие характеристики – кинетические кривые эрозии – могут строиться для разных скоростей, например, скорости соударения капель с материалом. Наиболее важными, с точки зрения ресурса работы лопаток турбин, являются величины инкубационного периода и периода с установившейся скоростью эрозии, а также само значение скорости эрозии. Соответственно различаются три основных формы рельефа поверхности деталей, плавно переходящие одна в другую: гладкая, шероховатая и с развитым сформировавшимся рельефом.

Рассмотрим результаты применения расчетно-экспериментального метода (РЭМ) [2,3], основанного на компьютерном моделировании процесса разрушения, для оценки закономерностей, характеризующих влияние изменения поверхности рельефа на интенсивность усталостного эрозионного износа.

Для этого принимаем, что модель поверхности материала представляется в виде среды, состоящей из структурных элементов, каждому из которых соответствует значение предельной деформации.

При реализации модели разрушения предполагается, что перераспределение предельных деформаций в результате эрозии поверхности, происходит по экспоненциальному закону, при этом показатель экспоненты характеризует скорость процес-

са эрозионного износа.

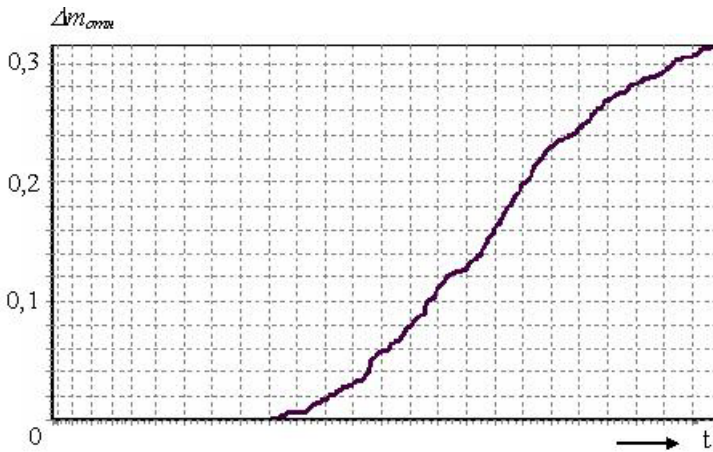


Рис. 1. Кинетическая кривая эрозии, полученная при компьютерном моделировании.

На рис. 1 приведена зависимость относительной потери массы с единицы поверхности материала от времени, полученная в результате компьютерного моделирования процесса эрозионного износа образца лопаточной стали 20Х13, а на рис. 2 – форма рельефа поверхности для этого же образца (черные клетки соответствуют разрушенным от эрозии структурным элементам модели поверхностного слоя материала).

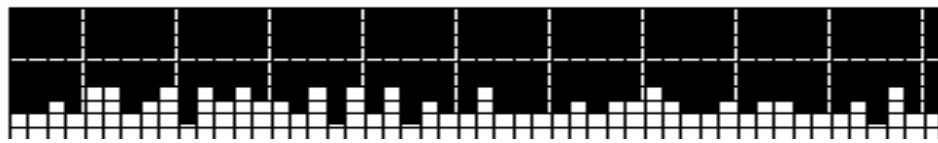


Рис. 2. Форма рельефа поверхности образца стали 20Х13.

Относительная скорость эрозии составляла 0,5, относительная глубина эрозионного повреждения – 0,1. В качестве величины потери массы при эрозионном износе использовалось число разрушенных структурных элементов за определенный «шаг нагружения», отнесенное к числу структурных элементов в рассматриваемом поверхностном слое материала.

Для оценки влияния скорости эрозионного разрушения материала лопаток на предел выносливости на рис. 3 приведены кривые усталости для образцов стали 20Х13, подверженных эрозии, происходящей с различной скоростью (кривая 1 – относительная скорость эрозии 0,1; кривая 2 – относительная скорость эрозии 0,2; кривая 3 – относительная скорость эрозии 0,5).

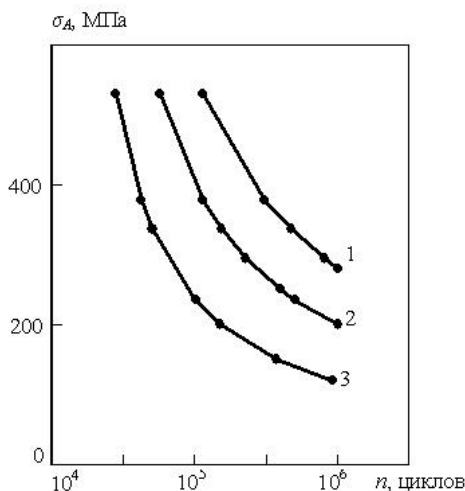


Рис. 3. Кривые усталости образцов стали 20Х13.

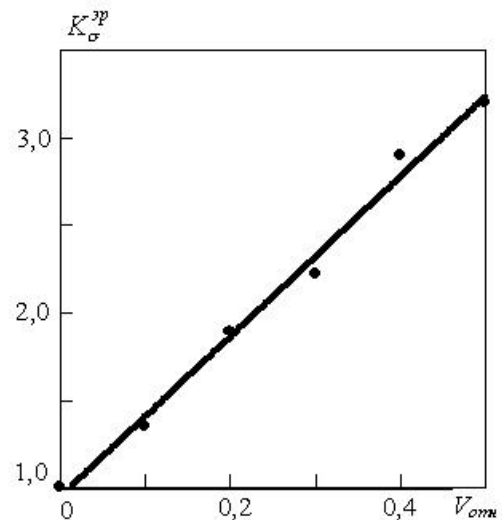


Рис. 4. Зависимость K_{σ}^{ep} от скорости эрозии.

По аналогии с коэффициентом влияния коррозионной поврежденности поверхности K_{σ} [4] можно также определить отношение предела выносливости для гладких образцов и образцов после эрозии как коэффициент влияния эрозионной

поврежденности $K_{\sigma}^{эп}$:

$$K_{\sigma}^{эп} = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{-1}^*},$$

где σ_{-1} – предел выносливости для гладких образцов; σ_{-1}^* – предел выносливости для образцов с эрозионными повреждениями.

На рис. 4 приведена зависимость $K_{\sigma}^{эп}$ от относительной скорости эрозии ($V_{отн}$) для образцов стали 20Х13. Видно, что зависимость хорошо аппроксимируется прямой. Сравнивая зависимость, полученную в работе [5] для этой же стали, но с коррозионными повреждениями, с зависимостью, приведенной на рис. 4, можно сделать вывод, что для исследованного материала смоделированные эрозионные повреждения приводят к более заметному изменению предела выносливости.

Учитывая, что РЭМ позволяет получать кривые усталости для материалов с различными эрозионными повреждениями, а следовательно и определять для них предел выносливости, применение компьютерного моделирования может оказаться особенно перспективным и для оценки остаточного ресурса лопаток паровых турбин.

Литература: 1. Перельман Р.Г. Эрозионная прочность деталей двигателей и энергоустановок летательных аппаратов. – М.: Машиностроение, 1980. –245 с. 2. Милешкин М.Б. Основы применения специального расчетно-экспериментального метода для оценки несущей способности элементов конструкций и исследования особенностей их разрушения / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Вісник Інженерної Академії України. – Київ, 2001.– №3. – С. 126-129. 3. Милешкин М.Б. Применение компьютерного моделирования для определения предела выносливости жаропрочных сплавов / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Вестник двигателестроения. – 2007. – С. 90-94. 4. Критерии эксплуатационной надежности коррозионно-поврежденных лопаток ЦНД паровых турбин / В.Ф. Резинских, А.И. Лебедева, А.Ф. Богачев // Электрические станции. – 1991. – № 7. – С. 32-35. 5. Милешкин М.Б. Компьютерное моделирование коррозионной поврежденности поверхности лопаток турбомашин / Милешкин М.Б., Библик И.В., Алексеева А.М. // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. П. Василенка. – Вип. 61. – Харків, 2007. –С. 140-144.

УДК 539.3

МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ГОМОГЕННЫХ СВОЙСТВ АНИЗОТРОПНОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ КОМПОЗИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Морачковский О.К., докт. техн. наук, **Львов И.Г.** (г. Харьков, Украина)

In a basis of a method assumed in paper, the equations of a condition of initial-anisotropic creeping of homogeneous materials are used. Averaging laws of creeping on representative volume of heterogeneous medium of composites materials used for definition of material characteristics of creeping properties. The method illustrated with reference to metal composites.

Композиционные материалы представляют собой металлические и неметаллические матрицы (основы) с распределенными в них включениями (волокон, дисперсных частиц и др.), что позволяет эффективно использовать индивидуальные свойства составляющих композиции для придания необходимых свойств материалам. Сплавы с направленной кристаллизацией эвтектических структур также представляют собой композиционные материалы [1]. Комбинируя объемное содержание компонентов, можно, в зависимости от назначения, получать композиционные материалы с требуемыми значениями прочности, жаропрочности, жесткости, абразивной стойкости, а

также создавать композиционные материалы с необходимыми магнитными, диэлектрическими, радиопоглощающими и другими специальными свойствами.

Области применения композиционных материалов многочисленны, например, авиационно-космическая, ракетная техника, энергетическое турбостроение и двигателестроение, оборудование химической промышленности.

Принцип эффективной гомогенизации. В микро- и мезо - масштабе все материалы гетерогенные, однако многие их свойства можно определить в рамках континуальной модели с привлечением принципа эффективной гомогенизации. Согласно этому принципу предполагается для гетерогенной среды существование представительного объема с характерным размером неоднородности, в пределах которого свойства можно усреднить. Масштаб представительного объема усреднения должен быть значительно больше характерного размера неоднородности и мал по сравнению с характерным размером тела. При этих условиях гетерогенный материал можно идеализировать, рассматривая его как эквивалентный гомогенному материалу с усредненными на представительном объеме свойствами. Задачи деформирования тел из композитного материала решают с использованием усредненных свойств.

Принимая принцип эффективной гомогенизации, определим материальные характеристики свойств ползучести, используя усреднение законов ползучести по представительному объему гетерогенной среды композитных материалов.

Рассмотрим соотношения закона ползучести ортотропных материалов в виде:

$$\dot{\underline{c}} = \frac{\dot{D}}{\sigma_V} \left(\underline{a} + \frac{1}{\sigma_2} [B] \underline{\sigma} \right), \quad (1)$$

Где $\dot{\underline{c}} = (\dot{c}_{11}, \dot{c}_{22}, \dot{c}_{33}, \dot{c}_{12}, \dot{c}_{23}, \dot{c}_{31})^T$, $\underline{\sigma} = (\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, 2\sigma_{12}, 2\sigma_{23}, 2\sigma_{31})^T$ – векторы, составленные по компонентам тензоров напряжений и деформаций ползучести; $\sigma_V = \sigma_1 + \sigma_2$, $\sigma_1 = \underline{\sigma}^T \underline{a}$, $\sigma_2 = \sqrt{\underline{\sigma}^T [B] \underline{\sigma}}$ – эквивалентные напряжения; $\dot{D} = \sigma_{ij} \dot{c}_{ij} = \underline{\sigma}^T \dot{\underline{c}}$ – удельная мощность диссипации вследствие ползучести; $\underline{a} = (a_{11}, a_{22}, a_{33}, 0, 0, 0)^T$,

$$[B] = \begin{vmatrix} b_{1111} & b_{1122} & b_{1133} & 0 & 0 & 0 \\ b_{1122} & b_{2222} & b_{2233} & 0 & 0 & 0 \\ b_{1133} & b_{2233} & b_{3333} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & b_{1212} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & b_{2323} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & b_{3131} \end{vmatrix}$$

- вектор и матрица материальных постоянных свойств ползучести, которые введены

для учета разнсопротивляемости и исходной ортотропии гомогенного материала.

Рассмотрим сечение представительного объема композитного трансверсально-изотропного материала, показанное на рис.1.

Примем плоскость X_1, X_2

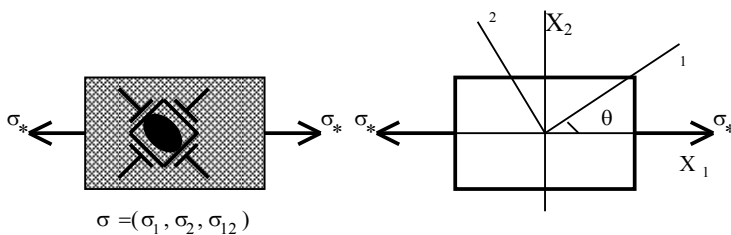


Рис.1. Сечение объема композита и главные оси анизотропии материала.

плоскостью с анизотропией свойств материала, а плоскость, ей перпендикулярную - плоскостью изотропии свойств материала. Преобразуем (1) с учетом условий симметрии трансверсально - изотропного материала. Дополнительно примем условие несжимаемости материала при ползучести, что позволит получить следующие равенства:

$$\mathbf{a}_{11} + \mathbf{a}_{22} + \mathbf{a}_{33} = 0, \mathbf{b}_{1111} + \mathbf{b}_{1122} + \mathbf{b}_{1133} = 0, \mathbf{b}_{1122} + \mathbf{b}_{2222} + \mathbf{b}_{2233} = 0, \mathbf{b}_{1133} + \mathbf{b}_{2233} + \mathbf{b}_{3333} = 0.$$

Для трансверсально-изотропного материала с плоскостью изотропии X_2, X_3 получаем: $a_{22} = a_{33}, b_{2222} = b_{3333}, b_{1122} = b_{1133}, b_{1313} = b_{2323}$, что с учетом предыдущих равенств сокращает количество независимых материальных постоянных. Если $\mathbf{a}_{11}, \mathbf{b}_{1111}, \mathbf{b}_{2222}, \mathbf{b}_{2233}, \mathbf{b}_{1212}, \mathbf{b}_{1313}$ принять независимыми постоянными, тогда легко определить, что $\mathbf{b}_{1122} = -0.5\mathbf{b}_{1111}, \mathbf{b}_{1133} = -0.5\mathbf{b}_{1111}, \mathbf{a}_{22} = \mathbf{a}_{33} = -0.5\mathbf{a}_{11}$. Далее для определенности будем рассматривать плоское напряженное состояние, когда $\sigma_{33} = \sigma_{13} = \sigma_{23} = 0$. В этом случае закон ползучести (3.1) для трансверсально-изотропных материалов преобразуется к виду:

$$\dot{\underline{c}}_{11} = \frac{\dot{D}}{\bar{\sigma}_V} \left(\alpha_{11} + \frac{\sigma_{11} + \beta_{12}\sigma_{22}}{\bar{\sigma}_2} \right), \dot{\underline{c}}_{22} = \frac{\dot{D}}{\bar{\sigma}_V} \left(\alpha_{22} + \frac{\beta_{12}\sigma_{11} + \beta_{22}\sigma_{22}}{\bar{\sigma}_2} \right), 2\dot{\underline{c}}_{12} = \frac{\dot{D}}{\bar{\sigma}_2\bar{\sigma}_V} 4\beta\sigma_{12}, \quad (2)$$

где введены следующие обозначения

$$\alpha_{11} = \frac{\mathbf{a}_{11}}{\sqrt{\mathbf{b}_{1111}}}, \alpha_{22} = \frac{\mathbf{a}_{22}}{\sqrt{\mathbf{b}_{1111}}} = -\frac{1}{2}\alpha_{11}, \beta_{12} = \frac{\mathbf{b}_{1122}}{\mathbf{b}_{1111}} = -\frac{1}{2}, \beta_{22} = \frac{\mathbf{b}_{2222}}{\mathbf{b}_{1111}}, \beta = \frac{\mathbf{b}_{1212}}{\mathbf{b}_{1111}},$$

$$\bar{\sigma}_1 = \alpha_{11} \left(\sigma_{11} - \frac{1}{2}\sigma_{22} \right), \quad \bar{\sigma}_2^2 = \sigma_{11}^2 + 2\beta_{12}\sigma_{11}\sigma_{22} + \beta_{22}\sigma_{22}^2 + 4\beta\sigma_{12}^2.$$

В матрично-векторной форме уравнения закона ползучести для трансверсально-изотропного материала при плоском напряженном состоянии теперь можно записать так:

$$\underline{\dot{c}} = \frac{\dot{D}}{\bar{\sigma}_V} \left(\underline{\alpha} + \frac{1}{\bar{\sigma}_2} [B]\underline{\sigma} \right), \quad (3)$$

где $\underline{\dot{c}} = (\dot{c}_{11}, \dot{c}_{22}, 2\dot{c}_{12})^T$, $\underline{\sigma} = (\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{12})^T$, $\underline{\alpha} = (\alpha_{11}, \alpha_{22}, 0)^T$, $[B] = \begin{vmatrix} 1 & \beta_{12} & 0 \\ \beta_{21} & \beta_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 4\beta \end{vmatrix}$,

$$\bar{\sigma}_V = \bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}, \quad \bar{\sigma}_1 = \bar{\sigma}^T \underline{\alpha}, \quad \bar{\sigma}_2 = \sqrt{\bar{\sigma}^T [B] \bar{\sigma}}.$$

Если асимметрия свойств не наблюдается: $\alpha_{11} = \alpha_{22} = 0$, $\bar{\sigma}_1 = 0, \bar{\sigma}_V = \bar{\sigma}_2$, то уравнения состояния для ползучести преобразуется к виду

$$\underline{\dot{c}} = \frac{\dot{D}}{\bar{\sigma}_2} [B]\underline{\sigma}. \quad (4)$$

Для установившейся ползучести в уравнениях состояния (3 - 4) можно принять $\dot{D} = \sigma_2^{N+1} = \mathbf{b}_{1111}^{(N+1)/2} \bar{\sigma}_2^{N+1}$, где N -показатель степени в законе ползучести. Уравнения состояния (4) для средних напряжений и деформаций принимают следующий вид:

$$\langle \underline{\dot{c}} \rangle = \mathbf{b}_{1111}^{\frac{N+1}{2}} \langle \bar{\sigma} \rangle_2^{N-1} [B] \langle \underline{\sigma} \rangle, \quad \langle \underline{\sigma} \rangle = \frac{1}{V} \int_V \underline{\sigma} dv, \quad \langle \underline{c} \rangle = \frac{1}{V} \int_V \underline{c} dv. \quad (5)$$

При растяжении выбранного объема композита в направлении оси X_1 заданным напряжением $\langle \underline{\sigma} \rangle$, в сечении с нормалью, которая образует с осью X_1 угол θ , напряжения будут равны ($m = \cos \theta$, $n = \sin \theta$): $\sigma_{11} = \langle \underline{\sigma} \rangle \cos^2 \theta = \langle \underline{\sigma} \rangle m^2$, $\sigma_{22} = \langle \underline{\sigma} \rangle \sin^2 \theta = \langle \underline{\sigma} \rangle n^2$, $\sigma_{12} = \langle \underline{\sigma} \rangle \cos \theta \sin \theta = \langle \underline{\sigma} \rangle mn$. Скорость деформации образца в направлении θ будет равна: $\dot{c} = \dot{c}_{11} \cos^2 \theta + 2\dot{c}_{12} \sin \theta \cos \theta + \dot{c}_{22} \sin^2 \theta$.

В этом случае с использованием уравнений (5) будем иметь:

$$\dot{c} = b_{1111}^{\frac{n+1}{2}} F(\theta)^{\frac{n+1}{2}} \langle \underline{\sigma} \rangle^n, F(\theta) = m^4 + 2\beta_{12} m^2 n^2 + \beta_{22} n^4 + 4\beta m^2 n^2, \bar{\sigma}_2 = \sqrt{F(\theta)} \langle \underline{\sigma} \rangle. \quad (6)$$

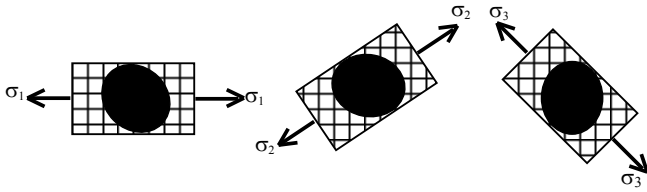


Рис. 2 Ориентация гетерогенных областей.

Ориентируя малые представительные объемы гетерогенного материала под разными углами, численно, используя МКЭ, найдем усредненные кривые установившейся ползучести при заданном одноосном растяжении, которые, опишем зависимостями:

$$\dot{c}_i = A_i \sigma^{n_i}, i = 1, 2, 3, \quad (7)$$

где нижний индексом i обозначены направления деформации: $i = 1 - \theta = 0^\circ$, $i = 2 - \theta = 90^\circ$, $i = 3 - \theta = 45^\circ$. Сопоставив зависимости (7) с теми, что следуют из (6) для каждого значения угла θ (принимая, что $n_1 = n_2 = n_3 = N$), получаем следующие равенства:

$$b_{1111} = A_1^{2/N+1}, \beta_{22} = (A_2 / A_1)^{\frac{2}{N+1}}, \beta = \frac{1}{4} [(A_3 / A_1)^{\frac{2}{N+1}} / \cos^4(\pi/4) - (A_2 / A_1)^{\frac{2}{N+1}}].$$

Эти равенства позволяют окончательно установить значения постоянных, входящих в уравнения состояния (5) по данным (7):

$$b_{1111} = A_1^{\frac{2}{N+1}}, b_{1122} = -\frac{1}{2} A_1^{\frac{2}{N+1}}, b_{2222} = A_2^{\frac{2}{N+1}}, b_{1212} = \frac{1}{4} [A_3^{\frac{2}{N+1}} / \cos^4(\pi/4) - (A_2 / A_1)^{\frac{2}{N+1}}]. \quad (8)$$

Для ползучести металлического композитного эвтектического сплава с направленной кристаллизацией Co-Cr-C при $T=825^\circ\text{C}$ [1]: $\dot{c} = a F^{\frac{N+1}{2}}(\theta) \sigma^N$, $F(\theta) = \lambda m^4 + (v - \lambda) m^2 n^2 + \mu n^4$. Эти зависимости точно совпадают с (6) при

$$b_{1111} = \lambda a^{\frac{2}{N+1}}, \beta_{12} = -\frac{1}{2}, \beta_{22} = \frac{\mu}{\lambda}, 4\beta = \frac{v}{\lambda}. \quad (9)$$

По полученным расчетным данным: $N=5.5$, $\lambda=0.556$, $\mu=5.85$, $v=11.2$, $a = 3.16 \cdot 10^{-17}$, МПа^{-N}/ч, можно определить материальные постоянные, входящие в (5). Отметим, что экспериментальная проверка ползучести образцов [1], вырезанных из композитной заготовки под различными углами $\theta=0^\circ, 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 40^\circ, 60^\circ, 90^\circ$ к главному направлению с минимальной скоростью ползучести, показала весьма удовлетворительное соответствие экспериментальных и расчетных данных.

Литература: 1. Johnson A.F. Creep characterization of eutectic composites: //Comportement mecanique des solides anisotropes / Colloques interrectionaux du CNRS, 295, 1982. - pp.775-788.

РЕШЕНИЕ НАЧАЛЬНО-КРАЕВЫХ ЗАДАЧ ТЕОРИИ ПОЛЗУЧЕСТИ ДЛЯ ТОНКОСТЕННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

Морачковский О.К., докт. техн. наук, Ромашов Ю.В., канд. техн. наук
(г. Харьков, Украина)

This paper deals with creep computational analyses method, based on Galerkin method for thin-walled engineering structures. Illustrating results for axisymmetric loaded round plate creep boundary-value-initial problem are discussed.

Актуальность проблемы. Тонкостенные элементы широко применяются в машиностроительных конструкциях для снижения материалоемкости конструкций, чтобы обеспечить требуемые технико-экономические показатели: уменьшить нагрузки, снизить стоимость и т.п. Ползучесть приходится учитывать при расчетах высоконагруженных тонкостенных элементов конструкций, работающих при высоких температурах [1]. Характерной чертой начально-краевых задач теории ползучести тонкостенных конструкций является противоречие между характером накопления необратимых изменений вследствие ползучести, которые происходят во всем геометрическом объеме, и геометрическими свойствами поверхностей присущими тонкостенным конструкциям.

Анализ исследований и публикаций. Решение начально-краевых задач теории ползучести в настоящее время преимущественно осуществляют приближенно, в основном на основе вариационного подхода в сочетании с конечно-элементными аппроксимациями и продолжением решений по параметрам, которые представляют обычно деформации ползучести и повреждаемость. Ограниченность вариационных постановок очевидна: невозможно получение решений в областях параметров состояния, где нельзя сформулировать соответствующий вариационный принцип [2]. Применительно к таким задачам более предпочтительным является метод Бубнова-Галеркина, получивший наиболее широкое распространение в задачах динамики жидкости [2]. Исследования авторов [3] показали возможности метода Бубнова-Галеркина для единообразного получения приближенных решений начально-краевых задач ползучести; полученные результаты позволили предположить о возможности рассмотрения на основе общих подходов задач ползучести тонкостенных конструкций: стержней, пластин, оболочек.

Цель и постановка задачи. Далее на основе метода Бубнова-Галеркина будут рассмотрены общие подходы к решению начально-краевых задач теории ползучести, применительно к задачам расчета на ползучесть тонкостенных конструкций промышленных энергоустановок.

1. Постановки задач тонкостенных конструкций. Пусть имеется тонкостенная конструкция, занимающей область Γ , ограниченную поверхностью $\partial\Gamma$. Срединную поверхность конструкции обозначим S , ее границу обозначим ∂S ; h обозначим сечение, перпендикулярное срединной поверхности. Координаты точки конструкции представим вектором x , время обозначим t . Математическую постановку задачи ползучести тонкостенной конструкции можно представить в виде:

$$K_{11} \cdot \dot{u}_1 = f_1, (\forall t \geq 0; \forall x \in \Gamma); \quad I \cdot u_1 = u_I, (t = 0; \forall x \in \Gamma), \quad (1)$$

$$A_{21} \cdot u_1 + A_{22} \cdot u_2 = f_2, (\forall t \geq 0; \forall x \in S); \quad B \cdot u_2 = u_B, (\forall t \geq 0; \forall x \in \partial S), \quad (2)$$

где $u_1 = u_1(t, x)$ - вектор, составленный из неизвестных параметров состояния, опи-

сывающих процессы ползучести; $u_2 = u_2(t, x)$ - вектор, составленный из неизвестных параметров напряженно-деформированного состояния; $K_{11} f_1 = f_1(x, u_1, u_2)$, I, u_I - матричные операторы и векторы, отвечающие кинетическим уравнениям и начальным условиям состояния при ползучести; $A_{21}, A_{22}, f_2, B, u_B$ - матричные операторы и векторы, отвечающие уравнениям, описывающим напряженно-деформированное состояние.

Конкретизируя вид векторов неизвестных, а также матрично-векторных операторов из соотношений (1), (2), можно получать распространенные постановки начально-краевых задач теории ползучести тонких пластин и оболочек.

2. Решение задач ползучести тонкостенных элементов конструкций. Для решения задачи (1), (2) используем метод Бубнова-Галеркина. Для этого представим задачу решения задачи Коши (1) и краевой задачи (2) представим в виде аппроксимаций:

$$u_1(t, x) \approx u_{1n}(t, x) = u_{I0}(x; u_I) + \Pi_{1n}(x) \cdot a_{1n}(t), \quad (3)$$

$$u_2(t, x) \approx u_{2n}(t, x) = u_{\partial S}(x; u_B) + \Pi_{2n}(x) \cdot a_{2n}(t), \quad (4)$$

где $u_{I0}, u_{\partial S}$ - известные функции; Π_{1n}, Π_{2n} - матрицы, составленные из известных пробных функций; a_{1n}, a_{2n} - подлежащие определению векторы.

Вектор u_{I0} выберем так, чтобы для вектора $a_{1n} = 0$ тождественно удовлетворялись начальные условия; вектор $u_{\partial S}$ и матрицу Π_{2n} выберем так, чтобы тождественно удовлетворялись граничные условия:

$$I \cdot u_{I0} = u_I; B \cdot (u_{\partial S} + \Pi_{2n} \cdot a_{2n}) = u_B \quad (5)$$

Считаем, что векторы и матрицы, удовлетворяющие условиям (5) можно построить в аналитической форме при помощи методов теории R-функций, изложенных, например, в работе [4], и далее не обсуждаем технических вопросов, связанных с такими построениями. Подставим аппроксимации (3), (4) в дифференциальные уравнения из (1), (2) и (6) и запишем условие ортогональности невязки выполнения этих уравнений к соответствующим системам пробных функций:

$$\int_{\Gamma} \Pi_{1n}^T \cdot (K_{11} \cdot (\Pi_{1n} \cdot \dot{a}_{1n}) - f_1(u_{I0} + \Pi_{1n} a_{1n}, u_{\partial S} + \Pi_{2n} \cdot a_{2n})) d\Gamma = 0. \quad (6)$$

$$\int_S \Pi_{2n}^T \cdot (A_{21} \cdot (u_{I0} + \Pi_{1n} \cdot a_{1n}) + A_{22} \cdot (u_{\partial S} + \Pi_{2n} \cdot a_{2n}) - f_2) dS = 0. \quad (7)$$

Выполнив несложные преобразования условий (6), (7) приведем его задаче Коши:

$$\dot{a}_{1n} = K_{11n}^{-1} \cdot f_{1n}(a_{1n}); a_{1n}(0) = 0 \quad (9)$$

где $K_{11n} = \int_{\Gamma} \Pi_{1n}^T \cdot (K_{11} \cdot \Pi_{1n}) d\Gamma$; $f_{1n} = \int_{\Gamma} \Pi_{1n}^T \cdot f_1 d\Gamma$; $A_{21n} = \int_S \Pi_{2n}^T \cdot (A_{21} \cdot \Pi_{1n}) dS$;

$$A_{22n} = \int_S \Pi_{2n}^T \cdot (A_{22} \cdot \Pi_{2n}) dS; f_{2n} = \int_S \Pi_{2n}^T \cdot (f_2 - A_{21} \cdot u_{I0} - A_{22} \cdot u_{\partial S}) dS;$$

$$f_{1n}(a_{1n}) = f_{1n}(a_{1n}; a_{2n} = A_{22n}^{-1} \cdot (f_{2n} - A_{21n} \cdot a_{1n})).$$

3. Решение задачи ползучести осесимметрично нагруженной круглой пластины. Рассмотрим начально-краевую задачу теории ползучести для осесимметрично нагруженной тонкой круглой пластины толщиной h и радиусом R (рис. 1). В качестве искомого неизвестных принимаем деформации ползучести $c_{rr} = c_{rr}(t, r, z)$, $c_{\theta\theta} = c_{\theta\theta}(t, r, z)$, $c_{rz} = c_{rz}(t, r, z)$; параметр повреждаемости $\omega = \omega(t, r, z)$; мембранные

силы $Q_{rr} = Q_{rr}(t, r)$, $Q_{\theta\theta} = Q_{\theta\theta}(t, r)$; перерезывающую силу $Q_{rz} = Q_{rz}(t, r)$; изгибающие моменты $M_{rr} = M_{rr}(t, r)$, $M_{\theta\theta} = M_{\theta\theta}(t, r)$; перемещение в срединной плоскости $u = u(t, r)$, прогиб пластины $w = w(t, r)$; угол поворота нормали $\kappa_r = \kappa_r(t, r)$. Считаем,

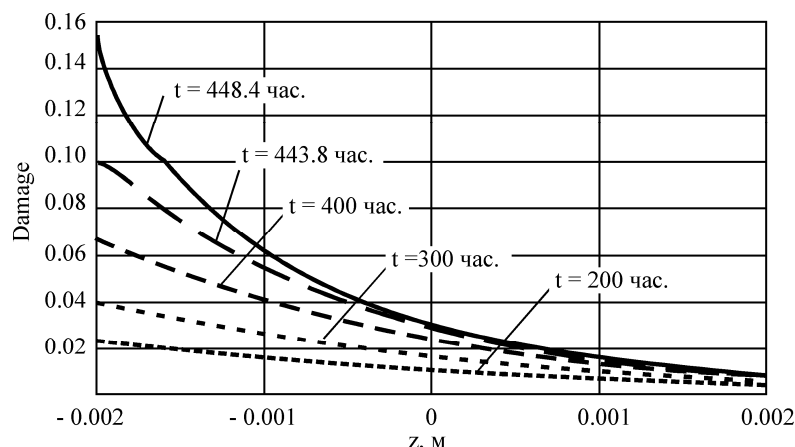


Рис. 1. Повреждаемость в сечении $r = 0$.

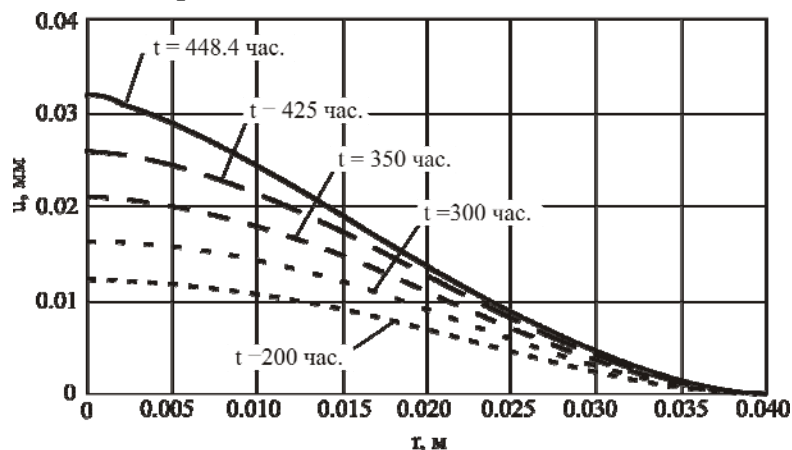


Рис. 2. Прогиб срединной плоскости.

резко увеличивается скорость прогиба, однако сам по значению прогиба оказывается весьма малым. Это говорит, что разрушению пластины не будет предшествовать существенное изменение формы.

Выводы. Предложен метод расчета на ползучесть тонкостенных конструкций промышленных энергоустановок, основанный на решении начально-краевых задач теории ползучести методом Бубнова-Галеркина с продолжением решений по параметрам. Данный метод позволяет учесть как объемный характер процессов ползучести, так и геометрические свойства тонкостенных конструкций. Получено решение начально-краевой задачи теории ползучести для осесимметрично нагруженной круглой пластины; приведенные результаты отражают происходящие во всем объеме процессы накопления повреждаемости и, кроме этого, результаты, отражающие изменение с течением времени прогиба пластины, отражающие ее свойства как тонкостенного элемента.

Литература: 1. Суперсплавы II. Материалы для аэрокосмических и промышленных энергоустановок: Пер. с англ. В 2-х книгах. Кн. 1. – М.: Металлургия, 1995. – 384 с. 2. Флетчер К. Численные методы на основе метода Галеркина: Пер. с англ. – М.: Мир, 1988. – 352 с. 3. Морачковский О.К. Ромашов Ю.В. Решение начально-краевых задач теории ползучести повреждающихся тел методом Бубнова-Галеркина // Теоретическая и прикладная механика. – Вып. 42, 2006. – С. 23-28. 4. Рвачев В.Л. Теория R-функций и некоторые ее приложения. - К.: Наук. думка, 1982. - 566 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЗАГОТОВКИ ДЛЯ ПРОЦЕССА ХОЛОДНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ СТАКАНА

Хавин В.Л., канд. техн. наук, Прево И.Д. (г. Харьков, Украина)

The decision of a problem of definition of the stress-strain condition of workpiece for a finding of optimum technical characteristics on process of cold forming is presented.

Обработка материалов давлением является одним из самых перспективных направлений в современном машиностроении. Используемые методы объёмной штамповки обеспечивают высокую производительность при сохранении качества продукции.

Определение оптимальной технологии процесса является основополагающим фактором при разработке производства нового изделия. Для этого необходимо иметь сведения о напряженно-деформируемом состоянии материала заготовки, матрицы и штампа, а также информацию об отклике системы штамп – инструмент - деформируемая деталь на изменение технологических параметров. Такую информацию можно получить методами экспериментального исследования или математического моделирования. Недостатком метода экспериментального исследования является то, что для каждого шага исследования необходимо изготовление новой или модернизация старой пары штамп-заготовка. Это ведёт к дополнительным значительным затратам времени и средств и является экономически нецелесообразным при производстве небольшой партии деталей.

Метод математического моделирования процесса штамповки не имеет данных недостатков. Наиболее распространённой реализацией этого метода является метод конечных элементов. Разрешающие уравнения для обработки материалов давлением основаны на теории пластического течения или на деформационной теории пластичности и строятся на основе вариационных принципов теории пластичности и упругости.

Основной сложностью при использовании пакетов, применяющих МКЭ, является постановка задачи адекватная физической природе исследуемого процесса. В настоящее время существует большое количество программных продуктов, реализующих метод конечно – элементного анализа: ANSYS, LS-DYNA, NASTRAN, COSMOS, DEFORM, AutoForm, Qform. Использование того или иного пакета определяется особенностями поставленной задачи. Наиболее применяемыми программными пакетами для решения задач, связанных с ОДМ являются пакеты ANSYS, LS-DYNA, DEFORM, Qform [1,2].

Целью настоящей работы являлось обоснование возможности применения пакетов, реализующих МКЭ, к решению задач объёмного деформирования материалов. Определение напряженно-деформируемого состояния заготовки в каждый момент времени позволяет решить проблемы связанные с прогнозированием возможного разрушения детали при штамповке, определением необходимого усилия деформирования, энергопотреблением процесса и определением оптимальной технологии выдавливания.

Математическое моделирование процесса одноконтурного обратного выдавливания детали типа стакан проводилось в расчётном комплексе Deform. Программный комплекс DEFORM является специализированным программным средством, которое позволяет решать задачи, связанные с холодной, полугорячей и горячей штамповкой материалов с учётом нелинейного поведения материалов и больших пластических деформаций.

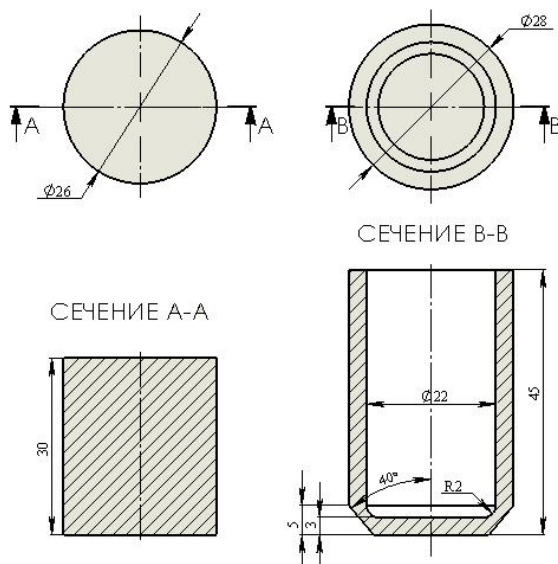
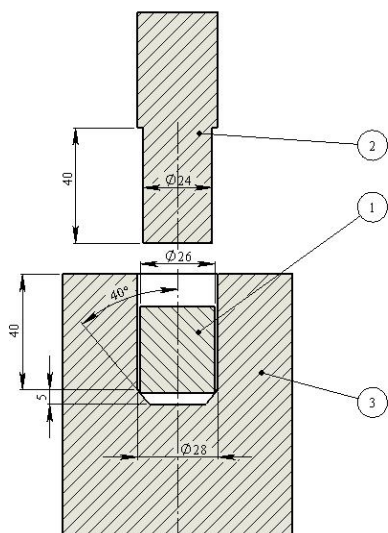


Рис.1. Расчётная схема деформации цилиндрического образца.

Рис.2. Геометрия заготовки и конечной детали.

Для упрощения расчётов использовалась следующая расчётная схема: матрица и пуансон рассматривались как абсолютно жёсткие тела, исследовалось только напряженно – деформируемое состояние заготовки (рис.1). На рис. 2 показана исходная заготовка и конечная деталь. При разбиении использовались тетраэдрические 4-х узловые элементы с 9-ю степенями свободы [3]. Материал образца – алюминиевый сплав АД1Н ГОСТ 4784-74, $\sigma_T = 150 \text{ МПа}$. Модель механических свойств материала принята идеально упруго-пластичной с нелинейным упрочнением и записывается в виде (1)

$$\bar{\sigma} = c \bar{\varepsilon}^n \dot{\bar{\varepsilon}}^m + y, \quad (1)$$

где $\bar{\sigma}$ - эквивалентные напряжения пластического течения по Мизису, $\bar{\varepsilon}$ и $\dot{\bar{\varepsilon}}$ эквивалентная деформация по Мизису и скорость деформации, n, m и y - константы материала, полученные из эксперимента. Модель контактного взаимодействия тел принимается в форме закона Кулона(2)

$$|\sigma_{n\tau}| = f_n \sigma_{nn}, \quad (2)$$

где $\sigma_{n\tau}, \sigma_{nn}$ - контактные касательные и нормальные напряжения, f_n - коэффициент трения скольжения. Разрешающие уравнения записываются на основе принципа минимума полной энергии системы (3)

$$\int_V \Pi(\varepsilon_{ij}) dV - A = \min, \quad (3)$$

где $\Pi(\varepsilon_{ij})$ - потенциал деформаций, A - работа внешних сил [4].

Решение проводилось при постоянной скорости движения пуансона $v = 5 \text{ мм/сек}$, которая выбиралась исходя из технологических рекомен-

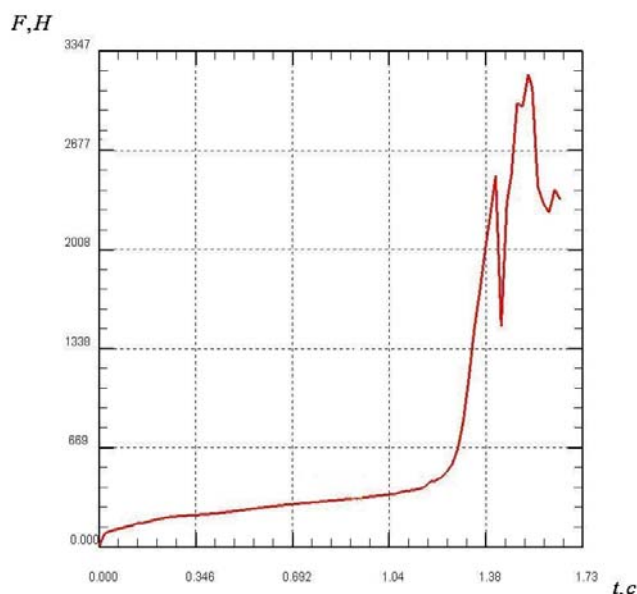


Рис.3. Изменение усилия, прилагаемого к пуансону, во времени.

даций. Шаг интегрирования выбирался исходя из размеров конечного элемента и принимался равным $\Delta x = 0,1\text{мм}$.

На рис.3 показана зависимость усилия пуансона во времени. На рисунке хорошо видна стационарная стадия выдавливания, что обуславливается стабильностью очага деформаций (в данный момент времени происходит процесс редуцирования заготовки, высота очага пластических деформаций остаётся постоянной).

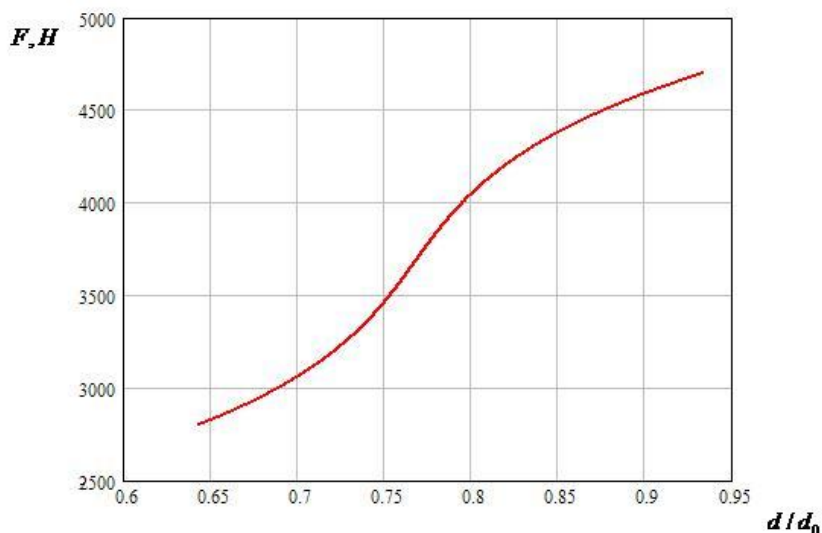


Рис.4. Зависимость усилия прилагаемого к пуансону, от толщины стенки выдавливаемой детали.

Для определения оптимальных технологических параметров процесса выдавливания, в частности определения минимальной толщины боковой стенки выдавливаемой детали, которая может быть получена с помощью конкретного пресса, была построена зависимость максимального усилия на пуансоне от толщины стенки (рис.4). На рисунке приняты следующие обозначения: F - максимальное усилие прессы в Ньютонах, d/d_0 - безразмерная

величина, являющаяся отношением диаметра пуансона d к диаметру матрицы d_0 .

Таким образом, с помощью расчётного комплекса DEFORM возможно определить компоненты НДС заготовки в процессе штамповки, которые необходимы для обоснования выбора технологических параметров процесса, таких как минимальная толщина стенки, которая может быть получена на прессе, развивающем усилие не выше заданного при условии неразрушения детали.

Литература: 1. Иванов В.Н., Иванов К.М., Пригоровский Е.А., Усманов Д.В. Моделирование процесса выдавливания методом конечных элементов //Инструмент. – 2006, №23, стр. 94-102. 2. Н.В. Биба, А.И. Лишний, С.А. Стебунов Эффективное применение моделирования для разработки технологии штамповки // Кузнечно-штамповочное производство. - 2001, №5, стр. 22-36. 3. DEFORM 3D Version 5.03 User's manual, Scientific Forming Technologies Corporation, 2001, 286 p. 4. Писаренко Г.С., Можаровский Н.С. Уравнения и краевые задачи теории пластичности и ползучести // Киев, Наукова думка, 1981, 496 с.

УДК 519.859

РЕШЕНИЕ НЕКОТОРЫХ ЗАДАЧ ОПТИМИЗАЦИОННОГО ГЕОМЕТРИЧЕСКОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ МОДИФИЦИРОВАННЫМ МЕТОДОМ СУЖАЮЩИХСЯ ОКРЕСТНОСТЕЙ

Чугай А.М., канд. техн. наук (г. Харьков, Украина)

In the research with the aim of obtaining a good approximation to global extreme of optimization problem of placement of geometrical objects a modification of a decremental neighborhood search method is offered. A approach of metrization of a permutation space is offered and a algorithm of formation of permutations laying in given neighborhoods is developed.

Введение. В настоящее время известен широкий класс практических задач, решение которых сводится к минимизации функционалов, заданных на множестве перестановок. Одним из важных классов задач, для решения которых используется минимизация в пространстве перестановок, является класс задач оптимизационного геометрического проектирования [1]. При решении задач размещения геометрических объектов для поиска глобального минимума возникает необходимость в организации перебора многочисленных локальных экстремумов, количество которых превышает $n!$. При этом, в рассматриваемых задачах существует возможность установить соответствие между локальными экстремумами и перестановками размещаемых объектов. В работе [2] предложен метод сужающихся окрестностей, ориентированный на оптимизацию функционалов, которые заданы на множестве перестановок и у которых априорно являются известными некоторые их свойства.

С целью получения хороших приближений к глобальным экстремумам задач размещения геометрических объектов в данном исследовании предлагается способ метризации пространства перестановок и разрабатывается алгоритм формирования перестановок, лежащих в заданных окрестностях.

Постановка задачи. Рассматриваемые в работе задачи оптимизации размещения геометрических объектов имеют следующую общую постановку. Пусть имеется набор геометрических объектов $G_i \in R^m$, $i = 1, 2, \dots, n$, заданных своими метрическими характеристиками и параметрами размещения, и область размещения $P \in R^m$, $m \in \{2, 3\}$. Кроме того, заданы технологические ограничения на размещение объектов в виде минимально допустимых расстояний $d_{ij} = \rho(G_i, G_j) = \min_{Y \in G_i, Z \in G_j} \|Y - Z\|$ между каждой парой объектов G_i , $i = 1, 2, \dots, n$, а также минимально допустимых расстояний d_i между каждым объектом G_i , $i = 1, 2, \dots, n$, и границей области размещения P .

Задача. Требуется разместить объекты G_i , $i = 1, 2, \dots, n$, в области P так, чтобы заданная целевая функция достигала своего оптимального значения и выполнялись ограничения на принадлежность объектов G_i области P и ограничения на взаимное расположение объектов G_i , $i = 1, 2, \dots, n$.

Математическая модель задачи. Математическая модель, поставленной выше оптимизационной задачи размещения геометрических объектов строится на основе нормализованных Φ -функций, которые рассмотрены в работах профессоров Ю.Г. Стояна [3], Н.И. Гиля, Т.Е. Романовой, и может быть представлена в следующем виде:

$$W(u^*) = \arg \operatorname{extr}_{u \in D \subset R^{3n}} W(u) \quad (1)$$

где $u = (u_1, u_2, \dots, u_n)$, u_i – параметры размещения объекта G_i , $i = 1, 2, \dots, n$, $W(u)$ – целевая функция, зависящая от параметров размещения u_i , $i = 1, 2, \dots, n$, D – область допустимых решений, которая описывается системой неравенств

$$\begin{cases} \Phi(u_i) - d_i \geq 0, i = 1, 2, \dots, n, \\ \Phi(u_i, u_j) - d_{ij} \geq 0, i < j = 2, 3, \dots, n, \end{cases} \quad (2)$$

где $\Phi(u_i)$ – нормализованная Φ -функция объектов G_i и $cl(R^m \setminus P)$, $\Phi(u_i, u_j)$ –

нормализованная Ф-функция G_i и G_j .

Следует отметить, что рассматриваемая задача является многоэкстремальной и NP-трудной. Вследствие этого, в настоящее время не существует эффективного метода нахождения глобального экстремума такой задачи. Поэтому для решения задачи необходимо разработать метод решения, который позволил бы осуществить направленный перебор многочисленных локальных экстремумов.

Модификация метода сужающихся окрестностей. В рассматриваемых задачах оптимизационного геометрического проектирования существует возможность установить соответствие между локальными экстремумами целевой функции и перестановками размещаемых объектов и применить для поиска глобального экстремума метод сужающихся окрестностей. Из названия метода следует, что поиск лучших перестановок ведется в некоторых окрестностях. Выбор центров окрестностей, в которых ведется поиск, а также их радиусов осуществляется исходя из накопленной в процессе работы метода окрестностей информации. Поскольку метод работает с некоторыми окрестностями, то для его реализации в работе предлагается специальная метрика на пространстве перестановок.

Выбор перспективных перестановок (центров новых окрестностей) основывается на вероятности получения меньших значений функции цели. На практике точно посчитать её не представляется возможным, так как пока не найдено строгого закона распределения значений функции цели.

Для вычисления вероятности получения лучшего значения целевой функции необходимо задаться гипотезой о характере распределения значений целевой функции в локальных минимумах. В данном исследовании критерий выбора центров окрестностей основывается на предположении о нормальном законе распределения значений целевой функции. Очевидно, что критерий качества последовательности зависит как от выборочного математического ожидания, так и от выборочной дисперсии значений функции цели в окрестности рассматриваемого радиуса. В работе [2] показано, что при переходе от “слепого” случайного поиска к формированию случайных перестановок в окрестностях рассматриваемых центров происходит уменьшение математического ожидания.

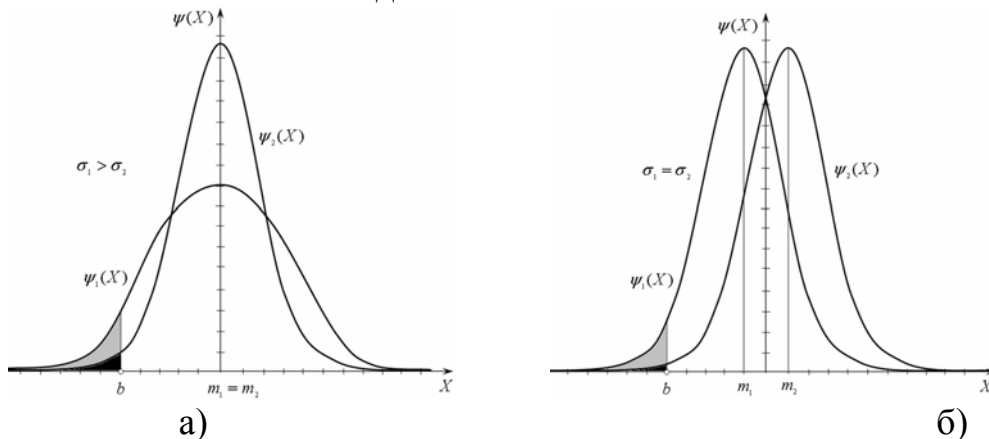


Рис.1. Дифференциальные законы распределения $\psi(X)$ случайной величины X , распределенной по нормальному закону.

Рассмотрим как это влияет на величину вероятности получения лучших значений целевой функции для случая нормального распределения значений целевой функции. Пусть b – наименьшее полученное значение функции цели и пусть в

окрестностях двух разных центров получены математические ожидания m_1 , m_2 и дисперсии σ_1 , σ_2 соответственно. Тогда при одинаковом математическом ожидании для различных двух центров окрестностей вероятность получения меньшего значения целевой функции будет для центра с большей дисперсией (см. рис.1.а, $m_1 = m_2$, $\sigma_1 > \sigma_2$). При разных математических ожиданиях и равной дисперсии вероятность получения меньшего значения целевой функции будет для центра с меньшим математическим ожиданием (рис.1.б, $m_1 < m_2$, $\sigma_1 = \sigma_2$).

Исходя из выше изложенного, а также из особенностей задач размещения геометрических объектов в работе предлагается способ метризации пространства перестановок, а также разработаны алгоритмы выбора перспективных центров новых окрестностей и формирования перестановок, лежащих в окрестностях этих центров.

Литература: 1. Стоян Ю.Г., Яковлев С.В. Математические модели и оптимизационные методы геометрического проектирования. – Киев: Наук. думка, 1986. -268 с. 2. Стоян Ю.Г., Соколовский В.З. Решение некоторых многоэкстремальных задач методом сужающихся окрестностей. – Киев: Наук. думка, 1980. -208 с. 3. Stoyan Yu. G. Φ -function and its basic properties // Докл. АН Украины. Сер. А. - 2001. - № 8. - С. 112-117.

УДК 539.3

РАСЧЕТ КОЛЕБАНИЙ ТЕЛ С ТРЕЩИНАМИ, БЕРЕГА КОТОРЫХ КОНТАКТИРУЮТ

Зайцев Б.Ф., докт. техн. наук, **Асаенко А.В.**, канд. техн. наук, **Ерецкая Н.Е.**
(г. Харьков, Украина)

A method for calculating vibrations of bodies with cracks, which faces are contacted is developed. The results of the vibration calculation of bar with a crack under the action of the system of the body forces, the action direction of which change, are given.

Значительный интерес при эксплуатации роторных машин традиционно проявляется к исследованию вибрационного состояния роторов с трещинами. При установлении динамических признаков наличия трещины достаточно учесть влияние трещины на амплитуды и фазы колебаний или установить качественные особенности вибрации, например связность колебаний или появление дополнительных резонансов.

Применение стержневых моделей позволило провести ряд фундаментальных исследований в области моделирования колебаний тел с трещинами. Однако возможности стержневых моделей весьма ограничены, поэтому разработка трехмерных подходов является актуальной проблемой.

Построение метода и алгоритмов решения. Предложена методика решения начально-краевой динамической задачи колебания тел с трещинами, учитывающая механизм дыхания трещины, связанный с открытием и закрытием ее берегов. Учет трещин в теле выполняется согласно метода введения разрезов (МВР) в схеме МКЭ, предложенного в [1] и апробированного на ряде модельных и практических задач [2, 3]. Основной принцип МВР заключается в формировании модифицированной КЭ модели тела с трещиной, вводимой за счет разрыва связей между узлами КЭ сетки по поверхности трещины [1]. В результате трансформации сетки образуется слой двойных узлов, не связанных между собой и принадлежащих разным сторонам поверхности трещины – её берегам. Основными характеристиками КЭ модели являются матрица жесткости $[K]$ и масс $[M]$, поэтому применение МВР сводится к модифи-

кации этих характеристик, учитывающих трещину.

Учет контактирования берегов трещины при исследовании колебаний позволяет более полно отразить поведение трещины, однако значительно усложняет процесс решения, т.к. приводит к нелинейной постановке задачи. При решении нелинейных задач обычно применяется итеративный подход, т.е. на каждом шаге по нагрузке или по времени выполняется решение ряда линейных задач, каждой из которых соответствует свое распределение зон контакта и соответственно и свои матрицы $[K]$ и $[M]$.

Применяемая методика [4] построена на вычислении матриц для полностью открытой трещины, что позволяет избежать необходимости обращения переменных матриц $[K]$ и $[M]$ и делает ее эффективной и удобной в применении. Основная идея состоит в введении системы нагрузок на поверхностях трещины – пар узловых сил (диполей) $Q_i \{ Q_i^+, Q_i^- \}$, приложенных в двойных узлах, равных ($Q_i^+ = Q_i^-$) и противоположно направленных.

Условие контактирования берегов трещины имеет вид неравенства

$$\delta_{in} = u_{in}^+ - u_{in}^- \geq 0, \quad (1)$$

где u_{in}^+ , u_{in}^- – перемещения по нормали \bar{n} в i -ом двойном узле на положительной (+) и отрицательной (–) поверхностях трещины; δ_{in} – сближение по нормали в i -ом двойном узле. Физически обоснованным является введение диполей при контактировании берегов трещины, а при расхождении берегов они полагаются нулевыми

$$\text{sign } Q_i = \begin{cases} 1 \text{ при } \delta_{in} = 0, \\ 0 \text{ при } \delta_{in} > 0. \end{cases} \quad (2)$$

Распределение диполей зависит от вектора перемещений и определяется для каждого шага по времени (нагрузке) итерациями при удовлетворении условий (1), (2).

Уравнения динамического состояния тела с трещиной имеют вид

$$[M] \ddot{u} + [C] \dot{u} + [K] u = F + Q(u), \quad (3)$$

где u – вектор узловых перемещений; $[C]$ – матрица демпфирования; F – вектор узловых сил от внешней нагрузки; $[K]$, $[M]$ – матрицы жесткости и масс тела с трещиной без учета взаимодействия её берегов, $Q(u)$ – система диполей.

Решение начальной задачи (3) для расчета колебаний тела выполняется прямым интегрированием по двухслойной неявной конечноразностной схеме Ньюмарка, являющейся безусловно устойчивой. Конечноразностные соотношения по методу Ньюмарка представляются в виде

$$[\hat{K}] u_{t+\Delta t} = \hat{R}_{t+\Delta t},$$

где $[\hat{K}]$ – модифицированная матрица жесткости; $\hat{R}_{t+\Delta t}$ – модифицированная правая часть (вектор внешних сил) для момента времени $t+\Delta t$; $u_{t+\Delta t}$ – вектор перемещений для конца шага.

Модифицированный вектор правой части может быть представлен в виде

$$\hat{R}_{t+\Delta t} = \tilde{R}_{t+\Delta t} + Q_{t+\Delta t}, \quad (4)$$

где $\tilde{R}_{t+\Delta t}$ соответствует известной части модифицированного вектора внешних сил, а $Q_{t+\Delta t}$ неизвестно и в конце шага должно быть таким, чтобы удовлетворялись условия контакта (1)

Учитывая представление $\hat{R}_{t+\Delta t}$ в (4), перемещения в конце шага $u_{t+\Delta t}$ можно представить в виде

$$u_{t+\Delta t} = \tilde{u}_{t+\Delta t} + \bar{u}_{t+\Delta t},$$

где $\tilde{u}_{t+\Delta t}$ – вектор перемещений, соответствующий $\tilde{R}_{t+\Delta t}$, а $\bar{u}_{t+\Delta t}$ – вектор дополнительных перемещений от контактных сил $Q_{t+\Delta t}$.

Если контактные усилия известны, то перемещение от них $\bar{u}_{t+\Delta t}$ равно

$$\bar{u}_{t+\Delta t} = [B]_{\Delta t} Q_{t+\Delta t},$$

где $[B]_{\Delta t}$ – матрица коэффициентов влияния размерности $N \times m$, где N – число узловых переменных задачи, строки которой равны векторам динамических смещений в теле за промежуток времени Δt от единичных диполей, приложенных поочередно в каждом из двойных узлов.

По матрице $[B]_{\Delta t}$ формируется матрица $[\Gamma]_{\Delta t}$ размером $m \times m$, элементы которой γ_{jk} равны сближению (расхождению) по нормали к поверхности трещины в j -ом двойном узле от единичного диполя, действующего в k -ом двойном узле. Вектор распределения контактных сил Q определяется итерациями, причем на каждой итерации решается система линейных алгебраических уравнений m -го порядка

$$[\Gamma]_{\Delta t} Q = -\delta_n(\tilde{u}_{t+\Delta t}),$$

где $\delta_{in}(\tilde{u}_{t+\Delta t})$ – сближение в двойных узлах от перемещений $\tilde{u}_{t+\Delta t}$

Пример применения метода. В качестве примера рассмотрена схема стержня с поперечной трещиной по середине на половину сечения. Длина стержня $l=144$ см, радиус кругового сечения $R=12$ см. Система координат x, y, z , в которой рассматривается стержень, неподвижна, причем ось z совпадает с осью стержня. Возмущающими силами являются постоянные по объему силы F_v , интенсивность которых равна удельному весу материала, а направление действия изменяется во времени и соответствует вращению системы сил со скоростью ω , при этом компоненты объемной силы F_v равны $F_{vx} = -\rho g \cos \omega t$, $F_{vy} = -\rho g \sin \omega t$, $F_{vz} = 0$. Дискретизация стержня на КЭ составила $4 \times 4 \times 10$. Пример аналогичен задаче о колебаниях весомого вала с поперечной трещиной.

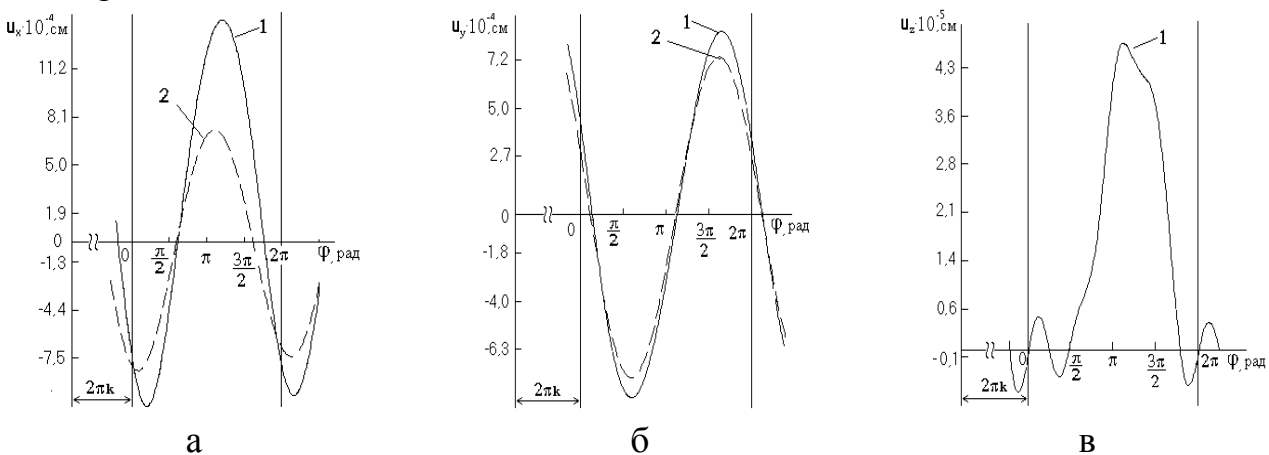


Рис. 1. Колебания центра кругового стержня на периоде; $\omega=1000 \text{ c}^{-1}$: 1 – стержень с трещиной, 2 – цельный стержень.

Особенностями колебаний стержня с трещиной является увеличение амплитуд изгибных колебаний – перемещений u_x, u_y , а также некоторый сдвиг фазы изгибных колебаний по отношению к стержню без трещины (угол $2\pi k$, где k – целое, указыва-

ет на нулевую фазу изменения внешней нагрузки). Графики приведены после гашения собственных колебаний, вызванных начальными условиями и установления периодических колебаний (для данного случая выбрано $k=6$). Качественной особенностью колебаний стержня с трещиной является появление продольных и незначительных крутильных колебаний. Т.о., все колебания для стержня с трещиной становятся связными.

Заключение. Разработан метод расчета колебаний тел с трещинами, берега которых контактируют. Эффективность метода основывается на применении метода введения разрезов в схему МКЭ и метода введения контактных сил (диполей) на берегах трещины.

Решена иллюстративная задача для стержня с трещиной под действием вращающейся системы объемных сил. Согласно результатам расчета все колебания стержня являются связанными, амплитуды изгибных колебаний возрастают, а также имеет место сдвиг фаз изгибных колебаний в плоскости наименьшей жесткости по отношению к случаю цельного стержня.

Литература: 1. Асаёнок А.В. Методика введения разрезов в схеме метода конечных элементов в задачах статики и собственных колебаний трехмерных конструкций / А.В. Асаёнок, Б.Ф. Зайцев, Н.Г. Шульженко // Пробл. машиностроения.– 2003.– 6, № 3.– С. 58–63. 2. Шульженко Н.Г. Реакция спектра собственных частот колебаний лопасти поворотнлопастной гидротурбины на появление трещины / Н.Г. Шульженко, А.В. Асаенко, Б.Ф. Зайцев, А.Н. Гелеверя // Пробл. машиностроения.– 2003.– 6, № 2.– С. 31 – 140. 3. Зайцев Б.Ф. Напряженно-деформированное состояние и контактные явления в опирании диафрагмы паровой турбины / Б.Ф. Зайцев, Н.Г. Шульженко, А.В. Асаенко // Пробл. машиностроения.– 2006. – 9, № 3.– С. 35 – 45. 4. Зайцев Б.Ф. Методика моделирования трещин с контактирующими берегами на основе метода конечных элементов / Б.Ф. Зайцев, Н.Г. Шульженко, А.В. Асаенко // Вестник НТУ «ХПИ». Тем. выпуск «Динамика и прочность машин». – 2007. – № 22. – С. 61 – 68.

УДК 539.3

ПОЛЗУЧЕСТЬ И ПОВРЕЖДАЕМОСТЬ ПЛАСТИНЫ С ОТВЕРСТИЕМ

Шульженко Н.Г., докт. техн. наук, **Гонтаровский П.П.**, канд. техн. наук,
Матюхин Ю.И., канд. техн. наук (г. Харьков, Украина)

Creep and damage of a plate with a hole in two-dimensional and three-dimensional statements is calculated.

Выполнен расчет ползучести и повреждаемости вплоть до разрушения растягиваемой пластины из алюминиевого сплава с центральным круговым отверстием по плоской [1] и трехмерной [2] конечноэлементной модели. Результаты расчетов сравниваются с данными экспериментальных исследований работы [3], где были испытаны три пластины длиной – 14,6 см, шириной – 3 см и толщиной – 0,44 см. Диаметр отверстия – 0,33 см. Пластины разрушились вязко, примерно, за 80, 100 и 110 ч.

Разбивка на конечные элементы рассчитываемой симметричной части пластины и кривые ползучести алюминиевого сплава при температуре 210 °С приведены на рис. 1.

По толщине пластина разбита неравномерно, со сгущением к поверхности. В сечении $z=7,3$ см приложена нагрузка интенсивностью 62,9 МПа, которая в сечении $z=0$ создает среднее напряжение, равное 70,67 МПа. Модуль упругости сплава $E=5 \cdot 10^4$ МПа, коэффициент Пуассона $\nu=0,34$.

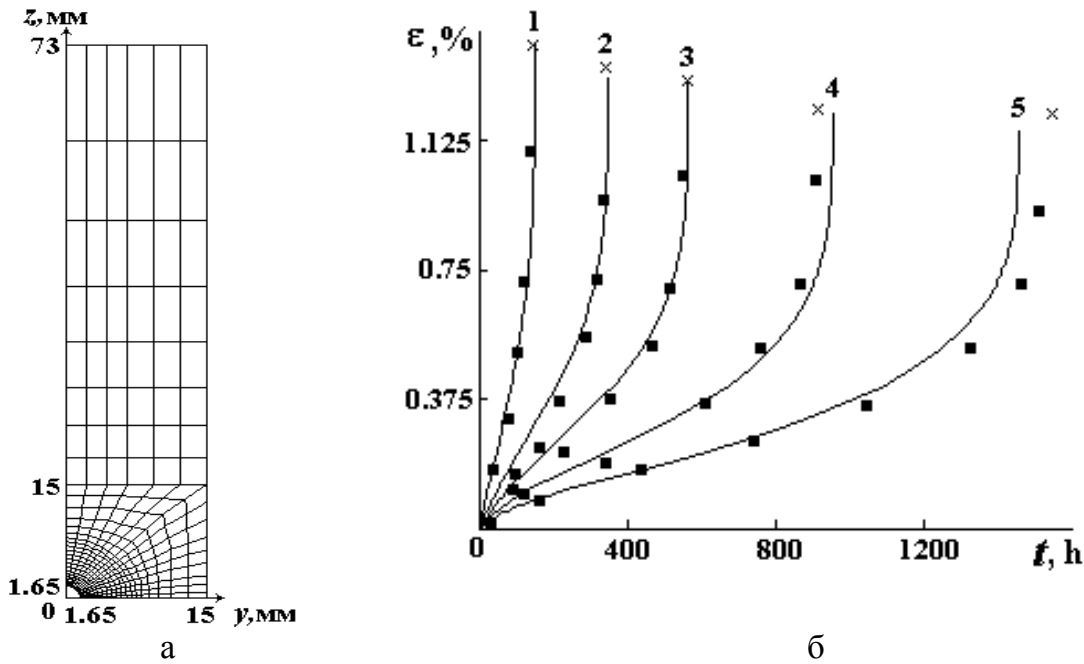


Рис. 1. а – конечноэлементная дискретизация рассчитываемой части пластины; б – кривые ползучести алюминиевого сплава при температуре 210 °С.

Уравнения, описывающие все три стадии ползучести, и кинетические уравнения повреждаемости материала имеют следующий вид:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda(s_i, \omega, T) s'_{ij},$$

$$\dot{\rho}'_{ij} = \frac{2}{3} H(\sigma_i) \dot{\varepsilon}_{ij} - \mu(\rho_i, \omega, T) \rho'_{ij}, \quad \dot{\omega} = \frac{\sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}}{A_*(\sigma_i, T)}, \quad (0 \leq \omega \leq 1),$$

где $\lambda = \frac{3a}{2s_i(1-\omega)^\alpha} \exp(\beta s_i) \exp(\gamma T)$; $\mu = \frac{b}{\rho_i(1-\omega)^\alpha} \exp(\beta \rho_i) \exp(\gamma T)$; ε_{ij} – тензор деформаций ползучести; σ_{ij} , s_{ij} , ρ_{ij} – тензоры полных, активных и добавочных напряжений, причем $\sigma_{ij} = s_{ij} + \rho_{ij}$; σ_i , s_i , ρ_i – интенсивности соответствующих напряжений; ω – скалярный параметр внутризеренной поврежденности; A_* – удельная энергия вязкого разрушения; T – температура. Функция $H(\sigma_i)$ и $A_*(\sigma_i)$ константы a , b , α , β , γ определяются по экспериментальным данным.

Точка над символом в уравнениях означает дифференцирование по времени. Штрихами помечены девиаторы напряжений.

Параметры уравнений получены из экспериментальных данных [3], помеченных на рис. 1,б квадратиками.

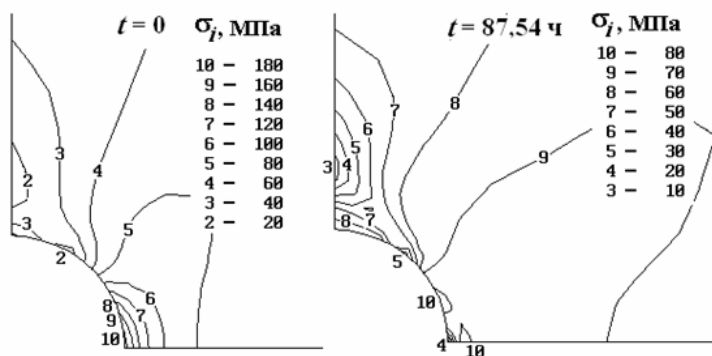


Рис. 2. Изолинии интенсивности напряжений в районе отверстия.

ных на рис. 1,б квадратиками. Крестиками показаны деформации при разрушении образцов. Цифры 1–5 соответствуют следующим значениям напряжений: 68,95; 62,06; 58,61; 55,16 и 51,71 МПа. Функции $H(\sigma_i)$ и $A_*(\sigma_i)$ при этих напряжениях имеют следующие значения: $H(\sigma_i) \cdot 10^{-2} = 2,5, 4,0, 6,0, 10,0$ и $15,0$ МПа; $A_*(\sigma_i) \cdot 10^{-6} = 0,96, 0,81, 0,70, 0,62$ и $0,57$ Дж·м⁻³. Сплошными ли-

ниями показаны результаты интегрирования уравнений с константами $a=5 \cdot 10^{-8} \text{ ч}^{-1}$; $b=5 \cdot 10^{-3} \text{ МПа} \cdot \text{ч}^{-1}$; $\alpha=2,82$; $\beta=0,1 \text{ МПа}^{-1}$; $\gamma=0$.

По плоской модели пластина разрушилась за 87,54 ч. За это время максимальное значение интенсивности напряжений $\sigma_{i\max}$ уменьшилось со 180 до 80 МПа. Зона $\sigma_{i\max}$ сместилась вдоль контура отверстия и в глубину пластины (рис. 2). Наиболее подверженной деформациям ползучести и повреждаемости является точка с максимальными начальными напряжениями. Здесь интенсивность деформаций ползучести достигла 3,6 %.

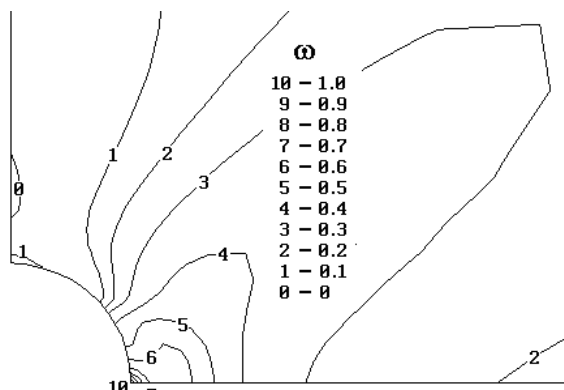


Рис. 3. Изолинии параметра поврежденности при $t = 87,54 \text{ ч}$.

Распределение параметра поврежденности материала ω (рис. 3) близко по характеру к распределению интенсивности деформаций ползучести.

В трехмерной модели в районе отверстия имеет место объемное напряженное состояние. Изолинии нормальных напряжений σ_x , которые отсутствуют в плоской модели, у срединной поверхности пластины в начальный момент времени и в момент разрушения $t=97,4 \text{ ч}$ показаны на рис. 4.

За время ползучести эти напряжения возросли примерно в два раза и стали соизмеримыми с другими компонентами тензора напряжений.

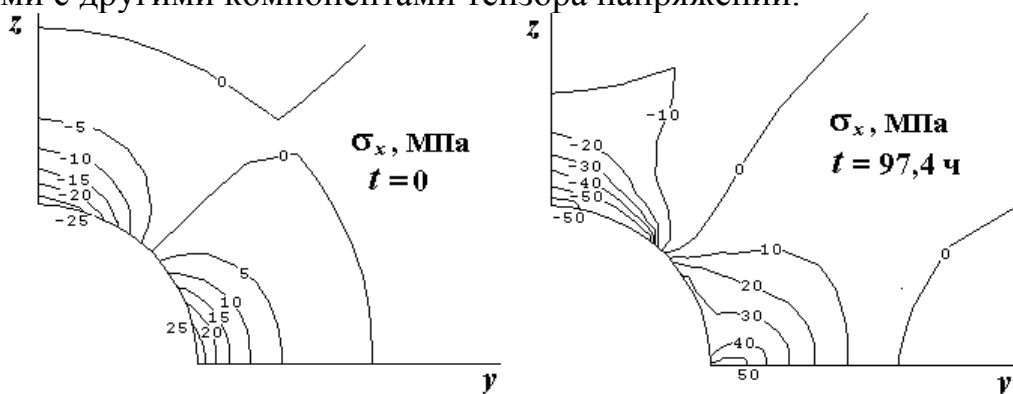


Рис. 4. Изолинии нормальных напряжений σ_x у срединной поверхности.

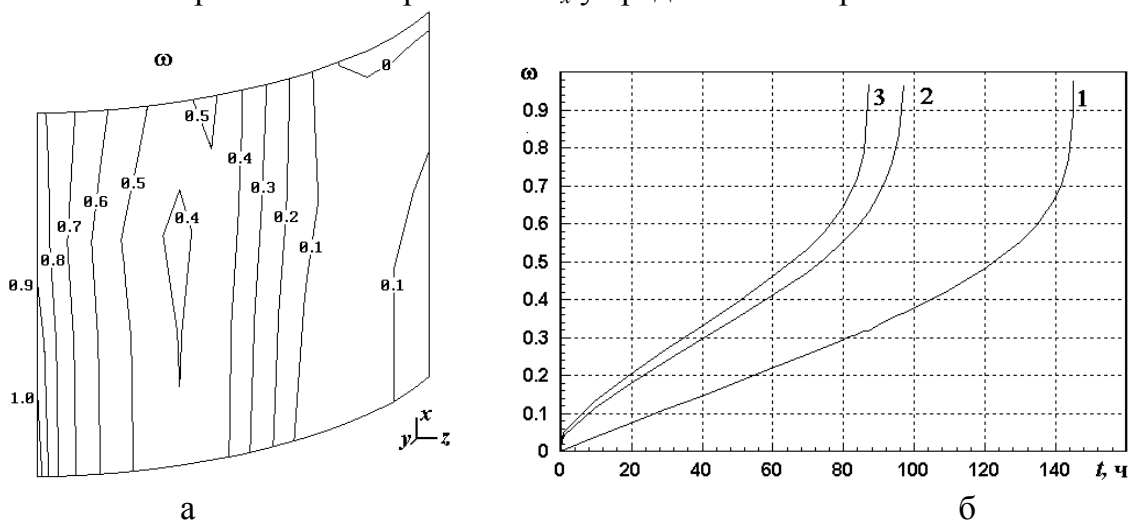


Рис. 5. а – изолинии параметра ω у цилиндрической поверхности отверстия при $t=97,4 \text{ ч}$; б – рост максимального значения ω во времени.

Распределение параметра поврежденности вдоль цилиндрической поверхности, построенное по значениям ω в центрах элементов слоя, прилегающего к отверстию, показано на рис. 5,а. В плоскости zOy характер распределения ω подобен его распределению для плоской задачи.

На рис. 5,б показан рост во времени максимального значения ω , полученного по плоской модели (кривая 3) и трёхмерной модели (кривая 2). Кривая 1 показывает изменение ω при одноосном растяжении напряжением $\sigma=70,67$ МПа, равным усреднённому значению напряжений в сечении $z=0$.

Видно, что моменты начала разрушения пластины, рассчитанные по двух- и трёхмерной модели, близки между собой и хорошо согласуются с результатами экспериментов. Долговечность пластины, рассчитанная по трёхмерной модели, несколько больше, чем по плоской модели, что объясняется стеснённостью деформаций в районе отверстия, и лучше совпадает с экспериментальными данными.

Таким образом, двумерная модель даёт консервативную оценку длительной прочности пластины, что идет в запас ресурса.

Литература: 1. Задачи контактного взаимодействия элементов конструкций / А.Н. Подгорный, П.П. Гонтаровский, Б.Н. Киркач, Ю.И. Матюхин, Г.Л. Хавин.– Киев: Наук. думка, 1989.– 232 с. 2. Моделирование кинетики трехмерных термомеханических полей в элементах турбомашин / Н.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровский, Ю.И. Матюхин, Н.Г. Гармаш // Проблемы динамики и прочности в газотурбостроении: Тез. докл. 2-й междунар. науч.-техн. конф. – Киев, 2004. – С. 199 – 200. 3. Hayhurst D. R. Estimated of the creep rupture lifetime of structures using the finite element method / D. R. Hayhurst, P. R. Dimmer, M. W. Chernuka // J. Mech. Phys. Solids. – 1975. – 23, № 4/5. – P. 335 – 355.

УДК 621.165; 621.438; 621.224

ПРИМЕНЕНИЕ КОМПЬЮТЕРНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ В АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЕ ДИАГНОСТИКИ ВИБРАЦИОННОГО СОСТОЯНИЯ ТУРБОАГРЕГАТА

Шульженко Н.Г., докт. техн. наук, **Метелев Л.Д.**, канд. техн. наук, **Ефремов Ю.Г.**
(г. Харьков, Украина)

Peculiarities of methodology and software applied in the automatic system for vibration diagnostics of turbo-sets of 200-300 MW are described.

Широкое распространение компьютеров ускорило развитие программного обеспечения для изучения разных аспектов динамического состояния машин. Компьютерные модели колебаний многоопорного валопровода стационарного паротурбоагрегата позволяют определять характеристики установившихся колебательных процессов в системах с дефектами и могут быть хорошей базой для расчета действительных процессов, происходящих в реальной машине. Однако эти модели из-за отсутствия конкретных данных о экспериментальных, технологических и вибрационных параметрах не адаптированы под конкретный турбоагрегат (ТА), в условиях эксплуатации. Эти данные могут быть получены, накоплены и обобщены там где будет организован непрерывный и целенаправленный сбор и комплексная обработка вибрационных и технологических параметров с учетом их изменения при воздействии тех или иных дефектов и эксплуатационных факторов. Адаптирование математических моделей позволит приступить к решению задач диагностики вибрации и распознавания дефектов по соответствующим методам и алгоритмам.

Технические средства, реализующие технологический алгоритм сбора, анализа данных и диагностирование вибростояния ТА, относятся к автоматизированным системам вибродиагностики (АСВД). Они включают в себя различные аппаратные средства (первичные датчики, приборы и устройства измерений, сбора, хранения, обработки и отображения информации) с технологиями информационно-методического обеспечения и примыкающее к ним методическое, алгоритмическое и программное обеспечение [1,2]. Варианты программно-технического обеспечения, разработанные в ИПМаш НАНУ, используются в настоящее время в системах диагностики вибростояния ТА Т-250/300 Харьковской ТЭЦ-5 и Киевской ТЭЦ-5 а также на двух энергоблоках Запорожской ТЭС. В качестве примера на рис.1 приведена схема АСВД ТА К-300-240 Запорожской ТЭС.

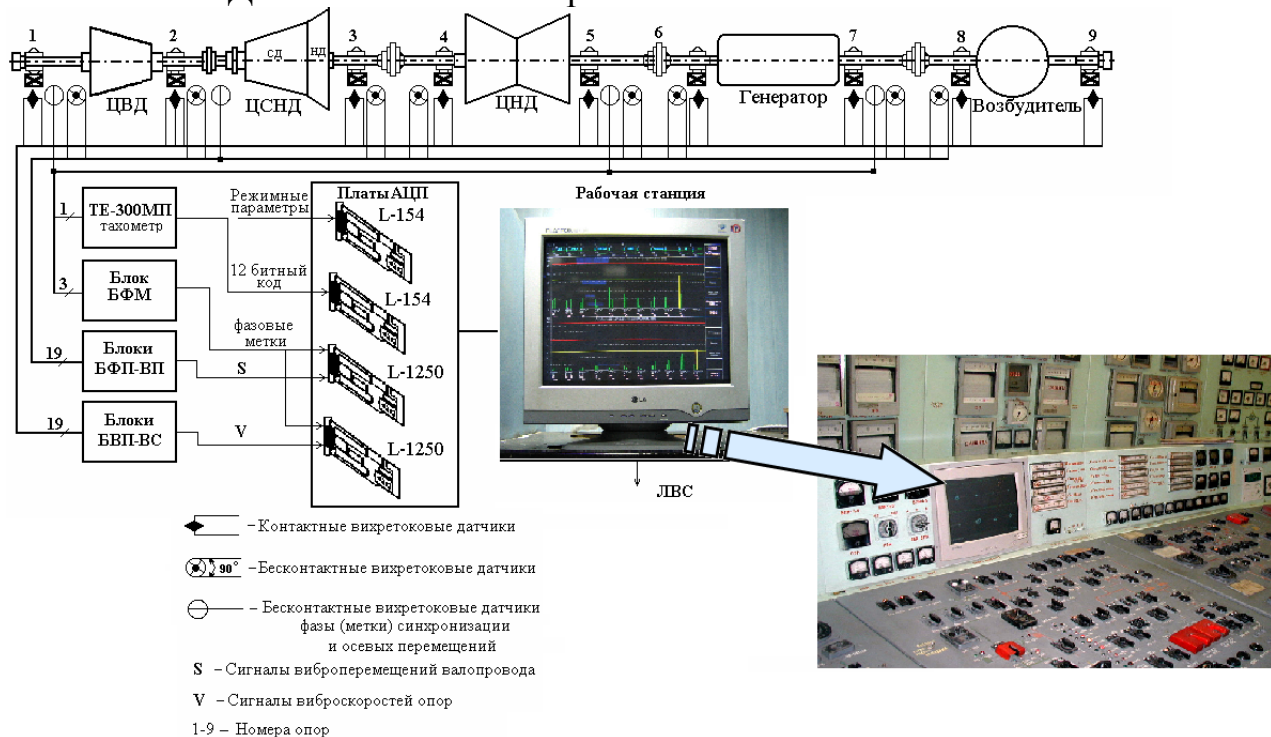


Рисунок 1. Схема АСВД

В основе технологии информационно-методического обеспечения АСВД ТА положен практический опыт, результаты анализа исследований в этой области по источникам доступной научно-технической информации и результаты исследований, полученные в ИПМаш НАН Украины и внедренные в практику на ТЭС и ТЭЦ, а именно:

- экспериментальные методы и средства бесконтактного исследования колебаний элементов ТА в закрытой паромасляной среде и контактного исследования колебаний поверхности их элементов с использованием отечественных средств измерения с вихретоковым преобразователем повышенной помехоустойчивости [3];
- метод автоматизированной оценки влияния режимных факторов на параметры колебаний [4];
- метод идентификации параметров математических моделей валопроводов ТА по данным экспериментальных исследований [5];
- компьютерные технологии и алгоритмы функционирования системы автоматизированного анализа и диагностирования вибрационного состояния в режиме

реального времени и постанализа [6];

- методы анализа и оценки вибросостояния по амплитудам и фазам гармонических составляющих вибрации роторов и подшипниковых опор и по их порядковым спектрам и трендам [6,7];
- методика определения и оценки параметров крутильных деформаций роторов турбоагрегатов [8].

Программно-методическое обеспечение системы обеспечивает:

- сбор и первичную обработку поступающих значений параметров от датчиков измерения механических колебаний валопровода и подшипниковых опор турбоагрегата с контролем выхода параметра за предельные значения и контролем исправности канала в реальном режиме времени;
- отображение вибрационного состояния турбоагрегата на экране РС для оперативного персонала;
- анализ в реальном времени и обработки данных на разных режимах работы ТА (валооборот, пуск, останов, различные условия нагрузки, стационарный режим);
- регистрацию и архивацию параметров вибрации в базе данных с целью последующего анализа и диагностирования;
- постоперативную обработку и детальный анализ полученной информации;
- выдачу необходимой виброизмерительной информации пользователям локальной-вычислительной сети.

Особенностью разработанного методического и программного обеспечения АСВД является:

- непрерывный контроль и анализ параметров колебаний роторов в двух ортогональных направлениях каждого подшипника ТА;
- оценка и диагностирование вибрационного состояния на разных режимах эксплуатации ТА;
- компьютеризированная обработка мгновенных значений вибросигналов, что позволяет модернизировать АСВД только за счет обновления программного обеспечения, без замены оборудования системы.

Дальнейшее внедрение созданной АСВД на агрегатах, выработавших свой ресурс, позволит предупредить развитие нештатных ситуаций и повысит их эксплуатационную надежность и технологическую безопасность эксплуатации ТА ТЭС и ТЭЦ на маневровых и пиковых режимах. Система может быть использована для диагностики вибрации различных роторных агрегатов для своевременного выявления возникновения и развития наиболее виброопасных дефектов и несовершенств.

Литература: 1. Аппаратурное обеспечение систем непрерывного вибромониторинга роторных агрегатов / Н.Г. Шульженко, Л.Д. Метелев, Ю.Г. Ефремов и др. // Энергетика и электрификация. – 2000. – № 7. – С. 35–38. 2. Методическое обеспечение систем непрерывного мониторинга и анализа параметров колебаний для диагностирования вибрационного состояния роторных агрегатов / Н.Г. Шульженко, Л.Д. Метелев, Ю.Г. Ефремов и др. // Энергетика и электрификация. – 2000. – № 9. – С. 34–40. 3. Помехоустойчивые измерители вибрации и их применение в динамике машин / Н.Г. Шульженко, Л.Д. Метелев, Ю.Г. Ефремов и др. // Вібрації в техніці та технологіях. – 2005. – № 2. – С. 105–107. 4. Разработка методики автоматизированной оценки влияния режимных факторов на вибрационное состояние турбоагрегата / Н.Г. Шульженко, Ю.Г. Ефремов // Проблемы прочности. – 2004. – № 1. – С. 147–156. 5. Шульженко Н.Г. Идентификация стержневых моделей валопроводов по данным экспериментальных исследований / Н.Г. Шульженко, Ю.Г. Ефремов, А.М. Ганжа // Проблемы машиностроения. – 2002. – № 4. – С.67–71. 6. Технології діагностування вібраційного стану багатопорних роторних агрегатів / М.Г. Шульженко, Л.Д. Метельов, Ю.Г.

Єфремов та ін. // Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні: Зб.наук. праць.– Львів, 2006.– №40.– С. 296–305. 7. Теоретические и экспериментальные исследования колебаний роторов для решения задач диагностики и повышения надежности турбоагрегатов / Н.Г. Шульженко, В.П. Билетченко, Ю.Г. Ефремов и др. // Надійність машин та прогнозування їх ресурсу: Доповіді Міжнар.наук-техн. конф. 20–22 вересня 2000 р. – Івано-Франківськ–Яремча. Івано-Франківськ, 2000. – С. 612–621. 8. Оценка крутильных деформаций роторов агрегатов / Н. Г. Шульженко, Л. Д. Метелев, Ю.Г. Ефремов и др. // Вібрації в техніці та технологіях.– 2006.– № 1.– С. 149–151.

УДК 539.3

РАСЧЕТНЫЙ АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РАМЫ АВТОГРЕЙДЕРА

Зайцев Б.Ф., докт. техн. наук, Асаенок А.В., канд. техн. наук, Резников А.А.
(г. Харьков, Украина)

Determination of the state of stress and strain of the motor grader main frame in the formulation of the quasi-static problem of theory of elasticity is considered. Loads on the frame are formed in the process of the tools interaction with ground at the lock condition. The problem is solved by the multigrid finite element method.

Расчетная схема. В проектных исследованиях распространены являются квазистатические схемы расчета для характерных режимов работы основной (хребтовой) рамы автогрейдера. Примерами таких схем являются расчетные положения, принятые в [1] и отвечающие режиму заглупления отвала (режим стопорения), встрече отвала с препятствием и переезду передними колесами выбоины. Принятие ряда предположений позволяет методами статики твердого тела определить все реакции грунта, действующие на грейдер.

В данной работе на примере конструкции рамы автогрейдера ДЗк-251 (рис. 1) выполнено исследование ее напряженно-деформированного состояния (НДС) в постановке задачи теории упругости.

В качестве расчетного рассматривался режим стопорения при заглуплении отвала в грунт до полной остановки. Построение расчетной модели рамы сводится к определению условий закрепления, вытекающих из связей машины с грунтом, условий контактного взаимодействия рамы со смежными элементами, и заданию системы внешних по отношению к раме сил.

При введенных в расчетной схеме закреплениях нагрузки на раму обусловлены силами на отвале, определяемые по полуэмпирическим формулам. Нагрузки передаются на основную раму через тяговую раму и гидроцилиндры, а усилия в шаровом шарнире тяговой рамы

и в штоках трех гидроцилиндров определяются из условий статического равновесия тяговой рамы.

Учитывается также распределенный вес рамы и сосредоточенные воздействия от веса двигателя и коробки передач.

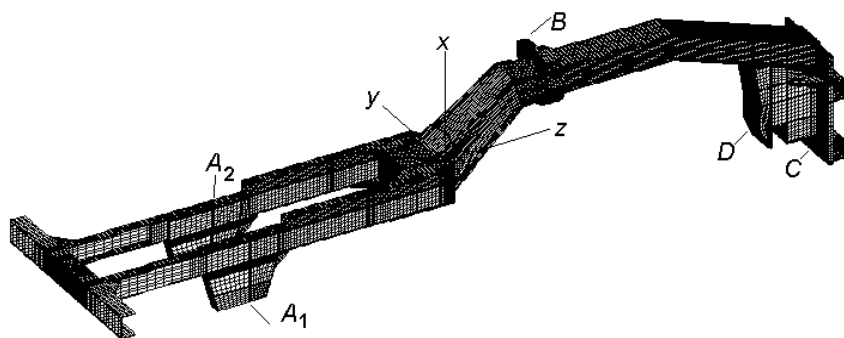


Рис.1. Конечноэлементная модель рамы и зоны закрепления (A_1 , A_2 , C) и приложения внешних сил (B , D).

Метод расчета. Для решения поставленной задачи применен многосеточный метод конечных элементов (МКЭ).

Согласно метода, помимо основной, вводится ряд вспомогательных сеток, для каждой из которых строится конечноэлементный (КЭ) оператор K_i и операторы интерполяции и конденсации векторов. Ниже рассматривается случай двух сеток, причем индекс 0 относится к основной (мелкой) сетке, индекс 1 – к вспомогательной (разреженной) сетке.

Конечноэлементная модель на основной сетке представлена системой

$$K_0 u = f_0, \quad (1)$$

где K_0 – матрица жесткости; u – вектор смещений; f_0 – вектор правых частей.

Для решения системы (1) применяется двухслойная итерационная схема

$$\tilde{K}_0 u_{i+1} = \tilde{K}_0 u_i - \tau(K_0 u_i - f) \quad (2)$$

где \tilde{K}_0 – матричный оператор, "близкий" к оператору K_0 ; τ – итерационный множитель; $\varepsilon_i, \varepsilon_0$ – текущая и требуемая точность решения системы.

Переход от сетки 0 к сетке 1 осуществляется с помощью оператора интерполяции I_0^1 ($u_0 = I_0^1 u_1$), а обратный переход (для конденсации невязок) – при помощи сопряженного ему оператора конденсации I_1^0 ($f_1 = I_1^0 f_0$).

В исследованиях использована программная разработка [4].

Результаты расчетных исследований. При решении задачи использован двусеточный МКЭ. Параметры системы МКЭ, полученной для конечноэлементной модели рамы грейдера, следующие: количество узловых параметров смещений на

основной сетке – 600000; ширина полуленты симметричной матрицы жесткости для вспомогательной сетки – 4300.

В расчетных исследованиях основным предметом изучения было определение параметров жесткости рамы, определяемой ее максимальными смещениями, и прочности, лимитированной напряжениями в зонах их концентрации.

Деформирование конструкции рамы представлено на рис. 2, причем на рис. 2,а показана общая картина смещений в аксонометрической проекции, а на рис. 2,б,в – соответственно в плоскостях xOz и yOz .

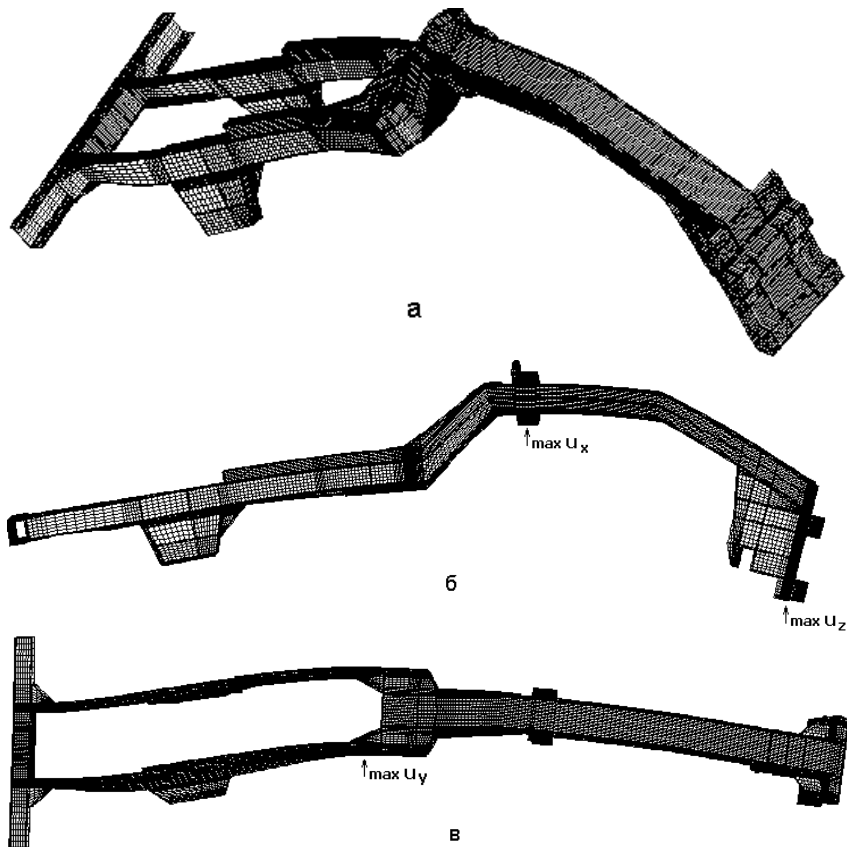


Рис.2. Деформация рамы: а – общий вид деформированного состояния; б – деформация в плоскости xOz ; в – деформация в плоскости yOz .

На рисунках указаны места в конструкции, где компоненты вектора перемещений достигают максимальных значений, которые составили: $\max u_x=7,2$ мм; $\max u_y=9,2$ мм; $\max u_z=11,7$ мм.

Напряженное состояние в раме имеет три выраженные зоны концентрации напряжений. Это прежде всего относится к области, примыкающей к проушине, а также к области, где рама раздваивается и переходит в подmotorную часть. В меньшей степени концентрация напряжений выражена у изгиба дуги рамы в самой ее высокой части. Характерным (максимальным) напряжением в конструкции рамы является напряжение σ_z , действующее вдоль дуги рамы. Картина распределения напряжений в виде областей уровня построенных на видимых частях поверхностей фрагментов конструкции, показаны на рис. 3–4. На рисунках представлены соответствующие шкалы напряжений в МПа. Напряжение σ_z меняется в пределах $190 \div 180$ МПа, что свидетельствует о значительной напряженности конструкции в местах концентрации напряжений, если учитывать к тому же возможность динамических перегрузок.

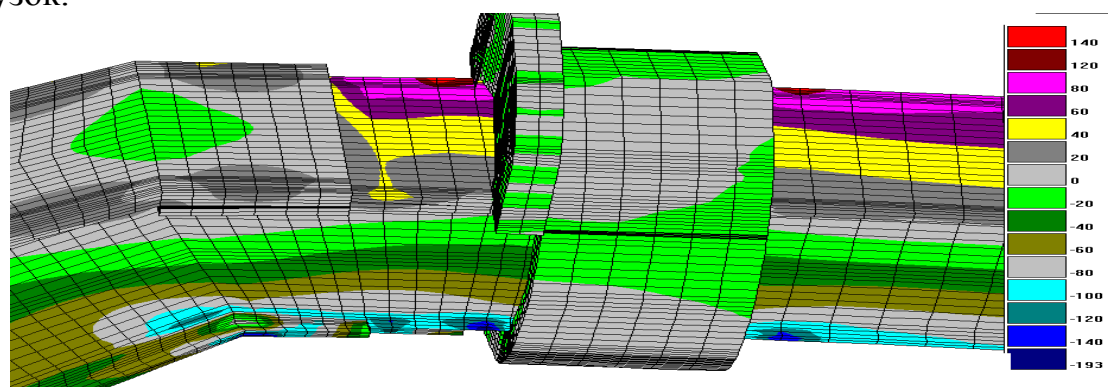


Рис. 3. Напряжения σ_z у проушины.

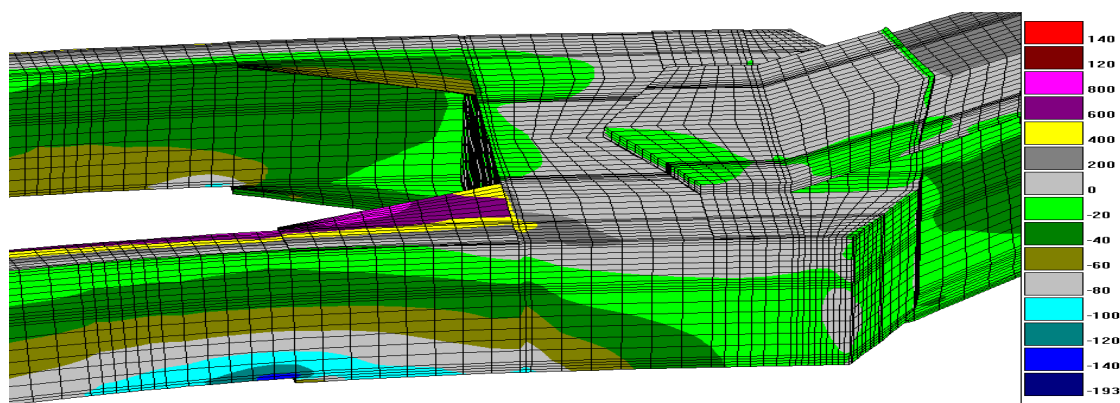


Рис. 4. Напряжения σ_z в переходе к подmotorной части рамы.

Литература: 1. Проектирование машин для земляных работ / Под. ред А.М. Холодова.– Харьков:– Выща школа, 1986. – 272 с. 2. Булгаков В.И. Полуитерационный метод решения пространственных краевых задач расчета сооружений / В.И. Булгаков, А.Б. Золотов, М.В. Белый // Строительная механика и расчет сооружений. – 1985.–№ 6. – С. 38–40. 3. Асаенок А.В. Анализ эффективности алгоритмов многосеточного МКЭ в задачах теории упругости для конструкций с криволинейными тонкостенными элементами/А.В. Асаенок, Б.Ф. Зайцев// Восточно-Европейский журнал передовых технологий.-2006.-№ 2/3(20).-С.21-25. 4. Асаенок А.В. Трехмерное моделирование деформаций и вопросы прочности объемных элементов поворотлопастных гидротурбин / А.В. Асаёнок, Б.Ф. Зайцев // Вестник науки и техники.– 1997. № 1.– С. 10–18.

**ПРОЕКТИРОВАНИЕ ОСНАСТКИ УСТАНОВОК МИОМ С
ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ТЕХНОЛОГИЙ АВТОМАТИЗАЦИИ****Бондарь С.В.**, канд. техн. наук, **Васюков Д.В.** (г. Харьков, Украина)

The purpose of work is development the application for automation design of rigging of the MPS systems. The magnetoelasticity problem is considered by three-dimensional. The automation technologies were used modeling with finite-element complex ANSYS. Stress-strain state and magnetic field description were gotten for inductor.

В процессе проектирования детали необходимо использовать полный спектр инструментальных методов. Одним из наиболее эффективных подходов в проектировании является интеграция прикладных программ (встроенных моделуей, исполняемых процедур) в расчетный комплекс. Такое решение позволит использовать всю мощь комплекса и устранить некоторые его недостатки. Данный метод проектирования применим для широкого круга задач.

Областью исследований в работе является техника высоких магнитных полей. Техника получения больших импульсных токов и магнитных полей усиленно развивается в последние 50 лет в связи с расширением областей ее применения. Наибольший прогресс данной области внесла проблема управляемого термоядерного синтеза – использование магнитного поля для удержания сгустка плазмы. В значительной мере весь процесс зависит от достойного уровня технологического оборудования [1].

Теоретические и экспериментальные результаты, которые были получены учеными в этой области, позволили применить технологии получения мощных магнитных полей и технические решения в промышленности [2-5]. Открылась возможность применять большие давления, воздействующие на поверхность проводников при резком поверхностном эффекте, для пластической обработки металлов. Это воплотилось в установках МИОМ (магнитно-импульсной обработки металлов).

Источником мощного импульса в таких установках является индуктор. Одна из наиболее важных задач, с точки зрения механики, является его прочность [6]. Для анализа физических процессов необходимо решать связанную задачу, в которой учитываются действие сил различной природы (электромагнитная, механическая) [7-8].

В научной литературе есть публикации направленные на изучение явлений связанных с действием сил различной природы на тело. Разработаны численные подходы для решения проблем, возникающих при проектировании технологических процессов магнитно-импульсной обработки металлов [3]. Исследование технологии оборудования для использования импульсных магнитных полей [4]. Рассмотрено влияние концентраторов магнитного поля при использовании их в технологическом оборудовании [5,10,11].

Анализируя параметры работы установок МИОМ и опираясь на практически обоснования приведенные в [3] принимаем следующее: условие квазистатичности электромагнитных процессов $\omega l/c \ll 1$, где ω – рабочая частота установки, c – скорость света l – характерный геометрический размер индуктора; считаем, что $j = \sigma E$, где j – вектор плотности тока, σ – коэффициент электропроводности, E – вектор напряженности электрического поля; равенство нулю плотности поверхностных зарядов $\rho_e = 0$

Запишем основные соотношения теории магнитоупругости [7-9].

Уравнения Максвелла и соотношения электромагнитного поля:

$$\nabla \times H = j, \quad \nabla \cdot B = 0, \quad \frac{1}{\sigma_0 \mu_0} (\nabla \times B) (\nabla \times B) = 0, \quad \Delta \cdot B = 0, \quad (1)$$

Уравнение Пуассона для векторного магнитного потенциала:

$$B = \nabla \times A, \quad (2)$$

где A – вектор магнитного потенциала.

Найдя вектор магнитного потенциала A находим локальные характеристики вектора магнитной индукции и вектора напряженности магнитного поля, и интегральную характеристику – магнитостатической силы:

$$H = \mu^{-1} B, \quad F = \frac{1}{2} \oint (H(n \cdot B) + B(n \cdot H) - n(B \cdot H)) dS, \quad (3)$$

Далее запишем уравнения для напряжений и деформаций в виде:

$$\varepsilon = \frac{1}{2} (\nabla u + (\nabla u)^T), \quad \sigma = \lambda \varepsilon_V I + 2\mu \varepsilon, \quad (4)$$

где ε – тензор деформаций; u – вектор перемещений; σ – тензор напряжений; μ и λ – постоянные Ламе; $\varepsilon_V = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3$ – первый инвариант деформаций; I – единичный тензор.

Запишем уравнение в перемещениях:

$$\mu \Delta u + (\lambda + \mu) \nabla \cdot (\nabla \cdot u) + \frac{1}{\mu_0} (B) \times (\nabla \times B) = 0, \quad (5)$$

Дополним механическими и электромагнитными граничными условиями:

$$\sigma \cdot n = \sigma_a, \quad u = u_a, \quad B = B_c, \quad (6)$$

где σ_a – заданные напряжения на поверхности; u_a – заданные перемещения на поверхности; B_c – составляющая магнитного поля воздуха.

Рассмотрена 3-х мерная модель индуктора. На рисунке 1 показаны основные характеристики магнитного поля – напряженность и индуктивность. Полученные результаты демонстрируют влияние геометрии на характеристики электромагнитного поля.

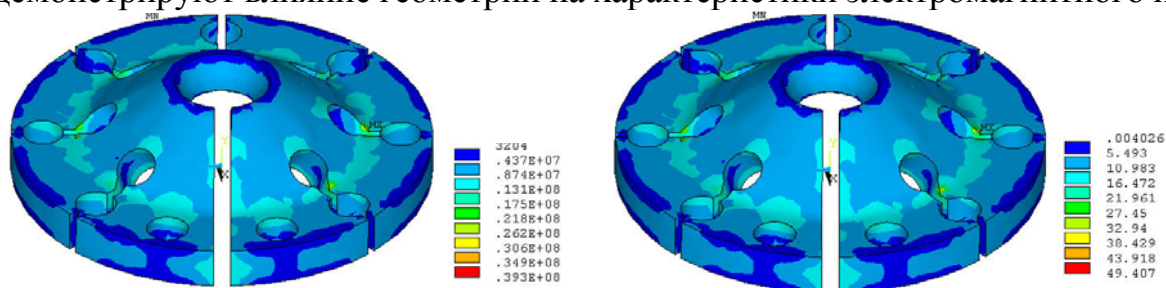


Рис.1. Напряженность и индуктивность магнитного поля.

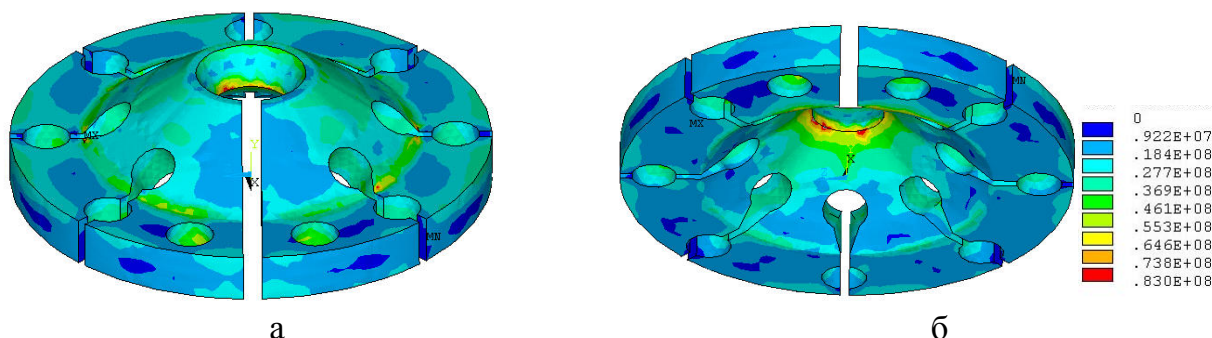


Рис 2 – Интенсивность напряжений: а – вид сверху; б – вид снизу.

На рис. 2 показано поле напряжений, возникающих в модели.

Применена схема использования прикладного программного обеспечения для автоматизации расчетов, которая демонстрирует пути решения актуальных задач проектирования, используя методы взаимодействия различных комплексов. Подходы программного интегрирования, предоставляют возможность автоматизировать следующие этапы проектирования для оснастки МИОМ: 3-х мерное моделирование; расчет методом конечных элементов. Это позволит исследовать широкий спектр конструкторских решений.

Проведено исследование НДС оснастки МИОМ в квазистатической постановке магнитоупругости и получены следующие результаты: поля напряжений и деформаций; поля напряженности и индукции магнитного поля; вектор узловых сил, действующих на индуктор со стороны магнитного поля.

Практическая значимость разработанного программного продукта – определение оптимальных параметров конструкции, которая должна отвечать условиям прочности при заданных граничных условиях (механических и электромагнитных), варьируя как геометрией, так и физическими параметрами.

Литература: 1. Дашук П.Н., Зайенц С.Л., Комельков В.С. и др. Техника больших импульсных токов. – Комельков В.С. (ред.) – М., Атомиздат. – 1970, 471 с. 2. Белый И.В., Фертик С.М., Хищенко Л.Т. Справочник по магнитно-импульсной обработке металлов. – Харьков, «Вища школа», – 1977, 168 с. 3. Lange K. Handbook of metal forming // McGraw-Hill.–1985, p27.32–27.39. 4. Livshitz Y., Gafri O. Technology and equipment for industrial use of pulse magnetic fields // IEEE International Pulsed Power Conference, vol.1. – 1999, p.475–478. 5. von Dietz H., Lippman H.-J., Schenk H. Theorie des Magneform // Verfahrens: Erreichbarer Druck, ETZ-A, 88(9), 1967, p.217-222. 6. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хищенко Л.Т. Импульсные магнитные поля для прогрессивных технологий. – Харьков, МОСТ-Торнадо. – 2003. – том 1, 283 с. 7. Подстригач Я.С., Бурак Я.И., Кондрат В.Ф. Магнитотермоупругость электропроводных тел. – Киев, «Наукова думка» – 1982, 290 с. 8. Новацкий В. Электромагнитные эффекты в твердых телах: Пер. с польск. – М.: Мир, – 1986, 160 с. 9. Амбарцумян С.А., Багдасарян Г.Е., Белубекян М.В. Магнитоупругость тонких оболочек и пластин. – М., Наука. – 1977, 272с. 10. Wilson M.N., Srivastava K.D. Design of efficient flux concentrators for pulsed high magnetic fields // Rev. of Sci. Instr. 36(8).– 1965, p.1096–1100. 11. von Dietz H., Lippman H.-J., Schenk H. Theorie des Magneform // Verfahrens: Abgestufter Feldkonzentrator, ETZ-A, 88(9), 1967, p.475-780.

УДК 539.3

КОЛЕБАНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ И ПОЛОГИХ ОБОЛОЧЕК

Кочуров Р.Е., Аврамов К.В., докт. техн. наук, **Бреславский И.Д.**
(г. Харьков, Украина)

The nonlinear vibrations of cylindrical shell are described by the Donnell equations.

The motions are represented by decomposition on four basic functions. Applying Bubnov-Galerkin procedure, the nonlinear system with four degree-of-freedom is derived. The multiple scales method is used to analyze this system. The decision of a task is represented on amplitude-frequency characteristics.

Оболочечные конструкции составляют обширный класс механических объектов, которые используются в машиностроении, ракетно-космической технике, строительстве. Поэтому не удивительно, что большое число исследований посвящено анализу нелинейных колебаний оболочечных конструкций. В работе [1, 2] рассмат-

риваются двух и трехмодовые модели нелинейных колебаний цилиндрических оболочек. Ф. Пеллиcano и М. Ама-били изучали параметрических колебаний цилиндрических оболочек, которые описываются моделями с конечным числом степеней свободы большой размерности [3]. В статье [4, 5] рассматриваются вынужденные колебания цилиндрической оболочки в случае внутреннего резонанса. В этих работах развиваются асимптотические методы для анализа колебаний оболочечных конструкций. В работе [6] изучаются параметрические колебания оболочки с массивным диском на конце.

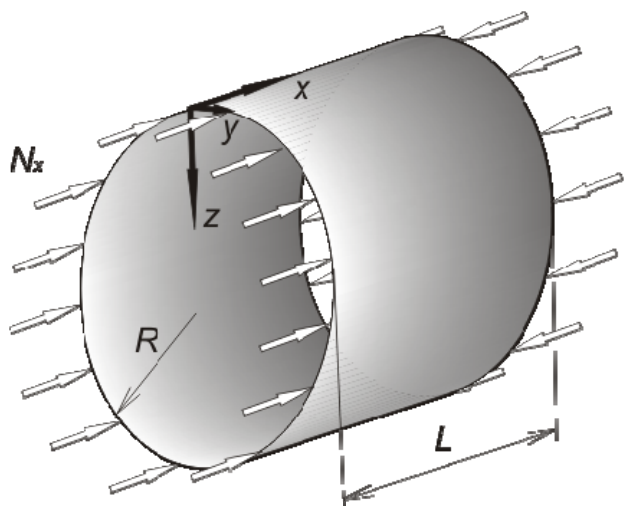


Рис. 1. Модель оболочки.

В данной статье рассматриваются нелинейные колебания шарнирно опертых оболочек под действием параметрических нагрузок.

Рассмотрим идеально цилиндрическую шарнирно опертую оболочку, сжатую вдоль образующей равномерно распределенной периодической силой $N_x(t) = N_0 + N_1 \cos 2vt$, $N_0, N_1 = \text{Const} > 0$ (рис. 1). Динамический прогиб оболочки w представим четырехчленным разложением

$$w = f_1 \cos sy \sin rx + f_2 \sin sy \sin rx + f_3 \sin qx + f_4 \sin gx,$$

где $s = n/R$; $r = m\pi/L$; $q = m_1\pi/L$; $g = m_2\pi/L$; n – число волн в окружном направлении; m, m_1, m_2 – число полуволн вдоль образующей. Обобщенные координаты f_1, f_2 описывают бегущую волну вдоль окружной координаты оболочки.

Колебания оболочки опишем уравнениями Донелла-Муштари-Власова [1]:

$$D\nabla^4 w + \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = q + \frac{1}{R} \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} + \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 F}{R^2 \partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 w}{R \partial x \partial y} \frac{\partial^2 F}{R \partial x \partial y} + \frac{\partial^2 w}{R^2 \partial y} \frac{\partial^2 F}{\partial x} \right);$$

$$\frac{1}{Eh} \nabla^4 F = -\frac{1}{R} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \left[\left(\frac{\partial^2 w}{R \partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{R^2 \partial y^2} \right]. \quad (1)$$

После определения функции напряжений (из условия непрерывности по окружной координате поля перемещений v) к первому уравнению системы (1) применяется метод Бубнова-Галеркина.

В результате задача о параметрических колебаниях оболочки сводится к анализу системы четырех обыкновенных нелинейных дифференциальных уравнений с периодическими коэффициентами:

$$\begin{aligned} \ddot{f}_1 + \omega_1^2 f_1 + \varepsilon [\mu_1 \dot{f}_1 + \chi_1 f_1 N_1 \cos 2vt + F_{nl}(f_i f_j, f_i f_j f_k)] &= 0, \\ \ddot{f}_2 + \omega_2^2 f_2 + \varepsilon [\mu_2 \dot{f}_2 + \chi_2 f_2 N_1 \cos 2vt + F_{nl}(f_i f_j, f_i f_j f_k)] &= 0, \\ \ddot{f}_3 + \omega_3^2 f_3 + \varepsilon [\chi_3 f_3 N_1 \cos 2vt + F_{nl}(f_i f_j, f_i f_j f_k)] &= 0, \\ \ddot{f}_4 + \omega_4^2 f_4 + \varepsilon [\chi_4 f_4 N_1 \cos 2vt + F_{nl}(f_i f_j, f_i f_j f_k)] &= 0, \quad i, j, k = 1..4, \end{aligned} \quad (2)$$

где ε – малый параметр.

В дальнейшем рассмотрим колебания в области основного параметрического резонанса, который описывается следующим соотношением:

$$2\nu = 2\omega_1 + \varepsilon\delta,$$

где δ – параметр расстройки.

Для исследования колебаний системы (2) воспользуемся методом многих масштабов [7]. В результате получим следующую систему модуляционных уравнений:

$$\begin{aligned} \dot{a}_1 \omega_1 + \frac{1}{2} \mu_1 \omega_1 a_1 + \frac{1}{8} \beta_{122}^1 a_1 a_2^2 \sin(\varphi - \psi) + \frac{1}{2} \chi_1 N_1 a_1 \sin \varphi &= 0, \\ -\dot{\varphi} \omega_1 a_1 - \delta \omega_1 a_1 + \frac{3}{4} \beta_{111}^1 a_1^3 + \frac{1}{2} \beta_{122}^1 a_1 a_2^2 + \frac{1}{2} \beta_{133}^1 a_1 a_3^2 + \frac{1}{2} \beta_{144}^1 a_1 a_4^2 + \\ + \frac{1}{4} \beta_{122}^1 a_1 a_2^2 \cos(\varphi - \psi) + \chi_1 N_1 a_1 \cos \varphi &= 0, \\ \dot{a}_2 \omega_2 + \frac{1}{2} \mu_2 \omega_2 a_2 - \frac{1}{8} \beta_{211}^2 a_2 a_1^2 \sin(\varphi - \psi) + \frac{1}{2} \chi_2 N_1 a_2 \sin \psi &= 0, \\ -\dot{\psi} \omega_2 a_2 - \delta \omega_2 a_2 + \frac{3}{4} \beta_{222}^2 a_2^3 + \frac{1}{2} \beta_{211}^2 a_2 a_1^2 + \frac{1}{2} \beta_{233}^2 a_2 a_3^2 + \frac{1}{2} \beta_{244}^2 a_2 a_4^2 + \\ + \frac{1}{4} \beta_{211}^2 a_2 a_1^2 \cos(\varphi - \psi) + \chi_2 N_1 a_2 \cos \psi &= 0, \\ \dot{a}_3 \omega_3 = 0, \quad -\dot{\alpha}_3 \omega_3 a_3 + \frac{1}{4} \beta_{311}^3 a_1^2 a_3 + \frac{1}{4} \beta_{322}^3 a_2^2 a_3 &= 0, \\ \dot{a}_4 \omega_4 = 0, \quad -\dot{\alpha}_4 \omega_4 a_4 + \frac{1}{4} \beta_{411}^4 a_1^2 a_4 + \frac{1}{4} \beta_{422}^4 a_2^2 a_4 &= 0, \end{aligned} \quad (3)$$

Теперь из анализа неподвижных точек системы (3) построим амплитудно-частотную характеристику колебаний оболочки. Численный анализ колебаний системы проводился со следующими значениями параметров оболочки [8]: $h = 0.002\text{ м}$, $L = 0.4\text{ м}$, $R = 0.2\text{ м}$, $E = 2.1 \times 10^{11} \text{ Н / м}^2$, $\nu = 0.3$, $\rho = 7850 \text{ кг / м}^3$, $n = 5$, $m = 1$, $m_1 = 3$, $m_2 = 5$, $\varepsilon = 0.01$, $\mu_1 = \mu_2 = 0.0001$, $\omega_0 = 1062,5$; $N_1 = 0.4 N_{cr}$, $N_{cr} = 2.54 \times 10^6 \text{ Н / м}$.

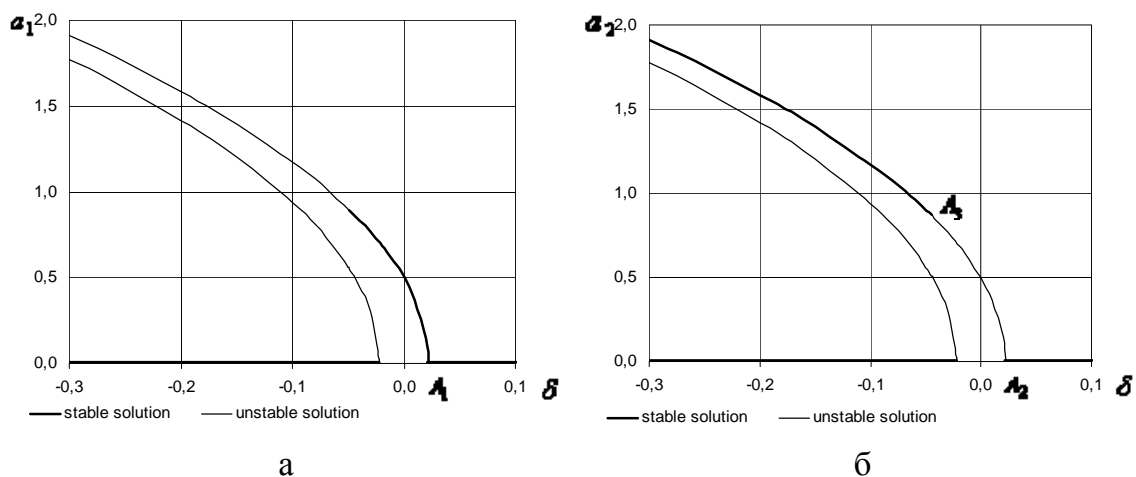


Рис. 2. Зависимость амплитуды колебаний от параметра расстройки δ .

На рис. 2. показана зависимость амплитуды колебаний от параметра расстройки δ , а также результаты анализа устойчивости, где устойчивые по Ляпунову колебания показаны толстой линией, а неустойчивые – тонкой.

Для исследования поведения оболочки при смене устойчивости нелинейных колебаний проводилось прямое численное интегрирование системы модуляционных уравнений (3). Результаты расчетов представлены на рис.3., где параметр $\delta = -0.04$ для а, б; $\delta = -0.1$ для в, г. Из этих результатов следует, что при потере устойчивости колебаний происходит притяжение всех траекторий к нулевому состоянию равновесия.

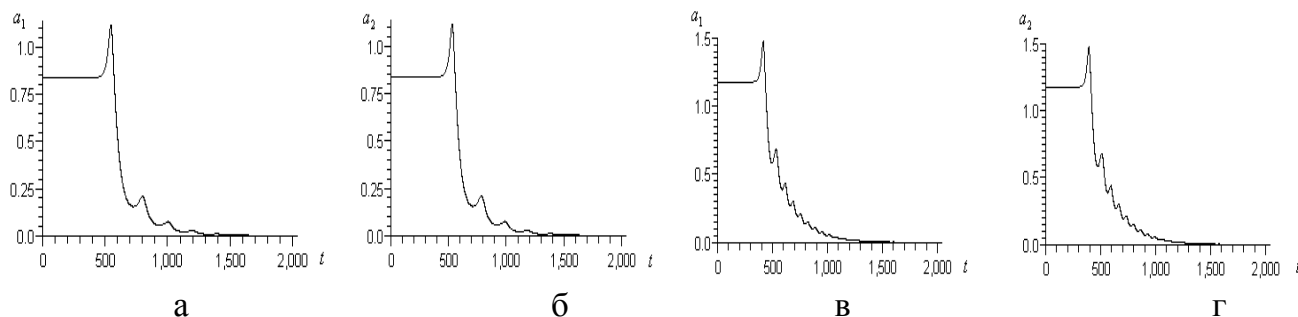


Рис. 3. Поведение оболочки при смене устойчивости.

Выводы. В работе получена модель с четырьмя степенями свободы, описывающая параметрические колебания цилиндрической оболочки. Амплитудно-частотные характеристики колебаний цилиндрических оболочек в области основного параметрического резонанса являются мягкими. При потере устойчивости параметрических колебаний цилиндрических оболочек в модуляционных уравнениях наблюдается бифуркация типа “вилы”.

Литература: 1. Кубенко В.Д., Ковальчук П.С., Подчасов Н.П. Нелинейные колебания цилиндрических оболочек. Киев: Выща школа, 1989 – 207с. 2. Кубенко В.Д., Подчасов П.С., Краснопольская Т.С. Нелинейное взаимодействие форм изгибных колебаний цилиндрических оболочек. Киев: Наукова думка, 1984 – 218с. 3. Pellicano F., Amabili M. Stability and vibration of empty and fluid-filled circular cylindrical shells under static and periodic axial loads// International Journal of Solid and Structures 40, 2003, p.3229-3251. 4. Avramov K.V., Mikhlin Yu.V. Kurilov G. Asymptotic analysis of nonlinear dynamics of simply supported cylindrical shells. Nonlinear Dynamics 47, 2007, p.331-352. 5. Аврамов К.В. Нелинейные вынужденные колебания цилиндрической оболочки при двух внутренних резонансах. Прикладная механика, том. 42, №2, 2006, с.51-59. 6. Аврамов К.В., Пелликано Ф. Динамическая неустойчивость цилиндрической оболочки с диском на конце. Доповіди НАН України, №5, 2006, с.41-46. 8. Найфе А.Х. Методы возмущений. – М.: Мир, 1976. – 456с. 7. Goncalves P.B., Del Prado Z.J.G.N. Nonlinear Oscillations and Stability of Parametrically Excited Cylindrical Shells// Meccanica 36, 2002, p.105-116.

УДК 621.923

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ КРУГЛОМ НАРУЖНОМ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИЗДЕЛИЙ

Бережной Р.А. (г. Харьков, Украина)

In work results of experimental researches of parameters of a roughness of processing are resulted at round external grinding products from firm alloys by diamond circles on metal connections with plainly topmost and sharply topmost grains and ways of reduction of a roughness of processing are proved.

Алмазное шлифование твердосплавных изделий является эффективным направлением повышения качества и производительности обработки, создания конкурентоспособной машиностроительной продукции. В особой мере это относится к шлифованию алмазными кругами на металлических связках, работающими в режиме непрерывной или периодической электроэрозионной правки [1, 2, 3]. Возбуждение электрических разрядов в зоне резания от специального источника технологического тока позволяет осуществить качественную правку алмазного круга: вывести биение и вскрыть его алмазоносный слой, обеспечивая значительное выступание алмазных зерен над уровнем связки круга. Заправленный таким способом алмазный круг обладает высокой режущей способностью, позволяет производить высокопроизводительный съем обрабатываемого твердого сплава. Однако, шлифование данным алмазным кругом приводит к достаточно высокой шероховатости поверхности. Например, установлено, что при круглом наружном шлифовании алмазным кругом 1А1 300х20х5 АС6 100/80 М1-01 4 осевых многолезвийных режущих инструментов из твердого сплава ВК8 параметр шероховатости R_a находился на уровне 1,5...2,0 мкм.

В работах [4, 5] показано, что для уменьшения параметра шероховатости R_a эффективно использовать (после электроэрозионной правки) механическую правку алмазного круга алмазным карандашом. Она может осуществляться путем шлифования алмазным кругом алмазного карандаша, что приводит к образованию плосковершинных зерен. Параметр шероховатости R_a (при шлифовании данным кругом твердого сплава) уменьшается до значений 0,1...0,2 мкм. При этом алмазный круг длительное время (до 45 минут работы) обладает достаточно высокой режущей способностью.

Данная технология алмазного шлифования была применена для обработки твердосплавных инструментов (фрез, разверток, зенкеров и т.д.).

Целью работы является проведение экспериментальных исследований параметров шероховатости обработки при круглом наружном шлифовании твердосплавных изделий алмазными кругами на

металлических связках с плосковершинными и островершинными зернами и обоснование путей уменьшения шероховатости обработки

Экспериментальные исследования параметров шероховатости обработки выполнялись при круглом наружном продольном шлифовании твердосплавного изделия алмазным кругом на металлической связке 1А1 300х20х5 АС6 100/80 М1-01 4 с режимом шлифования: $V_{кр}=30$ м/с; $S_{прод}=2$ м/мин; $t=0,02$ мм. Методика проведения экспериментальных исследований состояла в следующем. После установки алмазного круга на круглошлифовальный станок, он подвергался электроэрозионной правке с

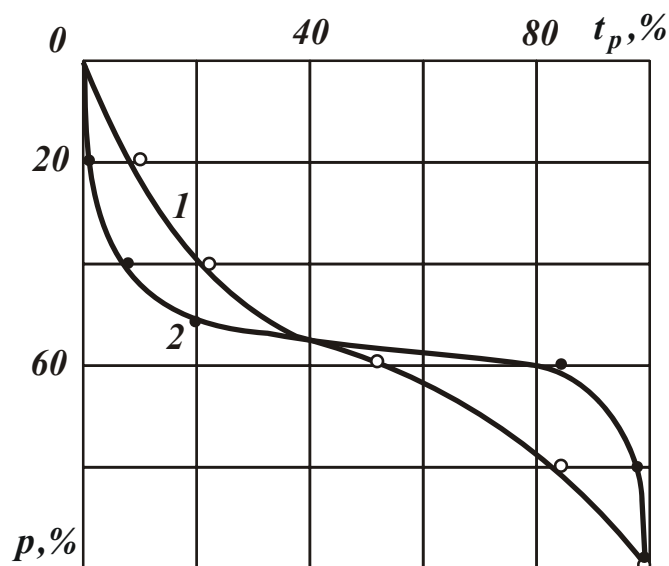


Рис. 1. Характер изменения относительной опорной длины профиля поверхности t_p после шлифования алмазным кругом на металлической связке с островершинными (кривая 1) и плосковершинными (кривая 2) зернами.

целью устранения биения и вскрытия алмазоносного слоя. Для этого круглошлифовальный станок был модернизирован под электроэрозионную правку.

Вновьзаправленным кругом (с островершинными зернами) производилось шлифование цилиндрического изделия, состоящего из 4-х пластин из твердого сплава ВК8, крепящихся на специальной оправке. Затем путем шлифования алмазного карандаша, устанавливаемого в специальное приспособление на станке, производилось образование плосковершинных зерен на алмазном круге на металлической связке, т.е. производилась своего рода механическая правка алмазного круга. Данным кругом также шлифовалось цилиндрическое изделие, состоящее из 4-х пластин из твердого сплава ВК8. Результаты экспериментальных исследований относительной опорной длины профиля поверхности t_p и параметров шероховатости R_a , R_{max} , R_{max}/R_a после шлифования алмазными кругами с островершинными зернами и

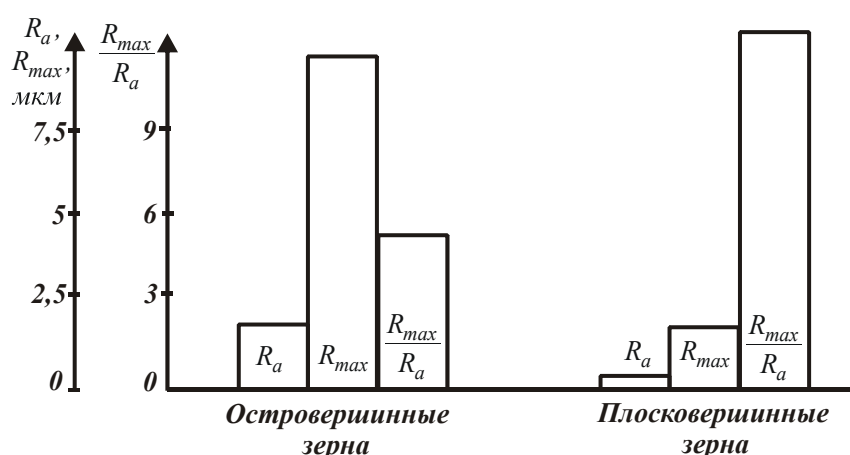


Рис. 2. Значения параметров R_a , R_{max} , R_{max}/R_a после шлифования алмазным кругом на металлической связке с островершинными и плосковершинными зернами.

плосковершинными зернами, приведены на рис. 1 и рис. 2. Координата p (в %) на рис. 1 определяется отношением текущей высоты профиля поверхности к максимальной высоте микронеровностей профиля R_{max} .

Как следует из рисунков, шлифование алмазным кругом на металлической связке с плосковершинными зернами приводит к существенному уменьшению параметров шероховатости

R_a , R_{max} по сравнению с шлифованием алмазным кругом на металлической связке с островершинными зернами. При этом отношение параметров шероховатости R_{max}/R_a увеличивается, что связано с особенностью формы относительной опорной длины профиля поверхности t_p , рис. 1. Аналогичная форма относительной опорной длины профиля поверхности t_p была экспериментально установлена Шкурупием В.Г. [6] при абразивном полировании алмазной пастой зернистостью АСМ 2/1, рис. 3. Такая форма t_p обусловлена тем, что обработка производится практически одновысотно выступающими зернами. Примерно такой же случай имеет место при шлифовании алмазным кругом с плосковершинными зернами.

Схема образования относительной опорной длины профиля поверхности t_p хорошо согласуется с результатами теоретических исследований относительной полноты профиля круга $\varepsilon(y)$, приведенной в работе Новикова Ф.В. [7], рис. 4. На рисунке заштрихованным показан оставшийся после шлифования в виде микронеровностей обрабатываемый материал.

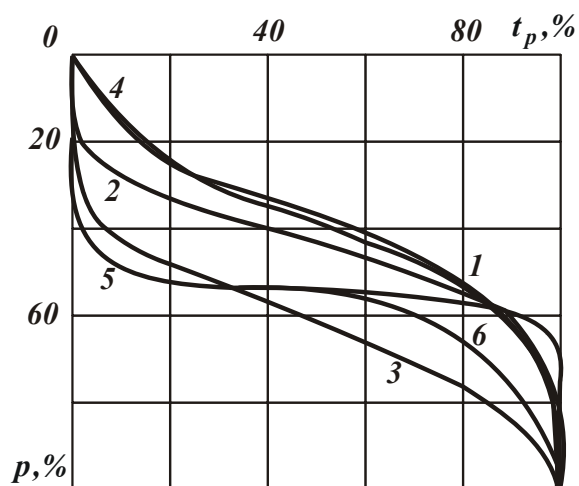


Рис. 3. Характер изменения относительной опорной длины профиля поверхности t_p после различных методов обработки: 1 – прокат (исходное состояние); 2 – гидроабразивная обработка; 3 – точение; 4 – фрезерование; 5 – абразивное полирование; 6 – алмазное точение.

При шлифовании кругом с островершинными зернами (кривая 1) функция $\varepsilon(y)$ принимает форму, аналогичную форме функции t_p , показанной на рис. 1 (кривая 1). При шлифовании кругом с плосковершинными зернами, образованными в результате износа (кривая 2), функция $\varepsilon(y)$ принимает форму, аналогичную форме функции t_p (кривая 2).

Таким образом, приведенные экспериментальные результаты дополняют данные, полученные ранее в работах [4, 5], в плане того, что кроме уменьшения параметров шероховатости поверхности R_a , R_{max} шлифование алмазным кругом с плосковершинными зернами увеличивает отношение R_{max}/R_a и приводит к существенному изменению формы опорной длины профиля поверхности t_p .

Таким образом, в работе проведены экспериментальные исследования шероховатости поверхности твердосплавного изделия после его шлифования алмазным кругом на металлической связке с плосковершинными зернами и доказана возможность существенного уменьшения параметров шероховатости R_a , R_{max} , увеличения отношения параметров R_{max}/R_a до значения 12 и изменения формы относительной опорной длины профиля. Показано, что форма относительной опорной длины профиля соответствует форме, полученной Шкурупием В.Г. при полировании алмазной пастой зернистостью АСМ 2/1.

Технология шлифования алмазным кругом на металлической связке с плосковершинными зернами была применена для обработки твердосплавных осевых многолезвийных режущих инструментов (фрез, разверток, зенкеров и т.д.). В результате установлено, что режущие поверхности твердосплавных инструментов после их алмазного шлифования имеют меньшую шероховатость поверхности, чем после традиционно применяемого абразивного шлифования. Это гарантированно обеспечивает выполнение требований по шероховатости обработки, что было невыполнимо на операциях шлифования обычными абразивными кругами.

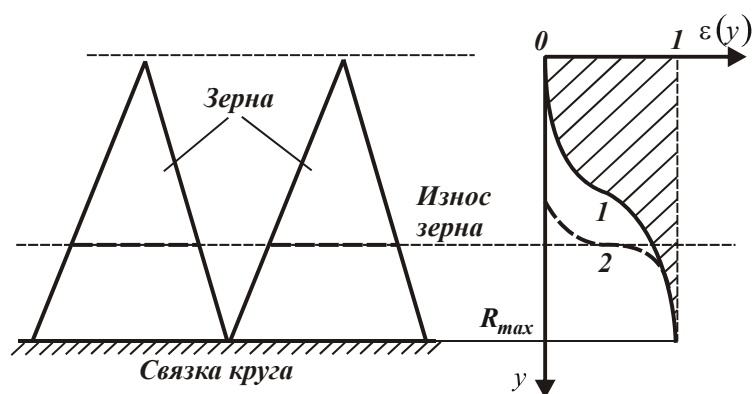


Рис. 4. Расчетная схема формирования относительной полноты профиля круга $\varepsilon(y)$ при шлифовании алмазным кругом на металлической связке с островершинными (кривая 1) и плосковершинными (кривая 2) зернами.

Улучшение качества обрабатываемых поверхностей твердосплавных инструментов проявилось в повышении их режущей способности и стойкости на операциях предварительной механической обработки деталей приводов шахтных конвейеров в условиях основного производства ОАО Харьковский машиностроительный завод “Свет шахтера”. Это позволило повысить качество, точность и производительность обработки, до 20% уменьшить припуски, оставляемые под операции окончательного абразивного шлифования.

Литература: 1. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / Харьк. гос. техн. ун-т. – Харьков, 1995. – 56 с. 2. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями: Дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08. – Харьков, 1989. – 210 с. 3. Захаренко И.П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. – К.: Наук. думка, 1981. – 300 с. 4. Дитиненко С.А. Повышение эффективности технологии финишной обработки цилиндрических поверхностей твердосплавных изделий: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08 / Нац. техн. ун-т “ХПИ”, Харьков, 2005. – 20 с. 5. Новиков Ф.В., Дитиненко С.А., Ковальчук А.Н. Финишная обработка твердосплавных изделий алмазными кругами на металлических связках // Физические и компьютерные технологии. – Труды 11-й Международной научно-технической конференции, 2–3 июня 2005г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2005. – С. 8-10. 6. Шкурупий В.Г. Повышение эффективности технологии финишной обработки светоотражательных поверхностей деталей из тонкого листа и лент: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08 / Одесский нац. политехн. ун-т, Одесса, 2006. – 21 с. 7. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / Одес. гос. политехн. ун-т, Одесса, 1995. – 36 с.

УДК 621.923

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УМЕНЬШЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЖУЩИХ ПЛАСТИН

Кленов О.С. (г. Харьков, Украина)

In work results of theoretical researches of temperature are resulted at grinding cutting plates from firm alloys and conditions of its reduction are proved.

При шлифовании твердосплавных режущих пластин на обрабатываемых поверхностях часто появляются различного рода температурные дефекты (микротрещины, прижоги и т.д.), которые приводят к браку пластин или снижению их работоспособности при резании. В настоящее время накоплен определенный опыт бездефектной обработки таких пластин [1, 2]. Вместе с тем, добиться стабильного обеспечения качества обработки пластин не удастся, что требует изыскания новых технологических возможностей высококачественного шлифования. В связи с этим целью работы является определение путей уменьшения температуры шлифования как основного фактора, снижающего качество обработки твердосплавных режущих пластин.

Для решения поставленной задачи воспользуемся аналитическими зависимостями для определения температуры шлифования, приведенными в работах [3, 4]:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \quad (1)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³; z – относительная величина температуры, изменяется в пределах 0...1 и определяется из уравнения:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot l_1 \cdot V_{рез} = -\ln(1-z) - z, \quad (2)$$

λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; l_1 – величина снимаемого припуска, м (рис. 1); $V_{рез}$ – скорость прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга (вращающегося со скоростью $V_{кр}$), м/с.

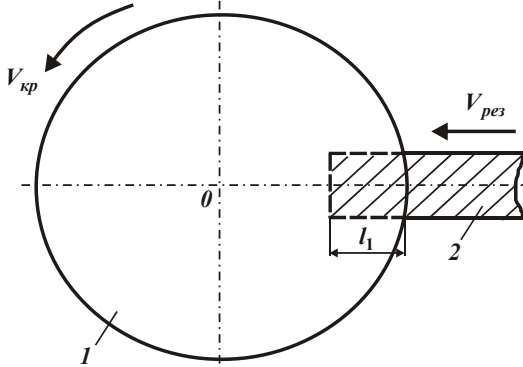


Рис. 1. Расчетная схема процесса шлифования прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга: 1 – шлифовальный круг; 2 – образец.

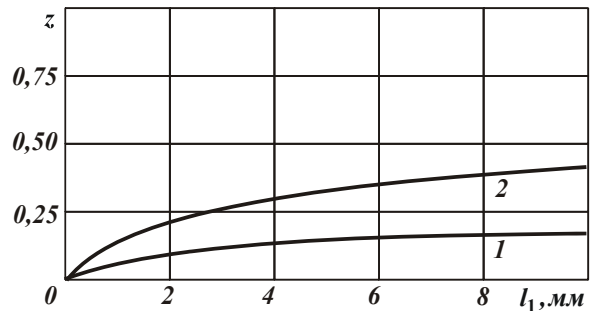


Рис. 2. Зависимость относительной величины температуры z от величины снимаемого припуска l_1 при шлифовании твердого сплава ВК8: 1 – $V_{рез} = 2$ мм/мин; 2 – $V_{рез} = 10$ мм/мин.

Относительная величина температуры z по физической сути определяет долю тепла, уходящего в образующиеся стружки при шлифовании. Очевидно, при $z \rightarrow 0$ фактически все образующееся при резании тепло уходит в обрабатываемую деталь, а при $z \rightarrow 1$, наоборот, все тепло уходит в образующиеся стружки.

На рис. 2 приведены расчетные значения относительной величины температуры z в зависимости от величины l_1 для разных значений $V_{рез}$ при шлифовании твердого сплава ВК8 ($c = 175,9$ Дж/кг·К; $\rho = 15 \cdot 10^3$ кг/м³; $\lambda = 50$ Вт/м·К; коэффициент температуропроводности $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 18,9 \cdot 10^{-6}$ м²/с). Как видно, величина z принимает

относительно небольшие значения, которые меньше единицы. Это свидетельствует о том, что основная часть выделяющегося тепла уходит в обрабатываемую деталь, в образующиеся стружки уходит значительно меньше тепла. Чем больше параметры l_1 и $V_{рез}$, тем больше относительная величина температуры z и соответственно больше доля тепла, уходящего в образующиеся стружки.

Для сравнения на рис. 3 приведены расчетные значения относительной величины температуры z при шлифовании стали ШХ15 (коэффициент температуропроводности $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с). Как видно, при шлифовании стали значения z

больше, чем при шлифовании твердого сплава. Это связано с меньшим коэффициентом температуропроводности a у стали ШХ15.

Увеличение z , исходя из зависимости (1), ведет к увеличению температуры шлифования θ , которая достигает наибольшего значения на границе раздела снимаемого припуска и поверхностного слоя обработанной детали. В связи с этим температура шлифования θ является одинаковой для образующейся поверхности стружки

и обработанной поверхности детали. На рис. 4 приведены рассчитанные по зависимости (1) значения температуры θ при шлифовании твердого сплава ВК8 с учетом значений z , приведенных на рис. 2. Условное напряжение резания σ определено по известной зависимости [5]: $\sigma = 2 \cdot \sigma_{сжс} / K_{рез}$, где $\sigma_{сжс}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²; $K_{рез}$ – коэффициент резания, равный отношению тангенциальной и радиальной составляющих силы резания. В расчетах принято: $\sigma_{сжс} = 4 \cdot 10^9$ Н/м²; $K_{рез} = 0,3$.

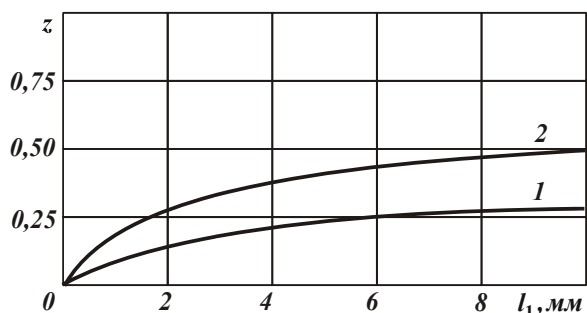


Рис. 3. Зависимость относительной величины температуры z от величины снимаемого припуска l_1 при шлифовании стали ШХ15: 1 – $V_{рез} = 2$ мм/мин; 2 – $V_{рез} = 10$ мм/мин.

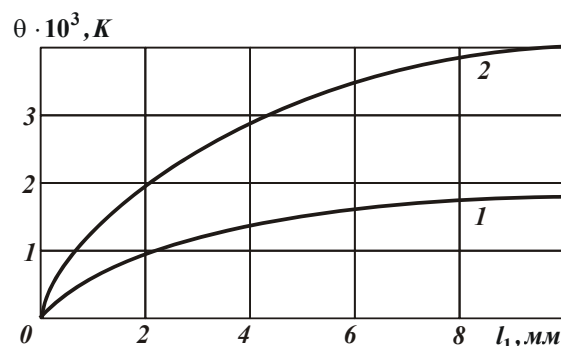


Рис. 4. Зависимость температуры θ от величины снимаемого припуска l_1 при шлифовании твердого сплава ВК8: 1 – $V_{рез} = 2$ мм/мин; 2 – $V_{рез} = 10$ мм/мин.

Из рис. 4 следует, что при $V_{рез} = 2$ мм/мин с увеличением величины l_1 температура шлифования θ увеличивается, достигая при $l_1 = 10$ мм значения 1500°C , при котором может быть исключено образование температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. При $V_{рез} = 10$ мм/мин температура шлифования θ принимает значительно большие значения, при которых гарантированно на обрабатываемых поверхностях будут образовываться температурные дефекты. Чтобы их исключить, естественно необходимо уменьшить температуру шлифования θ . Это может быть достигнуто за счет периодического прерывания процесса шлифования с целью создания условий для остывания обрабатываемой детали. Прерывание процесса шлифования во времени можно обеспечить путем отвода на определенное время круга от детали или же совершая перемещение детали по касательной к рабочей поверхности круга, т.е. обеспечивая продольную или круговую подачи. Данное условие реализовано, по сути, во всех существующих на практике схемах шлифования (круглое наружное, внутреннее и плоское шлифование).

Важным условием снижения температуры шлифования за счет периодического прерывания процесса следует рассматривать применение шлифовальных кругов с прерывистой рабочей поверхностью [5]. Периодический контакт круга с обрабатываемой поверхностью позволяет до 50% уменьшить температуру шлифования и тем самым повысить качество обработки.

Прерывание во времени процесса шлифования является важным, но не единственным путем уменьшения температуры шлифования. Исходя из зависимости (1), основным параметром, влияющим на температуру θ , является условное напряжение резания σ . Чем оно меньше, тем меньше температура. По физической сути условное

напряжение резания σ соответствует энергоемкости обработки, определяющей количество энергии, затрачиваемой на сьем единицы объема материала. Как известно, при шлифовании энергия расходуется на осуществление процесса резания зернами круга, а также на преодоление силы трения связки круга с обрабатываемым материалом. При этом энергия, затрачиваемая на преодоление силы трения связки круга с обрабатываемым материалом, превосходит энергию, затрачиваемую на осуществление процесса резания. Исходя из этого, условное напряжение резания σ будет в большей мере обусловлено процессом трения связки круга с обрабатываемым материалом, чем процессом резания. Следовательно, появляется возможность уменьшения условного напряжения резания σ за счет снижения интенсивности трения в зоне шлифования, применяя для этого эффективные технологические среды и методы правки круга, оптимальные режимы шлифования и характеристики круга.

Анализируя рис. 4, можно сделать вывод, что для данных значений σ и $V_{рез}$ схема шлифования, показанная на рис. 1, при условии $l_1 \leq 1$ мм обеспечивает небольшие температуры θ . Поэтому данную схему следует использовать на практике, например, при шлифовании твердосплавных пластин торцом круга с непрерывной радиальной подачей $V_{рез}$.

Оценим, насколько эффективна данная схема шлифования по сравнению с традиционно применяемой схемой плоского шлифования периферией круга, которая по сути обеспечивает прерывание процесса шлифования по схеме, показанной на рис. 1. Для этого рассмотрим схему плоского шлифования, показанную на рис. 5 [4]. В данной

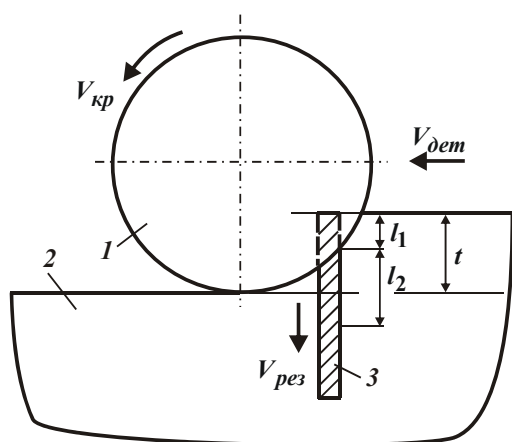


Рис. 5. Расчетная схема плоского шлифования: 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемая деталь; 3 – адиабатический стержень.

схеме снимаемый припуск представлен пакетом адиабатических стержней, которые перерезаются шлифовальным кругом со скоростью $V_{рез}$.

Предположим, что скорость $V_{рез}$ и величина снимаемого припуска l_1 для схем шлифования, показанных на рис. 1 и рис. 5, одинаковы. Это будет соответствовать одинаковой температуре шлифования θ , определяемой по зависимости (1). Во втором случае $l_1 = t$, а скорость $V_{рез}$ определяется зависимостью:

$$V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}, \quad (3)$$

где t – глубина шлифования, м; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; $D_{кр}$ – диаметр круга, м.

Определим основное время съема припуска величиной $l_1 = t$ с твердосплавной пластинки длиной L и шириной B при ее шлифовании по двум вышерассмотренным схемам. При шлифовании по первой схеме (рис. 1), т.е. при шлифовании с непрерывной радиальной подачей $V_{рез}$, основное время обработки τ_1 равно

$$\tau_1 = \frac{t}{V_{рез}}. \quad (4)$$

При шлифовании по второй схеме (рис. 5) основное время обработки τ_2 опре-

делится следующим образом:

$$\tau_2 = \frac{L}{V_{дет}} = \frac{L}{V_{рез}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \quad (5)$$

Разделим и умножим зависимость (5) на глубину шлифования t :

$$\tau_2 = \frac{t}{V_{рез}} \cdot \frac{L}{\sqrt{t \cdot D_{кр}}} = \tau_1 \cdot \alpha, \quad (6)$$

где $\alpha = \frac{L}{\sqrt{t \cdot D_{кр}}}$.

Как видно, при $\alpha > 1$ справедливо соотношение $\tau_2/\tau_1 > 1$, что свидетельствует о возможности уменьшения основного времени обработки при шлифовании по первой схеме. При $\alpha < 1$, наоборот, эффективно шлифовать пластинку по второй схеме.

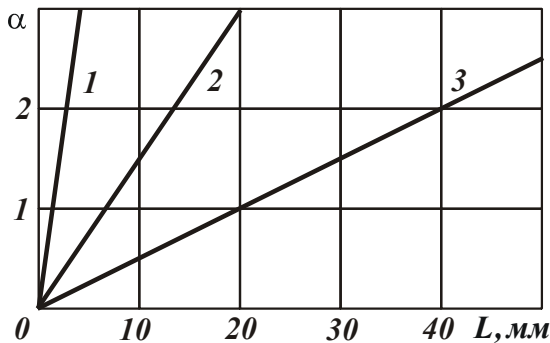


Рис. 6. Зависимость безразмерной величины α от длины пластинки L : 1 – $t=0,01$ мм; 2 – $t=0,1$ мм; 3 – $t=1$ мм.

На рис. 6 приведены расчетные значения безразмерной величины α в зависимости от длины пластинки L для разных глубин шлифования t . Диапазон $\alpha < 1$ соответствует условиям шлифования по второй схеме, а диапазон $\alpha > 1$ – условиям шлифования по первой схеме. Очевидно, применять вторую схему эффективно при шлифовании пластинок небольшой длины ($L < 20$ мм). С увеличением длины пластинки целесообразно использовать первую схему. Это позволит уменьшить основное время обработки при

одинаковой температуре шлифования, а следовательно, при одинаковом качестве обработки, обусловленном температурным фактором.

Необходимо отметить, что установленные закономерности будут справедливы в том случае, если условное напряжение резания σ одинаково для двух схем шлифования. Однако, очевидно, при шлифовании по первой схеме, когда больше площадь контакта круга с обрабатываемым материалом, интенсивность трения в зоне шлифования будет больше. Следовательно, будет больше и условное напряжение резания σ , а это приведет к большей температуре шлифования θ . Поэтому эффективность применения первой схемы при шлифовании твердосплавных пластинок в конечном итоге будет зависеть от величины условного напряжения резания σ .

Литература: 1. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с. 2. Захаренко И.П. Алмазные инструменты и процессы обработки. – К.: Техніка, 1980. – 212 с. 3. Новиков Ф.В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2007. – Вип. 61. – С. 23-33. 4. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 8-20. 5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. “Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.

КОМПЬЮТЕРНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ КОНЕЧНОЭЛЕМЕНТНОГО АНАЛИЗА СТАЦИОНАРНЫХ МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ В ТРЕХМЕРНОЙ ПОСТАНОВКЕ

Шульженко Н.Г., докт.техн.наук, **Пантелят М.Г.**, канд. физ.-мат.наук,
Руденко Е.К., канд.техн.наук., **Сафонов А.Н.**

(г. Харьков, Украина)

Description of the computer code for the finite element analysis of 3D stationary magnetic fields in electrical engineering devices is presented. Results of solution of a number of test problems are presented and analyzed.

Компьютерное моделирование электромагнитного поля вращающихся электрических машин, трансформаторов, электрических аппаратов, индукционных нагревателей и электротехнических устройств других видов находит все более широкое применение при их проектировании. Современное электротехническое оборудование представляет собой сложные пространственные конструкции с существенно трехмерным распределением электромагнитного поля, исследование которого имеет значительный научный и практический интерес.

В данной работе описывается разработанный авторами комплекс программ для компьютерного моделирования распределения стационарного трехмерного магнитного поля в электрических машинах и электротехнических устройствах различного назначения.

При создании программного обеспечения реализована постановка задачи конечноэлементного анализа трехмерных электромагнитных полей, предложенная авторами. Приводятся и анализируются результаты комплексного тестирования разработанного программного продукта. Математическое описание электромагнитных процессов в общем случае представляет собой систему уравнений Максвелла в дифференциальной форме без учета токов смещения [1], дополненную материальными уравнениями, определяющими электрофизические свойства материалов [1]. В рассматриваемом пакете программ реализована постановка, в соответствии с которой уравнения стационарного магнитного поля решаются в терминах векторного магнитного потенциала A и приобретают вид [1]

$$\nabla \frac{1}{\mu} \nabla A + J_S = 0, \quad (1)$$

где J_S – заданные в одной или нескольких подобластях расчетной области токи в виде вектора плотности тока стороннего источника J_S (например, токи в статоре турбогенератора).

В настоящее время в разработанном программном обеспечении реализовано решение линейной задачи расчета стационарного магнитного поля, т.е. зависимость магнитной проницаемости μ от напряженности магнитного поля H не учитывается [2].

Программа разработана для расчета конструкций сложной геометрии в декартовой, цилиндрической, тороидальной и сферической системах координат. Геометрическая область рассматриваемой задачи делится на ряд подобластей путём разбиения в направлениях x , y , z . Задаётся топологический массив подобластей, то есть матрица целых чисел, которая выписывается по слоям. Каждое число соответствует

номеру подобласти, для которой предусмотрены определенные электрофизические и магнитные свойства материалов, граничные условия и наличие или отсутствие источников тока. Для разбиения подобластей на конечные элементы предусмотрена вторичная дискретизация, позволяющая разбить подобласть как равномерно, так и со сгущением в любом направлении.

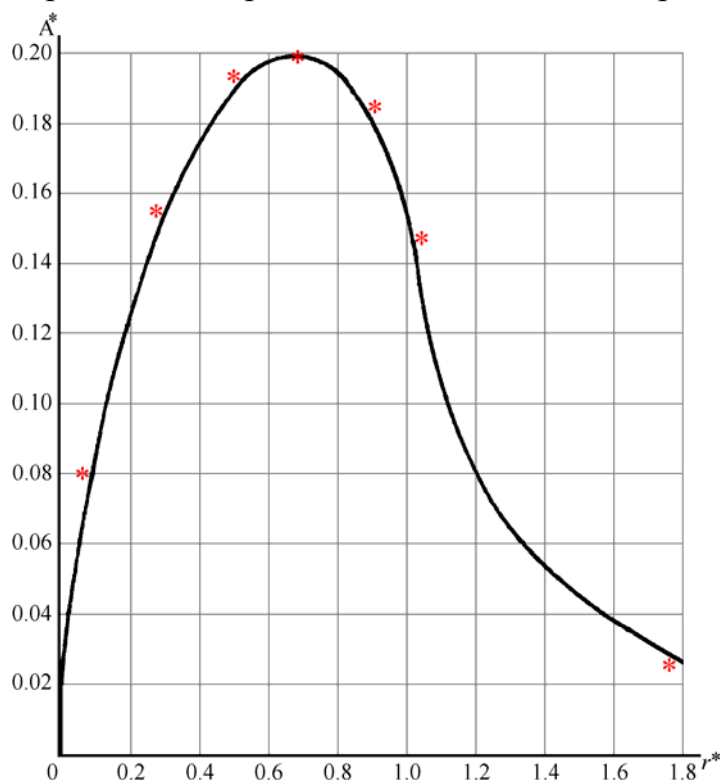


Рис. 1. ВМП в плоскости дисковой катушки.

Решение задачи представляется в виде изолиний компонент векторного магнитного потенциала (A_x, A_y, A_z), напряжённости магнитного поля (H_x, H_y, H_z) и индукции магнитного поля (B_x, B_y, B_z) в заданных сечениях расчетной области.

Для тестирования разработанного программного обеспечения выполнено решение ряда одномерных и двухмерных задач расчета распределения стационарного магнитного поля. Полученные результаты сравнивались с аналитическими решениями, результатами других авторов, а также с результатами расчетов с использованием разработанной ранее [2] программы для конечноэлементного анализа двухмерных электро-

магнитных полей.

Выполнен расчет распределения стационарного магнитного поля в плоскости дисковой катушки (тонкого диска в виде шайбы с нулевым внутренним радиусом). Полученное распределение сравнивалось с результатами графоаналитического расчета, приведенными в [3]. На рис. 1 представлено известное распределение векторного магнитного потенциала в плоскости дисковой катушки (сплошная кривая) [3] и результаты, полученные с использованием разработанной программы (обозначены звездочками). Сравнительный анализ показывает, что погрешность численного решения методом конечных элементов не превышает 5 %, что является приемлемым для решения прикладных задач расчета электромагнитных полей.

Решена задача расчета распределения стационарного двухмерного магнитного поля в конструкции, приведенной на рис. 2.

Область решения задачи (рис. 2, а) представляет собой упрощенную расчетную схему турбогенератора, где 1 – ротор, 2 – подобласть с заданной плотностью тока статора, 3 – воздух, Г – удаленная граница с заданным нулевым значением векторного магнитно потенциала.

На рис. 2б приведены линии равного уровня векторного магнитного потенциала (единственная компонента A_z) в рассматриваемой расчетной области. Выполнено сравнение результатов, полученных при решении задачи с использованием трехмерного и двухмерного [2] метода конечных элементов. Погрешность не превышает 0,13 %.

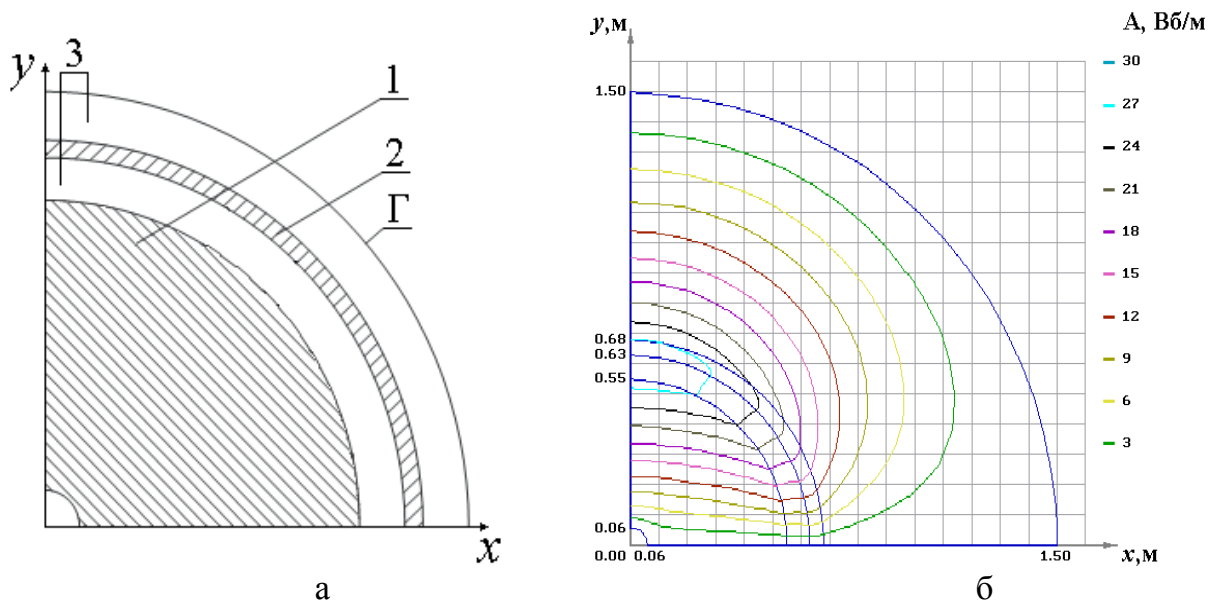


Рис.2. Расчетная схема и распределение векторного магнитного потенциала в упрощенной модели турбогенератора (1/4 поперечного сечения).

Выполнен расчет распределения стационарного магнитного поля в роторе турбогенератора 300 МВт с поперечным сечением, приведенным на рис. 3. Информация по геометрии конструкции, свойствам материалов, граничным условиям и стороннему источнику тока приведена в [2].

Решение задачи в трехмерной постановке сравнивалось с результатами, полученными по разработанной ранее программе для конечноэлементного анализа двухмерных электромагнитных процессов [2]. При этом предполагалось, что пространственное распределение магнитного поля по длине ротора является равномерным.

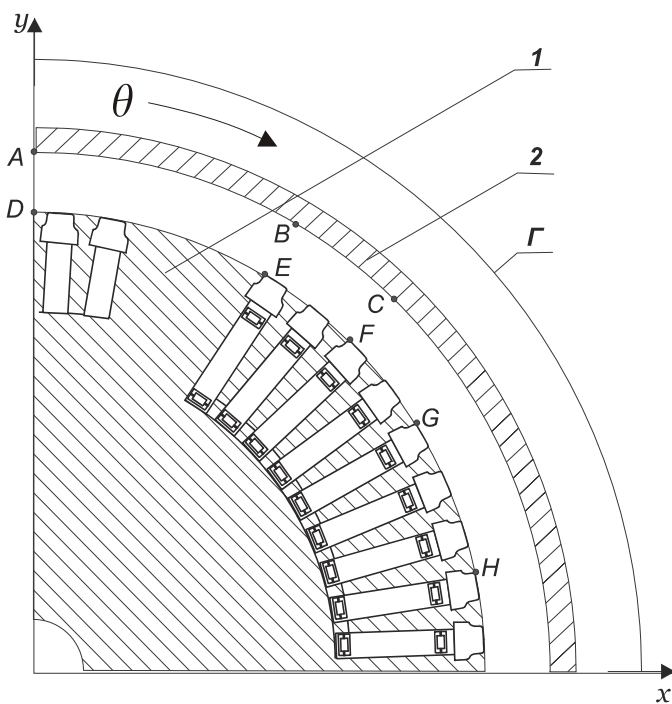


Рис. 3. Расчетная схема сечения ротора турбогенератора 1 – ротор, 2 – статор, Γ - удаленная граница.

Сравнительный анализ полученных результатов показывает, что погрешность расчета магнитного поля в поперечном сечении ротора турбогенератора не превышает 4 %.

Таким образом, решение ряда контрольных (тестовых) примеров подтверждает достоверность результатов, получаемых с использованием разработанного программного обеспечения для конечноэлементного анализа трехмерных стационарных магнитных полей. Следовательно, программный продукт может быть эффективно использован для решения прикладных задач расчета распределения пространственного магнитного поля в реальных конструкциях

турбогенераторов и другого электротехнического оборудования.

Литература: 1. Сильвестер П., Феррари Р. Метод конечных элементов для радиоинженеров и инженеров-электриков. – М.: Мир, 1986. – 229 с. 2. Шульженко Н.Г., Зозулин Ю.В., Пантелют М.Г., Руденко Е.К., Петушкова С.А. Влияние материала пазовых клиньев на распределение электромагнитного поля, плотности тока и потерь от токов обратной последовательности в роторе турбогенератора при двухфазном коротком замыкании. – Электротехника и электромеханика. – 2005, № 3. – С. 61-64. 3. Алиевский Б.Л., Орлов В.Л. Расчет параметров магнитных полей осесимметричных катушек: Справочник. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 112 с.

ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ СРЕДСТВА ДЛЯ СТАЦИОНАРНОГО И ОПЕРАТИВНОГО КОНТРОЛЯ ВИБРАЦИИ АГРЕГАТОВ

Шульженко Н.Г., Метелев Л.Д., Депарма А. В., Ефремов Ю.Г., Цыбулько В.И., Чугреев А.И. (г.Харьков, Украина)

Purpose and technical data of measurement instruments for stationary and operating control of turbo-sets vibration are described.

В ИПМаш НАН Украины, наряду с разработкой и совершенствованием методического и программного обеспечения компьютеризированных систем диагностики вибрации, совершенствуются и аппаратные средства измерения вибрации, пригодные для применения в энергетике (ТЭС, АЭС, ГЭС), в машиностроении, нефтегазовой и других отраслях.

В системах диагностирования вибросостояния на Киевской и Харьковской ТЭЦ-5 и на двух турбоагрегатах ЗаТЭС используются созданные и усовершенствованные в ИПМаш НАНУ устройства измерения перемещений, виброперемещений, частоты вращения и крутильных деформаций роторов с бесконтактными вихретоковыми преобразователями (датчиками) перемещения типа ДПБх-х с частотно-модулированным (ЧМ) выходным сигналом. Эти устройства удовлетворяют требованиям действующих стандартов, не уступают аналогичным устройствам известных фирм, а по отдельным метрологическим и эксплуатационным характеристикам превосходят. Они помехоустойчивы к воздействию электромагнитных полей и не требуют настройки на металл объекта, на тип и длину кабеля линии связи и нечувствительны к боковому металлу. Выходной сигнал без промежуточных устройств передается по одной экранированной жиле (типа МГШВЭ) на расстояние до 200 м и более [1,2]. Надежность этих устройств подтверждена их многолетней опытной эксплуатацией на большом числе электростанций Украины и СНГ. Внешний вид бес-

контактных датчиков вибрации приведен на рис.1 а.

Для контактного измерения вибрации созданы и испытаны экспериментальные образцы контактных вихретоковых датчиков вибрации типа ДВКх-х с ЧМ сигналом на выходе, пропорциональным виброуско-

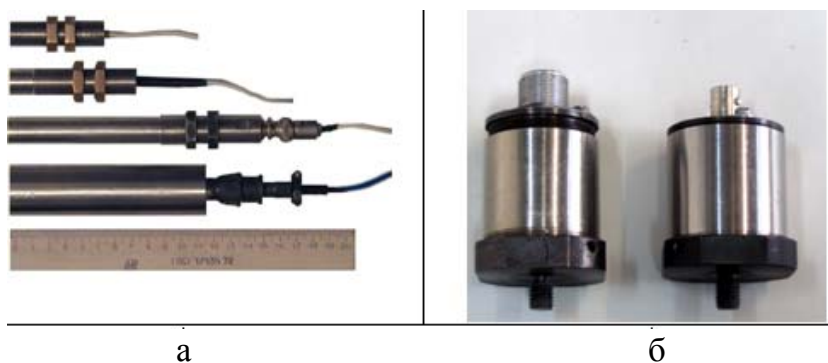


Рис.1. Внешний вид датчиков вибрации.

рению или виброскорости в зависимости от упруго-инерционного элемента и от уровня его демпфирования. В этих датчиках вибрации сохранены высокая помехоустойчивость к воздействию эксплуатационных факторов и все потребительские ха-

рактические характеристики. Приоритет подтвержден патентом на полезную модель [3]. Внешний вид контактных датчиков приведен на рис 1.б.

Основные характеристики измерительных устройств с бесконтактными вихретоковыми датчиками типа ДПБх-х:

- измеритель размаха относительных виброперемещений от 10 до 1000 мкм в диапазоне частот 1-1000 Гц с погрешностью не более 5%;
- измеритель относительных перемещений в диапазоне 0-5,0 мм с датчиком типа ДПБ2-1 и в диапазоне 0-7,0 мм с датчиком ДПБ1-1 с погрешностью не более 5%;
- тахометр типа ТЭ-300МП с датчиками ДПБ и меткой на валу, измеряет частоту вращения в диапазоне 3-9999 об/мин с погрешностью ± 1 об/мин.

Внешний вид измерительных устройств приведен на рис. 2.

Испытания измерительного канала с контактным вихретоковым датчиком вибрации типа ДВК1-1 с ЧМ выходным сигналом, пропорциональным виброскорости, в ГП Харьковстандартметрология показали, что он обеспечивает:

- измерение СКЗ виброскорости от 0,5 до 20 мм/с в рабочем диапазоне частот от 12,5 до 500 Гц с приведенной погрешностью и неравномерностью АЧХ не более 10%, а в расширенном диапазоне от 10 до 1000 Гц – не более 15%;
- погрешность измерения виброскорости на базовой частоте 63 Гц не более 5 %.



Рис.2. Внешний вид измерительных устройств.

Продолжаются исследования, направленные на отработку технологии по расширению температурного и частотного диапазона вихретоковых датчиков.

Для мобильной оценки вибросостояния был разработан прибор ИВПА-07 (рис.3) на базе полупроводниковых датчиков ускорения фирмы Freescale Semiconductor, изготовленных по МЭМС (микроэлектромеханической системы) технологии.

Для мобильной оценки вибросостояния был разработан прибор ИВПА-07 (рис.3) на базе полупроводниковых датчиков ускорения фирмы Freescale Semiconductor, изготовленных по МЭМС (микроэлектромеханической системы) технологии.



Рис.2. Внешний вид прибора ИВПА-07.

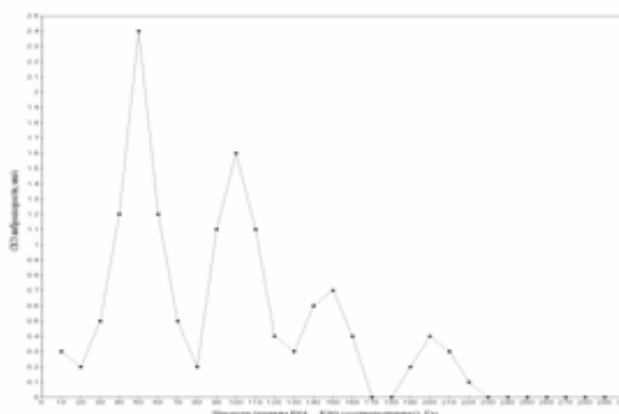


Рис.4. результаты измерений уровня поперечной составляющей виброскорости на 11 опоре турбоагрегата Т250/300-240 Харьковской ТЭЦ-5.

Прибор позволяет не только оценить общий уровень вибрации в диапазоне от 10 до 1000 Гц, но и выделить спектральные составляющие на частотах от 10 до 300

Гц (рис.4). На графике отчетливо видно уровень оборотной (на 50 Гц), 1, 2 и 3 гармоники. Такой информации достаточно, что бы сделать предварительные выводы о вибросостоянии оборудования.

Литература: 1. Помехоустойчивые измерители вибрации / Н.Г. Шульженко, Л.Д. Метелев, В.И. Цыбулько, А.Н. Чугреев, Ю.Н. Гуров, Ю.Г. Ефремов // Вибрация машин: Измерение снижение защита: Мат. 2-й Междунар. Науч.техн.конф., - Донецк, ДонНТУ, 2004 – с 35-39. 2. Помехоустойчивые измерители вибрации и их применение в динамике машин / Н.Г. Шульженко, Л.Д. Метелев, Ю.Г. Ефремов и др. // Вібрації в техніці та технологіях.– 2005.– № 2.– С. 105–107. 3. Пристрій для вимірювання відстані до струмопровідної поверхні. /Шульженко М.Г., Метельов Л.Д., Депарма О.В., Єфремов Ю.Г., Цибулько В.Й., Гуров Ю.Н., Чугреев А.І. //Патент на корисну модель №31940 від 25.04.08. Власник ІПМаш НАНУ.

УДК 539.3

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ГРИБОВИДНОГО ЗАМКОВОГО СОЕДИНЕНИЯ ЛОПАТКИ С ДИСКОМ ПАРОВОЙ ТУРБИНЫ

Мележик И. И., Гонтаровский П. П., Шульженко Н. Г. (г. Харьков, Украина)

A calculation crack resistance estimation of two-support mushroom type root joint of steam turbine at presence of a crack in the blade is carried at.

Замковые соединения являются достаточно напряжёнными и ответственными узлами турбомашин. Высокая концентрация напряжений в галтелях зубьев способствует зарождению трещин, которые развиваются в условиях циклических нагрузений и ползучести материала.

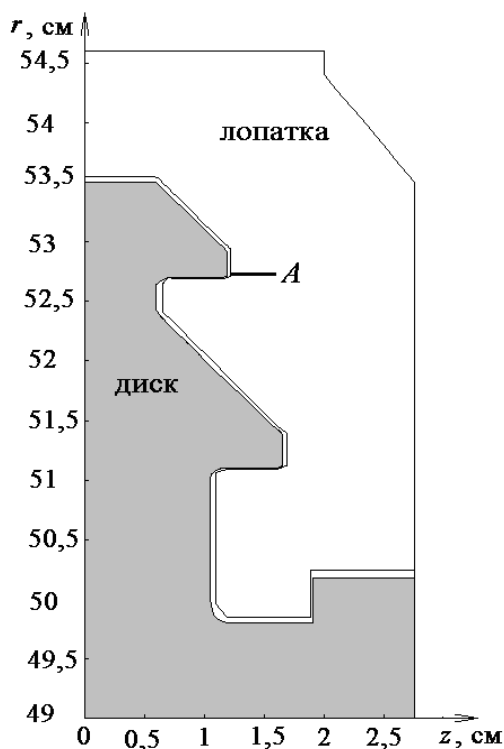


Рис. 1. Расчётная схема двухопорного замкового соединения с верховой посадкой на диск при наличии трещины в лопатке в районе верхнего зуба.

В элементах конструкций сложной геометрии, как например многоопорные замковые соединения лопаток турбомашин с дисками, имеет место изменяющийся характер нагружения в процессе эксплуатации.

Рассмотрено двухопорное замковое соединение хвостовика лопатки с диском грибовидного типа. На рис. 1 показана схема симметричной части соединения. Расположение гипотетической трещины показано жирной линией. Вершина трещины обозначена т. А. В начальный момент времени глубина трещины составила 1мм.

Грибок диска при этом рассматривался по осесимметричной расчётной модели, а хвостовик лопатки – в рамках плоской деформации.

На наружном радиусе приложена распределённая нагрузка от пера лопатки интенсивностью 29 МПа, а на внутреннем – перемещения, полученные при расчёте диска.

Физико-механические свойства материала лопатки и диска, зависящие от температуры, приводятся в табл. 1, плотность материала

$\rho=8000 \text{ кг/м}^3$, коэффициент Пуассона $\nu=0,3$ [1].

Свойства материала лопатки и диска, зависящие от температуры

$T, ^\circ\text{C}$	20	100	200	300	400	500
$\alpha \cdot 10^5, 1/\text{град}$	1,000	1,090	1,200	1,270	1,335	1,372
$E \cdot 10^{-5}, \text{МПа}$	2,16	2,14	2,10	2,05	1,97	1,86

Методика оценки трещиностойкости [2] основана на принципах механики хрупкого разрушения, когда за кинетику трещины отвечают коэффициенты интенсивности напряжений (КИН) в её вершине. В данной работе вычисление КИН осуществляется с использованием МКЭ [3] для фиксированных размеров трещины с последующей интерполяцией для промежуточных размеров.

Кинетика трещины описывалась уравнением Пэриса через размахи КИН с учетом асимметрии цикла нагружения [4]. Вычисления производились при двух типах дискретизации конечноэлементной сетки: грубой и мелкой. Конечноэлементная сетка сгущалась к вершине трещины по закону геометрической прогрессии, когда каждый ближайший к вершине трещины конечный элемент (КЭ) был меньше предыдущего в 2 раза в первом случае и во втором – 1,1 раза. При этом сохраняется размер минимального КЭ. В табл. 2 приведены значения КИН в вершине трещины для первого варианта дискретизации над чертой, и для второго – под чертой.

При вычислении кинетики трещины принимались следующие константы уравнения Пэриса: $C_N = 5,0 \cdot 10^{-10}$, $n_N = 2,301$ [5], $\Delta K_{Ic} = 50 \text{ МПа} \sqrt{\text{м}}$. Расчёт КИН в вершине трещины производится для трещин глубиной 1; 2; 4; 6; 8 и 10 мм.

Таблица 2

Значения КИН в вершине трещины при различной дискретизации на КЭ

Глубина трещины, 10^{-3} м	1	2	4	6	8	10
КИН, $\text{МПа} \sqrt{\text{м}}$	18,63	20,96	25,66	31,54	38,80	47,10
	18,38	20,20	25,55	31,44	38,94	47,08

Зависимость глубины трещины от времени показана на рис. 2.

При наличии трещины на верхнем зубе время живучести замкового соединения при начальной глубине трещины 1 мм и отнулевом циклическом нагружении с частотой 100 циклов/тысячу часов составило 88,28 при первом, и 91,88 – при втором варианте дискретизации на КЭ. Расхождение в результатах, полученных по различным конечноэлементным сеткам, свидетельствует о возможности использования при оценке живучести более грубой дискретизации. Также рассматривалось двухпорное грибовидное замковое соединение лопатки турбомашин на диск при наличии трещины на нижнем зубе. На рис. 3, а показана схема симметричной части замкового соединения. Исследования показали, что такая трещина практически не растёт. Это можно объяснить большим перераспределением напряжением в замковом соединении.

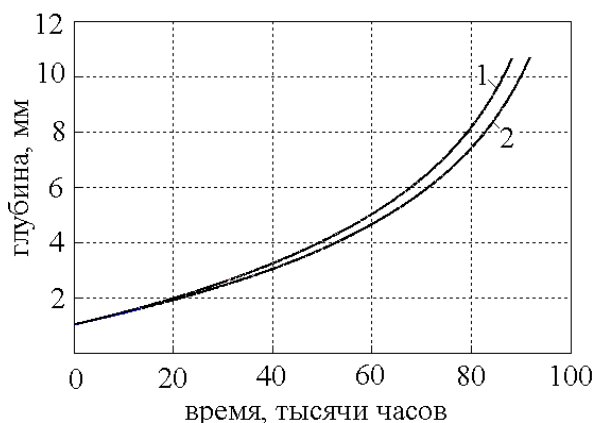


Рис. 2. Зависимость глубины трещины от времени эксплуатации: 1 – грубая дискретизация на КЭ; 2 – мелкая дискретизация на КЭ.

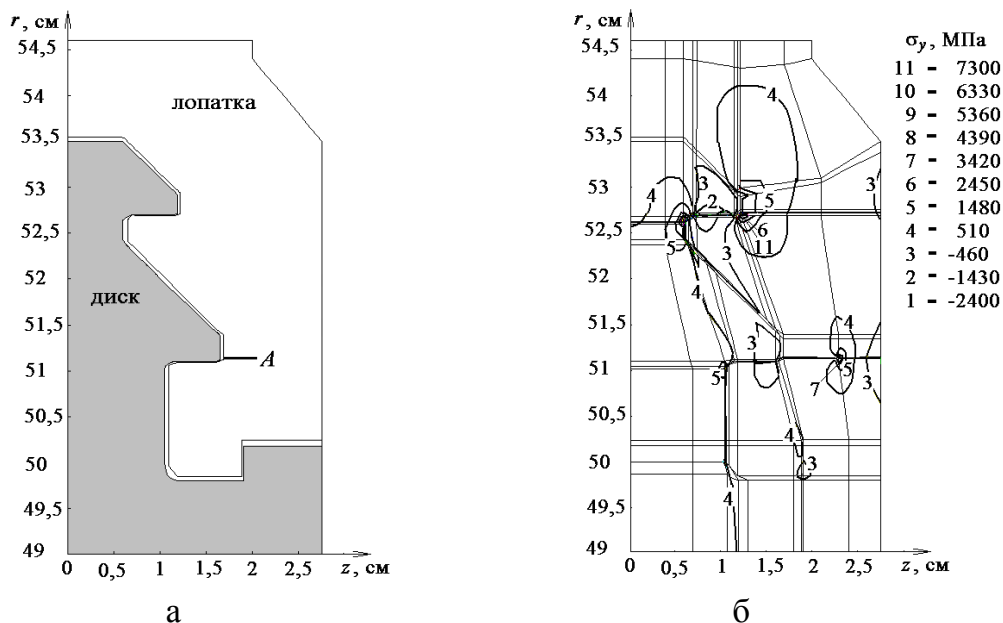


Рис. 3. Расчётная схема замкового соединения при наличии трещины в лопатке в районе нижнего зуба (а); распределение осевых напряжений при наличии трещины глубиной бмм (б).

На рис. 3, б показано распределение осевых напряжений в замковом соединении при наличии трещины в хвостовике лопатки в районе нижнего зуба глубиной бмм. Вследствие перераспределений напряжений в замковом соединении трещина на нижнем зубе практически не растёт. На практике в этом случае, скорее всего, будет иметь место развитие трещины на верхнем зубе.

Разработанная методика, её программная реализация и результаты оценки трещиностойкости элементов конструкций могут использоваться для определения остаточного ресурса, обоснованного назначения требований дефектоскопического и межремонтного контролей для обеспечения надёжности их работы.

Литература: 1. Масленков С. Б. Стали и сплавы для высоких температур: Справ. изд. в 2 кн. Кн. 1/ Масленков С. Б., Масленкова Е. А. – М.: Металлургия, 1991. – 383 с. 2. Шульженко Н. Г., Гонтаровский П. П., Мележик И. И. Оценка живучести высокотемпературных элементов турбомашин с трещинами. // Вестник «НТУ «ХПИ». Тематический выпуск «Динамика и прочность машин», 2004. - Вып. 19. - С. 153 – 160. 3. Шульженко Н. Г., Гонтаровский П. П., Мележик И. И. Расчёт трещиностойкости элементов конструкций методом конечных элементов // Вестник «НТУ «ХПИ». Тематический выпуск «Динамика и прочность машин», 2005. - Вып. №21. - С. 127 – 132. 4. Гетман А. Ф. Ресурс эксплуатации сосудов и трубопроводов АЭС / Гетман А. Ф. – М: Энергоатомиздат, 2000. – 427 с. 5. Кабелевский М. Г., Столярова Л. И. Характеристики конструкционной термоусталостной прочности роторной стали Р2М // Пробл. прочности. – 1982. – №8. – С. 47 – 51.

СОДЕРЖАНИЕ

1. Научные концепции развития технологии машиностроения, механической и физико-технической обработки, нанотехнологии

Новиков Ф.В., Ковальчук А.Н. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования валов приводов шахтных конвейеров.	3
Новіков Ф.В., Іванов І.Є. Підвищення точності виготовлення різбових отворів у горловинах балонів на автоматичних лініях.	14
Ларшин В.П. Повышение скорости резания за счёт эффективных СОТС.	24
Ларшин В.П., Лищенко Н.В., Бажанов А.И. Новые технологии ресурсовосстанавливающей обработки в машиностроении.	29
Якимов А.А. Определение неравномерности снимаемого припуска при шлифовании зубчатого колеса.	34
Підкоритов А.М., Ісмаїлова Н.П., Савельєва О.В. Особливості профілювання гвинтових насосів і гвинтових компресорів.	38
Підкоритов А.М., Савельєва О.В., Ісмаїлова Н.П. Вплив форми кульок на роботу кулькових гвинтових механізмів.	40
Петраков Ю.В., Амин Афшар Камбуз Автоматическое проектирование управляющих программ токарной обработки на станках с ЧПУ.	43
Гусарев В. С. Исследование структуры процессов в машиностроении.	46
Клещёв Г. М. Концепция создания математической модели интегрированной системы с роторным способом производства ШХЛШ.	48
Клещёв Г.М., Волянський С.В., Любимов А.Я., Богун В.Д. Влияние оборудования на точность изготовления деталей штампов.	52
Новиков Г.В. Теория образования упругих перемещений в технологической системе при механической обработке.	56
Савченко Н.Ф., Демченко В.Д. Энергоёмкие высокобезопасные импульсные устройства для технологий машиностроения.	72
Рябенков И.А. Разработка эффективных технологий финишной абразивной и лезвийной обработки с учетом температурного фактора.	78
Добровольский А.В., Краснощек Ю.С., Кикоян Г.О. Высокоточная свободнообкатная обработка внутренних поверхностей.	84
Фадеев А.А. Дискретное представление образующей фрезеруемого паза концевой фрезой.	92
Макурин Н.С., Гирченко А.С., Дубовая Е.И. Производительность технологического процесса как функция надежности оборудования.	94
Макурин Н.С., Гирченко А.С., Дубовая Е.И. Определение количества технологического оборудования в ГПС.	99
Дудин А.Т. Разработка прогрессивных способов шлифования с применением магнитных полей.	103
Карташов С.Г., Гранкіна Н.С. Експериментальне дослідження параметрів обробки поверхневим пластичним деформуванням отворів чавунних корпусів.	112
Рябенков И.А., Дерябин В.С. Повышение точности и качества обработки деталей пар трения гидравлической аппаратуры.	116

Гусарев В. С., Нечитайло С. П. Монтаж (сборка) машиностроительных изделий с применением клеев.....	120
Гасанов М. И., Нежебовский В. В. Определение технологических возможностей алмазного шлифования твердосплавных изделий.....	122
Богуцкий В. Б. Управління зніманням припуску при алмазно-ерозійному електрохімічному шліфуванні прецизійних поверхонь.....	125
Дитиненко С. А., Крюк А.Г. Определение оптимальных условий высококачественной обработки при алмазном шлифовании.	128
Лавриненко В.И., Пасичный О.О., Сытник Б.В. Особенности инструмента со структурно ориентированным рабочим слоем.....	131
Машко А.А. Определение условий повышения точности механической обработки.....	135
Новіков Ф.В., Черненко А.В. Определение оптимальных параметров алмазного шлифования по критерию себестоимости обработки.....	140
Ветров С. И., Назаров Ю. Ф., Шкурупий В. Г. Нанотехнология обработки деталей в машиностроении.	144
Ботвиников Б., Назаров Ю. Ф., Ибрагимов И. М., Шкурупий В.Г. Нанокompозиты в преобразователях солнечной энергии.	147
Назаров Ю. Ф., Прокофьев А. В. Шкурупий В. Г. Нанотехнология лезвийной обработки деталей машин.....	152
Радченко С.Г. Особенности использования статистической методологии в моделировании сложных систем и процессов.....	154
Антонец В. Ю, Хавин Г.Л., Яковенко М.А. Абразивный износ инструмента при механической обработке армированных композиционных материалов.....	157
Волков О.А., Снисаренко И.Н. Оценка качества поверхностного слоя деталей из закаленных сталей после шлифования.....	161
Марчук В.І., Лапченко Ю.С. Методика дослідження геометричних параметрів оброблюваної поверхні зовнішнього кільця роликopідшипника.	163
Марчук В.І., Мороз С.А., Дем'янова І.В. Технологічне керування якістю робочих поверхонь кілець роликopідшипників на комбінованих шліфувально-вигладжувальних операціях.	166
Мирошник С.А., Ерошин С.С. Применение торцевого асинхронного двигателя в установке алмазной резки кругами АКВР.	169
Наддачин В.Б., Марчук В.И. Взаимосвязь температуры и вибраций при шлифовании кругами с прерывистой рабочей поверхностью.....	171
Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Особенности формирования тугоплавкой керамики из нанопорошков Al_2O_3 и wc прессованием с прямым электронагревом.	174
Гуцаленко Ю.Г., Зубкова Н.В. Ускоренная подготовка производства изделий с зубчатым венцом с использованием лазерного прототипирования.	178
Яровой Ю.В. Применение принципа наименьшего действия для выбора варианта технологического процесса.....	181
Андилахай А.А. Математическая модель процесса струйно-абразивной	

обработки деталей	183
Новиков Ф.В., Якимов А.А. Исследование действия периодических импульсов силы, возникающих при шлифовании кругами с прерывистой рабочей поверхностью	189
Фадеев В.А. Методология технологического прогнозирования в точном машиностроении.....	199
Кленов О.С. Условия обработки резцами с увеличенными подачами.....	202
Кленов О.С., Макутонин В.Б. Особенности применения новых марок твердосплавных пластин и конструкции резцов.....	206
Умінський С.М. Вплив зміни схрещування осей спряжених поверхонь на якість обробки методами вільного обкату.....	211

2. Прогрессивные технологии, оборудование, инструменты и технологические системы

Скобло Т.С., Коломиец В.В., Нетецкий Л.Г., Ридный В.Ф., Ридный Р.В. Оценка износостойкости покрытий, нанесенных под слоем флюса и подвергнутых деформационному упрочнению.....	218
Мощенок В.И. Современная интерпретация методов определения твердости материалов.	222
Мощенок В.И., Тарабанова В.П. Исследование особенностей структурного состояния поверхностных слоев при разных способах упрочнения стали методом твердости микровдавливанием.....	227
Приймаков О.Г., Градиський Ю.О. Втомне зношування однорідних та композиційних конструкційних матеріалів.....	232
Гладкий И.П., Бондаренко С.И. Метод выявления дислокационной структуры в ферритном магниевом чугуна.....	239
Шрон Л.Б., Богуцкий В.Б., Мануйленко В.М. Влияние режимов фрикционного латунирования на параметры поверхностного слоя деталей.....	241
Браташевський О.Ю., Горбачова Л.В., Полякова А.Г., Польотов В.А., Ключко О.Ю., Козій Д.О. Сталі для прес-форм лиття під тиском.	244
Власовец В.М. Повышение достоверности прогнозирования структурного состояния сплава, легированного хромом магнитными методами.....	249
Воїнов О.П., Мазуренко А.С. Особливості розвитку в Україні енергетичного машинобудування.....	255
Воинов А.П., Андриенко В.С. Обновление промышленных котлов применением прогрессивных котельно-топочных технологий.....	260
Воинов А.П., Воинова С.А. Временное сохранение в действии паровых и водогрейных котлов, отработавших расчетный ресурс.	262
Колобродов В.Г., Волчок И.В., Спольник А.И. Применение физических методов разделения газовых смесей в утилизации отходов сельского хозяйства.	265
Становский А.Л., Лисенко Т.В., Бондарь А.А., Усатюк О.И. Управление тепломассообменом в неметаллических формах.	267

Бабак Т.Г., Хавин Г.Л. Анализ применения пластинчатого теплообменного оборудования в процессе производства экстракционной фосфорной кислоты.....	268
Савченко Н.Н., Рубан Е.Н. К разработке методов экспертизы инновационных проектов.	273
Савченко Н.Ф. К использованию концепции «новый товар» при разработке устройств пожароподавления.....	275
Тимофеев В.Н. К вопросу моделирования процессов реализации новой техники.	279
Тимофеев В.М., Смолвик Р.Ф., Коротун О.В. Інноваційний потенціал підприємства та його значення як чинника антикризового управління.....	282
Хавин В.Л., Дмитриенко В.Д., Вerezуб Н.В., Хавина И.П. Система поддержки принятия решений при управлении процессами изготовления изделий полимерной оптики.	287
Чопов Е.Ю. Пути оптимизации расчета маршрутов калибров для эмалирования круглой проволоки.	290
Аксенова С. И., Сатановский Е. А., Земляной В. Б. Характер разрушения хромоникелевых сталей и НМС в цементованном состоянии.....	292
Любченко А.П., Гаркушенко В.А., Кислицын В.П. Исследование физико-механических свойств материала отливок поршневых колец тепловозных двигателей типа 10Д100.....	293
Любченко А.П., Сагалович В.В., Олейник А.К., Дудник С.Ф., Сагалович А.В. Исследование тонкослойных вакуумных покрытий для деталей топливной аппаратуры тепловозных дизельных двигателей.....	296
Лобанов В. К., Пашкова Г. И. О путях повышении работоспособности коленчатых валов среднеоборотных транспортных двигателей.....	297
Лобанов В.К., Мощенок В.И., Гулюк А.А., Чуйкова Е.В. Повышение эксплуатационных характеристик поршневых сплавов штамповкой жидкого металла.....	301
Гулюк А.А., Лобанов В.К., Подобедов В.В., Чуйкова Е.В. Влияние технологических параметров обработки на стабильность размеров биметаллических подшипников скольжения транспортных дизелей.....	303
Любченко А.П., Олейник А.К., Мощенок В.И., Чуйкова Е.В., Нестеренко Е.А. О совершенствовании режимов заводской обкатки тепловозных дизельных двигателей.....	307
Сидашенко А. И., Аветисян В. К., Вотченко А. С., Определение потребности в материальных ресурсах автотранспортных предприятий.....	310
Белоус П.А., Кожухарь А.А., Лабов А.В. К вопросу об изменении существующих конструкций автоклавов промышленности строительных материалов.....	316
Знайдюк С.А. Щаслива людина у контексті сталого розвитку в Україні.....	318
Ларшин В.П. Конструирование и оценка качества подготовки учебных дисциплин.....	320
Ларшин В.П. Конструирование тестовых билетов для кредитно-модульной системы.....	323

Ларшин В.П., Грисенко Е.В. Сравнительный анализ европейской и отечественной систем организации учебного процесса.....	326
Новиков Ф.В., Андилахай В.А. Определение оптимальных параметров электроэрозионного шлифования труднообрабатываемых материалов	330
Тришевский О.И., Салтавец Н.В. Теоретические исследования теплового состояния полосы при прокатке	333

3. Динамика и прочность машин, проблемы математики, механики и управления

Гайдамака А.В., Алефіренко В.Ю., Кулик Г.Г. Основні задачі вдосконалення конструкції склополіамідного сепаратора циліндричних роликотітшипників	340
Гайдамака А.В., Немчик В.В., Кулик Г.Г. О повышении износостойкости торцов роликов и бортов колец цилиндрических роликотітшипников, имеющих особенность воспринимать осевые нагрузки	341
Белошапка В.Я., Семенова Е.С., Платков В.Я. Динамика дислокаций в твердых растворах при знакопеременных напряжениях	343
Борисов А.И., Довгаль В.М., Гордиенко В.В., Новиков С.Г. Криптография, стеганография и использование псевдослучайных и хаотических процессов	352
Евдокимов А.Н., Довгаль В.М., Тютюнов Д.Н., Бойцова Е.А. Один из вариантов вычисления логарифмической функции в точке с помощью экспоненты	353
Жиляев Д.Л., Довгаль В.М., Гордиенко В.В., Малыхин В.В. Проблемы использования электронной цифровой подписи при осуществлении электронного документа в деятельности органов государственной власти	356
Зверев П.С., Новиков С.Г. Программный продукт для селекции подвижных и неподвижных объектов бортовой системой работа	357
Кравцов А.В., Гордиенко В.В. Оценка стойкости метода криптографии с использованием генератора хаотических последовательностей и тасовки битов кодов символов	359
Дощечкина И.В., Дьяченко С.С., Татаркина И.С. Повышение срока службы деталей ходовой части трактора	362
Ловейкін В.С., Коробко М.М. Аналіз усталеного режиму руху ланцюгового конвеєра бурякозбиральних машин	365
Ляшенко А.С. Идентификация нелинейного динамического объекта с помощью линейного разложения радиально-базисных функций ИНС	374
Струков В.О. Підвищення експлуатаційно-технологічних показників орно-просапних тракторів серії ХТЗ-160 на енергоємких роботах	378
Тарасов А.А., Малыхин В.В., Гордиенко В.В. Хаотические процессы в приложении к криптографической защите электронных документов	379
Яковлева А.Г., Камель Г.И. Математическая модель длины зазора на участках корпуса питателя конической трибосистемы.....	380

Соколов В.С., Малыхин В.В., Новиков С.Г., Красных О.В. Об эффекте Губера.....	384
Кавецкий С.Н., Гереш Т.В. Зависимость углов зацепления зубчатых пар планетарных механизмов со связанными и несвязанными колесами	387
Устиненко А.В., Бондаренко А.В., Протасов Р.В. Определение изгибной выносливости зубьев моделированием усталостных процессов.....	391
Воробьев Ю.С., Приймаков Г.А., Кудин А.И. Об устойчивости металлополимерных оболочек гибких колес силовых волновых зубчатых передач (СВЗП).....	395
Воробьев Ю.С., Чернобрышко М.В., Овчарова Н.Ю., Темнохуд Д.Ю. Динамика скоростного деформирования элементов конструкций при ударном нагружении	398
Мирошник С.А., Ерошин С.С. Применение торцевого асинхронного двигателя в установке алмазной резки кругами АКВР	401
Шатохин В.М. Об исследовании динамики вибрационных монтажных устройств для сборочных роботов.....	403
Автономова Л.В., Конохов В.И., Степук А.В., Прево И.Д., Хавин В.Л. Уточненная математическая модель расчета вибраций для процессов фрезерования.....	407
Бирюков О.В., Саенко С.Ю., Колосенко В.В., Корнилов Е.И., Ковпик О.Ф., Морачковский О.К., Лавинский Д.В. Прочность и жесткость трубчатой стенки из углерод-углеродного композитного материала для вакуумной камеры	409
Воробьев Ю.С., Гошкодеря В.П., Полищук О. Ф., Личкатый Е. А., Белоус Е.В., Цыба А.Н. Методика и установка для испытания плоских образцов на циклическую усталость при продольных колебаниях на электродинамических стендах	412
Воробьев Ю.С., Чугай М.А. Численный анализ колебаний элементов лопаточного аппарата турбомашин с повреждениями.....	416
Деревянко Ю.С., Аврамов К.В. Нелинейная динамика параметрически возбуждаемого гибкого стержня с существенно нелинейным гасителем.....	419
Лавинский В.И., Ларин П.А. Упруго-пластическое деформирование круглой пластины при магнитно-импульсной штамповке	422
Лавинський В.І., Назаренко С.О., Марусенко С.І. Життєвий цикл структурно зв'язаних систем: аналіз міцності та коливань	424
Лавинский В.И., Ольшанский С.В. К расчёту вертикального движения шаровидной частицы убывающей массы с учётом реактивной силы	428
Милешкин М.Б., Библик И.В., Алексеева А.М. Влияние степени и характера эксплуатационной коррозионной поврежденности поверхности лопаток паровых турбин на сопротивление усталости	431
Милешкин М.Б., Библик И.В., Сорочинский С.В. Влияние степени эрозионного износа на прочностную надежность лопаток турбомашин	434
Морачковский О.К., Львов И.Г. Метод определения гомогенных свойств анизотропной ползучести композитных материалов	436
Морачковский О.К., Ромашов Ю.В. Решение начально-краевых задач теории ползучести для тонкостенных элементов конструкций	440

Хавин В.Л., Прево И.Д. Определение оптимальных параметров заготовки для процесса холодного выдавливания стакана.....	443
Чугай А.М. Решение некоторых задач оптимизационного геометрического проектирования модифицированным методом сужающихся окрестностей	445
Зайцев Б.Ф., Асаенок А.В., Ерецкая Н.Е. Расчет колебаний тел с трещинами, берега которых контактируют	448
Шульженко Н.Г., Гонтаровский П.П., Матюхин Ю.И. Ползучесть и повреждаемость пластины с отверстием	451
Шульженко Н.Г., Метелев Л.Д., Ефремов Ю.Г. Применение компьютерных технологий в автоматизированной системе диагностики вибрационного состояния турбоагрегата.....	454
Зайцев Б.Ф., Асаенок А.В., Резников А.А. Расчетный анализ напряженно-деформированного состояния рамы автогрейдера	457
Бондарь С.В., Васюков Д.В. Проектирование оснастки установок миом с использованием технологий автоматизации	460
Кочуров Р.Е., Аврамов К.В., Бреславский И.Д. Колебания геометрических нелинейных цилиндрических и пологих оболочек	462
Бережной Р.А. Исследование параметров шероховатости обработки при круглом наружном алмазном шлифовании твердосплавных изделий	465
Кленов О.С. Теоретический анализ уменьшения температуры при шлифовании твердосплавных режущих пластин.....	469
Шульженко Н.Г., Пантелят М.Г., Руденко Е.К., Сафонов А.Н. Компьютерная технология конечноэлементного анализа стационарных магнитных полей в трехмерной постановке	474
Шульженко Н.Г., Метелев Л.Д., Депарма А.В., Ефремов Ю.Г., Цыбулько В.И., Чугреев А.И. Измерительные средства для стационарного и оперативного контроля вибрации агрегатов.....	477
Мележик И. И., Гонтаровский П. П., Шульженко Н. Г. Расчетная оценка трещиностойкости грибовидного замкового соединения лопатки с диском паровой турбины.....	479

© Харьковская научно-производственная
корпорация "ФЭД", 2008

Научное издание

Труды 14-й Международной научно-технической конференции

Физические и компьютерные технологии

24–25 сентября 2008 года, г. Харьков

Составили: Новиков Федор Васильевич
Якимов Александр Васильевич

Ответственный за выпуск
Фадеев В.А.

Оформление оригинал-макета
Бондарь Н.Б., Новиков Д.Ф.

Подписано к печати 04.09.2008. Формат 60x90 1/16
Бумага офсетная. Усл.-печ. л. 30,5. Уч.-изл. л. 25,3
Тираж 300. Заказ № 1517

Отпечатано в типографии завода "ФЭД". 61023, г. Харьков, ул. Сумская, 132