

**ФИЗИКО-МАТЕМАТИЧЕСКАЯ  
ТЕОРИЯ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ  
МАТЕРИАЛОВ И ТЕХНОЛОГИИ  
МАШИНОСТРОЕНИЯ**

*В десяти томах  
под общей редакцией  
Ф.В. Новикова и А.В. Якимова*

**Том 7**

**Точность обработки  
деталей машин**

**Одесса 2004**

УДК 621. 963

ББК 30.61

Н 73

Рецензенты: докт. техн. наук, проф., зав. кафедрой Одесского Национального политехнического университета Усов А.В.

докт. техн. наук, проф., зав. кафедрой Национальной Металлургической Академии Украины Проволоцкий А.Е.

докт. техн. наук, проф. Национального технического университета «ХПИ» Сизый Ю.А.

**Рекомендовано к печати Ученым советом Одесского Национального политехнического университета.**

Протокол № 10 от 26 апреля 2002 г.

Авторский коллектив: **Новиков Ф. В.**, д.т.н. – введение, гл. 1, 2, 3, 4, 9; **Якимов А. В.**, д.т.н., проф. – гл. 1, 2, 4, 7; **Новиков Г.В.**, к.т.н. – гл. 2, 4; **Якимов А. А.**, к.т.н., доц. – гл. 1, 2, 4; **Ларшин В.П.**, д.т.н., проф. – гл. 6; **Фадеев В.А.**, к.т.н., проф. – гл. 9; **Кривошапка Ю.Н.**, к.э.н. – гл. 3; **Дитиненко С.А.**, – гл. 3; **Оборский Г.А.**, к.т.н., проф. – гл. 5; **Тонконогий В.М.**, к.т.н., доц. – гл. 8; **Слободяник П.Т.**, к.т.н., доц. – гл.5.

**Н 73 Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения /Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 7. “Точность обработки деталей машин” – Одесса: ОНПУ, 2004.– 546с.**

Приведены результаты исследований параметров точности обработки деталей машин. Определены основные пути повышения точности обработки, даны практические рекомендации.

Для специалистов машиностроительных предприятий, преподавателей и студентов высших учебных заведений.

Ил. 248, табл. 55, библиогр. 398 наим.

Приведено результати досліджень параметрів точності обробки деталей машин. Визначено основні шляхи підвищення точності обробки, дані практичні рекомендації.

Для фахівців машинобудівних підприємств, викладачів і студентів вищих навчальних закладів.

Іл. 248, табл. 55, бібліогр. 398 найм.

**ББК 30.61**

ISBN 966 – 7810 – 33 – X

ISBN 966 – 7810 – 54 – 2

© Новиков Ф.В.

Якимов А.В.

Новиков Г.В. и др.

2004

## ВВЕДЕНИЕ

Практикой установлено, что размеры обработанной детали отличаются от размеров, предусмотренных чертежом детали. Разность этих размеров определяет точность обработки. Чем она меньше, тем выше точность и эффективнее процесс обработки.

Точность обработки определяется большим количеством различных факторов. Во-первых, это нежесткость (податливость) элементов технологической системы, в результате чего образуются упругие перемещения, определяющие погрешность обработки. Упругие перемещения могут быть статическими и динамическими вследствие неуравновешенности вращающихся масс станка, переменности снимаемого припуска, периодичности контакта инструмента с обрабатываемой деталью, возникающих автоколебаний при обработке и т.д. На упругие перемещения оказывает влияние также тепловой фактор вследствие термоупругих деформаций инструмента, обрабатываемой детали и элементов станка.

Самостоятельное влияние на точность обработки оказывают износ инструмента, кинематическая схема обработки (несоответствие теоретической траектории движения инструмента или детали номинальным размерам обрабатываемой поверхности), неточность и износ элементов станка и приспособления.

Все указанные погрешности обработки условно делятся на систематические и случайные. К систематическим погрешностям можно отнести погрешности, связанные с неточностью и износом станка, приспособления и инструмента, в том числе под действием теплового фактора обработки, а также погрешности теоретической схемы обработки. Случайные погрешности обусловлены колебаниями припуска и механических характеристик снимаемого слоя детали. Очевидно, исключить систематические погрешности обработки проще, чем случайные, т.к. первые связаны с периодической настройкой станка, приспособления и инструмента, а вторые – с процессом обработки и характеристиками упругой системы станка.

Поэтому в настоящей работе основное внимание уделено раскрытию физической сущности формирования параметров точности обработки под влиянием упругих перемещений, механических колебаний и термоупругих деформаций в технологической системе. По сути, дан новый физико-математический взгляд на точность обработки деталей машин.

На основе разработанных авторами глубоких аналитических моделей параметров точности обработки и решения оптимизационных задач обоснованы основные пути повышения точности механической обработки. Определена оптимальная структура и параметры технологических операций финишной обработки, обеспечивающих максимально возможную производительность обработки с учетом ограничений по точности, шероховатости и другим параметрам качества обработки. Показана эффективность обработки с переменной (уменьшающейся) во времени скоростью радиальной подачи – как основное направление высокопроизводительной финишной обработки, обеспечивающей высокие показатели точности и качества.

Аналитически установлены передаточные функции между погрешностями заготовки и обрабатываемой детали. Принципиально по-новому раскрыта чрезвычайно важная роль величины снимаемого припуска и других параметров обработки в исправлении погрешности заготовки.

В работе в обобщенном виде дана характеристика методов механической и физико-технической обработки поверхностей деталей машин с точки зрения обеспечения точности, шероховатости и других параметров качества обработки. Приведены результаты исследований прогрессивных процессов механической обработки. В частности, в систематизированном виде изложены современные представления о технологиях обработки точных отверстий, даны конкретные практические рекомендации.

Большое внимание уделено анализу формирования и управления параметрами точности на операциях алмазно-абразивной обработки, в особенности на операциях алмазного шлифования труднообрабатываемых материалов, шлифования кругами с прерывистой рабочей поверхностью и т.д. Приведены новые результаты теоретических исследований автоматизированных циклов шлифования по параметрам производительности, точности и качества обрабатываемых поверхностей.

Издание подготовлено в рамках Международной научно-технической конференции “Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве”, проходящей в городе Харькове на базе Харьковской научно-производственной корпорации “ФЭД” два раза в год.

# ГЛАВА 1

## ТОЧНОСТЬ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

### 1.1. ОБЩИЙ ПОДХОД К АНАЛИЗУ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ

Современные машины представляют собой сложные механические системы, состоящие из большого количества узлов и деталей. Для нормального функционирования машины каждая деталь должна быть изготовлена в соответствии с требованиями чертежа. Должна быть обеспечена требуемая точность размеров, геометрической формы, взаимного расположения поверхностей и требуемая шероховатость и физико-механические свойства поверхностного слоя.

При невыполнении требований чертежа возникают проблемы при сборке машины и при ее эксплуатации. Возникают повышенный износ трущихся поверхностей и преждевременное разрушение деталей.

Обеспечение точности обработки является чрезвычайно важной задачей. Абсолютную точность обработки обеспечить нельзя. Требуемую точность размеров можно получить лишь с определенной степенью приближения в пределах заданного поля допуска.

При решении проблемы точности в машиностроении технолог должен обеспечить заданную конструктором точность деталей при одновременном достижении высокой производительности и экономичности их изготовления. Для этой цели технолог должен исследовать возможность получения требуемой точности, проанализировать причины возникновения погрешностей, обосновать и подобрать средства измерения фактической точности обработки и сборки, установить допуски технологических межоперационных размеров.

Под точностью детали понимается ее соответствие требованиям чертежа: по размерам, геометрической форме, правильности взаимного расположения обрабатываемых поверхностей и по степени их шероховатости. Степень приближения размеров, полученных при обработке, к размерам, указанным на чертеже, характеризует погрешность обработки. Погрешности обработки обусловлены действием большого числа различных независимых факторов: податливостью элементов технологической упругой системы, износом режущего инструмента, температурными деформациями узлов станка и инструмента, погрешностями кинематической цепи, отклонением траектории движения инструмента от заданной и др. Результирующая погрешность

от действия независимых факторов равна сумме составляющих погрешностей. В процессе обработки партии деталей на настроенных станках их размеры изменяются в пределах заданного допуска. Рассеяние размеров вызывается совокупностью действия многих случайных факторов, не поддающихся точному предварительному определению и проявляющих свое действие одновременно и независимо друг от друга.

Погрешности обработки, которые для различных заготовок рассматриваемой цепи имеют различное значение, причем их появление не подчиняется видимой закономерности, называются случайными погрешностями. Следует заметить, что при различных условиях обработки заготовок рассеяние случайных величин размеров может быть описано математическими законами теории вероятности.

В технологии машиностроения практическое применение получили следующие законы: нормального распределения (закон Гаусса), равнобедренного треугольника (закон Симпсона), эксцентриситета (закон Релея), закон равной вероятности и функции распределения, представляющие композицию этих законов.

Известное положение теории вероятности гласит о том, что распределение суммы большого числа независимых случайных слагаемых величин (при небольшом отличии влияния каждой из них на общую сумму и при отсутствии влияния доминирующих факторов) подчиняется закону нормального распределения Гаусса.

Результирующая погрешность обработки обычно формируется в результате одновременного действия большого числа факторов, вызывающих появление погрешностей, зависящих от станка, приспособления, инструмента, заготовки, влияние каждой из которых на результирующую погрешность имеет один порядок. Следовательно, основываясь на известном положении теории вероятности, можно утверждать, что распределение действительных размеров обрабатываемых заготовок подчиняется нормальному закону распределения. Кроме случайных погрешностей в процессе изготовления деталей возникают систематические погрешности. Систематические погрешности для всех заготовок рассматриваемой партии остаются постоянными. Причинами возникновения систематических погрешностей обработки заготовок являются: износ и деформация элементов станков, приспособлений и инструментов; деформация изготавливаемых заготовок; тепловые погрешности, а также погрешности базирования заготовок.

## 1.2. ВЛИЯНИЕ ИЗНОСА РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ

Износ мерного режущего инструмента типа разверток, зенкеров, протяжек, кольцевых шпоночных фрез, сверл и фасонного инструмента непосредственно переносится на обрабатываемую заготовку в виде систематической погрешности формы и диаметральных обрабатываемых поверхностей. Износ режущего инструмента при работе на станках, настроенных на размер, приводит к возникновению переменной систематической погрешности обработки.

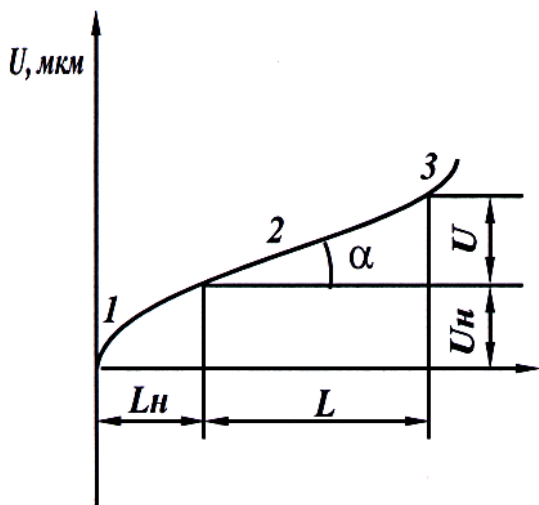


Рис. 1.1. Зависимость износа инструмента  $u$  от длины пути резания.

В соответствии с общими закономерностями износа при трении, скольжении в начальный период износа режущего лезвия инструмента (рис. 1.1) происходит приработка. Продолжительность начального износа  $L_n$  и его величина  $U_n$  зависят от материала режущего инструмента и обрабатываемой детали, качества заточки и доводки инструмента, а также режимов резания. Обычно продолжительность

начального износа, выраженная длиной пути резания  $L_n$ , находится в пределах 500–2000 м. Первое число соответствует тщательно доведенным режущим инструментам, второе — заточенным инструментам.

Второй период износа (участок 2) характеризует период нормального износа инструмента, изменяющийся пропорционально пути резания. Интенсивность износа за этот период обработки принято оценивать относительным (удельным) износом  $U_0$  (мкм/км)  $U_0 = U/L$ , где  $U$  — размерный износ в микрометрах;  $L$  — путь резания в период нормального износа, км.

Третий период износа (участок 3) соответствует наиболее интенсивному катастрофическому износу, сопровождающемуся выкрашиванием и поломкой инструмента.

Расчет износа режущего инструмента применительно к условиям периода нормального износа производится по формуле

$$U = \frac{U_0 L}{1000}, \quad (1.1)$$

где  $U$  – размерный износ режущего инструмента, мкм;  $L$  – длина пути резания, м.

Применительно к точению длина пути резания

$$L = \frac{\pi D \cdot l}{1000 \cdot S}, \quad (1.2)$$

где  $D$  – диаметр обрабатываемой заготовки, мм;  $l$  – длина обрабатываемой заготовки (длина обработки) мм;  $S$  – подача, мм/об.

Относительный (удельный износ)  $U_0$  режущего инструмента зависит от материала режущего инструмента и обрабатываемой детали, режима резания, геометрии режущего инструмента и жесткости технологической системы станок – приспособление – заготовка – инструмент. В табл.1.1 представлен относительный износ  $U_0$  резцов и режимы чистового точения с глубиной  $t = 0,1 \div 0,3$  мм при достижении шероховатости  $R_z = 10$  мкм [189].

Таблица 1.1

Обрабатываемый материал	Инструментальный материал	Режимы резания		Относительный износ $U_0$ , мкм/км
		Скорость $V$ , м/мин	подача $S$ , мм/об	
Стали углеродистые конструкционные	Т30К4	100–180	0,04–0,08	6,5
	эльбор	550–600	0,04–0,06	3,0
Стали легированные	Т30К4	120–130	0,04–0,08	4,7
	эльбор	450–500	0,04–0,06	
Стали высоколегированные	Т30К4		80–120	6,5
	эльбор		200–220	3,0
Чугун серый	ВКЗМ	100–160	0,04–0,08	6,0
	ЦМ 332	200–300	0,03–0,06	3,5
	эльбор	300–350	0,04–0,06	2,5
Чугун высокопрочный	ВКЗМ	120–160	0,04–0,08	7,0
	ЦМ 332	300–350	0,03–0,06	4,5
	эльбор	500–550	0,04–0,06	3,5

### Влияние податливости технологической упругой системы на точность обработки

Податливостью  $\omega$  технологической системы называется способность этой системы упруго деформироваться под действием внешних сил



$$\omega = \frac{y}{P_y}; \quad \omega = \frac{1}{c}, \quad (1.3)$$

где  $P_y$  – нормальная составляющая усилия резания, Н;  $y$  – величина перемещения узла в направлении действия силы  $P_y$ , м;  $c$  – жесткость упругой системы, Н/м.

Принимая суммарную деформацию упругой системы

$$y = y_1 + y_2 + y_3 + \dots + y_n \quad (1.4)$$

можно вычислить суммарную податливость системы

$$\omega = \omega_1 + \omega_2 + \omega_3 + \dots + \omega_n \quad (1.5)$$

и суммарную жесткость системы по зависимости

$$\frac{1}{c} = \frac{1}{c_1} + \frac{1}{c_2} + \frac{1}{c_3} + \dots + \frac{1}{c_n}. \quad (1.6)$$

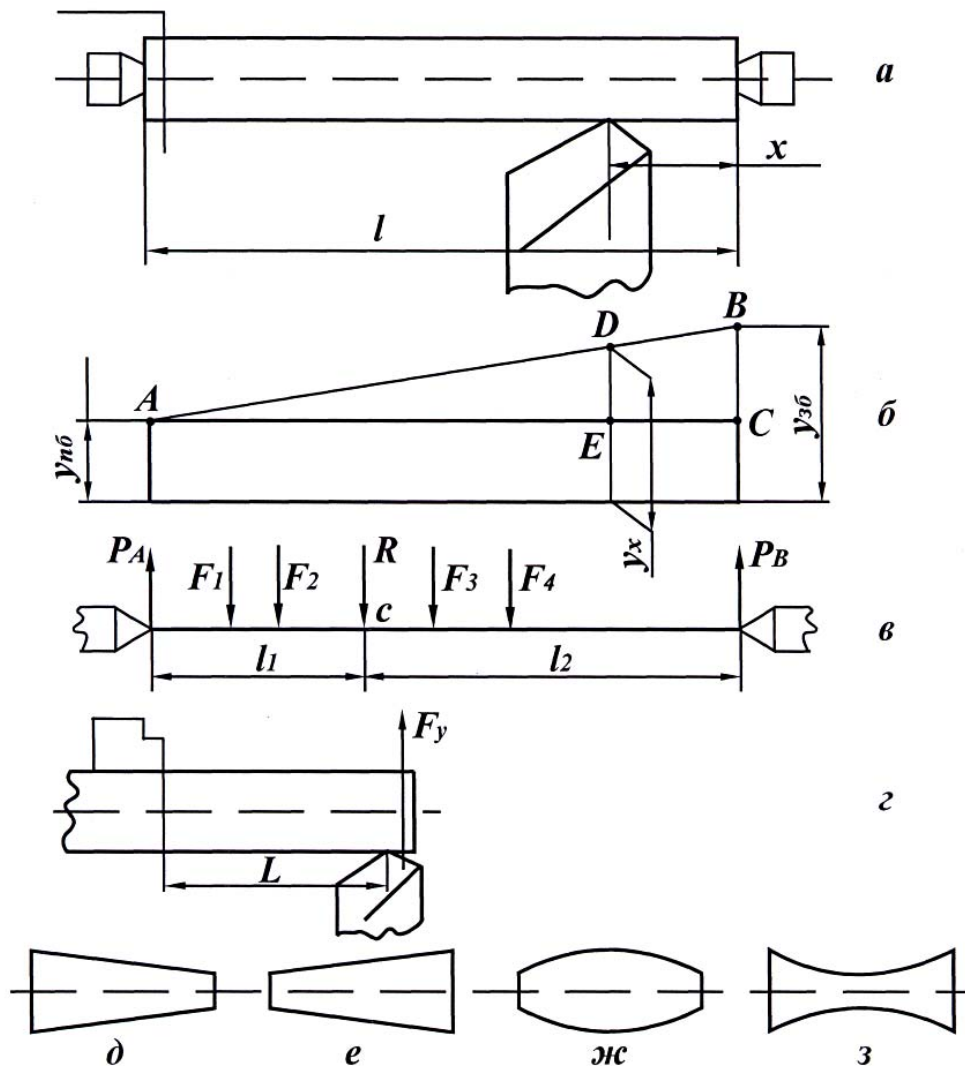


Рис.1.2. Расчетные схемы для определения деформации узлов станка и различные формы деталей.

При обработке вала на токарном станке при расположении резца на расстоянии  $x$  от задней бабки деформации передней и задней бабок будут определяться по зависимостям (рис. 1.2, а)

$$y_{n.б} = \frac{x}{l} \cdot \frac{P_y}{c_{n.б}}; \quad y_{з.б} = \frac{(l-x)}{l} \cdot \frac{P_y}{c_{з.б}}, \quad (1.7)$$

где  $c_{n.б}$ ,  $c_{з.б}$  – жесткости передней и задней бабок, Н/м.

Текущая величина деформации  $y_x$  определяется из расчетной схемы (рис. 1.2, б). Треугольники  $ADE$  и  $ACB$  подобны. Следовательно,

$$\frac{AE}{ED} = \frac{AC}{CB} \quad \text{или} \quad \frac{l-x}{y_x - y_{n.б}} = \frac{l}{y_{з.б} - y_{n.б}}, \quad \text{откуда}$$

$$y_x \cdot l - y_{n.б} \cdot l = y_{з.б} \cdot (l-x) - y_{n.б} \cdot (l-x).$$

Разделив все члены на  $l$ , получим

$$y_x = y_{з.б} \frac{l-x}{l} - y_{n.б} \frac{l-x}{l} + y_{n.б},$$

или

$$y_x = \frac{x}{l} y_{n.б} + \frac{l-x}{l} y_{з.б} \quad (1.8)$$

После подстановки выражений (1.7) в (1.8), получим

$$y_x = \left(\frac{x}{l}\right)^2 \cdot \frac{P_y}{c_{n.б}} + \left(\frac{l-x}{l}\right)^2 \cdot \frac{P_y}{c_{з.б}}.$$

Форма детали после обработки изменяется по параболическому закону. Суммарную величину деформации системы с учетом податливости узлов станка и деформации детали можно найти из выражения

$$y = \frac{P_y}{c_{суп}} + \left(\frac{x}{l}\right)^2 \cdot \frac{P_y}{c_{n.б}} + \left(\frac{l-x}{l}\right)^2 \cdot \frac{P_y}{c_{з.б}} + \frac{P_y \cdot l^3}{48 \cdot E \cdot J}. \quad (1.9)$$

При обработке вала на токарном станке при положении резца на середине заготовки жесткость станка можно найти из выражения

$$\frac{1}{c_{ст}} = \frac{1}{c_{суп}} + \frac{1}{4} \cdot \left( \frac{1}{c_{n.б}} + \frac{1}{c_{з.б}} \right).$$

При многорезцовой обработке происходит упругое перемещение детали на опорах. Зная координаты расположения резцов и силы резания  $P_{y1}, P_{y2}, P_{y3}$  и т. д., определяется равнодействующая сила  $R$  (рис. 1.2, в). Величины деформаций передней и задней бабок определяются из выражений

$$y_{n.б} = \frac{l_2}{l} \cdot \frac{R}{c_{n.б}}; \quad y_{з.б} = \frac{l_1}{l} \cdot \frac{R}{c_{з.б}}.$$

Величина смещения точки приложения равнодействующей силы определяется из выражения

$$y_c = \left(\frac{l_2}{l}\right)^2 \cdot \frac{R}{c_{n.б}} + \left(\frac{l_1}{l}\right)^2 \cdot \frac{R}{c_{з.б}} = \frac{R}{l^2} \cdot \left(\frac{l_2^2}{c_{n.б}} + \frac{l_1^2}{c_{з.б}}\right). \quad (1.10)$$

Суммарная величина деформации

$$y_0 = \frac{R}{c_{суп}} + \frac{R}{l^2} \cdot \left(\frac{l_2^2}{c_{n.б}} + \frac{l_1^2}{c_{з.б}}\right).$$

При консольном закреплении детали в патроне (рис. 1.2, г) суммарная величина деформации в точке приложения режущей кромки резца определяется из выражения

$$y = P_y \cdot \left(\frac{1}{c_{суп}} + \frac{1}{c_{n.б}}\right) + \frac{P_y \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot J}, \quad (1.11)$$

где  $J = \frac{\pi \cdot d^4}{64}$ ;  $E$  – модуль упругости материала, Н/м<sup>2</sup>.

С учетом податливости упругой системы станка погрешность формы обрабатываемого вала зависит от состояния величин жесткости  $c_{суп}$ ,  $c_{n.б}$ ,  $c_{з.б}$  и жесткости детали.

1. Если жесткость передней бабки меньше жесткости задней бабки – форма вала будет иметь конусообразную форму (рис. 1.2, д).
2. Если жесткость передней бабки больше жесткости задней бабки – форма вала будет иметь обратную конусность (рис. 1.2, е).
3. Если обрабатываемая деталь имеет значительно меньшую жесткость по сравнению с жесткостью передней и задней бабок, то форма детали будет иметь бочкообразную форму (рис. 1.2, ж).
4. Если жесткость передней и задней бабок значительно меньше жесткости обрабатываемого вала, то вал будет иметь седлообразную форму (рис. 1.2, з).

Приведенные зависимости свидетельствуют о том, что при прогнозировании точности обработки на стадии проектирования технологических процессов необходимо знать фактическую жесткость технологической упругой системы. Проф. Маталин А.А. [189] в результате обследования 150 одинаковых токарных станков с высотой центров 200 мм, работающих в механических цехах, показал, что жест-

кость станков изменяется от  $c=10000$  Н/мм до 50000 Н/мм.

Жесткость в Н/мм	Количество станков в %
До 10000	16
10000–20000	42
20000–30000	22
30000–40000	10
40000–50000	7
свыше 50000	3

Многообразие факторов, влияющих на жесткость технологической системы, не позволяет при современном уровне знаний устанавливать ее расчетно-аналитическим методом. До настоящего времени методы определения жесткости станков носят экспериментальный характер.

### 1.3. МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЖЕСТКОСТИ СТАНКОВ

На машиностроительных заводах для определения жесткости станков применяются статический и производственный методы.

**Статический метод определения жесткости.** Исследуемый узел станка с помощью специального динамометра нагружается дискретно изменяющейся силой  $P_y$ . Производятся измерения величины деформации этого узла в направлении приложенной нагрузки. По результатам измерений величин деформаций строится зависимость  $y = f(P_y)$  (рис. 1.3). По тангенсу угла наклона прямой судят о жесткости узла или упругой системы станка. Данный метод позволяет судить

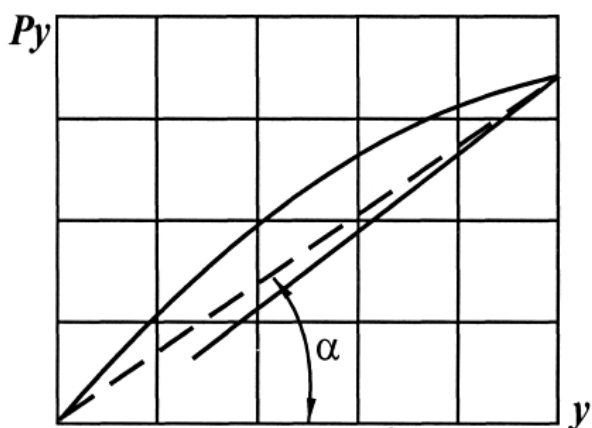


Рис. 1.3. Нагрузочная характеристика.

о жесткости отдельных узлов станка в процессе изготовления, ремонта и эксплуатации.

Этот метод достаточно прост, доступен, однако, он недостаточно точен, так как не учитывает вибрационные процессы, которые увеличивают деформацию системы, занижая тем самым фактическую жесткость станка.

## Производственные методы определения жесткости станков

### 1. Метод обтачивания ступенчатой или эксцентричной заготовки.

На обрабатываемой поверхности жесткого вала искусственно создается уступ или эксцентричная проточка, которые принимаются в расчетах как погрешность исходной заготовки  $\Delta_{исх. заг} = D_1 - D_2$  (рис.1.4,а). После проточки ступенчатой или эксцентричной заготовки за один проход на обработанной поверхности копируется такой же уступ, только в уменьшенном масштабе, представляющий собой погрешность обработанной заготовки  $\Delta_{обр. заг} = d_1 - d_2$  (рис.1.4,б).

По величине уточнения  $E = \Delta_{исх. заг} / \Delta_{обр. заг}$  рассчитывают жесткость в условиях работающего станка по формуле

$$c = \lambda \cdot C_{\rho} \cdot S^{0,75} \cdot \frac{\Delta_{исх. заг.}}{\Delta_{обр. заг.}}, \quad (1.12)$$

где  $\lambda = P_y / P_z$ ;  $C_{\rho}$  – коэффициент, характеризующий обрабатываемый материал;  $S$  – подача, мм/об.

Величина  $C_{\rho}$  зависит от физико-механических средств обрабатываемого материала. Например, для машиноподелочной стали  $C_{\rho} = 144 \dots 205$ ; хромистой и хромоникелевой стали  $C_{\rho} = 182 \dots 251$ ; для чугунов  $C_{\rho} = 100 \dots 150$ . Величина отношения составляющих усилия резания  $P_y / P_z$  зависит от геометрических параметров режущей части инструмента и условий обработки. Этот параметр изменяется от 0,3 до 0,65.

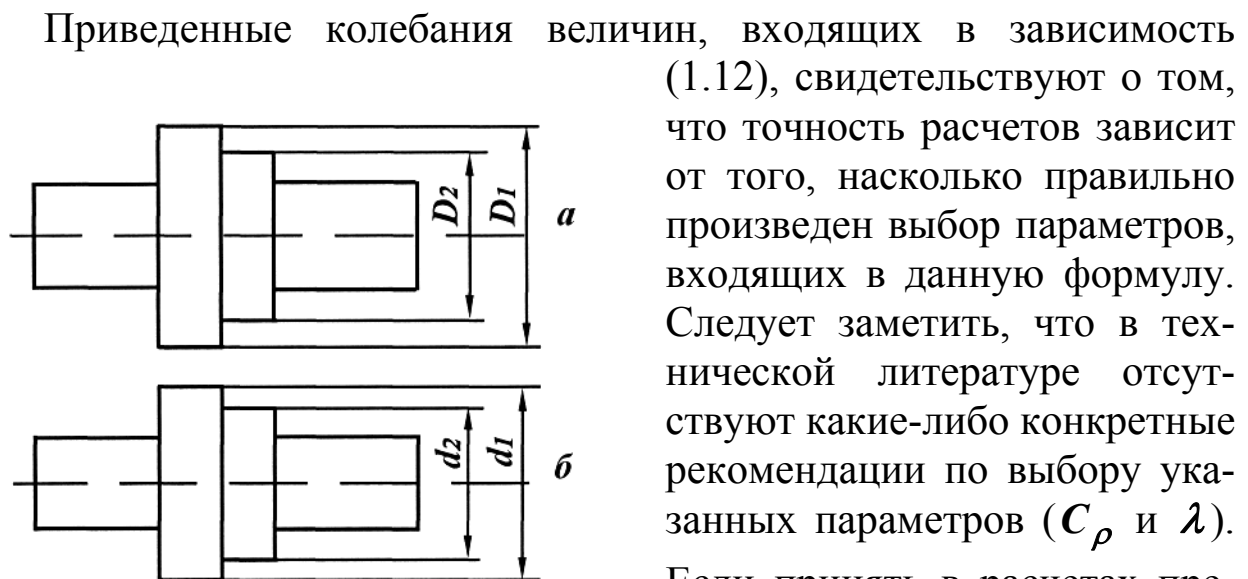


Рис. 1.4. Ступенчатые заготовки: а - до обработки, б - после обработки.

Приведенные колебания величин, входящих в зависимость (1.12), свидетельствуют о том, что точность расчетов зависит от того, насколько правильно произведен выбор параметров, входящих в данную формулу. Следует заметить, что в технической литературе отсутствуют какие-либо конкретные рекомендации по выбору указанных параметров ( $C_{\rho}$  и  $\lambda$ ). Если принять в расчетах предельные значения отношения составляющих силы резания

$P_y/P_z$ , то результаты расчета по формуле (1.12) будут весьма противоречивы. Например, допустим, что измерение перепада диаметров до обработки  $(D_1 - D_2) = \Delta D$  и после обработки  $(d_1 - d_2) = \Delta d$  произведено достаточно точно и значение  $C_\rho$  выбрано правильно, но допущена ошибка в выборе параметра  $F_y/F_z$ :

$$\text{при } P_y/P_z = 0,3 \text{ и } C_\rho = 200, c = 200 \cdot 0,3 A = 60 A,$$

$$\text{при } P_y/P_z = 0,65 \text{ и } C_\rho = 200, c = 200 \cdot 0,65 A = 120 A,$$

где  $A = S^{0,75} \cdot \frac{\Delta_{исх. заг.}}{\Delta_{обр. заг.}}$ .

Принимая условно  $A=250$ , получим  $c_1=15000$  Н/мм;  $c_2=32500$  Н/мм.

Из приведенного примера видно, что допущенная неточность в выборе только одного параметра  $\lambda$  искажает расчетную величину показаний жесткости упругой системы более чем в 2 раза.

Если учесть, что в производственных условиях, наряду с неточностью выбора параметра  $\lambda$ , возможна ошибка и в выборе  $C_\rho$ , то полученные результаты по расчету жесткости будут совершенно недопустимы. Например,

$$\text{при } C_\rho=144, \lambda=0,3 \cdot c_1=144 \cdot 0,3 \cdot 250=10800 \text{ Н/мм,}$$

$$\text{при } C_\rho=205, \lambda=0,65 \cdot c_2=205 \cdot 0,65 \cdot 250=33250 \text{ Н/мм.}$$

Приведенные данные свидетельствуют о том, что ошибки при выборе параметров  $C_\rho$  и  $\lambda$  вызывают разброс показаний жесткости более чем в 3 раза. Учитывая недостатки рассмотренного метода, авторами предложен метод определения жесткости станков, лишенный указанных недостатков [318].

2. Метод обтачивания ступенчатой заготовки на двух оправках разной жесткости.

Данный метод предусматривает процесс обтачивания одного и того же ступенчатого образца (рис. 1.5, а) на двух оправках разной жесткости или на оправке, имеющей различную жесткость в двух взаимно перпендикулярных направлениях (рис. 1.5, б).

Перепад диаметров  $d_1$  и  $d_2$  ступенчатого образца должен быть равен 3,0 – 4,0 мм.

При обтачивании припуска на сторону  $z=1,5...2,0$  мм за проход сначала на одной оправке, а затем на второй за счет податливости упругой системы (элементы станка: суппорт, передняя и задняя бабки

и оправка) на образце возникнут две ступени

$$y_1 = \frac{d_1 - d_0}{2} \approx 0,06 \text{ мм и } y_2 = \frac{d_2 - d_0}{2} \approx 0,03 \text{ мм.}$$

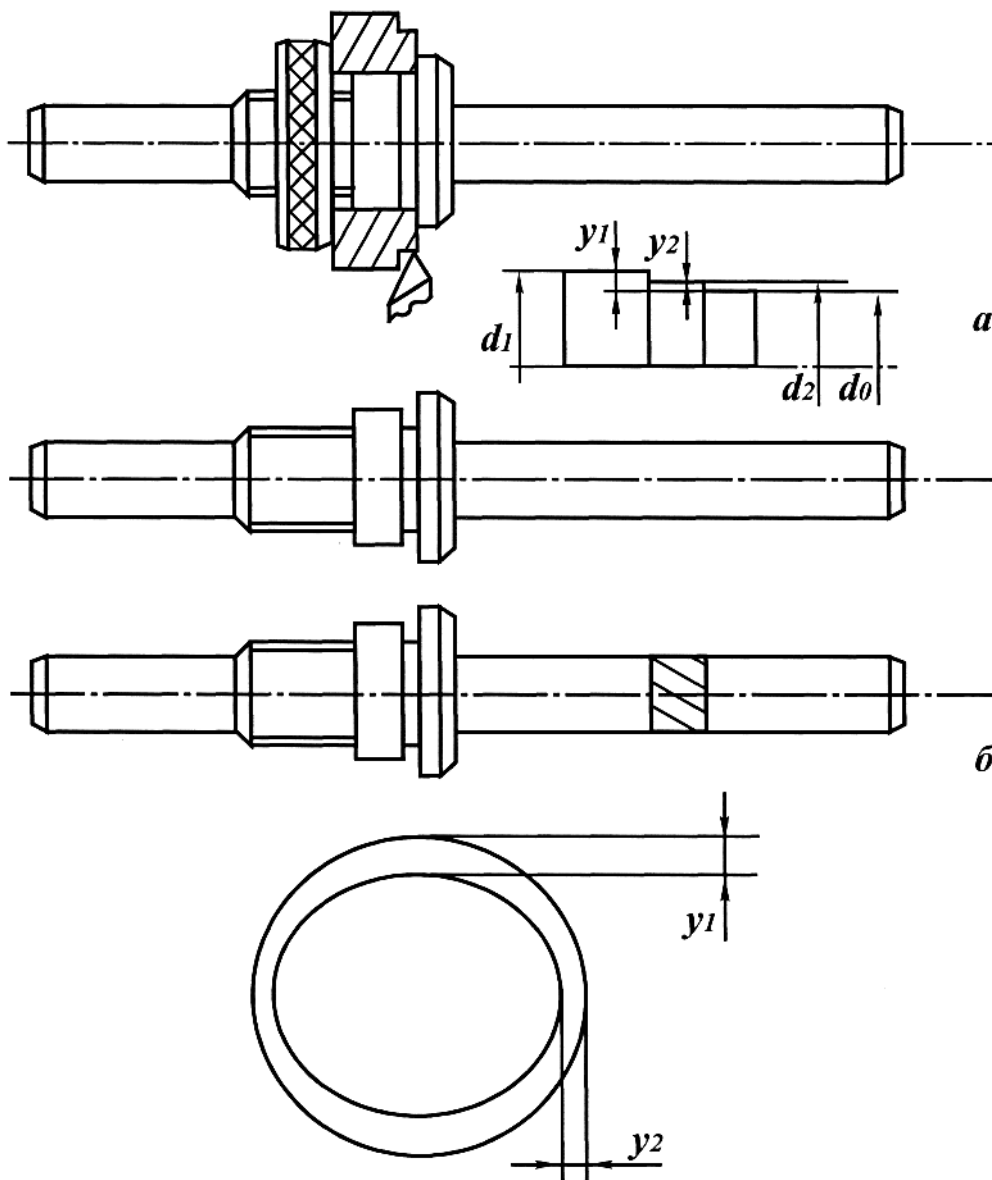


Рис.1.5. Расчетная схема (а) и оправки разной жесткости (б).

Для вывода зависимости для определения жесткости станка можно сделать допущение, что нормальные составляющие усилия резания, невзирая на различную величину прогиба оправок, будут равны

$$P_{y_1} = P_{y_2},$$

где  $P_{y_1}$  и  $P_{y_2}$  – составляющие усилия резания при обработке ступенчатого образца на первой и второй оправках.

Смещение режущей кромки инструмента относительно обрабатываемой детали за счет податливости узлов станка и оправки определяется из выражения

$$y = P_y \cdot \left( \frac{1}{c_{cyn}} + \frac{1}{4} \cdot \left( \frac{1}{c_{n.б}} + \frac{1}{c_{з.б}} \right) + \frac{1}{c_{онр}} \right).$$

Податливость упругой системы узлов токарного станка

$$\frac{1}{c_{см}} = \frac{1}{c_{cyn}} + \frac{1}{4} \cdot \left( \frac{1}{c_{n.б}} + \frac{1}{c_{з.б}} \right).$$

Из равенства усилий резания, получим

$$\frac{y_1}{\frac{1}{c_{см}} + \frac{1}{c_{онр1}}} = \frac{y_2}{\frac{1}{c_{см}} + \frac{1}{c_{онр2}}}.$$

После преобразования получим зависимость для определения жесткости упругой системы станка

$$c_{см} = \frac{(y_1 - y_2) \cdot c_{онр1} \cdot c_{онр2}}{c_{онр2} \cdot y_2 - c_{онр1} \cdot y_1}. \quad (1.13)$$

Для проверки стабильности показаний рассмотренного метода проводились опыты на токарно-винторезном станке ИК62. На образце

Ø150 мм  $l = 50$  мм протачивалась ступень  $\frac{d_1 - d_2}{2} = 1,5$  мм.

Ступенчатый образец обтачивался на оправке, которая имела разную жесткость в двух взаимно перпендикулярных направлениях [361] (рис. 1.5, б). Предварительно определялась жесткость оправки в направлении осей  $x$  и  $y$ . Суммарная деформация измерялась головкой миниметра с ценой деления 0,002 мм, установленной в резцедержателе станка.

Опыты проводились в следующей последовательности:

1. Ступенчатый образец устанавливали на оправку с жесткостью  $c_1 = 9200$  Н/мм,  $c_2 = 21000$  Н/мм.
2. Образец протачивался резцами  $\varphi_1 = 45^\circ$  и  $\varphi_2 = 60^\circ$  с последующим измерением величин упругих перемещений  $y_1$  и  $y_2$ .

По зависимости (1.13) определялась жесткость станка. В табл. 1.2. представлены расчетные значения жесткости станка.

Таблица 1.2

№ опыта	$\varphi^0$	$y_1$ , мм	$y_2$ , мм	$c_{онр1}$ , Н/мм	$c_{онр2}$ , Н/мм	$c_{см}$ , Н/мм
1	45	0,071	0,02	5306	10000	6682
2	60	0,06	0,018	5306	10000	6684



#### 1.4. РАСЧЕТ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

Определяющее влияние на точность обработки оказывает силовой фактор, вызывающий упругие перемещения в системе  $y$

$$y = \frac{P_y}{c}, \quad (1.14)$$

где  $P_y$  – радиальная составляющая силы резания, Н;  $c$  – приведенная жесткость системы, Н/м.

Радиальную составляющую силы резания можно представить в виде

$$P_y = \frac{P_z}{K_{рез}},$$

где  $P_z = \sigma \cdot S$  – тангенциальная составляющая силы резания, Н;  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $S$  – площадь поперечного сечения среза, м<sup>2</sup>;  $K_{рез}$  – коэффициент резания.

В свою очередь  $S = \frac{Q_0}{V_{рез}}$ , где  $Q_0 = t \cdot S_{прод} \cdot V_{рез}$  – номинальная производительность обработки, м<sup>3</sup>/с;  $V_{рез}$  – скорость резания, м/с;  $t$  – глубина резания, м;  $S_{пр}$  – продольная подача на оборот детали, м/об.

При однопроходном шлифовании

$$y = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{t \cdot S_{прод}}{c} \quad (1.15)$$

или

$$y = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{V_{рез}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (1.16)$$

Упругое перемещение  $y$  тем меньше, чем меньше отношение  $\sigma / K_{рез}$  и производительность  $Q_0$  и чем больше скорость резания  $V_{рез}$  и жесткость  $c$ . Как видно, величина  $y$  зависит от трех групп параметров:  $\sigma / K_{рез}$  – характеризует процесс резания,  $Q_0 / V_{рез}$  – характеризует режим резания,  $c$  – жесткость системы.

Для обеспечения точности при однопроходной обработке необходимо учитывать величину упругих перемещений. Глубину резания  $t$  следует устанавливать с учетом припуска на обработку  $\Pi$  и величини-

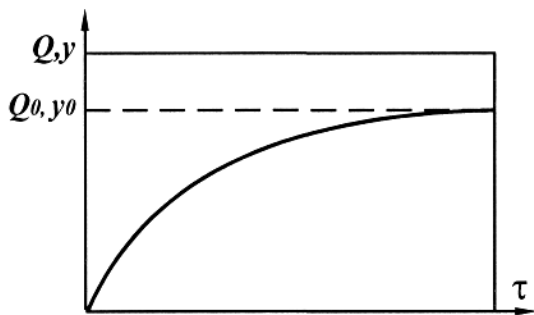


Рис. 1.6. Зависимость производительности  $Q$  и величины упругого перемещения  $y$  от времени.

ны деформации упругой системы  $y$ :  $t = \Pi + y$ . С учетом  $y = t - \Pi$  и выражения (1.15) глубину резания  $t$ , обеспечивающую требуемую точность, можно найти из выражения

$$t = \frac{\Pi}{\left(1 - \frac{\sigma}{K_{рез}} \frac{S_{прод}}{c}\right)}. \quad (1.17)$$

Чем меньше отношение  $\sigma/K_{рез}$  и больше жесткость  $c$ , тем

меньше отличия величин  $t$  и  $\Pi$ .

Текущие значения  $Q$  и  $y$  определяются из выражений

$$Q = Q_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}\right), \quad (1.18)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot \left(1 - e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}\right). \quad (1.19)$$

В выражениях (1.18), (1.19) присутствует временной фактор  $\tau$ .

Следовательно, производительность  $Q$  и величина упругих перемещений  $y$  асимптотически увеличиваясь, приближаются к номинальным значениям  $Q_0$  и  $y_{уст}$  (рис.1.6).

Создание предварительного натяга в системе исключает переходный период, при котором фактические показатели  $Q$  и  $y$  существенно отличаются от номинальных значений.

Создание предварительного натяга в системе достигается за счет увеличения произведения параметров  $\frac{K_{рез}}{\sigma} \cdot c \cdot V_{рез}$ . Если исключить экспоненту (переходный период), то зависимости (1.18) и (1.19) примут вид

$$Q = Q_0, \quad (1.20)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}. \quad (1.21)$$

На величину упругих перемещений, как видно из выражения

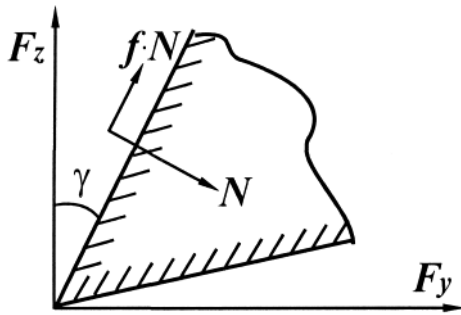


Рис.1.7. Схема сил, действующих на передней поверхности инструмента.

(1.21), оказывает существенное влияние отношение  $\sigma / K_{рез}$ .

Коэффициент резания  $K_{рез}$  определяется из системы уравнений, описывающих силы резания  $N$  и  $f \cdot N$ , которые возникают на передней поверхности резца (рис.1.7), где  $f$  – средний коэффициент трения

$$\begin{cases} P_z = N \cos \gamma + f \cdot N \sin \gamma \\ P_y = -N \sin \gamma + f \cdot N \cos \gamma \end{cases} \quad (1.22)$$

где  $\gamma$  – передний угол инструмента.

Откуда

$$K_{рез} = \frac{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma}{f - \operatorname{tg} \gamma} \quad (1.23)$$

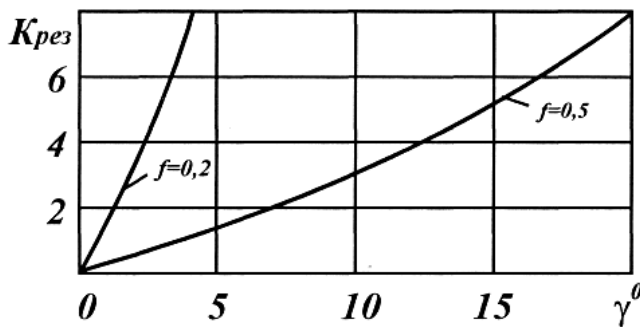


Рис.1.8. Зависимость коэффициента резания  $K_{рез}$  от переднего угла инструмента  $\gamma$ .

С увеличением переднего угла инструмента  $\gamma$  коэффициент резания  $K_{рез}$  увеличивается. При условии  $\operatorname{tg} \gamma \rightarrow f$  коэффициент резания  $K_{рез}$  стремится к бесконечности. Чем меньше коэффициент трения  $f$ , тем больше коэффициент резания  $K_{рез}$ .

На рис. 1.8 представлена зависимость коэффициента резания  $K_{рез}$  от переднего угла инструмента  $\gamma$ , подтверждающая выводы,

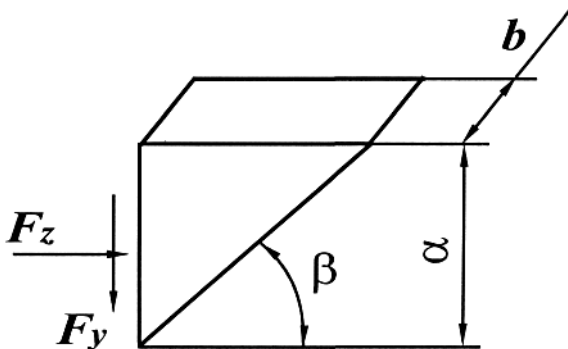


Рис.1.9. Расчетная схема параметров стружкообразования.

вытекающие из зависимости (1.23).

При движении режущего инструмента в обрабатываемом материале возникают касательные напряжения в плоскости, расположенной под углом  $\beta$  (рис. 1.9). Эти напряжения вызывают сдвиговые деформации и образование

стружки.

Касательные напряжения  $\tau$  можно определить из выражения [375]

$$\tau = \frac{P_y}{a \cdot b} \cdot (K_{рез} \cdot 0,5 \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta). \quad (1.24)$$

Приравнивая первую производную  $\tau'(\beta)$  к нулю, можно найти экстремальное значение угла  $\beta$ , при котором касательное напряжение достигает максимального значения

$$\operatorname{tg} 2\beta = K_{рез}. \quad (1.25)$$

Принимая условие  $\tau = \tau_{сдв}$  (где  $\tau_{сдв}$  – предел прочности обрабатываемого материала на сдвиг, Н/м<sup>2</sup>), из зависимости (1.24) с учетом (1.25) определяется условное напряжение резания  $\sigma$  [375]

$$\sigma = \frac{\tau_{сдв}}{K_{рез} \cdot \left[ \frac{1}{2\sqrt{1-K_{рез}^2}} - \frac{1}{(4+K_{рез}^2)} \right]}. \quad (1.26)$$

При условии  $K_{рез} < 1$  зависимость (1.26) упрощается

$$\sigma = \frac{4}{K_{рез}} \cdot \tau_{сдв}. \quad (1.27)$$

При обработке хрупких материалов, например, чугуна, при достижении в плоскости сдвига предельных напряжений  $\tau_{сдв}$  происходит разрушение с отделением элементарного объема от основного материала.

При обработке пластичных (вязких) материалов отделения элементарных объемов не происходит. Здесь имеет место пластическое течение материала по плоскости сдвига при постоянной предельной

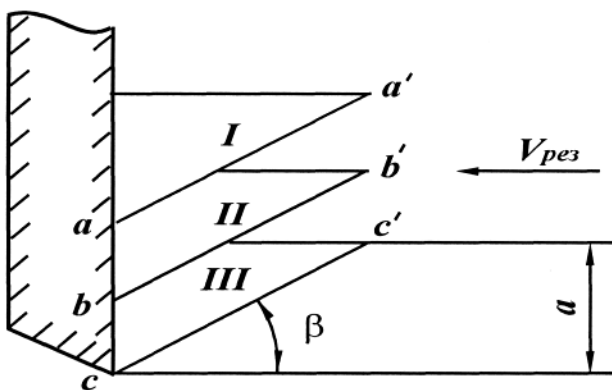


Рис.1.10. Схема пластического течения материала.

нагрузке  $\tau_{сдв}$ . Пластический сдвиг по плоскости  $a-a'$  будет продолжаться до тех пор, пока в сечении  $b-b'$  (рис. 1.10) (условной плоскости сдвига) напряжение сдвига не достигнет предельных касательных напряжений  $\tau = \tau_{сдв}$ . С появлением пластического течения

материала в плоскости  $b-b'$  сдвиг металла в плоскости  $a-a'$  прекратится. Элементарные объемы I и II, имея жесткую связь, будут перемещаться по дискретно сменяющимся вновь образованным плоскостям сдвига, образуя сплошную стружку.

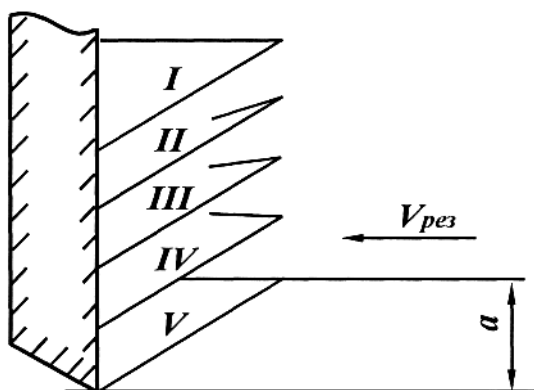


Рис.1.11. Схема пластического течения материала при обработке с малыми глубинами резания.

Составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_y$  равны сумме сил, возникающих от контакта элементарных объемов металла I и II с передней поверхностью резца. При резании с малыми толщинами среза от величины радиуса округления вершины резца зависит количество контактов элементарных объемов стружки III, IV, V — (рис. 1.11) с передней поверхностью резца. Составляющие силы резания можно пред-

ставить в виде

$$P_z = n \cdot P'_z, \quad P_y = n \cdot P'_y,$$

где  $n$  — количество плоскостей сдвига, в которых происходит течение материала.

Соответственно зависимость (1.26) примет вид

$$\sigma = \frac{n \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез} \cdot \left[ \frac{1}{2\sqrt{1+K_{рез}^2}} - \frac{1}{(4+K_{рез}^2)} \right]}. \quad (1.28)$$

При малых толщинах среза ( $K_{рез} < 1$ ) выражение (1.28) можно представить в виде

$$\sigma = \frac{4 \cdot n \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}}. \quad (1.29)$$

Полученные зависимости позволяют объяснить существенное расхождение (до 5 и более раз) расчетных и экспериментальных данных при алмазном тонком точении пластичных материалов: меди, латуни и др. [189].

Параметр  $\sigma$  в общем случае зависит от отношения  $a_z/\rho$ , где  $a_z$  — толщина среза;  $\rho$  — радиус округления вершины резца. Чем меньше отношение  $a_z/\rho$ , тем больше число  $n$  и тем больше услов-

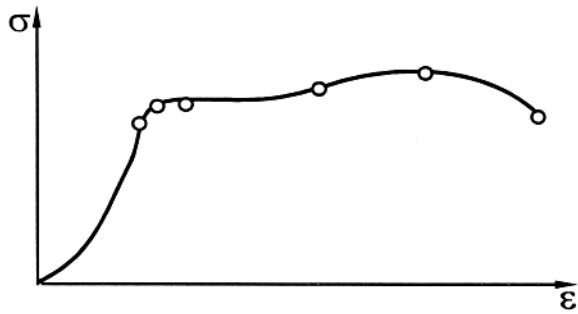


Рис.1.12. Диаграмма напряжения  $\sigma$  от деформации  $\varepsilon$ .

ное напряжение резания.

По диаграмме «напряжение – деформация» можно судить о параметре  $n$  (рис. 1.12). Чем больше степень деформации металла до момента его разрушения, тем большее количество плоскостей сдвига  $n$ . Для хрупких материалов  $n = 1$ , для пластичных  $n \geq 2$ .

Пластичные материалы по сравнению с хрупкими имеют значительно меньшее предельное касательное напряжение на сдвиг  $\tau_{сдв}$ , но значительно большее условное напряжение резания  $\sigma$ .

В технической литературе отсутствуют данные, позволяющие установить функциональную связь между прочностью материала и возникающими силами резания. Этим можно объяснить отсутствие аналитических зависимостей, позволяющих рассчитывать силы резания, а используются, как правило, эмпирические зависимости.

Полученные зависимости создают основу для расчета параметров силовой напряженности, не прибегая к экспериментально полученным зависимостям.

При точении резцом с радиусом округления вершины  $\rho$  касательное напряжение  $\tau$  в плоскости сдвига определяется [375]

$$\tau = \frac{\rho \cdot HV}{a_z} \cdot \sin \beta \cdot [\sin(90^\circ + \beta) - \sin(\varphi_0 + \beta)], \quad (1.30)$$

где  $HV$  – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), Н/м<sup>2</sup>;  $(90^\circ - \varphi_0)$  – угол контакта режущей кромки резца с материалом.

Экстремальное значение угла  $\beta$ , соответствующее максимуму функции  $\tau$ , полученное из условия  $\tau'(\beta)$ , после преобразований примет вид

$$\beta = 22,5 - \frac{\varphi_0}{4}. \quad (1.31)$$

Следовательно, угол сдвига  $\beta$  изменяется в пределах  $0 \dots 22,5^\circ$ .

При условии  $\tau = \tau_{сдв}$  с учетом (1.31) угол сдвига  $\beta$  определяется из выражения [375]

$$\beta = 3 \sqrt[3]{\frac{\tau_{сдв} \cdot a_z}{4 \cdot HV \cdot \rho}}. \quad (1.32)$$

Соответственно параметры  $\sigma$  и  $K_{рез}$  выразятся [309]

$$\sigma = 3 \sqrt[3]{\frac{32 \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot HV \cdot \rho}{a_z}}, \quad (1.33)$$

$$K_{рез} = \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot a_z}{HV \cdot \rho}}. \quad (1.34)$$

Из зависимостей (1.33) и (1.34) следует, что произведение параметров  $\sigma$  и  $k_{рез}$  принимает постоянное значение и равно  $4\tau_{сдв} \approx 2\sigma_{сж}$ , а отношение  $\sigma / K_{рез}$  равно

$$\frac{\sigma}{K_{рез}} = \sqrt{\frac{16 \cdot \tau_{сдв} \cdot HV^2 \cdot \rho^2}{a_z}}. \quad (1.35)$$

Из приведенной зависимости следует, что уменьшение достигается за счет увеличения соотношения  $a_z / \rho$ . Физико-механические характеристики обрабатываемого материала ( $\tau_{сдв}$  и  $HV$ ) оказывают также большое влияние на отношение параметров  $\sigma / K_{рез}$ .

При условии обработки, когда  $K_{рез} > 1$ , а условное напряжение резания  $\sigma = 2\sigma_{сж}$  (где  $\sigma_{сж}$  – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м<sup>2</sup>) параметр  $y$ , исходя из зависимости (1.15), будет представлен в виде

$$y = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{V_{рез}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (1.36)$$

Величина упругого перемещения  $y$ , как видно из выражения (1.36), обратно пропорциональна жесткости упругой системы  $c$ , скорости резания  $V_{рез}$  и коэффициенту резания  $K_{рез}$ .

## 1.5. УПРУГИЕ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

При абразивной обработке параметры  $K_{ш} = P_z / P_y$  и  $\sigma$  выражаются через безразмерный параметр  $\eta$ , учитывающий степень затупления режущего зерна. Этот параметр изменяется в пределах 0...1 (для острого зерна  $\eta \rightarrow 0$ , для затупленного зерна  $\eta \rightarrow 1$ )

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сжс}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}} \cdot (1 - \eta), \quad (1.37)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sigma_{сжс} \cdot HV}{1 - \eta}}. \quad (1.38)$$

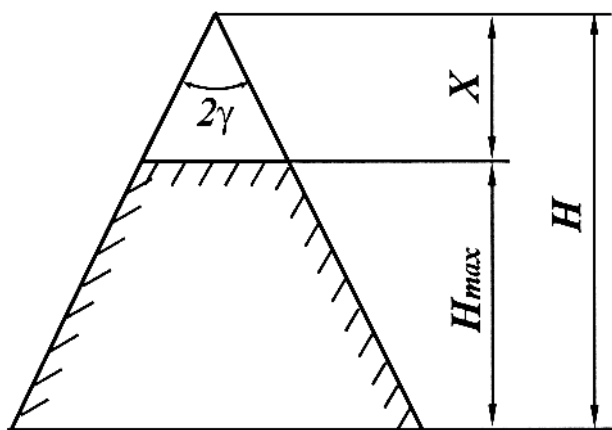


Рис. 1.13. Расчетная схема для определения параметров шлифования.

С физической точки зрения параметр  $\eta$  равен отношению величины изношенной части зерна  $x$  на высоту выступающего зерна  $H$  (рис. 1.13). Следовательно, уменьшить параметр  $\eta$  можно путем изыскания способов, уменьшающих величину линейного износа зерен  $x$ . Для поддержания на шлифовальном круге острого режущего рельефа

( $\eta \rightarrow 0$ ) необходимо обеспечить режим самозатачивания путем применения алмазных кругов на относительно малопрочных органических связках или осуществления в процессе обработки непрерывной правки. Высокая эффективность достигается при использовании электроэрозионного и электрохимического методов непрерывной правки алмазных кругов на металлических связках.

Увеличение параметра  $H$  достигается путем применения крупнозернистых высокопористых шлифовальных кругов.

При работе круга в режиме затупления параметр  $\eta$  с течением времени обработки увеличивается ( $\eta \rightarrow 1$ ), а отношение  $\sigma / K_{ш}$  стремится к бесконечности.

Окончательная точность обработки формируется на выхаживающих проходах. Для процесса выхаживания производительность  $Q$  и упругое перемещение  $y$  определяются из выражений

$$Q = \frac{y_0 \cdot V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c}{\sigma} \cdot e^{-\frac{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma} \cdot \tau}, \quad (1.39)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma} \cdot \tau}, \quad (1.40)$$



где  $V_{кр}$  – скорость круга, м/с;  $K_{ш}$  – коэффициент шлифования;  $c$  – жесткость, Н/м;  $D_{дет}$  – диаметр детали, м;  $l_{дет}$  – длина обрабатываемой детали, м;  $\sigma$  – условное напряжение шлифования, Н/м<sup>2</sup>;  $y_0$  – величина предварительного натяга в технологической системе, м.

Параметры  $Q$  и  $y$  зависят от величины предварительного натяга в технологической системе  $y_0$ . Чем больше натяг, тем больше продолжительность выхаживания  $\tau$ . Чем больше скорость круга  $V_{кр}$ , жесткость системы  $c$  и отношение  $K_{ш}/\sigma$ , тем быстрее достигается требуемая точность при выхаживании.

Производя замену в выражении (1.19) параметров  $V_{рез}$  на скорость круга  $V_{кр}$ ,  $K_{рез}$  на  $K_{ш}$  и принимая  $Q_0 = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot S_{рад}$  (для круглого врезного шлифования) и время  $\tau = \Pi / S_{рез}$  (где  $\Pi$  – припуск на сторону), получим выражение для расчета текущего значения величины упругого перемещения при шлифовании  $y$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \right). \quad (1.41)$$

Из полученного выражения видно, что по мере увеличения времени шлифования  $\tau$  текущее значение  $y$  стремится к постоянному установившемуся значению

$$y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c}. \quad (1.42)$$

Подставляя зависимость (1.42) в (1.41), имеем

$$y = y_{уст} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} \right), \quad (1.43)$$

где  $\Pi$  – припуск на обработку, м.

Погрешность зацентровки цилиндрической детали смещает ось вращения заготовки, вызывая неравномерность снимаемого припуска в пределах от  $\Pi_{max}$  до  $\Pi_{min}$ .

Неравномерность снимаемого припуска вызывает изменение податливости упругой системы за период одного оборота заготовки и, как следствие, появление погрешности обрабатываемой детали

$$\Delta y = y_{max} - y_{min}, \quad (1.44)$$

$$y_{max} = y_{уст} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \right), \quad (1.45)$$

$$y_{min} = y_{уст} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}} \right), \quad (1.46)$$

откуда 
$$\Delta y = y_{уст} \cdot \left( e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} - e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}} \right).$$

Чем больше погрешность исходной заготовки детали  $\Delta\Pi$ , тем больше погрешность  $\Delta y$ .

При выхаживании неизвестные параметры – максимальный припуск  $\Pi_{max}$  и необходимое время для исправления погрешности формы  $\tau$  – определяются из системы уравнений

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V_{кр} \cdot c \cdot K_{ш} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \\ \Delta y = \Delta\Pi \cdot e^{-\frac{V_{кр} \cdot c \cdot K_{ш} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \end{cases}. \quad (1.47)$$

Для определения времени выхаживания  $\tau$  систему уравнений (1.47) представим в виде

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-x_1} \\ \Delta y = \Delta\Pi \cdot e^{-x_1} \end{cases}, \quad (1.48)$$

где  $x_1 = \frac{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}$ .

Из системы уравнений (1.48) получим

$$\begin{cases} \Pi_{max} = y_{max} \cdot \frac{\Delta\Pi}{\Delta y} \\ x_1 = \ln \frac{\Delta\Pi}{\Delta y} \end{cases}, \quad (1.49)$$

$$x_1 = \frac{\lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}},$$

где параметр  $\lambda$  определяется из зависимости, приведенной в работе [375]

$$\lambda = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}, \quad (1.50)$$

где  $HV$  – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), Н/м<sup>2</sup>.

Параметр  $\eta$  определяется из зависимости, приведенной в работе [375]

$$H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (1.51)$$

С учетом  $H = x/\eta$ , получим

$$\frac{(1 - \eta^2)}{\eta^3} = \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot x^3}, \quad (1.52)$$

где  $x$  – величина линейного износа зерна, м;  $\bar{X}$  – зернистость круга, м;  $m$  – объемная концентрация круга;  $V_{дет}$  – скорость детали, м/с;  $t$  –

глубина шлифования, м;  $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}$ ;  $R_{кр}, R_{дет}$  – радиусы круга и

детали, м.

Функция  $(1 - \eta^2)/\eta^3$  при изменении  $\eta$  от 0 до 1 изменяется от  $\infty$  до 0. Условие  $(1 - \eta^2)/\eta^3 \rightarrow \infty$  реализуется при  $x \rightarrow 0$ .

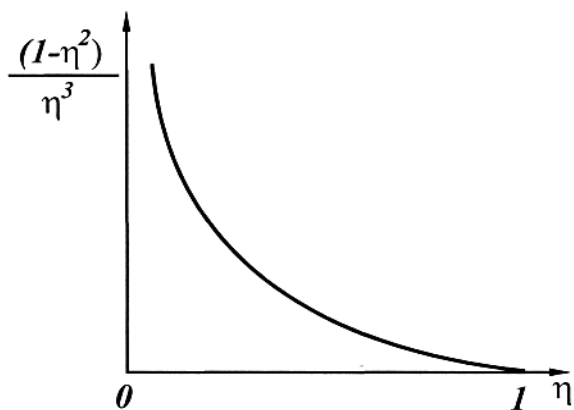


Рис. 1.14. Зависимость  $(1 - \eta^2)/\eta^3$  от параметра  $\eta$ .

На рис.1.14 представлена зависимость  $(1 - \eta^2)/\eta^3 = f(\eta)$ .

Уменьшить параметр  $\eta$  можно за счет увеличения параметров  $\bar{X}$ ,  $V_{дет}$ ,  $t$  и уменьшения  $m$ ,  $V_{кр}$ ,  $x$ .

Глубину шлифования  $t$  можно представить в виде

$$t = \frac{Q}{B \cdot V_{дет}}, \quad (1.53)$$

где  $Q$  – текущая производительность обработки, м<sup>3</sup>/с;  $B$  – ширина

шлифования, м.

После подстановки в (1.53) текущей производительности обработки

$$Q = \lambda \cdot c \cdot \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{\lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}},$$

выражение для глубины шлифования  $t$  будет иметь следующий вид

$$t = \frac{\lambda \cdot c \cdot \Pi_{max}}{B \cdot V_{дет}} \cdot e^{-\frac{\lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}}. \quad (1.54)$$

С течением времени  $\tau$  глубина шлифования  $t$  будет уменьшаться. Увеличить  $Q$  и  $t$  можно путем стабилизации во времени параметра  $\lambda$ . Это достигается, как видно из (1.50), стабильным поддержанием во времени параметра  $\eta$ .

Проведенный теоретический анализ точности изготовления деталей позволил установить связь величины упругого перемещения  $y$  и производительности  $Q$  с условным напряжением резания  $\sigma$ , коэффициентом резания  $K_{рез}$ , параметрами режима обработки  $t$ ,  $S_{np}$ ,  $V_{рез}$  и жесткостью упругой системы  $c$ .

Для обеспечения точности при однопроходной обработке надо учитывать величину упругих деформаций. Глубину резания следует устанавливать с учетом податливости упругой системы и отношения  $\sigma/K_{рез}$  из (1.17).

При обработке хрупких материалов, например, чугуна, в плоскости сдвига происходит разрушение с отделением стружки. При обработке пластичных материалов при достижении предельных значений  $\sigma_{сдв}$  происходит течение материала по плоскости сдвига. Пластический сдвиг по плоскости  $a - a'$  (рис. 1.10) продолжается до тех пор, пока в плоскости  $b - b'$  напряжение сдвига не достигает предельных касательных напряжений  $\tau = \tau_{сдв}$ .

Установлено, что чем больше степень деформации металла до момента его разрушения, тем большее количество плоскостей сдвига  $n$  (рис. 1.11). Для хрупких материалов  $n = 1$ , для пластичных (вязких)  $n \geq 2$ .

Отношение  $\sigma/K_{рез}$  уменьшается с увеличением  $a_z/\rho$ . Установлена связь отношения  $\sigma/K_{ин}$  с параметром  $\eta = x/H$ . С увеличением  $\eta$  от 0 до 1 отношение  $\sigma/K_{ин}$  изменяется от нуля до бесконечности.

Для поддержания на шлифовальном круге острого режущего рельефа ( $x \rightarrow 0$ ) необходимо обеспечить его самозатачивание путем

применения прерывистых кругов или производить в процессе шлифования непрерывную правку (электроэрозионную или электрохимическую).

## 1.6. ВЛИЯНИЕ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ

Неравномерность снимаемого припуска по диаметру, неуравновешенность вращающихся масс станка и другие факторы вызывают колебания сил резания и возникновение вынужденных колебаний. При этих условиях снижается точность обработки.

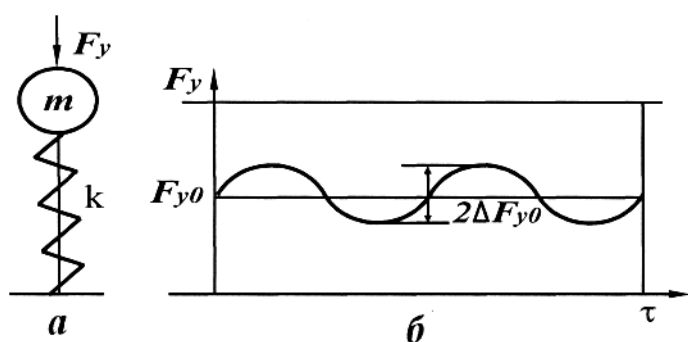


Рис. 1.15. Схема одномассовой динамической модели и гармонические колебания.

Для управления точностью обработки необходимо установить функциональную связь динамических параметров процесса резания с амплитудой колебаний режущей кромки инструмента.

Для определения статических и динамических характеристик упругой системы станка представим деталь в виде одномассовой динамической модели (рис. 1.15, а) с изменяющейся по синусоидальному закону радиальной составляющей силы резания  $P_y$  (рис. 1.15, б).

Гармонические колебания одномассовой динамической модели можно описать дифференциальным уравнением вида

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_{y0} + \Delta P_{y0} \cdot \sin \omega \tau, \quad (1.55)$$

где  $m$  и  $c$  – приведенные масса и жесткость системы;  $\ddot{y}$  – ускорение движения массы;  $P_{y0}$  – статическая составляющая силы  $P_y$ ;  $\Delta P_{y0}$  – амплитуда колебаний силы  $P_y$ ;  $\omega$  – частота колебаний.

Решение дифференциального уравнения (1.55) имеет вид

$$y = \frac{P_{y0}}{c} + \frac{\Delta P_{y0}}{(k^2 - \omega^2) \cdot m} \cdot \sin \omega \tau, \quad (1.56)$$

где  $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$  – собственная частота колебаний системы.

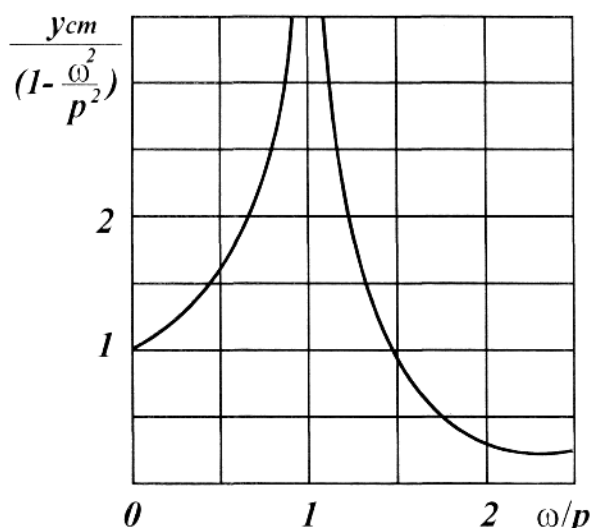


Рис.1.16. Зависимость  $\frac{y_{cm}}{(1 - \omega^2/k^2)}$  от параметра  $\omega/k$ .

являются не сразу, а через определенный промежуток времени. Это вытекает из обобщенного интеграла при условии  $\omega = k$  (для второго слагаемого выражения (1.56))

$$y = \frac{\Delta P_y}{m \cdot k} \cdot \int_0^{\tau} \sin kt_1 \cdot \sin k(\tau - t_1) \cdot dt_1 \quad (1.57)$$

после его вычисления

$$y = y_{cm} \cdot (\sin k\tau - k \cdot \tau \cdot \cos k\tau), \quad (1.58)$$

где  $t_1$  – новая переменная ( $0 < t_1 < \tau$ ).

Перемещение  $y$  с течением времени возрастает по линейному закону и через определенное время обращается в бесконечность. Поэтому при непродолжительной обработке в резонансном режиме можно избежать возникновения погрешностей обработки.

При  $\omega > k$  в зарезонансной области амплитуда колебаний уменьшается и при  $\omega > \sqrt{2} \cdot k$  второе слагаемое в выражении (1.56) становится меньше единицы. В этом случае упругая система не успевает среагировать на высокочастотные изменения силы  $\Delta P_y$  и вызвать перемещение системы, равное статическому перемещению  $y_{cm}$ .

При прерывистом шлифовании на массу  $m$  действует импульс силы  $P_{y_0}$  в течение короткого промежутка времени  $\tau$ . Амплитуда колебаний определяется из уравнения (1.59) с учетом силы  $P_y$

Установлено, что при  $k > \omega$  роль динамики несущественна; при  $k \rightarrow \omega$  амплитуда колебаний неограниченно увеличивается за счет второго слагаемого выражения (1.56), которое можно представить в виде

$$\frac{y_{cm}}{\left(1 - \frac{\omega^2}{k^2}\right)} \cdot \sin \omega \tau,$$

где  $y_{cm} = \Delta P_{y_0} / c$  (рис. 1.16).

В работе [226] показано, что резонансные явления про-

$$y = 2 \cdot y_{cm} \cdot \sin \frac{k\tau_1}{2} \cdot \sin k \left( \tau - \frac{\tau_1}{2} \right), \quad (1.59)$$

где  $y_{cm} = \Delta P_{y_0} / c$ .

Максимальное значение  $y_{max}$  равно

$$y_{max} = 2 \cdot y_{cm} \cdot \sin \frac{k\tau_1}{2}. \quad (1.60)$$

Отношение  $y_{max} / y_{cm}$  носит название коэффициента динамичности  $\mu$  и по данным [375] принимает следующие значения (табл. 1.3).

Таблица 1.3

$\tau_1/T$	0	0,01	0,02	0,03	0,05	0,1	0,15	0,25	0,5
$\mu$	0	0,062	0,126	0,188	0,313	0,618	0,708	1,413	2,0

При малых значениях  $\tau_1/T$  (меньше 0,15) коэффициент динамичности меньше единицы. Динамические перемещения в этой области меньше статических. С увеличением  $\tau_1/T$  коэффициент динамичности возрастает и при  $\tau_1/T = 0,5$  достигая значения  $\mu = 2,0$ . Динамика резания, как видно из приведенных данных, связана с временем контакта режущего инструмента с деталью.

Согласно зависимости (1.59), повысить точность можно за счет увеличения собственной частоты колебаний  $k$ , уменьшая значение  $\sin \frac{k\tau_1}{2}$ . С другой стороны, уменьшить  $\tau_1$  можно за счет увеличения скоростей движения детали или инструмента (в зависимости от вида обработки). Эффект снижения амплитуды колебаний (ниже статического значения) при  $\tau_1/T < 0,15$  аналогичен эффекту снижения амплитуды колебаний в зарезонансной области  $\omega > \sqrt{2} \cdot k$ .

В работе [307] приведено решение, учитывающее многократность воздействия импульсов силы  $P_{y_0}$  на характер изменения колебаний массы  $m$  при прерывистом резании

$$y = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \left[ \sin k\tau + \operatorname{ctg} \left( \frac{\pi k}{\omega} \right) \cdot \cos k\tau \right], \quad (1.61)$$

где  $S = \int_0^{\tau_1} P_{y_0} \cdot d\tau = P_{y_0} \cdot \tau_1$  – импульс силы;  $\omega$  – частота следования импульсов.

Зависимость (1.61) справедлива в интервале от  $\tau_1 = 0$  до  $\tau_1 = 2\pi/\omega$ . В других интервалах закономерность изменения величины  $y$  повторяется. Амплитуда колебаний определяется по формуле

$$A = \frac{S}{m \cdot k} \cdot \sqrt{1 + \text{ctg}^2\left(\frac{\pi k}{\omega}\right)} = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k \cdot \left|\sin \frac{\pi k}{\omega}\right|}. \quad (1.62)$$

Дробь  $\frac{S}{m \cdot k}$  характеризует величину максимального отклонения, вызванного однократным воздействием импульса силы. Коэффициент  $\beta$  отражает влияние многократного воздействия импульсов силы

$$\beta = \frac{1}{2 \cdot \left|\sin \frac{\pi k}{\omega}\right|}. \quad (1.63)$$

Из выражения (1.63) следует, что при  $\beta_{min} = 0,5$  и  $\sin \frac{\pi k}{\omega} = 1$  амплитуда колебаний  $A_{min}$  принимает минимальное значение

$$A_{min} = 0,5 \cdot A_{cm} \cdot \tau_1 \cdot k, \quad (1.64)$$

где  $y_{cm} = \Delta P_{y_0} / c$  – перемещение массы  $m$ , соответствующее статическому приложению силы  $P_{y_0}$ .

С учетом  $k = \frac{2\pi}{T}$  зависимость (1.64) примет вид

$$A_{min} = A_{cm} \cdot \frac{\pi \cdot \tau_1}{T}, \quad (1.65)$$

где  $T$  – период собственных колебаний.

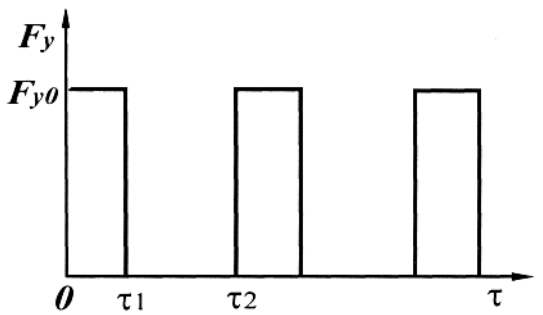


Рис. 1.17. Изменение силы  $P(\tau)$ .

Период собственных колебаний зависит от жесткости упругой системы. С уменьшением жесткости упругой системы период собственных колебаний возрастает. С уменьшением  $\tau_1$  можно существенно уменьшить амплитуду колебаний  $A_{min}$ . Это уменьшение эквивалентно повышению динамической жесткости упругой системы.

Следовательно, при кратковременном действии импульсов (продолжительностью  $\tau_1$ ) можно практиче-



ски исключить упругие перемещения системы, повышая тем самым точность обработки.

Данный эффект реализуется при прерывистом шлифовании.

В работе [375] приведено аналитическое решение, позволяющее определять колебания при прерывистом шлифовании. Движение массы  $m$  обрабатываемой детали на участке действия импульса силы  $(0, \tau_1)$  (рис. 1.17) описывается дифференциальным уравнением

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_{y_0}, \quad (1.66)$$

а на участке  $(\tau_1; \tau_2)$ , где  $\tau_2 = T_1$ , описывается уравнением

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = 0. \quad (1.67)$$

Решение этих уравнений имеет вид

$$y_1 = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + y_{cm}, \quad (1.68)$$

$$y_2 = C \cdot \sin k\tau + D \cdot \cos k\tau, \quad (1.69)$$

где  $y_{cm} = \Delta P_{y_0} / c$ ;  $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$  – собственная частота системы.

Неизвестные  $A, B, C, D$  определяются из начальных условий

$$y_1(0) = y(\tau_2) \quad (1.70)$$

$$\dot{y}_1(0) = \dot{y}(\tau_2),$$

$$y_1(\tau_1) = y(\tau_2) \quad (1.71)$$

$$\dot{y}_1(\tau_1) = \dot{y}(\tau_2).$$

Удовлетворив решения (1.68) и (1.69) условиям (1.70) и (1.71), определены неизвестные постоянные

$$C = y_{cm} \cdot \frac{\sin k \frac{\tau_1}{2} \cdot \sin k \frac{(\tau_1 + \tau_2)}{2}}{\sin k \frac{\tau_2}{2}}, \quad (1.72)$$

$$D = \frac{y_{cm} \cdot \sin k \frac{\tau_1}{2}}{\cos k \frac{(\tau_2 + 2\tau_1)}{2} \cdot \sin k \frac{\tau_2}{2}} \times \left( \cos k \frac{\tau_1}{2} - \right. \\ \left. - \sin k \frac{(\tau_1 + \tau_2)}{2} \cdot \sin k \frac{(\tau_2 + 2\tau_1)}{2} \right), \quad (1.73)$$

$$A = C \cdot \cos k\tau_2 + D \cdot \sin k\tau_2, \quad (1.74)$$

$$B = C \cdot \sin k\tau_2 + D \cdot \cos k\tau_2 - y_{cm}. \quad (1.75)$$

Из зависимостей (1.73) и (1.74) следует, что при  $\sin k \frac{\tau_2}{2} = 0$  и  $\cos k \frac{(\tau_2 + 2\tau_1)}{2} = 0$  постоянные  $A, B, C, D$  стремятся к бесконечности.

Это означает, что при этих условиях в системе наступает резонанс (параметры  $y_1, y_2 \rightarrow \infty$ ).

Условия резонанса:

1.  $\sin k \frac{\tau_2}{2} = 0$ , откуда  $k \frac{\tau_2}{2} = \pi n$ , где  $n = 1, 2, \dots, \infty$  и  $\tau_2 = \frac{2\pi n}{k}$ .
2.  $\cos k \frac{(\tau_2 + 2\tau_1)}{2} = 0$ , откуда  $k \frac{(\tau_2 + 2\tau_1)}{2} = \frac{\pi}{2} + \pi n$ ,  $n = 1, 2, \dots, \infty$  и  $\tau_2 + 2\tau_1 = \frac{2\pi(1 + 2n)}{k}$ .

Из зависимостей (1.74) и (1.75) следует, что существует бесконечное множество резонансных состояний системы, которые зависят от параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$  (определяющих продолжительность контакта режущего выступа и времени прерывания процесса шлифования).

Это указывает на то, что процесс прерывистого шлифования имеет множество неустойчивых областей и требует правильного выбора параметров  $\tau_1$  и  $\tau_2$ , определяемых исходя из условия обеспечения оптимальной амплитуды колебаний.

Регулировать устойчивость процесса прерывистого шлифования можно также за счет параметра  $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$  путем изменения конструкции шпиндельного узла. Следует отметить, что рассмотренное решение получено без учета диссипативных сил.

## 1.7. ФОРМИРОВАНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ

При изготовлении деталей после каждого прохода резца погрешность заготовки уменьшается пропорционально уточнению

$$E = \frac{\Delta_{исх. заг}}{\Delta_{обр. заг}}, \quad (1.76)$$

где  $\Delta_{исх. заг}$  – погрешность исходной заготовки;  $\Delta_{обр. заг}$  – погрешность заготовки после удаления очередного припуска.

Величина, обратная уточнению  $k_y$ , называется коэффициентом

уменьшения погрешности

$$k_y = \frac{\Delta_{\text{исх. заг.}}}{\Delta_{\text{обр. заг.}}} = \frac{1}{E}.$$

В процессе изготовления детали уточнение всегда больше единицы  $E > 1$ . Исключением из данного условия является операция химико-термической обработки, при выполнении которой за счет возникающих деформаций точность обработки ухудшается  $E < 1$ .

Например, суммарное уточнение

$$E = \frac{\Delta_{\text{заг.}}}{\Delta_{\text{дет.}}} = 27.$$

Из данного выражения следует, что деталь должна быть точнее заготовки в 27 раз.

Обеспечить повышение точности в 27 раз за один проход практически не представляется возможным. Поэтому при разработке технологического процесса общий припуск удаляется за несколько операций: черновая, получистовая, чистовая, отделочная. Общее уточнение будет равно произведению уточнений на отдельных операциях

$$E = E_1 \cdot E_2 \cdot E_3 = \frac{\Delta_1}{\Delta_2} \cdot \frac{\Delta_2}{\Delta_3} \cdot \frac{\Delta_3}{\Delta_4} = 3^3.$$

Погрешность исходной заготовки можно представить в виде

$$\Delta_{\text{исх. заг.}} = 2 \cdot (t_{\text{max}} - t_{\text{min}}), \quad (1.77)$$

где  $t_{\text{max}}$ ,  $t_{\text{min}}$  – предельные колебания глубин резания при обработке.

Погрешность обрабатываемой заготовки определяется из выражения

$$\Delta_{\text{обр. заг.}} = 2 \cdot \frac{(P_{y \text{max}} - P_{y \text{min}})}{c}, \quad (1.78)$$

где  $c$  – жесткость упругой системы станка;

$$\begin{aligned} P_{y \text{max}} &= C_y \cdot S^{y_p} \cdot t_{\text{max}}^{x_p} \cdot V^n \\ P_{y \text{min}} &= C_y \cdot S^{y_p} \cdot t_{\text{min}}^{x_p} \cdot V^n \end{aligned} \quad (1.79)$$

После подстановки (1.77), (1.78) и (1.79) в выражение (1.76), получим

$$E = \frac{(t_{\text{max}} - t_{\text{min}}) \cdot c}{C_y \cdot S^{y_n} \cdot V^n \cdot (t_{\text{max}}^{x_p} - t_{\text{min}}^{x_p})} \quad \text{при } x_p = 1$$

$$E = \frac{c}{C_y \cdot S^{y_p} \cdot V^n} = \frac{\Delta_{исх. заг.}}{\Delta_{обр. заг.}}. \quad (1.80)$$

$$\text{Откуда } \Delta_{обр. заг.} = \frac{C_y \cdot S^{y_p} \cdot V^n \cdot \Delta_{исх. заг.}}{c}.$$

После первого прохода

$$\Delta_{обр. заг.1} = \frac{\Delta_{исх. заг.}}{E} = \frac{\Delta_{исх. заг.} \cdot C_y \cdot S^{y_p} \cdot V^n}{c},$$

после второго прохода

$$\Delta_{обр. заг.2} = \frac{\Delta_{исх. заг.}}{E^2} = \frac{\Delta_{исх. заг.} \cdot \left(C_y \cdot S^{y_p} \cdot V^n\right)^2}{c^2},$$

после  $i$ -того прохода

$$\Delta_{обр. заг.i} = \frac{\Delta_{исх. заг.}}{E^i} = \frac{\Delta_{исх. заг.} \cdot \left(C_y \cdot S^{y_p} \cdot V^n\right)^i}{c^i}. \quad (1.81)$$

Из полученного выражения (1.81) следует, что после каждого прохода погрешность заготовки уменьшается обратно пропорционально уточнению  $E$  и жесткости  $\tilde{n}$ . При обработке заготовок при  $E > 1$  с увеличением числа ходов инструмента повышается точность обработки. Однако, в тех случаях, когда  $E < 1$  (например, при малой жесткости технологической системы), каждый новый ход будет не только повышать точность обрабатываемой заготовки, но даже снижать ее [318]. В качестве примера можно привести обтачивание длинного вала малого диаметра на станке малой жесткости. В этом случае при каждом новом ходе обточки вала погрешность формы заготовки, равная удвоенному прогибу (т. е.  $\Delta D = 2y_{max}$ ) не только не уменьшается, но даже возрастает. Смещение вала в точке, расположенной на расстоянии  $x$  от передней бабки, определяется по формуле

$$y = P_y \left[ \frac{1}{c_{сун}} + \left(1 - \frac{x}{l}\right)^2 \cdot \frac{1}{c_{нб}} + \left(\frac{x}{l}\right)^2 \cdot \frac{1}{c_{зб}} \right]. \quad (1.82)$$

Наибольший прогиб самого вала при положении резца по середине равен

$$y_{заг} = \frac{P_y \cdot l^3}{48 \cdot E \cdot j}, \quad (1.83)$$

где  $l$  – длина вала;  $E$  – модуль упругости;  $j$  – момент инерции сечения заготовки (для круглого вала  $j = 0,05 \cdot D^4$ ).

Жесткость вала при положении резца на его середине равна

$$c_{заг} = \frac{48 \cdot E \cdot j}{l^3}, \quad (1.84)$$

а жесткость вала при положении резца на расстоянии  $x$  от передней бабки станка

$$c_{заг} = \frac{3 \cdot E \cdot j \cdot l}{\left[ x^2 \cdot (l-x)^2 \right]}. \quad (1.85)$$

На основании зависимостей (1.82) и (1.83), упругое перемещение вала, установленного в центрах шлифовального или токарного станка при нахождении шлифовального круга или резца на расстоянии  $x$  от переднего центра, определяется по зависимости

$$y_{заг} = C_y \cdot S^{y_p} \cdot t^{x_p} \times \\ \times V^n \cdot \left[ \left( \frac{l-x}{l} \right)^2 \frac{1}{c_{нб}} + \frac{x^2}{l^2} \cdot \frac{1}{c_{зб}} + \frac{x^2(l-x)^2}{3E \cdot j \cdot l} + \frac{1}{c_{суп}} \right]. \quad (1.86)$$

Из зависимости (1.86) следует, что при обработке вала в центрах жесткость технологической системы по длине обрабатываемого вала не остается постоянной: это вызывает изменение величины упругого перемещения технологической системы, а следовательно, и формы заготовки. При постоянной глубине шлифования, установленной по лимбу станка ( $t = const$ ), фактическая глубина  $t_q$  на втором проходе будет больше на величину упругого перемещения  $y'$  по сравнению с первым проходом. Следовательно, при каждом новом проходе при шлифовании с одинаковой подачей круга на глубину происходит увеличение упругого перемещения заготовки, а, следовательно, и увеличение погрешности формы заготовки.

Поскольку упругое перемещение технологической системы численно равно приращению размера обрабатываемой заготовки, а произведение  $t^{x_p} \cdot S^{y_p} \cdot V^n$  характеризует производительность обработки, то можно сделать вывод, что жесткость технологической системы определяет связь между точностью и производительностью обработки

$$y = \frac{1}{c} \cdot C_p \cdot t^{x_p} \cdot S^{y_p} \cdot V^n. \quad (1.87)$$

В формуле (1.87) податливость  $1/c = \omega$  выступает в качестве коэффициента пропорциональности между производительностью и погрешностью обработки.

Профессор Соколовский А.П. показал, что при токарной обработке заготовок быстрорежущими резцами машинное время обратно пропорционально корню квадратному от жесткости упругой системы  $\sqrt{c}$ . Следовательно, с увеличением жесткости в четыре раза машинное время обработки уменьшается в два раза.

Следовательно, для повышения точности обработки надо уменьшать величину упругих перемещений технологической системы посредством повышения ее жесткости.

Жесткость технологической системы повышают:

1. Созданием более жестких конструкций, приспособлений и инструментов.
2. Путем сокращения общего числа звеньев технологической системы.
3. Повышением контактной жесткости соприкасающихся отдельных поверхностей элементов упругой системы.

## **1.8. ВЛИЯНИЕ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ТОЧНОСТЬ ДЕТАЛЕЙ**

Для увеличения твердости материала деталей применяется термическая обработка, основными видами которой являются нормализация, закалка, отпуск и обработка холодом.

Нормализация предназначается для улучшения обрабатываемости, снятия напряжений. Закалка служит для получения высокой твердости поверхностей деталей и улучшения физико-механических свойств стали. Низкий отпуск до температур 150 – 200°С уменьшает внутренние остаточные напряжения и увеличивает вязкость материала. Обработка холодом служит для стабилизации свойств и размеров, повышает твердость и износостойкость.

Химико-термическая обработка деталей имеет целью повысить твердость и износостойкость поверхностей деталей. Наиболее распространенным видом химико-термической обработки является цементация (в твердом или жидком карбидизаторе или газовая). Процесс характеризуется насыщением поверхностного слоя детали углеродом на глубину 1 – 1,8 мм. Последующая термическая обработка

(закалка) повышает твердость, износостойкость и контактную выносливость.

Влияние химико-термической обработки на точность рассмотрим на примере технологии изготовления зубчатых колес.

Рассмотрим кинетику формирования точности зубчатых колес ( $m_H=3$  мм;  $z=49$ ;  $\beta = 20^\circ 21' 50''$ ,  $b = 36$  мм), изготовленных из стали 12Х2Н4А.

Нарезание зубчатого венца производилось на зубофрезерном станке 5Е32 стандартной однозаходной червячной фрезой ( $m_H=3$  мм;  $\alpha = 20^\circ$ ;  $D_{фр} = 80$  мм;  $Z_{фр} = 13$ ;  $\beta' = 2^\circ 22'$ ) из стали Р18 на режимах: скорость резания 26,9 м/мм, продольная подача 0,8 мм/об.стола.

Режимы химико-термической обработки приведены в табл. 1.4.

Твердость цементированных поверхностей HRC 60 – 62, твердость сердцевины HRC 32 – 42.

После химико-термической обработки шлифовались наружный диаметр и торцы колеса с выверткой по отверстию. При обработке отверстия базирование производилось по окружности выступов.

Таблица 1.4

Вид обработки	Температура °С	Выдержка в час
1. Нормализация	900 ± 10	2
2. Закалка	870 ± 10	2
3. Отпуск	500 ± 50	2
4. Цементация в твердом карбидизаторе	900 ± 10	13
5. Высокий отпуск	650 ± 10	2
6. Закалка	790 ± 20	1,5
7. Обработка холодом	-70	2
8. Отпуск	160 ± 10	2,5

После фрезерования зубьев, химико-термического упрочнения и окончательной обработки комплекта основных конструкторских баз контролировались нормалеммером длина общей нормали  $W_m$ , на зубоизмерительном приборе фирмы Цейс – радиальное биение зубчатого венца  $F_{rr}$ , на ходомере фирмы Мичиган Тул – погрешность направления зуба. Контролировались также предельное отклонение шага  $f_{ptr}$ , наибольшая разность соседних шагов  $V'_{pr}$ , наибольшая разность шагов  $V_{pr}$  и накопленная погрешность шага  $F_{pr}$ .

От операции к операции наблюдается увеличение средней погрешности, что свидетельствует о снижении точности зубчатых колес

и увеличении рассеяния, характеризующего точность выполнения операции.

В табл.1.5 представлены значения показателей точности зубчатого венца, вычисленные по результатам измерений погрешностей.

Из табл. 1.5 видно, что по мере приближения к завершающей стадии обработки точность зубчатых колес снижается.

Нагрев зубчатых колес до высоких температур, резкие охлаждения, возникновение структурных превращений вызывают появление тепловых и структурных напряжений и, как следствие, деформацию в радиальном направлении зубчатого венца, искажение профилей зубьев, нарушение плоскостности базового торца.

Таблица 1.5

Показатели точности зубчатого венца	Стадии обработки	Размах $R$	Среднее значение $\bar{x} \pm \Delta x$ , мкм	Поле рассеяния $6\sigma$	Степень точности по ГОСТ 1643-72
1	2	3	4	5	6
Радиальное биение $F_{rr}$	зубофрезер.	58	$42,7 \pm 6,2$	89,5	9,2
	цементация	66	$44,6 \pm 7,9$	112,5	9,8
	закалка	60	$62,3 \pm 6,8$	96,0	10,2
	восстановление баз	83	$75,8 \pm 9,8$	143,4	11,4
Колесное биение длины осей нормали, $V_{wr}$	зубофрезер.	25	$16,0 \pm 5,8$	42,4	7,3
	цементация	25	$20,4 \pm 5,6$	37,5	7,2
	закалка	35	$31,7 \pm 6,2$	54,3	9,0
Накопленная погрешность шага $F_{pr}$	зубофрезер.	85	$58,6 \pm 8,3$	119,1	9,0
	цементация	100	$54,0 \pm 10,6$	154,7	9,3
	закалка	87	$71,4 \pm 9,2$	133,8	9,5
	восстановление баз	126	$95,3 \pm 14,3$	211,2	10,3
Погрешность направления зуба $F_{\beta r}$	зубофрезер.	32	$29,5 \pm 3,9$	4,87	9,6
	цементация	50	$55,7 \pm 5,8$	81,4	10,8
	закалка	66	$67,3 \pm 8,2$	118,9	11,4
	восстановление баз	118	$79,2 \pm 15,0$	220,9	12,3
Предельное отклонение шага $f_{ptr}$	зубофрезер.	13	$10,8 \pm 2,4$	20,9	7,4
	цементация	11	$10,3 \pm 2,2$	14,5	7,1
	закалка	14	$15,9 \pm 2,4$	20,8	8,1
	восстановление баз	18	$17,3 \pm 2,8$	27,5	8,6



После химико-термической обработки необходимо производить восстановление установочных баз. При восстановлении установочных баз, как видно из табл. 1.5, не всегда удается повысить точность взаимного расположения основной конструкторской установочной базы и диаметра делительной окружности зубчатого венца.

На операцию зубошлифования часто поступают колеса, имеющие 10 – 11-ю степень точности. При этих условиях на операцию зубошлифования, кроме основной функции – обеспечения требуемой точности, возлагается несвойственная ей функция – удаление увеличенного припуска, компенсирующего погрешности химико-термической обработки. Увеличенные припуски, неравномерно распределенные на рабочих боковых поверхностях зубьев, вызывают появление различных по величине остаточных напряжений и появление шлифовочных прижогов. Величина растягивающих напряжений в ряде случаев превышает предел прочности материала. При этих условиях на поверхности появляются шлифовочные трещины. Наличие прижогов на боковых поверхностях зубьев снижает долговечность колес в 5 – 8 раз [265].

### **1.9. УПРАВЛЕНИЕ ТОЧНОСТЬЮ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ**

Точность и надежность металлорежущих станков тесно связаны с протекающими в них тепловыми процессами. Нагрев узлов станка неизбежно приводит к температурным деформациям, при которых изменяются не только линейные размеры деталей, но и форма поверхностей и их расположение. Следует отметить, что даже незначительная избыточная температура вызывает весьма существенные деформации. Например, ходовой винт длиной 1000 мм при нагревании на 1 градус удлиняется на 11,5 мкм [318].

Нестабильный тепловой режим металлорежущего станка неблагоприятно отражается, во-первых, на точности обрабатываемых деталей, во-вторых, на работоспособности узлов. Например, температурные деформации колонны плоскошлифовального станка с вертикальным расположением шпинделя приводят к отклонению от перпендикулярности оси шпинделя к плоскости стола. При перепаде температур  $\Delta\theta=4\dots5^{\circ}\text{C}$  изменение углового положения оси шпинделя составляет примерно 0,1 мм на 1000 мм длины. Вследствие этого отклонение от параллельности торцов обрабатываемой детали достигает 0,012 мм на длине, равной 300 мм [329]. Особенно чувствительны к температур-

ным деформациям станки с ЧПУ, которые по сравнению с универсальными более энергоемки, а доля машинного времени у них достигает 70 – 90 %. В этих станках до 50 % подводимой энергии вследствие технических и электрических потерь превращается в тепловую.

Установлено, что вклад тепловых деформаций в общий баланс погрешностей обработки в станках с ЧПУ может достигать до 30 – 70%. Кроме того, температурные деформации влияют на долговечность узлов станка. Температурные смещения узлов станка вызывают погрешности размеров формы и расположения обрабатываемых поверхностей (табл.1.6) [329].

Таблица 1.6

Детали и узлы станка	Линейные и угловые смещения	Отклонения обрабатываемых поверхностей	Величина погрешности
Шпиндель токарно-револьверного станка 1А 425 Станина и передняя бабка токарного станка	$\Delta_y = 90$ мкм $\Delta_x = 108$ мкм –	Погрешность диаметрального размера Седлообразность Уменьшение диаметра	– 0,15 мм/м 0,008...0,05 мм
Колонна и шпиндельная головка фрезерного станка 6А75В	$\beta = 54,3$ мкрад	Конусообразность отклонения от параллельности	$0,006...0,036$ <hr/> 300 9,5 мкм
Шпиндель вертикально-фрезерного станка 6520Ф3	$\Delta_y = 59...96$ мкм	–	–
Колонна расточного станка	$\Delta_x = 123$ мкм $\Delta_y = 138$ мкм $\beta = 1,23 \cdot 10^{-4}$ град	Отклонение от параллельности осей отверстий	0,12 мм/м
Шпиндель отделочно-расточных станков 2706В, 2714В	$\Delta_y = 35$ мкм $\Delta_x = 25$ мкм	Отклонение от соосности и параллельности	–
Шпиндельный узел координатно-расточного станка	$\Delta_y = 75$ мкм $\Delta_x = 35$ мкм	Отклонение от соосности отверстий	14 мкм
Шпиндель торце-шлифовального станка	$\Delta_y = 30$ мкм $\Delta_x = 10$ мкм	Отклонение от плоскости	0,12 мкм 0,63 мкм

Отклонение шпинделя станка от температурных деформаций является величиной переменной, зависящей от частоты вращения шпинделя, времени работы и условий эксплуатации. Например, при непрерывной работе токарно-револьверного станка в течение 6 часов при частоте вращения 100 об/мин отклонение шпинделя составляет  $\Delta_y = 80$  мкм, а при частоте вращения 630 об/мин –  $\Delta_y = 96$  мкм. Температурные деформации быстро возрастают на начальном этапе обработки. Затем темп нарастания деформаций замедляется. Наступает установившийся режим работы. После остановки температурные деформации уменьшаются и станок возвращается в исходное состояние.

Таким образом, температурные деформации станков обратимы.

Установлено, что температурные деформации составляют одну из основных долей в общем балансе погрешностей. Поэтому технологическую надежность станков с ЧПУ определяют именно с учетом этих погрешностей. Под технологической надежностью понимают способность станков выполнять обусловленные его назначением операции, обеспечивая при этом заданную точность размеров, формы и расположения поверхностей. Уровень технологической надежности оценивают запасом станка по точности обработки  $\delta_T$ , который рассчитывается по формуле

$$\delta_T = TL - \Delta_{np} - \Delta_{cm},$$

где  $TL$  – поле допуска;  $\Delta_{np}$  – погрешность программирования;  $\Delta_{cm}$  – общая погрешность обработки на станке в период между настройками станка на размер.

Для обеспечения требуемой точности обработки недостаточно осуществить правильный расчет и настройку станка. Под влиянием переменных погрешностей, связанных с износом и затуплением инструмента и нагреванием элементов упругой системы происходит смещение поля рассеяния размеров обрабатываемых заготовок внутри поля допуска из положения «а» в положение «б» (рис. 1.18) и через некоторый промежуток времени  $\tau_2$  обработки возникает опасность выхода части заготовок за пределы поля допуска. Для предотвращения появления брака необходимо через определенный промежуток времени  $\tau_2$  произвести поднастройку станка.

Поднастройкой (подналадкой) станка называется процесс восстановления первоначальной точности взаимного расположения инструмента и обрабатываемой заготовки, нарушенного в процессе об-

работки партий заготовок.

При обработке валов для компенсации влияния износа резца, вследствие его затупления и увеличения упругих отжатий в технологической системе, производят перемещение резца на величину, равную половине смещения вершины кривой рассеяния ( $A \approx A_1 / 2$ ) [189], вызванного воздействием переменных погрешностей (рис. 1.18). В результате такой поднастройки поле рассеяния размеров заготовок возвращается из положения «б» в положение «а» и опасность появления брака устраняется.

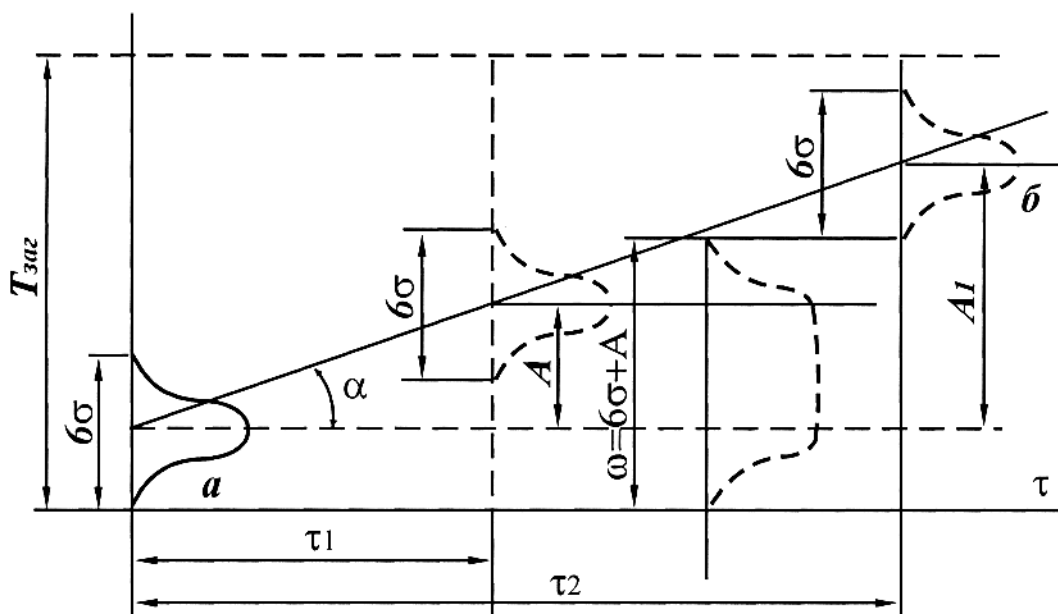


Рис. 1.18. Влияние переменных систематических погрешностей на форму и положение кривой рассеивания (Балакшин Б.С.).

Однако поднастройка станка, осуществляемая рабочим-настройщиком вручную, требует остановки станка и прекращения обработки на весь период поднастройки, продолжительность которой достаточно велика.

Повышение производительности обработки достигается уменьшением простоев при настройке и поднастройке, а также увеличением продолжительности работы станка между поднастройками.

Существует противоречие между требованиями повышения точности и производительности обработки. Обеспечение точности достигается сокращением продолжительности работы станка между поднастройками, а увеличение производительности, наоборот, требует уменьшения простоев станка и увеличения продолжительности их работы между поднастройками. Устранение указанного противоречия достигается путем автоматизации контроля размеров обрабаты-

ваемых заготовок и автоматизации самого процесса обработки.

Адаптивное управление точностью обработки основано на принципе компенсации упругих перемещений в технологической системе, вызванных колебаниями припуска и твердости материала заготовки.

Упругое перемещение шпинделя в технологической системе определяется отношением нормальной составляющей силы резания к жесткости  $c$  технологической системы, т.е.  $y = P_y / c$ . Погрешность обработки зависит от колебаний величины деформации от изменяющейся силы резания. Для обеспечения требуемой точности необходимо обеспечить постоянство величины упругого перемещения  $y$ . Это условие обеспечивается при постоянстве силы  $P_y$ .

В работе проф. Балакшина Б.С. [34] указывается, что для поддержания постоянства силы  $P_y$  следует использовать в качестве параметра управления продольную подачу станка. Управление подачей рабочий может осуществлять вручную или с помощью системы автоматического регулирования. Подача может изменяться дискретно или непрерывно и автоматически. При ручном изменении подачи рабочий наблюдает за отключением стрелки прибора и вносит требуемые изменения в величину подачи до тех пор, пока стрелка прибора не возвратится в исходное положение. При автоматическом регулировании подачи эти функции выполняет САР (система автоматического регулирования). В этих условиях при обработке заготовки с величиной припуска, превышающего предельно допустимую величину, автоматически уменьшается величина продольной подачи, а при обработке заготовок с малыми припусками, наоборот, подача увеличивается.

На рис.1.19 приведены результаты обработки стальных заготовок с твердостью 145–165 НВ на токарно-винторезном станке IA62. Проходным резцом с углом  $\varphi = 45^\circ$  и пластинкой T15K6 при скорости резания 45 м/мин обрабатывались валы  $\varnothing 59,5 - 0,2$  мм. Припуск на сторону вала изменялся в пределах 2 мм. Первые девять заготовок (1–9) обрабатывались с постоянной подачей  $S = const = 0,244$  мм/об (участок 1), а последующие девять – (10–18) с подачей, устанавливаемой с учетом фактического припуска на обработку. Поле рассеивания размеров заготовок, обрабатываемых с постоянной подачей  $S = 0,24$  мм/об, как установлено в работе [189], составляет

$\omega_{заг} = 0,155$  мм, а после обработки с дискретно регулируемой подачей –  $\omega_{заг} = 0,045$  мм. Поле рассеивания размеров уменьшилось в 3,445 раза.

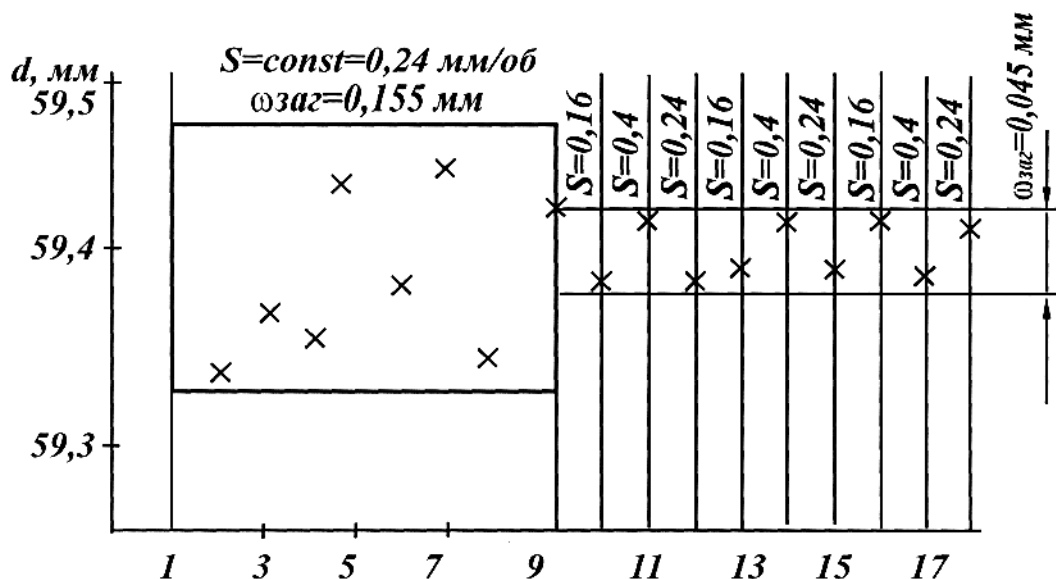


Рис. 1.19. Стабилизация точности размера заготовки, обрабатываемой на токарном станке путем изменения подачи (Балакшин Б.С.).

Приведенные данные показывают, что управление упругими перемещениями путем изменения продольной подачи позволяет:

1. Существенно повысить точность обрабатываемых деталей за счет уменьшения поля рассеивания размеров, порождаемого совокупным действием различных случайных факторов.
2. Увеличить производительность обработки за счет применения более форсированных режимов резания.

К недостаткам метода управления податливостью упругой системы следует отнести изменение в широких пределах шероховатости поверхности.

Известно, что при увеличении продольной подачи шероховатость обрабатываемой поверхности возрастает, следовательно, стабилизация усилий резания за счет изменения продольной подачи вызывает неоднородность шероховатости поверхности.

Следует, однако, заметить, что этот недостаток в ряде случаев не является существенным, так как ответственные детали после черновых и чистовых операций проходят более тонкую доводочную обработку. Системы автоматического управления точности обработки нашли применение в ряде конструкций станков.

Например, системой автоматического управления САУ оснаще-

ны зубошлифовальные станки типа 5851 [366]. В качестве регулируемого параметра на этих станках используется мощность, затрачиваемая на резание. В качестве регулирующего параметра используется продольная подача стола станка. Блок-схема САУ представлена на рис. 1.20.

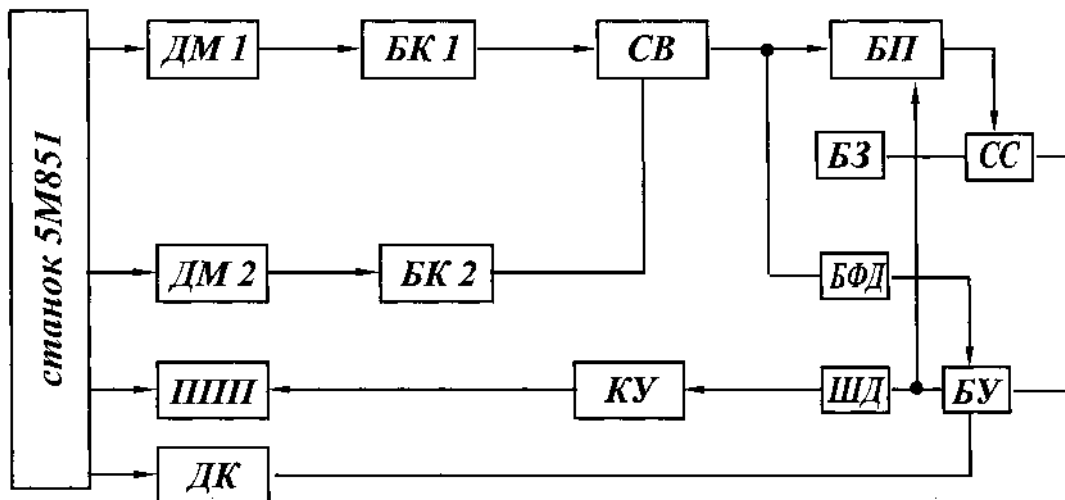


Рис. 1.20. Блок-схема САУ.

Система содержит датчики активной мощности электродвигателей привода шлифовальных кругов ДМ1 и ДМ2 и соответствующие им блоки компенсации уровня мощности холостого хода БК1 и БК2, схему выбора наиболее нагруженного электродвигателя привода шлифовального круга СВ, блок памяти БП, блок задания БЗ, схему сравнения СС, блок фиксации резания БФР, блок управления БУ, шаговый двигатель ШД, корректирующее устройство КУ, датчик касания ДК и привод продольной подачи ППП.

Информационный сигнал поступает с датчика мощности наиболее нагруженного электродвигателя привода шлифовального круга. В систему выбора наибольшего сигнала входит логический элемент ИЛИ. Блок памяти содержит реверсивный счетчик импульсов, схему управления и цифровой аналоговый преобразователь. Система работает следующим образом. При врезании круга в деталь появляется сигнал на выходе блока фиксации резания БФР. По команде от блока управления БУ продольная подача резко уменьшается до минимальной величины 150 мм/мин, а затем начинает плавно увеличиваться до тех пор, пока мощность, затрачиваемая на резание, не достигает уровня, заданного в блоке задания БЗ. Регулирующие воздействия в системе производятся в дискретные моменты времени с частотой следования импульсов от датчика ДК.

Для оценки эффективности работы зубошлифовальных станков,

оснащенных САУ, зубчатые колеса с  $m = 4$  мм, числом зубьев  $z = 60$  шлифовались с автоматическим регулированием мощности, затрачиваемой на резание, и без него. Зависимость накопленной погрешности окружного шага зубчатых колес от числа проходов зубошлифования на станке 5851 без САУ и с САУ представлены на рис. 1.21.

Исходное до обработки отклонение наибольшей накопленной

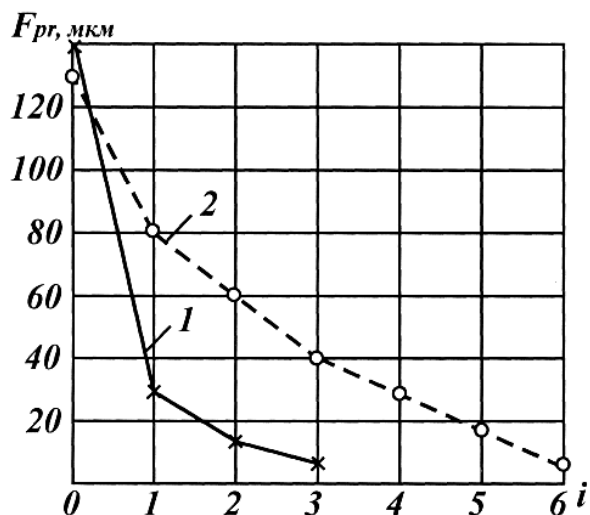


Рис.1.21. Зависимость накопленной погрешности окружного шага  $F_{pr}$  от числа проходов. Контурная линия шлифования с САУ, пунктирная – шлифование без САУ.

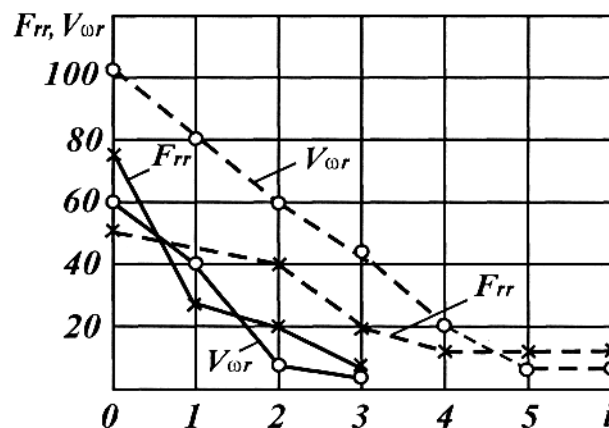


Рис. 1.22. Зависимость радиального биения  $F_{rr}$  и колебания длины общей нормали  $V_{wr}$  от числа проходов. Контурная линия шлифования с САУ, пунктирная – шлифование без САУ.

погрешности окружного шага  $F_{pr}$  изменялось в пределах 128 – 140 мкм. При обработке с САУ после первого прохода на режиме:  $t = 0,07$  мм, подача  $S$  – регулируемая, погрешность  $F_{pr}$  уменьшилась с 128 мкм до 28 мкм. После третьего прохода погрешность  $F_{pr}$  уменьшилась до 3 – 4 мкм. При обработке зубчатых колес без САУ для уменьшения погрешности с 125 мкм до 3 – 4 мкм требуется шесть проходов.

Измерение радиального биения  $F_{rr}$  и колебаний длины общей нормали  $V_{wr}$  по проходам, представленное на рис. 1.22, наглядно свидетельствует о положительном влиянии автоматического регулирования на точность обработки зубчатых колес.

Например, известно [361], что при шлифовании зубчатых колес четвертой степени точности с числом зубьев 20, 30 и 60 на станках



5851, оснащенных САУ, машинное время зубошлифования, по сравнению с обработкой на станках без системы, уменьшилось соответственно со 100, 200, 500 мин до 80, 110, 220 мин.

Это объясняется тем, что увеличение припуска на отдельных зубьях, вызванное короблением и деформацией зубчатого венца в процессе термической обработки, требует значительного занижения режимов шлифования при обработке без САУ.

### 1.10. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТОЧНОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ МЕТОДОМ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ СТАТИСТИКИ

Расчетно-аналитический метод оценки точности обработки позволяет установить причины появления погрешностей обработки и установить функциональные зависимости точности изготовления деталей от технологических факторов.

Однако этот метод позволяет оценить точность в том случае, если технолог располагает необходимыми сведениями нормативного характера (например, жесткость узлов станка, геометрическая точность станка, погрешности установки и закрепления и т. д.).

На станках, настроенных на размер в массовом и крупносерийном производствах, оценку точности удобнее производить с использованием методов математической статистики и теории вероятности. Метод математической статистики учитывает одновременно влияние всей совокупности действующих факторов: неравномерность снимаемого припуска, износ инструмента, ошибки исполнителя, погрешности базирования и т. д. Оценку точности с использованием метода математической статистики следует производить в следующей последовательности:

1. Из числа обработанных на станке заготовок выбирается одновременная выборка объемом  $n = 50 \dots 100$  штук деталей.
2. Производится измерение интересующего размера, например, диаметра вала  $\varnothing 20_{-0,30}^{0,1}$  мм. Цена деления измерительного прибора должна быть  $\Delta = \left( \frac{1}{6} - \frac{1}{10} \right) \cdot T$ , где  $T$  – допуск на изготовление детали.
3. Полученные результаты измерения представляются в виде возрастающего или убывающего ряда чисел с указанием частот или частостей.

Частотой  $m$  называется число появления какого-либо случайного события в  $n$  испытаниях. Например, при измерении размеров деталей диаметром  $20_{-0,30}^{-0,1}$  мм в партии  $n = 50$  частота появления размера 19,85 равна  $m = 12$ .

Частотью  $m/n$  называется отношение частоты  $m$  случайного события к общему числу испытаний  $n$ . Например, частота появления случайного размера 19,85 мм равна 12, а частоту  $m/n = 12/50 = 0,24$ .

4. Определяется число интервалов, на которые необходимо разбить ряд чисел, полученных при измерении

$$f = \frac{\omega}{c},$$

где  $\omega$  – размах размеров;  $c$  – цена интервала.

Число интервалов в зависимости от размера выборки изменяется от 5 до 15.

$n$	50	100	500	1000
$f$	5	10	13	15

5. Строят полигон и гистограмму рассеяния размеров. По мере уменьшения интервалов рассеяния размеров ломаная линия (полигон рассеяния размеров) приближается к плавной кривой (рис.1.23).

6. Определяют характеристики распределения. Они разделяются на меры положения и меры рассеяния.

К мерам положения относятся: среднее арифметическое значение и мода.

Среднее арифметическое значение  $\bar{x}$  – это устойчивая характеристика, которая при многократном ее определении повторяется.

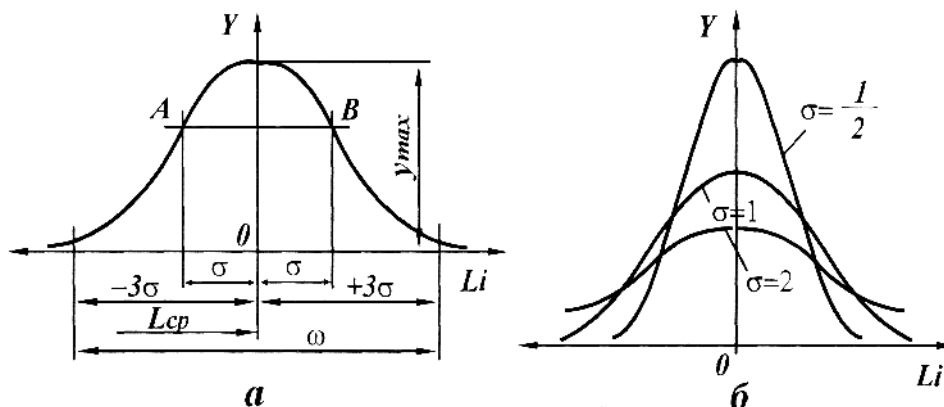


Рис.1.23. Кривая нормального распределения (кривая Гаусса) (а), влияние среднего квадратичного отклонения на форму кривой нормального распределения (б).

Она выражается следующей зависимостью:

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i$$

или

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^f x_i m_i.$$

Модой называется значение случайной величины, которой соответствует наибольшая частота или частость. К мерам рассеяния относят размах ( $x_{max} - x_{min}$ ) и дисперсию  $D$ .

Размах – маломощная характеристика, в статистике она не применяется, так как имеет минимальную частость.

Дисперсия – это квадрат среднеквадратичной величины

$$D_x = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^f (x_i - \bar{x})^2 m_i.$$

Дисперсия в технологических расчетах не применяется, так как имеет размерность площади мм<sup>2</sup>. Для оценки рассеяния размеров используют среднеквадратичное отклонение  $\delta = +\sqrt{D_x}$ .

Это чрезвычайно стабильный критерий, который характеризует форму кривой распределения случайных величин.

При анализе точности необходимо из общей совокупности погрешностей оценить поле рассеяния случайных погрешностей, определить систематическую погрешность и изыскать путь ее устранения.

Случайные погрешности оцениваются с позиции теории вероятности. Вероятность события ( $A$ ) равна отношению числа случаев, благоприятствующих появлению числа ( $A$ ) к общему числу случаев  $n$ .

Например, при бросании монеты, вероятность появления орла или решки  $P(A) = \frac{1}{2}$ . При бросании шестигранного кубика вероятность появления события  $A$   $P(A) = 1/6$ .

Следует заметить, что в теории вероятности формула  $P(A) = \frac{m}{n}$

справедлива при выполнении трех условий:

1. Равновозможность событий.
2. Независимость событий.
3. Несовместимость событий.

Однако в реальных условиях при наличии систематических погрешностей указанные условия не выполняются. Поэтому при анализе точности обработки пользуются не теоретической вероятностью, а статистической

$$P(k) = \frac{m}{N},$$

где  $N$  – число испытаний.

Например, при сверлении отверстия  $\varnothing 10_{+0,1}^{+0,2}$  из 30 обработанных отверстий размер 10,12 составил 6 раз. Следовательно, статистическая вероятность появления размера 10,12 равна  $P(k) = 6/30$ .

Закон больших чисел Бернулли, гласящий о том, что статистическая вероятность стремится к теоретической при  $N \rightarrow \infty$ , перебрал мостик между теорией и практикой

$$\frac{m}{N} \xrightarrow{N \rightarrow \infty} \frac{m}{n}.$$

При обработке заготовок рассеяние их истинных размеров подчиняется различным математическим законам. В технологии машиностроения практическое применение получили следующие законы: нормального распределения (закон Гаусса); равнобедренного треугольника (закон Симпсона); эксцентриситета (закон Релея); закон равной вероятности и функции распределения, представляющий собой композицию этих законов.

### 1.10.1. ЗАКОН НОРМАЛЬНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ (ЗАКОН ГАУССА)

Исследования профессоров Яхина А.Б., Зыкова А.А. и других исследователей показали, что распределение действительных размеров заготовок, обработанных на станках, часто подчиняются закону нормального распределения (закону Гаусса).

Результирующая погрешность обработки обычно формируется в результате одновременного воздействия большого числа факторов, вызывающих погрешности, зависящие от станка, приспособления, инструмента и заготовки, которые по существу представляют собой независимые случайные величины, которые примерно одинаково влияют на общую суммарную погрешность. При этих условиях случайная результирующая погрешность подчиняется закону нормального распределения. Уравнение кривой нормального распределения

имеет следующий вид

$$y = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{(L_i - L_{cp})^2}{2\sigma^2}}, \quad (1.88)$$

где  $\sigma$  – среднее квадратичное отклонение, определяемое по формуле

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^f (L_i - L_{cp})^2 \frac{m_i}{n}} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^f (L_i - L_{cp})^2 m_i};$$

$L_i$  – текущий действительный размер;  $L_{cp}$  – среднее взвешенное арифметическое значение действительных размеров заготовок данной партии.

Значение  $L_{cp}$  определяется из выражения

$$L_{cp} = \sum_{i=1}^f L_i \frac{m_i}{n} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^f L_i m_i,$$

где  $m_i$  – частота (количество заготовок данного интервала размеров);  $n$  – количество заготовок в партии.

Кривая, характеризующая закон нормального распределения, показана на рис. 1.23, а.

Анализ уравнения (1.88) показывает, что кривая нормального распределения симметрична относительно оси ординат. При  $L_i = L_{cp}$  кривая имеет максимум, равный

$$y_{max} = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \approx \frac{0,4}{\sigma}.$$

На расстоянии  $\pm \sigma$  от вершины кривая имеет две точки перегиба (точки  $A$  и  $B$ ). Ордината точек перегиба

$$y_A = y_B = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi} \ell} = \frac{y_{max}}{\sqrt{\ell}} \approx \frac{0,24}{\sigma}.$$

Кривая асимптотически приближается к оси абсцисс. На расстоянии  $\pm 3\sigma$  от положения вершины кривой ее ветви так близко подходят к оси абсцисс, что в этих пределах оказывается 99,73% площади, заключенной между всей кривой нормального распределения и осью абсцисс.

При практических расчетах обычно принимают, что на расстоянии  $\pm 3\sigma$  от вершины кривой нормального распределения ее ветви пересекаются с осью абсцисс. Если принять площадь, ограниченную полем рассеяния размеров  $\pm 3\sigma$ , за 100%, то возникающая при этом

погрешность составляет 0,27%. При увеличении  $\sigma$  ордината  $y_{max}$  уменьшается, а поле рассеяния  $\omega = 6\sigma$  возрастает. В результате кривая становится более пологой и низкой (рис. 1.23, б).

Среднее квадратичное отклонение  $\sigma$  является мерой точности.

### 1.10.2. ЗАКОН РАВНОБЕДРЕННОГО ТРЕУГОЛЬНИКА (ЗАКОН СИМПСОНА)

При обработке заготовок 7 и 8 квалитетов точности, распределение их размеров в большинстве случаев подчиняется закону Симпсона, который графически выражается равнобедренным треугольником с полем рассеяния

$$\omega = 2\sqrt{6}\sigma \approx 4,9\sigma .$$

### 1.10.3. ЗАКОН ЭКСЦЕНТРИСИТЕТА (ЗАКОН РЕЛЕЯ)

Такие параметры точности, как эксцентриситет, биение, разностенность, непараллельность, неперпендикулярность, овальность, конусообразность подчиняются закону распределения эксцентриситета (закону Релея). Такое распределение формируется тогда, когда случайная величина  $R$  является радиусом-вектором при двумерном распределении координат проекций  $x$  и  $y$  (рис. 1.24, а).

Результирующая погрешность представляет собой геометрическую сумму двух слагаемых величин  $R = \sqrt{x^2 + y^2}$ , каждая из которых подчиняется закону Гаусса с параметрами:

$$L_{x\text{ ср}} = L_{y\text{ ср}} = L_{R\text{ ср}} ;$$

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_0 .$$

Этот закон распределения однопараметрический и уравнение его кривой распределения имеет вид (рис.1.24,б)

$$y = \frac{R^2}{\sigma_0^2} \cdot e^{-\frac{R^2}{2\sigma_0^2}} , \quad (1.89)$$

где  $\sigma_0$  - среднее квадратическое отклонение значений координат  $x$  и  $y$ .

Из уравнения следует, что при  $R = 0$  и  $y = 0$  начало распределения эксцентриситета совпадает с началом координат.

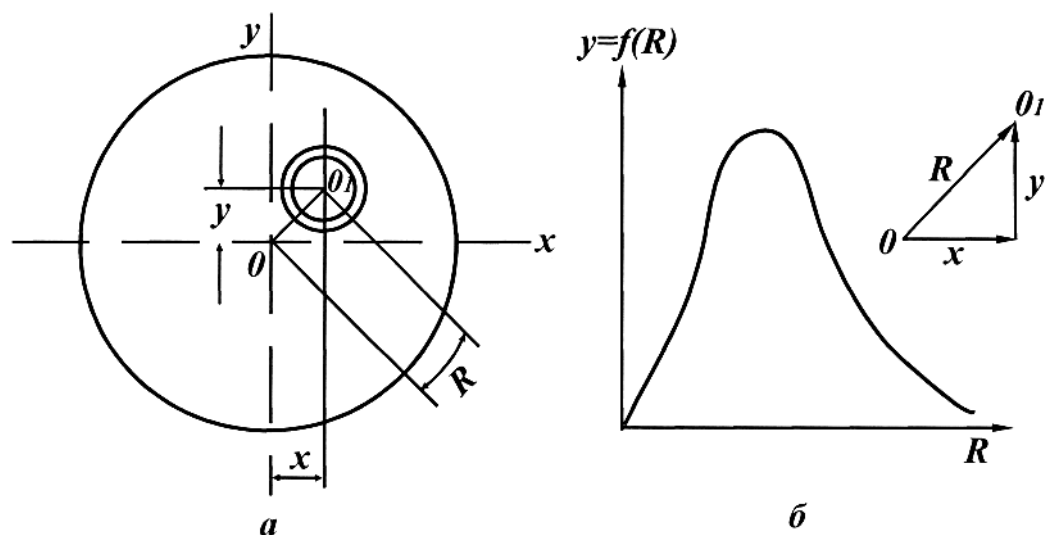


Рис.1.24. Эксцентричная втулка (а) и функция  $y=f(R)$  распределения размеров по закону Релея (б).

Среднее квадратическое отклонение  $\sigma_R$  переменной случайной величины (эксцентриситета, разности и т. д.) и среднее квадратическое отклонение  $\sigma_0$  значений координат  $x$  и  $y$  конца радиуса вектора  $R$  связаны между собой следующими соотношениями:

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_R}{0,655}, \quad \sigma_R = 1,253\sigma_0.$$

Фактическое поле рассеяния значений переменной величины радиуса-вектора  $R$  (эксцентриситета, разностности, не параллельности и др.) находятся из выражений:  $\omega = 5,252\sigma_R$ ;  $\omega = 3,44\sigma_0$ .

#### 1.10.4. ЗАКОН РАВНОЙ ВЕРОЯТНОСТИ

Если рассеяние размеров зависит только от переменной систематической погрешности (например, износа режущего инструмента), то распределение действительных размеров партии обработанных заготовок подчиняется закону равной вероятности.

На (рис. 1.25, а) показан прямолинейный характер изменения размера обрабатываемой заготовки за период  $T_2 - T_1$ . Распределение размеров заготовок в интервале  $2l = b - a$  подчиняется закону равной вероятности и выражается прямоугольником с основанием  $2l$  и высотой  $\frac{l}{2}$  (рис. 1.25, б). Площадь прямоугольника равна единице, что означает 100-процентную вероятность появления размера заготовки в

интервале от  $a$  до  $b$ .

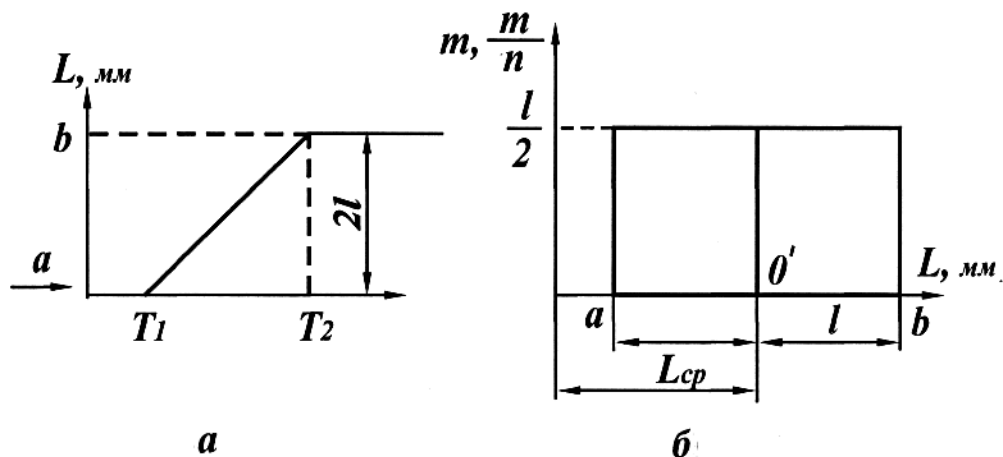


Рис. 1.25. Прямолинейный характер изменения размера (а), закон равной вероятности (б).

Среднее арифметическое значение

$$L_{cp} = \frac{a+b}{2}. \quad (1.90)$$

Среднее квадратичное значение  $\sigma = \frac{b-a}{2\sqrt{3}} = \frac{l}{\sqrt{3}} \approx 0,577 \cdot l$ .

Фактическое поле рассеяния

$$\omega = 2\sigma\sqrt{3} \approx 3,46\sigma. \quad (1.91)$$

#### 1.10.5. КОМПОЗИЦИИ ЗАКОНОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ И СУММИРОВАНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ

При обработке деталей на станках, настроенных на размер, на точность полученных размеров заготовок оказывает влияние большое число одновременно действующих случайных погрешностей, подчиняющихся различным законам распределения и систематических погрешностей. В результате суммарного воздействия большого числа факторов распределение размеров обработанных деталей будет представлять композицию нескольких законов распределения.

Например, при обтачивании валиков, рассеяние размеров диаметров подчиняется закону нормального распределения с полем рассеяния  $6\sigma$ . При повторной настройке станка на размер, при установке резца после переточки возникает систематическая погрешность, смещающая центр группирования размеров на величину  $\Delta_{сист}$  (рис. 1.26). В этом случае поле суммарного рассеяния размеров деталей будет определяться из выражения



$$\omega = 6\sigma + \Delta_{\text{сист}} \quad (1.92)$$

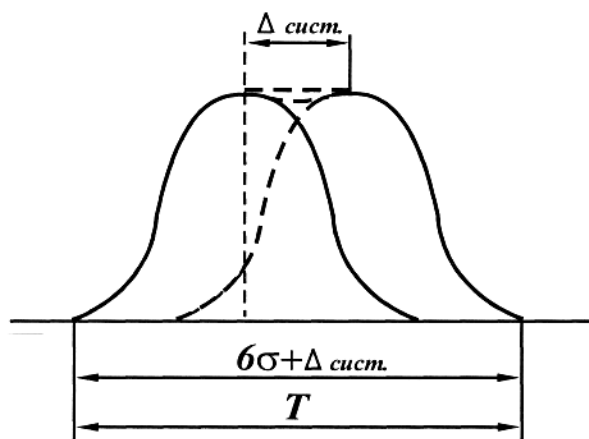


Рис.1.26. Изменение формы кривой рассеивания размеров под влиянием  $\Delta_{\text{сист}}$ .

При определении суммарной погрешности следует иметь в виду, что систематические погрешности складываются алгебраически, т. е. с учетом их знака. В результате суммирование может вызвать не только увеличение, но и уменьшение общей погрешности обработки. Например, удлинение резца в результате его нагрева может компенсировать его погрешность от износа режущей кромки.

Случайные погрешности суммируются как корень квадратный из суммы квадратов полей рассеяния случайных погрешностей

$$\omega = \sqrt{(k_1\omega_1)^2 + (k_2\omega_2)^2 + \dots + (k_n\omega_n)^2}, \quad (1.93)$$

где  $\omega_1, \omega_2, \dots, \omega_n$  – поля рассеяния случайных погрешностей;  $k_1, k_2, \dots, k_n$  – коэффициенты относительного рассеяния случайных величин, показывающие во сколько раз фактическое рассеяние  $\omega_i$  отличается от рассеяния погрешностей по закону нормального распределения. Для закона нормального распределения случайных погрешностей  $k = 1,0$ ; для закона Симпсона  $k = 1,2$ ; для закона равной вероятности  $k = 1,73$ . Когда все случайные погрешности подчиняются одинаковому закону, например, закону нормального распределения (закону Гаусса) ( $k_1 = k_2 = k_3 = \dots = k_n = 1$ ) поле рассеяния суммарной погрешности определяется по формуле

$$\omega = k\sqrt{\omega_1^2 + \omega_2^2 + \dots + \omega_n^2}. \quad (1.94)$$

Систематическая погрешность со случайной погрешностью складывается арифметически.

Композиция законов Гаусса и равной вероятности создает функцию распределения  $a(\tau)$ . Функция  $a(\tau)$  формируется законом Гаусса с его параметром  $\sigma$  и законом равной вероятности с параметром  $l = (b - a)/2$ . Величина поля рассеяния композиционного закона зависит от интенсивности износа инструмента и продолжительности резания.

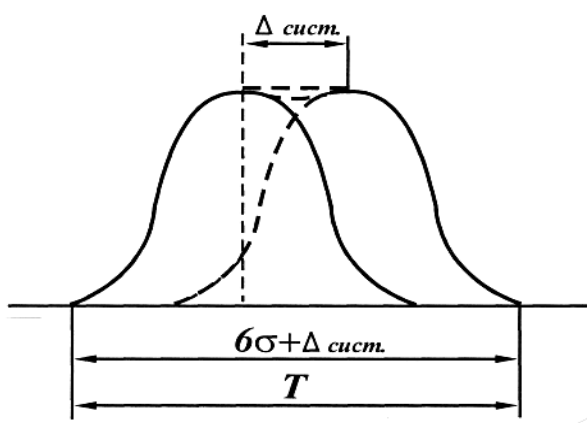


Рис. 1.27. Кривая функции  $a(\tau)$ .

Функция  $a(\tau)$  характеризует равномерное смещение во времени вершины кривой Гаусса с параметром  $\sigma$  на величину  $2l$  кривой распределения погрешности по закону равной вероятности. На рис. 1.27 показана кривая функции  $a(\tau)$

$$a(\tau) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{(x-a_0-c_\tau)^2}{2\sigma^2}}, \quad (1.95)$$

где  $\sigma$  – среднее квадратическое отклонение закона нормального распределения,  $a_0$  – среднее арифметическое значение размера в начальный момент времени  $\tau$ ;  $c_\tau$  – сумма неслучайных слагаемых, соответствующая моменту времени  $\tau$ .

Форма кривой функции  $a(\tau)$  зависит от параметра  $\lambda_a$

$$\lambda_a = \frac{1}{\sigma}. \quad (1.96)$$

Линейную функцию  $a(\tau)$  можно представить в виде

$$a(\tau) = a_0 + 2l\tau = a_0 + 2\lambda_a\sigma\tau.$$

Среднее арифметическое значение функции  $a(\tau)$

$$L_{cp} = a_0 + l = a_0 + \lambda_a\sigma.$$

Среднее квадратическое отклонение  $\sigma_a$  функции  $a(\tau)$

$$\sigma_a = \sqrt{\sigma^2 + \frac{l^2}{3}} = \sigma \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{3}\lambda_a^2}. \quad (1.97)$$

Поле рассеяния размеров  $\omega$  при функции распределения  $a(\tau)$  зависит от параметра  $\lambda_a$ .

$\lambda_a$	3	6	10	24
$\omega$	$4,74\sigma_a$	$4,4\sigma_a$	$3,76\sigma_a$	$3,56\sigma_a$

### 1.11. ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ ЗАКОНОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ РАЗМЕРОВ ДЛЯ АНАЛИЗА ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ

Изложенные законы распределения размеров используются в

технологии машиностроения для установления надежности технологического процесса и обеспечения обработки заготовок без брака, определения количества заготовок, требующих дополнительную обработку, расчета настройки станков и сопоставления точности обработки заготовок при различном состоянии оборудования, инструментов, смазочно-охлаждающих жидкостей и т. д.

### 1.11.1. УСТАНОВЛЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ОБРАБОТКИ ЗАГОТОВОК БЕЗ БРАКА

Надежность обеспечения требуемой точности обработки заготовок характеризуется запасом точности данной операции, который определяется по формуле  $\psi = T/\omega$ , где  $T$  – допуск на обработку заготовок;  $\omega$  – фактическое поле рассеяния размеров заготовок.

Величины поля рассеяния  $\omega$  при различных законах распределения размеров обрабатываемых заготовок приводятся ниже.

Нормальное распределение (закон Гаусса)	$\omega = 6\sigma$ .
Равнобедренный треугольник (закон Симпсона)	$\omega = 2\sigma\sqrt{6} = 4,9\sigma$ .
Равная вероятность	$\omega = 2\sigma\sqrt{3} = 3,46\sigma$ .
Эксцентриситет (закон Релея)	$\omega = 3,44\sigma_0 = 5,25\sigma_R$ .

Обработка заготовок может быть осуществлена без брака, когда запас точности  $\psi > 1,0$  и при условии правильной настройки станка (поле кривой рассеяния совпадает с серединой поля допуска).

При  $\psi \geq 1,2$  процесс обработки считается надежным. Для всех законов распределения размеров условием обработки заготовок без брака является условие  $\omega < T$ , показывающее, что поле фактического рассеяния размеров меньше допуска на изготовление. Для закона нормального распределения это выражение приобретает вид  $6\sigma < T$ .

При наличии систематической погрешности  $\Delta_{сист}$ , вызывающей смещение поля рассеяния размеров, условие обработки заготовок без брака следующее

$$6\sigma + \Delta_{сист} < T. \quad (1.98)$$

### 1.11.2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЛИЧЕСТВА ВЕРОЯТНОГО ПРОЦЕНТА БРАКОВАННЫХ ДЕТАЛЕЙ

Если поле рассеяния размеров больше поля допуска на изготов-

ление деталей, то брак неизбежен. При определении вероятного процента бракованных деталей при симметричном расположении поля рассеивания размеров относительно поля допуска определяется половина площади, ограниченной кривой Гаусса и абсциссой  $x_0$  (рис. 1.28,а), из выражения

$$\Phi(t) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \cdot \int_0^{x_0} e^{-\frac{(L_i - L_{cp})^2}{2\sigma^2}} \cdot dL. \quad (1.99)$$

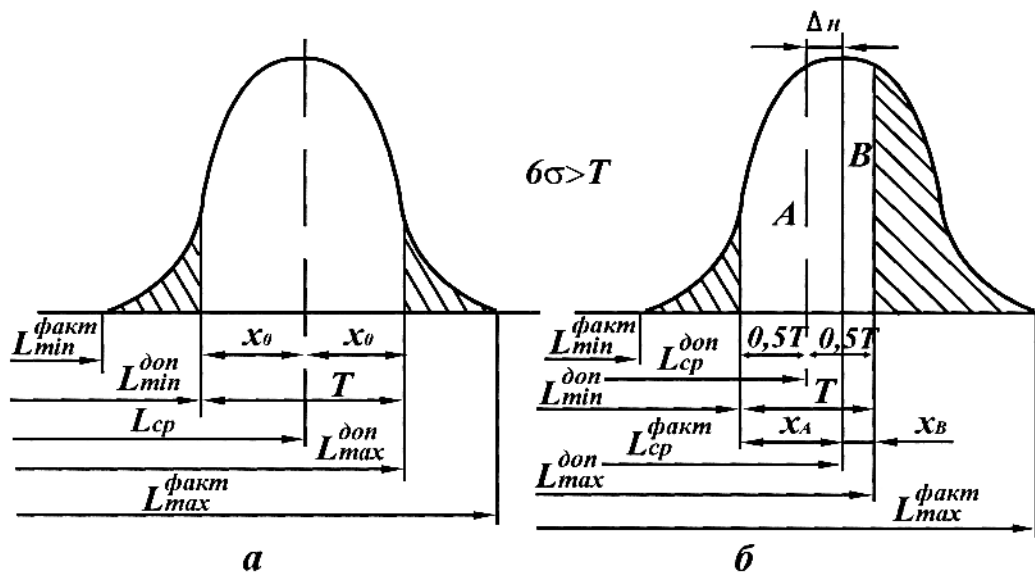


Рис.1.28. Количество вероятного брака при симметричном (а) и ассиметричном (б) расположении поля рассеяния размеров относительно поля допуска.

Выражение (1.99) можно записать в нормированном виде в форме известной функции Лапласа:

$$\Phi(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \int_0^t e^{-\frac{t^2}{2}} \cdot dt. \quad (1.100)$$

В выражении (1.100) величина  $t$  представляет собой параметр распределения или коэффициент риска и определяется

$$t = \frac{L - L_{cp}}{\sigma} = \frac{x_0}{\sigma}. \quad (1.101)$$

Решение функции Лапласа зависит не от конкретных значений  $x_0$  и  $\sigma$ , а от отношения этих параметров.

Интервал изменения параметра  $t = x_0/\sigma$  от 0 до 3 практически охватывает весь диапазон возможных колебаний функции Лапласа от 0 до 0,49865. По величине функции Лапласа судят о количестве годных деталей в процентах, например,  $\Phi(t) = 0,49865$  соответствует

49,865 % годных деталей из 50 %.

Методику расчета количества бракованных деталей, основанную на использовании табулированной функции Лапласа, рассмотрим на конкретном примере.

**Пример.** На токарно-револьверном станке, настроенном на размер, обрабатывалась партия валов  $\varnothing 100_{-0,8}$  мм в количестве 500 штук. По результатам измеренных 75 обработанных деталей определена эмпирическая величина среднеквадратического отклонения  $S = 0,02$  мм. Принимая, что центр группирования размеров совпадает с серединой поля допуска, определим количество бракованных деталей. Расчетная схема представлена на рис. 1.28, а.

**Решение:**

1. Принимаем, что распределение размеров подчиняется закону Гаусса. Систематические погрешности отсутствуют.
2. Определяем расчетное значение среднего квадратического отклонения  $\sigma$  по формуле  $\sigma = p \cdot S$ . Величина поправочного коэффициента  $p$  определяется из табл. 1.7.

Таблица 1.7

$n$ , шт	$\Delta S$ , %	$p$	$n$ , шт	$\Delta S$ , %	$P$
25	42,4	1,4	200	15,0	1,15
50	30,0	1,3	300	12,2	1,12
75	25,0	1,25	400	10,6	1,11
100	21,2	1,2	500	10,0	1,10

$$\sigma = 1,25 \cdot 0,02 = 0,025 \text{ мкм.}$$

3. Поле фактического рассеяния размеров  $\omega = 6\sigma = 6 \cdot 0,025 = 0,15$  мм превосходит поле допуска  $T = 0,08$  мм. Следовательно, условие работы без брака  $\omega < T$  не выполняется и появление брака неизбежно.
4. Согласно расчету

$$x_0 = \frac{T}{2} = \frac{0,08}{2} = 0,04 \text{ мм; } t = \frac{x_0}{\sigma} = \frac{0,04}{0,025} = 1,6.$$

Полученному аргументу соответствует функция  $\Phi(t) = 0,4452$ . Следовательно, количество готовых заготовок составляет 44,52 %. Для всей партии от 500 штук количество годных деталей составит 89,04 %, или 445 штук, а число бракованных деталей будет равно 55

штук, что составляет 10,96 % от 100 %.

**Пример.** На револьверном станке обрабатывается партия деталей  $\varnothing 50_{-0,1}$  мм, состоящая из 500 штук. Расчетное значение среднеквадратического отклонения равно  $\sigma = 0,025$  мм,  $6\sigma > T$ . Брак неизбежен.

Требуется определить количество годных и бракованных деталей, если центр группирования размеров смещен от середины поля допуска на величину  $\Delta_n = 0,02$  мм.

**Решение:**

1. По площади  $A$  (рис. 1.28, б) определяются значения  $x_a$  и  $t_A$ :

$$x_a = \frac{T}{2} + \Delta_n = 0,05 + 0,02 = 0,07,$$

$$t_A = \frac{x_a}{\sigma} = \frac{0,07}{0,025} = 2,8.$$

Для  $t_A = 2,8$  функция Лапласа  $\Phi(t_A) = 0,4974$ . Количество годных деталей 49,74 % от 50 %.

2. Определяются значения  $x_b$  и  $t_B$ :

$$x_b = \frac{T}{2} - \Delta_n = 0,05 - 0,02 = 0,03,$$

$$t_B = \frac{x_b}{\sigma} = \frac{0,03}{0,025} = 1,2.$$

$\Phi(t_B) = 0,3849$ , т. е. 38,49 % годных заготовок.

Общее количество годных заготовок:  $49,74 + 38,49 = 88,23$  % или 441 шт.

Общее количество бракованных деталей:  $0,26 + 11,51 = 11,77$  %, что составляет 59 шт.

### 1.11.3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЛИЧЕСТВА ЗАГОТОВОК, ТРЕБУЮЩИХ ДОПОЛНИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКИ

В ряде случаев, при выполнении срочного задания, обработку производят на высокопроизводительных автоматах, которые не всегда обеспечивают условие работы без брака  $6\sigma \leq T$ . Тогда при настройке станков заведомо смещают вершину кривой распределения по отношению середины поля допуска с таким расчетом, чтобы весь брак заготовок можно было исправить путем дополнительной

обработки заготовок.

Например, обрабатываемые валы должны иметь размер диаметров больше предельно допустимых, а диаметры отверстий должны быть меньше номинального значения. При этих условиях после дополнительной операции шлифования детали могут стать годными.

Количество заготовок, требующих дополнительной обработки (рис. 1.29, а, б), заштрихованные зоны аналогично предыдущему соответствуют значениям  $X_A$  и  $X_B$

$$X_A = X_B = T - 3\sigma - \Delta_H, \quad (1.102)$$

где  $\Delta_H$  – допуск на настройку станка.

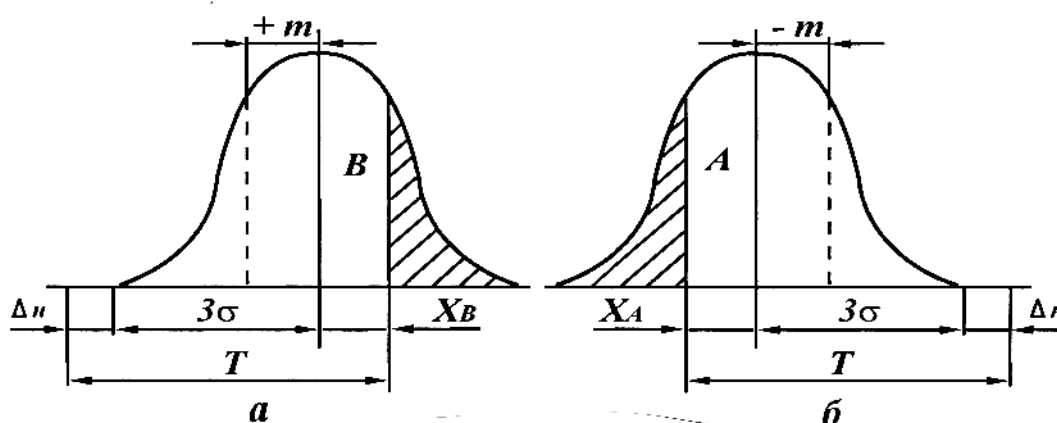


Рис. 1.29. Настройка станка для обработки вала (а) и отверстия (б) с исправимым браком.

По формуле (1.101) находят аргумент функции Лапласа  $t$  и по таблице значения функции  $\Phi(t_A)$  и  $\Phi(t_B)$ . Количество заготовок  $Q_{\text{доп}}$ , требующих доработки, определяется по зависимости

$$Q_{\text{доп}} = [0,5 - \Phi(t)] \cdot 100. \quad (1.103)$$

**Пример.** Определить количество заготовок, требующих дополнительной обработки при  $T = 0,1$  мм,  $\sigma = 0,025$  мм;  $\Delta_H = 0,02$  мм (рис. 1.29, а).

**Решение:**

По зависимости (1.102)

$$X_B = 0,1 - 3 \cdot 0,025 - 0,02 = 0,005.$$

В соответствие с зависимостью (1.101)  $t_B = 0,005/0,025 = 0,2$ . Следовательно  $\Phi(t) = 0,0793$ . Количество валов, требующих дополнительную обработку, определяется по зависимости (1.103)

$$Q_H = (0,5 - 0,0793) \cdot 100 = 42,07\%.$$

### 1.11.4. СТАТИСТИЧЕСКОЕ РЕГУЛИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА

Под статистическим регулированием понимается корректировка параметров процесса в ходе производства с помощью выборочного контроля изготавливаемой продукции для обеспечения требуемого качества и предупреждения брака.

Для статистического регулирования процесса применяют метод средних арифметических значений и размахов. Из потока продукции через определенный промежуток времени периодически отбирают выборку объемом 3 – 10 деталей. Чаще всего объем выборки принимают в 5 единиц. Период времени между двумя выборками устанавливается опытным путем. Он зависит от стабильности процесса и обычно составляет 1–2 часа. Размеры деталей выборки измеряют, определяют среднее арифметическое значение  $\bar{x}$  и размах варьирования  $R$  по зависимостям

$$\bar{x} = \sum_{i=1}^n x_i \cdot n, \quad (1.104)$$

$$R = x_{\text{наиб}} - x_{\text{наим}}, \quad (1.105)$$

где  $x_i$  – результат замера контролируемого параметра;  $n$  – число замеров в выборке;  $x_{\text{наиб}}$  и  $x_{\text{наим}}$  – наибольшее и наименьшее значения размера деталей.

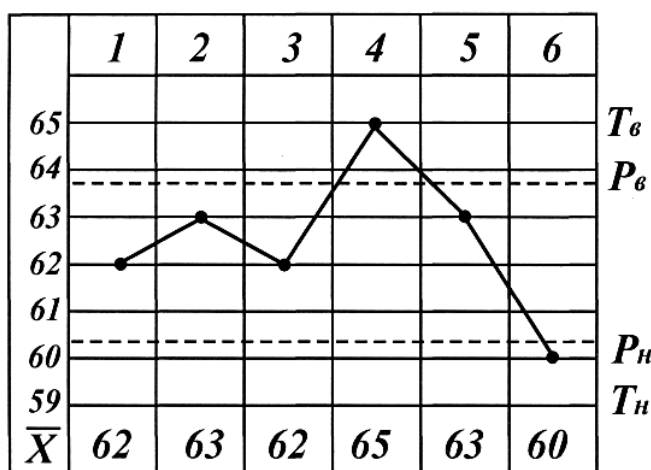


Рис. 1.30. Контрольная карта.

Полученные результаты замеров и расчетов наносят на контрольную карту (рис. 1.30).

Здесь  $T_v$  и  $T_n$  – внешние границы поля допуска диаметра шейки под шлицы  $\Phi 38,65_{-0,06}$ , а  $P_v$  и  $P_n$  – две внутренние границы, ограничивающие поле предупреждения.

При удовлетворительном протекании процесса обработки средние значения  $\bar{x}$  выборок не должны выходить за границы регулиро-



вания  $p_v$  и  $p_n$ . Предупредительные границы регулирования сигнализируют о возможности возникновения брака.

Границы  $p_v$  и  $p_n$  определяются по зависимостям

$$p_v = \bar{x} + u_p \frac{\sigma}{\sqrt{n}}; \quad p_n = \bar{x} - u_p \frac{\sigma}{\sqrt{n}}.$$

Параметр  $u_p$  зависит от величины доверительной вероятности (табл. 1.8).

Таблица 1.8

Доверительная вероятность	0,8	0,9	0,95	0,99	0,999
$u_p$	0,842	1,282	1,645	2,326	3,00

Из рис. 1.30 видно, что выборки 4 и 6 сигнализируют о необходимости подналадки станка. После полученного сигнала продукция, изготовленная между двумя выборками, подлежит 100 процентному контролю.

## 1.12. МЕТОДЫ НАСТРОЙКИ СТАНКОВ И ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Для осуществления технологической операции необходимо произвести настройку станка, т. е. произвести подготовку металлорежущего оборудования и технологической оснастки для обеспечения при обработке требуемой точности.

В условиях единичного и мелкосерийного производства требуемая точность достигается методом пробных проходов и промеров.

В крупносерийном и массовом производствах требуемая точность достигается методами автоматического получения размеров на станках, настроенных на размер.

### Метод пробных проходов и промеров

Сущность метода заключается в том, что к обрабатываемой поверхности заготовки, установленной на станке, подводят режущий инструмент и на коротком участке заготовки снимают пробную стружку. После этого станок останавливают, делают пробный замер обработанного участка, определяют величину его отклонения от чертежного и вносят поправку в положение инструмента, которую от-

считывают по делениям лимба станка. Затем вновь производят пробную обработку нового участка заготовки с последующим промером полученного размера и при необходимости вносят новую поправку в положение инструмента.

Таким образом, путем пробных ходов и промеров устанавливается правильное положение инструмента относительно заготовки, при котором обеспечивается требуемый размер. При обработке следующей заготовки всю процедуру установки инструмента пробными ходами и промерами повторяют.

Метод пробных ходов и промеров имеет следующие достоинства: на неточном оборудовании можно получить высокую точность обработки; при обработке партии мелких заготовок исключается влияние износа режущего инструмента на точность; отпадает необходимость изготовления сложных дорогостоящих приспособлений типа кондукторов, поворотных и делительных приспособлений, так как положение центров отверстий предопределяется разметкой.

Вместе с тем метод пробных ходов и промеров имеет ряд недостатков:

- при настройке пробными ходами рабочий не может внести в размер поправку менее толщины срезаемой стружки;
- низкая производительность обработки из-за больших затрат времени на пробные ходы, промеры и разметку;
- требуется высокая квалификация рабочего с повышенной оплатой труда.

При настройке станков на размер требуется обеспечить точность взаимного расположения режущих инструментов, приспособления, кулачков, упоров, копиров и других устройств, которые оказывают влияние на траекторию перемещения режущей кромки инструмента относительно обрабатываемой детали в процессе обработки.

На машиностроительных заводах применяются следующие методы настройки станков: статическая настройка, настройка с помощью рабочего калибра и настройка по пробным заготовкам.

### **Статическая настройка**

Статическая настройка заключается в установлении режущих инструментов по эталону. Инструмент подводится до соприкосновения с поверхностью эталонной детали или калибра и закрепляется в этом положении. Для компенсации погрешностей, возникающих в результате податливости упругой системы, температурных деформа-

ций и других факторов, эталонную деталь или калибр изготавливают с отступлениями от чертежа на величину некоторой поправки  $\Delta_{nonp}$ .

Расчетный настроечный размер

$$D_n^{pac} = D_{заг} \pm \Delta_{nonp}, \quad (1.106)$$

где  $D_{заг}$  – размер диаметра детали, который должен быть получен после обработки  $D_{заг} = (D_{max} + D_{min}) / 2$ ; ( $D_{max}$  и  $D_{min}$  – наибольший и наименьший предельные размеры диаметров заготовок по чертежу);  $\Delta_{nonp}$  – поправка, учитывающая деформацию в упругой технологической системе и шероховатость поверхности эталонной детали, по которой производится настройка станка

$$\Delta_{nonp} = \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3, \quad (1.107)$$

где  $\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3$  – составляющие поправки, учитывающие соответственно действие сил резания, шероховатость поверхности эталона и величину зазора в подшипниках шпиндельного узла

$$\begin{aligned} \Delta_1 &= \frac{F_y}{k}, \\ \Delta_2 &= R_z \end{aligned} \quad (1.108)$$

где  $R_z$  – высота неровностей, мкм.

Для токарных станков обычной точности  $\Delta_3 = 0,04$  мм для токарных станков повышенной точности  $\Delta_3 = 0,02$  мм.

Настройка станков по эталону не учитывает реальных условий обработки, поэтому она применяется в тех случаях, когда требуемая точность обрабатываемых деталей не выше 8–9 квалитетов. В тех случаях, когда точность обрабатываемых деталей ниже 8–7 квалитетов точности, статическая настройка дополняется динамической настройкой. К числу достоинств статической настройки станков следует отнести возможность настройки инструментальных блоков по эталону вне станка.

### **Настройка с помощью рабочего калибра**

Настройка станков по рабочему калибру осуществляется в следующей последовательности:

1. Станок настраивается по эталону.
2. На настроенном станке производится обработка нескольких деталей с последующим контролем по рабочему калибру полученных результатов.
3. Если размеры деталей находятся в пределах допуска рабочего

калибра (проходной – непроходной), то настройка считается правильной и разрешается обработка всей партии заготовок.

Однако такой подход к оценке правильности настройки станков нельзя считать удовлетворительным, так как даже в наиболее благоприятном случае, когда допуск на обработку значительно больше поля рассеяния, нельзя гарантировать, что значительная часть заготовок партии не выйдет за пределы установленного допуска. Кривая рассеяния размеров может занимать внутри поля допуска различные положения, а по рабочему калибру нельзя определить, какому участку поля рассеяния она соответствует. Например, точки *A* и *B* (рис. 1.31) могут принадлежать кривым 1 и 2, расположение которых исключает вероятность появления брака, но эти же точки в равной степени могут принадлежать кривым 1а и 2а, которые в значительной части выходят за пределы допуска.

При увеличении числа пробных деталей вероятность появления брака снижается, но опасность его появления не устраняется.

Для того чтобы исключить опасность появления брака, необходимо выполнить условие  $6\sigma < T$ , а также с помощью настройки обеспечить совмещение центра группирования размеров с серединой поля допуска (рис. 1.31, штриховая кривая).

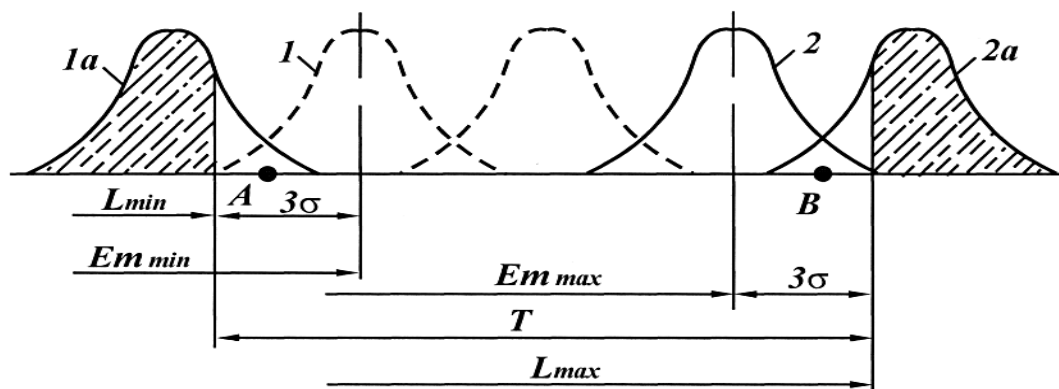


Рис. 1.31. Возможные положения кривых распределения размеров относительно поля допуска при  $6\sigma < T$ .

Методом настройки станка по рабочим калибрам обеспечить совмещение центра группирования размеров с серединой поля допуска нельзя. Эту задачу можно решить при использовании метода настройки станка по пробным заготовкам.

### Настройка станка по пробным заготовкам

Сущность метода настройки станка по пробным заготовкам заключается в том, что установка режущего инструмента производится на размер  $L_n$  (рис. 1.32), а правильность настройки оценивается по некоторому количеству обработанных пробных заготовок  $m$ . Настройка считается правильной, если среднее арифметическое значение размеров пробных заготовок находится в пределах некоторого допуска на настройку  $T_n$ . На рис. 1.32 представлены две кривые рас-

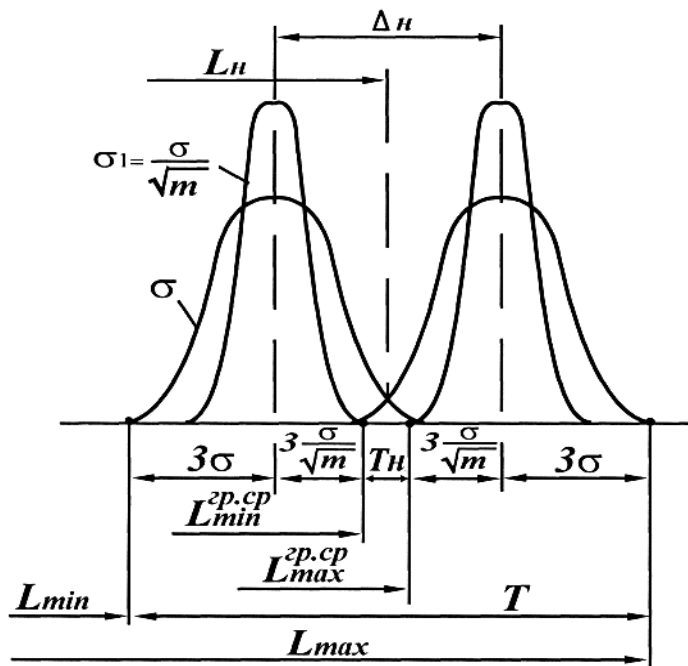


Рис. 1.32. Настройка станка, исключая появление брака.

пределения размеров, которые имеют среднеквадратичное отклонение  $\sigma$  и две кривые рассеяния групповых среднеарифметических величин, которые имеют среднеквадратичное отклонение  $\sigma' = \frac{\sigma}{\sqrt{m}}$ , где  $m$  – количество деталей в группе.

Кривые рассеяния размеров и кривые групповых среднеарифметических величин имеют одинаковое положение

координат центров группирования размеров. На станке, настроенном по пробным заготовкам, брак будет исключен при условии, когда минимальный размер групповых средних пробных заготовок будет отвечать следующему условию  $L_{min}^{sp.cp} \geq L_{min} + 3\sigma + 3\sigma / \sqrt{m}$ .

Аналогично сказанному  $L_{max}^{sp.cp} \leq L_{max} - 3\sigma - 3\sigma / \sqrt{m}$ .

Разность предельных значений групповых средних размеров определяет величину допуска на настройку, т. е.  $T_n = L_{max}^{sp.cp} - L_{min}^{sp.cp}$ .

Из расчетной схемы (рис. 1.32) допуск на настройку  $T_n$  выражается формулой

$$T_n = T - 6\sigma \cdot \left(1 + \frac{1}{\sqrt{m}}\right). \quad (1.109)$$

Допуск на настройку, как видно из (1.109), зависит от общего

допуска на изготовление партии заготовок  $T$  и от количества пробных заготовок  $m$ . С увеличением числа пробных заготовок  $m$  расширяется допуск на настройку  $T_n$ . Настроечный размер  $L_n$  определяется по формуле

$$L_n = \frac{L_{min} + L_{max}}{2} \pm 0,5 \cdot T_n. \quad (1.110)$$

Настройка станка осуществляется в следующей последовательности:

1. Станок настраивается по эталону.
2. Производится обработка пробных деталей в количестве  $m$  штук. Величина пробных деталей колеблется от 4 до 8 деталей.
3. Определяется среднеарифметическое значение размеров обработанных деталей.

4. Если среднеарифметическая величина размера  $L_n = \frac{\sum L_i}{m}$  находится в пределах допуска на настройку  $T_n$ , то настройка считается правильной. При такой настройке центры группирования размеров обрабатываемых деталей и размеров групповых среднеарифметических величин находятся в области середины поля допуска на изготовление детали. Если среднеарифметическая величина размеров  $m$  выходит за пределы допуска на настройку  $T_n$ , необходимо осуществить дополнительную подналадку.

Настройка станков обеспечивает автоматическое получение размеров на настроенных станках. Ответственность за обеспечение требуемой точности обработки несет не рабочий оператор, а настройщик, который производит настройку станка, а также технолог, назначающий технологические базы и размеры заготовки.

К достоинствам методов настройки станков на размер относят: повышение точности обработки и снижение брака; увеличение производительности обработки за счет устранения потерь времени на предварительную разметку заготовки и осуществление пробных ходов и промеров; рациональное использование рабочих высокой и низкой квалификации: высококвалифицированные рабочие выполняют настройку станков, а ученики и малоквалифицированные рабочие операторы выполняют работу на настроенных станках.

### **Погрешности настройки станков**

Погрешность настройки станка  $\Delta_n$  является случайной величиной, зависящей от воздействия погрешностей регулирования  $\omega_{рег}$ ,

положения режущего инструмента относительно узлов станка и от погрешностей измерения  $\omega_{изм}$  пробных заготовок. Суммарная погрешность настройки определяется выражением

$$\Delta_n = \omega_n = 1,2 \sqrt{\omega_{рег}^2 + \omega_{изм}^2} . \quad (1.111)$$

При настройке станка по пробным заготовкам с помощью универсального измерительного инструмента на погрешность настройки оказывает дополнительное влияние величина смещения центра группирования групповых средних, которая определяется по формуле [189]

$$\omega_{смещ} = \frac{\omega_m}{\sqrt{m}},$$

где  $\omega_m$  – величина поля рассеяния размеров, которая составляет: для револьверных станков – 0,016 – 0,039 мм; токарных – 0,013 – 0,036 мм; круглошлифовальных – 0,004 – 0,017 мм.

Из исследований Маталина А.А. известно, что поле рассеяния, связанное с закреплением детали  $\omega_K$ , составляет: в тисках – 0,05–0,2 мм; прихватами – 0,01 – 0,2 мм; в патроне – 0,04 – 0,1 мм. Погрешность приспособления  $\omega_{пр} = 0,005 \div 0,02$  мм; погрешность регулирования  $\omega_{рег}$  при установке по лимбу или по индикатору – 0,01–0,06 мм; по жесткому упору – 0,04 – 0,10 мм.

Для уменьшения погрешности настройки необходимо сокращать погрешность измерения  $\omega_{изм}$  пробных заготовок за счет использования более точного измерительного инструмента и погрешность регулирования  $\omega_{рег}$  за счет использования более точных установочных устройств и совершенствования конструкции механизмов перемещения и отсчетных лимбов станка. Точность обработки в значительной мере зависит от податливости упругой системы, температурных деформаций, погрешностей кинематики, настройки станков и точной ориентации детали на приспособлении. Взаимная ориентация детали в приспособлении называется базированием.

### **1.13. ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ ШЛИФОВАНИИ НА СТАНКАХ МААГ**

#### **1.13.1. СВЯЗЬ ПОДАТЛИВОСТИ УПРУГОЙ СИСТЕМЫ ЗУБОШЛИФОВАЛЬНОГО СТАНКА 5851 (МААГ) С ТОЧНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ**

При шлифовании зубчатых колес на станках типа МААГ возникают силы резания и силы инерции качающихся частей станка. Под воздействием сил резания режущая кромка тарельчатого шлифовального круга смещается относительно профиля боковых поверхностей зубьев колеса, что вызывает погрешность обработки.

Для определения тангенциальной составляющей силы резания воспользуемся первоначально известным уравнением для торцового шлифования [184]

$$P_z = C_p \cdot l \cdot k \cdot B_k \cdot b \cdot a^{0,75}, \quad (1.112)$$

где  $C_p$  – коэффициент;  $a$  – средняя толщина среза абразивным зерном, мм;  $b$  – средняя ширина среза одним абразивным зерном, мм;  $B_k$  – ширина торцовой поверхности круга, мм;  $k$  – количество режущих зерен на единице длины;  $l$  – средняя длина дуги контакта круга с изделием.

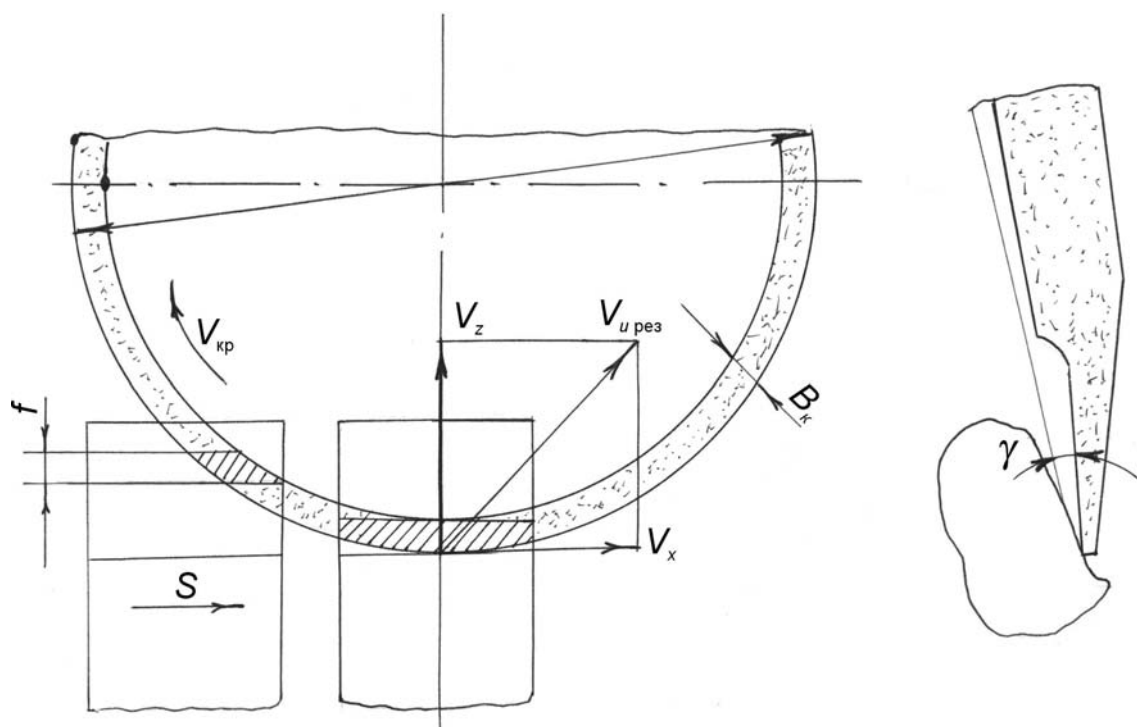


Рис.1.33. Изменение площади контакта по мере перемещения зубчатого колеса в направлении продольной подачи.



Шлифование на станках МААГ осуществляется торцом круга. Однако наличие обкатки, скорость которой за период непостоянна, вызывает переменные силы. Скорость перемещения площади контакта шлифовального круга с обрабатываемым зубчатым колесом состоит из двух составляющих:  $V_z$  – скорость обкатки и  $V_x$  – скорость осевой подачи стола (рис. 1.33).

Результирующая скорость перемещения площади контакта равна

$$V_{u\text{рез}} = \sqrt{V_z^2 + V_x^2}. \quad (1.113)$$

Скорость обкатки, представляющая собой первую производную текущего радиуса вектора профиля эвольвенты  $\rho$  по времени  $\tau$

$$V_z = \frac{d\rho}{d\tau} = \frac{dr}{d\varphi_0} \cdot \frac{d\varphi_0}{d\tau}, \quad (1.114)$$

где  $\varphi_0 = \alpha_x + \text{inv}\alpha_x$ .

Из геометрии эвольвентного зацепления известно, что

$$\frac{dr}{d\varphi_0} = r_0 \frac{\varphi_0}{\sqrt{\varphi_0^2 + 1}} = r_0 \frac{\text{tg}\alpha_x}{\sqrt{\text{tg}^2\alpha_x + 1}} = r_0 \sin\alpha_x. \quad (1.115)$$

Введем новую переменную  $\varphi$ , т. е. текущий угол поворота ролика обкатки относительно среднего положения.

Производная угла поворота ролика обкатки  $\varphi_0$  представляет собой угловую скорость зубчатого колеса

$$\frac{d\varphi_0}{d\tau} = \omega. \quad (1.116)$$

После подстановки значений (1.115) и (1.116) в уравнение (1.113), получим

$$V_{u\text{рез}} = \sqrt{V_x^2 + r_0^2 \sin^2\alpha_x \cdot \omega^2}. \quad (1.117)$$

Из полученного выражения следует, что результирующая скорость (рис.1.33) перемещения площади контакта за период обкатки не остается постоянной. Следовательно, и сила резания, возникающая при шлифовании, также будет изменяться. Наряду с этим, площадь контакта шлифовального круга с боковой поверхностью зуба колеса по мере перемещения в направлении продольной подачи стола изменяется.

Изменение площади контакта зависит от величины торцевой поверхности круга  $B_k$  и хорды  $f$ . Ширина торцевой поверхности

$B_k$  пропорциональна толщине снимаемого слоя  $t$  и обратно пропорциональна тангенсу угла наклона шлифовального круга  $\gamma$

$$B_k = \frac{t}{\operatorname{tg}\gamma}. \quad (1.118)$$

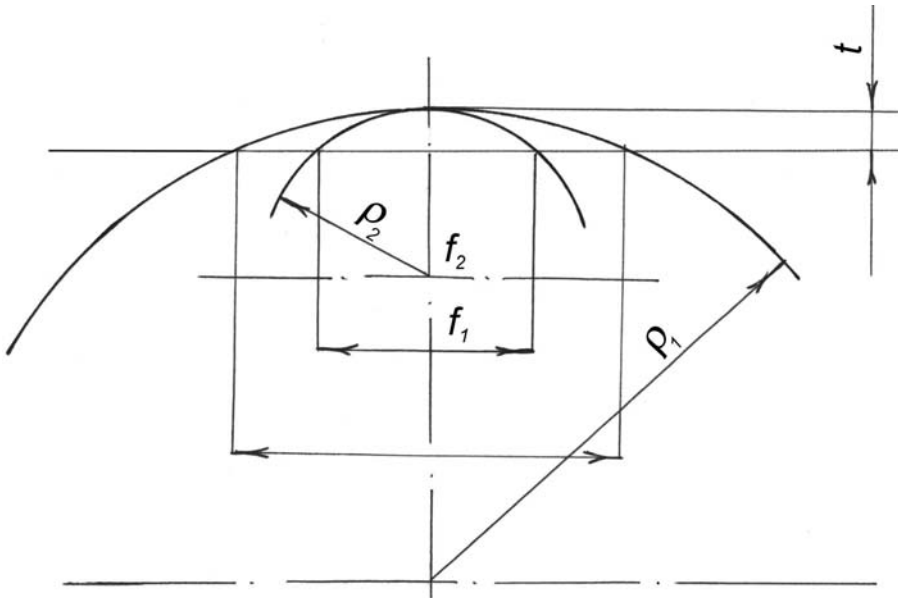


Рис. 1.34. Зависимость хорды  $f$  от радиуса кривизны эвольвенты.

Хорда  $f$  зависит от радиуса кривизны эвольвенты и от толщины снимаемого слоя  $t$  (рис. 1.34).

Если текущий радиус кривизны эвольвенты  $\rho$  на длине профиля, отсекаемого хордой  $f$  принять постоянным, т. е. на этом элементарном участке эвольвенту заменить окружностью радиуса  $\rho$ , то

$$f = 2\sqrt{\rho^2 - (\rho^2 - t)^2}. \quad (1.119)$$

Заменяя радиус кривизны  $\rho$  через радиус основной окружности  $\rho = r_0 \cdot \operatorname{tg}\alpha_x$ , получим

$$f = 2\sqrt{2t \cdot r_0 \cdot \operatorname{tg}\alpha_x - t^2}. \quad (1.120)$$

Подставляя в уравнение (1.112) вместо  $l$  значение хорды  $f$ , а вместо  $B_k$  полученное выражение (1.118), получим

$$P_z = 2C_p \cdot C_v \cdot k \cdot \frac{t}{\operatorname{tg}\beta} \sqrt{2t \cdot r_0 \cdot \operatorname{tg}\alpha_x - t^2} \cdot b \cdot a^{0,75}, \quad (1.121)$$

где  $C_v$  – коэффициент, учитывающий изменение скорости резания за период обкатки.

На зубошлифовальном станке МААГ предусмотрено постоянное положение исходной режущей рейки шлифовальных кругов 7 (рис.1.35), а обкаточные движения осуществляет обрабатываемое зубчатое колесо. Обкаточное движение колеса осуществляется за счет

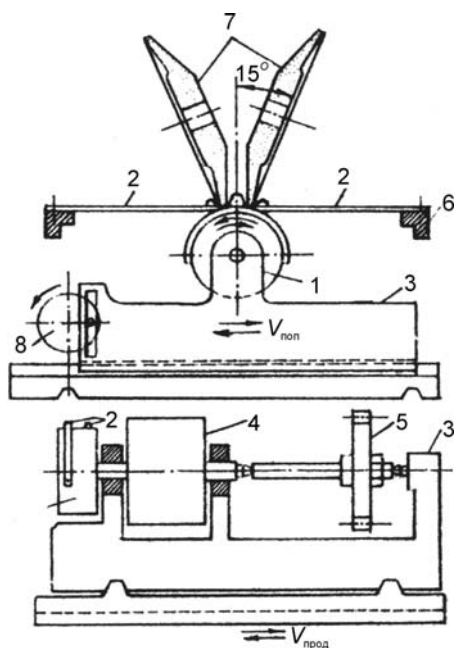


Рис.1.35.Схема работы зубо-шлифовального станка 5851 МААГ.

поступательного и вращательного движения колеса посредством механизма обкатки. Скорость поперечного движения колеса изменяется по синусоидальному закону.

Такой характер движения вызывает силы инерции качающихся частей станка. Для определения сил инерции составим дифференциальное уравнение вынужденных колебаний системы. При этом сделаем допущение, что качающиеся части станка (ролик обката 1, делительный механизм 4, оправка с зубчатым колесом 5) представляют собой абсолютно жесткую систему (рис.1.35). Ленты механизма обкатки 2 являются упругими элементами.

За исходное уравнение принимаем

$$\frac{d\omega}{d\tau} \cdot J = P_j \cdot R_\rho, \quad (1.122)$$

где  $J$  – момент инерции качающихся частей станка;  $P_j$  – усилие, растягивающее ленту;  $R_\rho$  – радиус ролика обкатки,

$$\frac{d\omega}{d\tau} = \frac{d^2\varphi}{d\tau^2} = -\varphi_{max}\Omega^2 \sin \Omega\tau + \frac{d^2\Delta\varphi}{d\tau^2}, \quad (1.123)$$

где  $\varphi_{max}$  – максимальный угол поворота зубчатого колеса в радианах;  $\Delta\varphi = \varphi - \varphi_\rho$  (рис. 1.36);  $\varphi_\rho$  – теоретический угол поворота в радианах;  $\varphi$  – истинный угол поворота в радианах;  $\Omega$  – частота вынужденных колебаний механизма обкатки.

Усилие, растягивающее ленту, вычисляется по формуле

$$P_j = \frac{\Delta L \cdot F_l \cdot E_l}{L}, \quad (1.124)$$

где  $\Delta L$  – величина деформации ленты, м;  $E_l$  – модуль упругости, Н/м<sup>2</sup>;  $F_l$  – площадь поперечного сечения ленты, м<sup>2</sup>.

Величина деформации ленты может быть представлена в

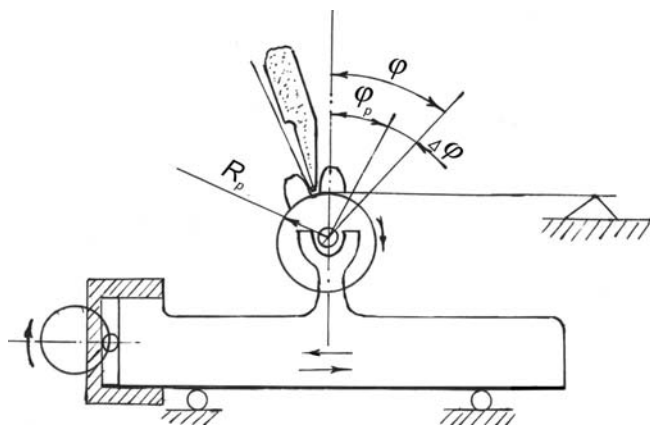


Рис. 1.36. Расчетная схема.

виде  $\Delta L = \Delta \varphi \cdot R_\rho$ . Подставляя в исходное уравнение (1.122) значения (1.124) и (5.123), получим

$$-\varphi_{max} \Omega^2 \sin \Omega \tau + \frac{d^2 \Delta \varphi}{d\tau^2} + \frac{E_l \cdot F_l \cdot R_\rho}{L \cdot J} \cdot \Delta \varphi = 0. \quad (1.125)$$

Частное решение дифференциального уравнения находим в виде

$$\Delta \varphi = M \sin \Omega \tau - N \cos \Omega \tau, \quad (1.126)$$

$$\frac{d^2 \Delta \varphi}{d\tau^2} = -M \cdot \Omega^2 \sin \Omega \tau - N \cdot \Omega^2 \cos \Omega \tau. \quad (1.127)$$

После подстановки в уравнение (1.125) выражений (1.126) и (1.127), получим

$$-\varphi_{max} \Omega^2 \sin \Omega \tau - \Omega^2 (M \cdot \sin \Omega \tau + N \cdot \cos \Omega \tau) + A (M \cdot \sin \Omega \tau + N \cdot \cos \Omega \tau) = 0,$$

где  $A = \frac{E_l \cdot F_l \cdot R_\rho}{L \cdot J}$ .

При  $\Omega \tau = 0$ ;  $-\Omega^2 \cdot N + A \cdot N = 0$ .

При  $\Omega \tau = \frac{\pi}{2}$ ;  $-\varphi_{max} \Omega^2 - \Omega^2 M + A \cdot M = 0$ .

Откуда  $M = \frac{\varphi_{max} \cdot \Omega^2}{A - \Omega^2}$  ( $M$  – максимальная амплитуда изменяющейся силы инерции  $P_j$ ).

Текущий угол поворота ролика можно представить в виде

$$\varphi = \varphi_{max} \sin \Omega \tau.$$

Сила инерции  $P_{jmax} = M \cdot k'$ , где  $k'$  – постоянная величина.

Откуда

$$P_{jmax} = k' \cdot \frac{\varphi_{max} \cdot \Omega^2}{A - \Omega^2} \cdot \sin \Omega \tau. \quad (1.128)$$

Полученное выражение позволяет сделать выводы:

1. Сила инерции изменяется по синусоидальному закону и имеет максимальное значение в крайних положениях поперечного хода стола, когда  $\Omega \tau = 90^\circ$ .
2. Частота колебания сил инерции совпадает с частотой поперечного движения стола.

Полученное для расчета сил инерции уравнение (1.128) для инженерных расчетов не пригодно из-за сложности определения вхо-

дящих в него параметров  $\varphi_{\text{тек}}$ ;  $\Omega$ ;  $\Omega\tau$ . Для вывода уравнения, пригодного для инженерных расчетов, воспользуемся полученными экспериментальными данными.

Введем коэффициент

$$X = \frac{P_{j \max}}{P_{j_0 \max}},$$

где  $P_{j_0 \max}$  – величина силы инерции, определяемая экспериментально при каком-нибудь режиме,

$$X = \frac{P_{j \max}}{P_{j_0 \max}} = \frac{R_{\rho} \cdot \varphi_{\max} \cdot \Omega^2 \cdot A_0}{R_{\rho_0} \cdot \varphi_{0 \max} \cdot \Omega_0^2 \cdot A}. \quad (1.129)$$

Поскольку

$$\varphi_{\max} = \frac{l_{xc}}{R_{\rho}}; \quad \frac{\Omega^2}{\Omega_0^2} = \frac{n^2}{n_0^2}; \quad A = \frac{E_l \cdot F_l \cdot R_{\rho}}{L \cdot J},$$

после подстановки полученных значений в выражение (1.129), получим

$$X = \frac{l_{xc} \cdot n^2 \cdot R_{\rho,0} \cdot J}{l_{xc,0} \cdot n_0^2 \cdot R_{\rho} \cdot J_0}.$$

Параметры  $l_{xc,0}$ ,  $n_0$ ,  $R_{\rho,0}$  выбираем для какой-нибудь экспериментальной точки. Обозначив  $C = \frac{P_{j_0} \cdot R_{\rho,0}^2}{l_{0xc} \cdot n_0^2}$ , получим

$P_{j \max} = C \cdot l_{xc} \cdot n \cdot \frac{J}{R_{\rho}^2 \cdot J_0}$ , где  $\frac{J}{J_0}$  – отношение моментов инерции

качающихся частей станка (находим из табл. 1.9)

Таблица 1.9

$D_{\rho}$ , мм	40	50	60	70	80	90	100	110
$J/J_0$	0,81	0,82	0,85	0,87	0,9	0,95	1,04	1,15

Для определения постоянного коэффициента  $R_{\rho,0}$  была выбрана экспериментальная точка  $R_{\rho,0} = 54$  мм,  $l_{0xc} = 30$  мм,  $P_{j_0 \max} = 2,3$  кг,  $n_0 = 90,9$ ,  $C = 0,027$ .

$$F_{j \max} = 0,027 \cdot l_{xc} \cdot n^2 \cdot \frac{J}{R_{\rho}^2 \cdot J_0}. \quad (1.130)$$

## Экспериментальные исследования

Для расчета точности изготовления зубчатых колес еще недостаточно иметь только теоретические выражения для расчета сил резания и сил инерции.

Для оценки влияния сделанных допущений при выводе этих уравнений нужна экспериментальная проверка. В связи с этим была поставлена серия опытов, которые проводились в два этапа:

- 1) определение сил, возникающих при зубошлифовании на станках МААГ;
- 2) определение жесткости основных узлов станка.

Составляющие силы резания  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$  измерялись специальными динамометрами (рис. 1.37).

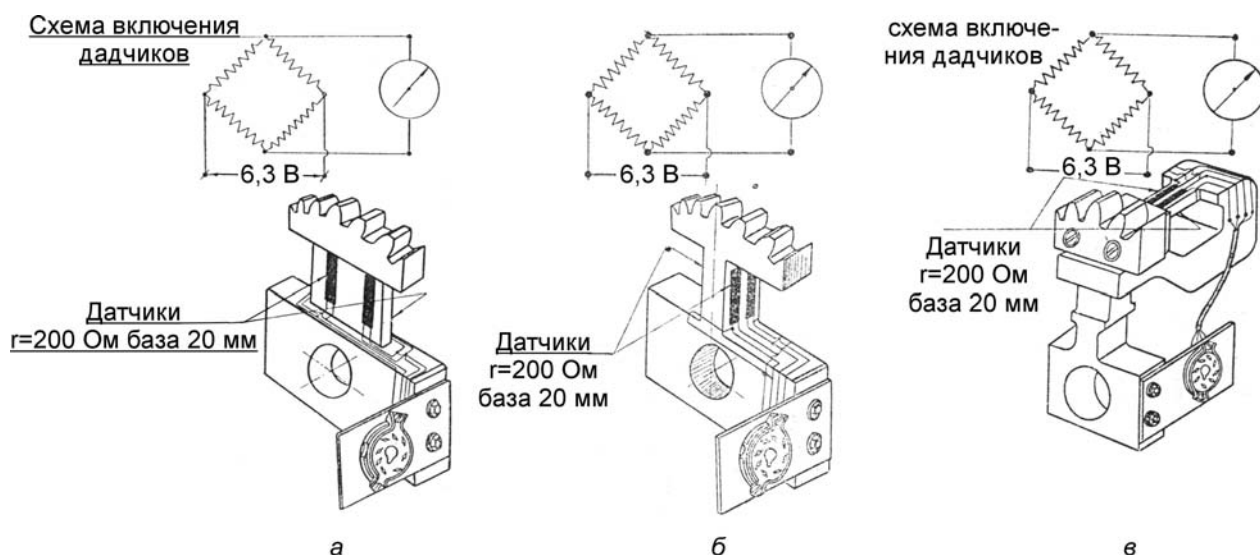


Рис. 1.37. Специальные динамометры для измерения составляющих усилий резания  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$ .

Динамометры имели форму зубчатых колес с ослабленными звеньями в плоскости действия составляющих сил. Силы инерции качающихся частей станка измерялись динамометром, представляющим собой колодку с упругим элементом. Этот динамометр закреплялся на кронштейне станка б (рис.1.35), предназначенным для крепления лент. Ленты крепились к динамометру. На упругие элементы динамометров наклеивались по четыре датчика сопротивления (база 20 мм, сопротивление 200 Ом, констант диаметром 0,025 мм).

В табл. 1.10 представлены экспериментальные значения составляющей силы резания ( $P_y$ , Н) от глубины шлифования ( $t$ , мм) и числа двойных ходов стола ( $n$ , ход/мин) при длине поперечного хода стола  $l_{xc}=56$  мм.

Таблица 1.10

$t$ , мм	0,02	0,05	0,1	0,15
$n=80$ ход/мин	18	30	48	65
$n=90$ ход/мин	30	40	54	71
$n=100$ ход/мин	35	45	59,9	74
$n=120$ ход/мин	40	54	63	78

В табл. 1.11 представлены экспериментальные значения нормальной составляющей силы резания ( $P_y$ , Н) от длины хода стола ( $l_{xc}$ ) и числа двойных ходов стола ( $n$ , ход/мин) при шлифовании с разными глубинами резания  $t$ .

Таблица 1.11

$l_{xc}$ , мм		32	36	40	44	48	52	56	60
$n=80$ ход/мин	$t=0,02$	8,0	10	12	13,5	15	16,5	18	20
	$t=0,05$	22	24	25	27	28	30	31	32
	$t=0,1$	41	42	43	45	46	47	48	49
$n=120$ ход/мин	$t=0,02$	29	30	33	35	36,5	38	39	40
	$t=0,05$	45	46	47	48	50	51	52,5	54
	$t=0,1$	58	59	60	61	62	63	64	65

Зависимость отношения тангенциальной составляющей  $P_z$  к нормальной составляющей  $P_y$  от глубины шлифования при  $l_{xc}=40$  мм и  $n=83,3$  ход/мин представлена в табл. 1.12.

Таблица 1.12

$t$	0,02	0,05	0,1	0,15
$P_z/P_y$	0,2	0,28	0,35	0,4

Обработка экспериментальных данных позволила получить экспериментальную зависимость для составляющей силы  $P_y$

$$P_y = \left[ (-0,0163n^2 + 0,278n + 76,5) \cdot t^2 + (0,2n - 24) \cdot t + (-0,00245n^2 + 0,543n - 26,9) - (56 - l_{xc}) \cdot k \right] \cdot (2,9 - 0,038HRC). \quad (1.131)$$

Полученная зависимость справедлива для заправленных кругов. По мере затупления круга составляющая силы  $P_y$  будет увеличиваться.

Информация о силах резания и силах инерции позволяет произвести расчеты точности обработки на станках 5851 (МАОГ). Однако для проведения расчетов по точности необходимо знать жесткость упругой системы – станок–инструмент–деталь.

Было установлено, что наибольшее влияние на точность обработки оказывает деформация угла шпинделя, деформация шлифовального круга и деформация элементов механизма обкатки (лент).

Деформация шпинделя и шлифовального круга уменьшает толщину снимаемого слоя по профилю зуба колеса и изменяет угол зацепления исходной режущей рейки. Деформация лент нарушает условие обкатки.

Величина деформации лент от сил инерции определяется по формуле

$$Y_l = \frac{F_j \cdot L'}{E_l \cdot F_l \cdot m}, \quad (1.132)$$

где  $F_j$  – сила инерции качающихся частей станка, кг;  $L'$  – длина ленты, см;  $E_l$  – модуль упругости, кг/см<sup>2</sup>;  $F_l$  – площадь поперечного сечения ленты, см<sup>2</sup>;  $m$  – число работающих лент с одной стороны, обычно  $m = 2$ .

В свою очередь,  $Y = \frac{F_j}{K_l}$ , где  $K_l$  – жесткость лент.

Откуда жесткость лент  $K_l = \frac{E_l \cdot F_l}{L'}$ .

Подставляя значения  $E_l = 2 \cdot 10^6$  кг/см<sup>2</sup>;  $F_l = \delta \cdot b = 0,02 \cdot 2,7 = 0,054$  см<sup>2</sup>;  $L' = 34$  см получим:

для  $\delta = 0,2$  мм  $K_l = 317$  кг/мм;

для  $\delta = 0,3$  мм  $K_l = 476$  кг/мм;

для  $\delta = 0,4$  мм  $K_l = 635$  кг/мм.

После подстановки экспериментального уравнения (1.130) в зависимость (1.132), получим

$$Y_{l \max} = 0,0135 \cdot l_{xc} \cdot n^2 \cdot \frac{L' \cdot J}{E_l F_l J_0 R_\rho^2}.$$

Расчетные зависимости для определения деформации отдельных узлов станка выводились с некоторыми допущениями и они нуждаются в экспериментальном подтверждении.

В связи с этим была поставлена серия опытов:

- определение жесткости узла шпинделя шлифовального круга;
- определение жесткости шлифовальных кругов;
- определение жесткости лент обкатки;
- определение влияния угла наклона лент на величину ее деформации.



Жесткость шпиндельного узла зубошлифовального станка МА-АГ определялась в статических и динамических условиях.

Нагрузка станка осуществлялась с помощью специального динамометра с проволочными датчиками сопротивления (рис. 1.38).

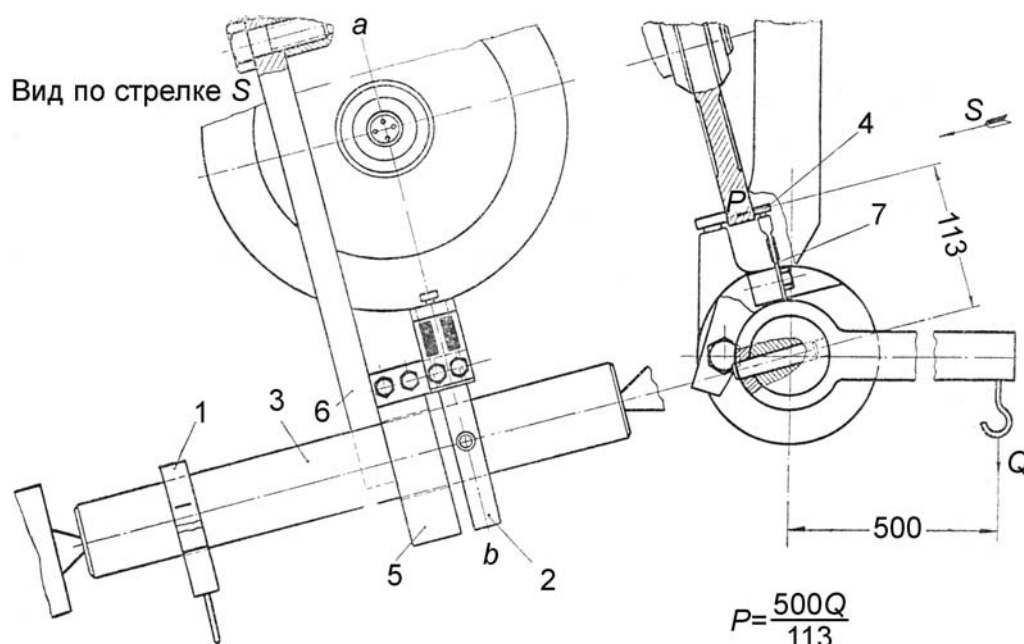


Рис. 1.38. Нагрузка станка с помощью специального динамометра с проволочными датчиками сопротивления.

Вместо шлифовального круга на шпиндель станка устанавливался жесткий диск, изготовленный с высокой точностью. На оправку 3, которая устанавливалась в центрах станка, одевались две втулки 2 и 5, и закреплялся нагрузочный рычаг 1 для подвески грузов. Втулка 2 жестко закреплялась с оправкой, а втулка 5, свободно сидящая на оправке, фиксировалась от проворота стальной планкой 6.

Упругая пластинка с проволочными датчиками сопротивления 7 одним концом крепилась болтами к втулке 5, а вторая через шарикоподшипник 4 прижималась с некоторым натягом к диску. Нагрузка создавалась рычагом нагружения.

Жесткость кругов осуществлялась путем последовательного нагружения и разгружения круга у периферии грузами от 1 до 8 кг.

### 1.13.2. МЕТОДИКА РАСЧЕТА ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС НА СТАНКЕ 5851 (МААГ)

1. Определение радиальной составляющей силы резания  $P_y$ . Для зубчатых колес с малым числом зубьев  $z < 30$ ,  $B < 20$  мм сила  $P_y$

определяется по формуле (1.131). Для зубчатых колес с числом зубьев  $z > 50$ ,  $B > 40$  мм требуется корректировка полученных расчетных данных по формуле

$$P_y = 13,4 \cdot t \cdot S^{0,44} \cdot B^{0,54} \cdot n_k^{0,13} \cdot M^{-0,63}, \quad (1.133)$$

где  $t$  – глубина шлифования, мм;  $S$  – продольная подача стола, мм/мин;  $B$  – ширина зубчатого венца, мм;  $n_k$  – число кочаний в минуту, коч/мин;  $M$  – твердость круга оценивается по величине диаметра лунки, мм.

2. Результаты определения жесткости основных узлов станка:

– жесткость шпиндельного узла  $k_{ш} = 5000$  н/мм;

– жесткость лент механизма обкатки:

$\delta$ , мм	0,2	0,3	0,4
$K_l$ , н/мм	3200	4800	6400

– жесткость шлифовальных кругов:

$\varnothing_{кр}$ , мм	320	200	180
$K$ , н/мм	3200	5000	7000

3. Определение сил инерции качающихся частей станка

$$F_j = 0,027 \cdot l_{xc} \cdot n^2 \cdot \frac{J}{J_0 \cdot \left( R_\rho + \frac{1}{2} \delta \right)} \cdot \sin \Omega \tau.$$

4. Определение результирующей погрешности профиля зуба

$$\Delta_{проф} = \Delta_l + \Delta_{шл} + \Delta_{шк},$$

где  $\Delta_l = \frac{F_j}{2K_l} \cdot \cos \alpha - 0,3 \cdot \frac{P_y}{2K_l}$ ;  $\Delta_{шл} = \frac{P_y}{K_{шл}}$ ;  $\Delta_{шк} = \frac{P_y}{K_{шк}}$ .

Результирующая погрешность профиля определяется по формуле

$$\Delta_{пр} = P_y \cdot \left( \frac{1}{K_{шл}} + \frac{1}{K_{шк}} \right) - \left( \frac{F_j}{2K_l} - 0,3 \cdot \frac{P_y}{2K_l} \right) \cdot \cos \alpha.$$

### 1.13.3. КОМПЕНСАЦИЯ ПОГРЕШНОСТИ В ПРОФИЛЕ ЗУБА ЗА СЧЕТ НАКЛОНА ЛЕНТЫ МЕХАНИЗМА ОБКАТКИ

Сочетание поступательного и вращательного движений обрабатываемого зубчатого колеса осуществляется посредством механизма

обкатки. На рис. 1.39 показаны два случая: обкатка без перекоса лент (а) и обкатка с наличием перекоса лент (б).

Установка лент под углом нарушает соответствие скоростей вращения зубчатого колеса и поступательного поперечного движения стола.

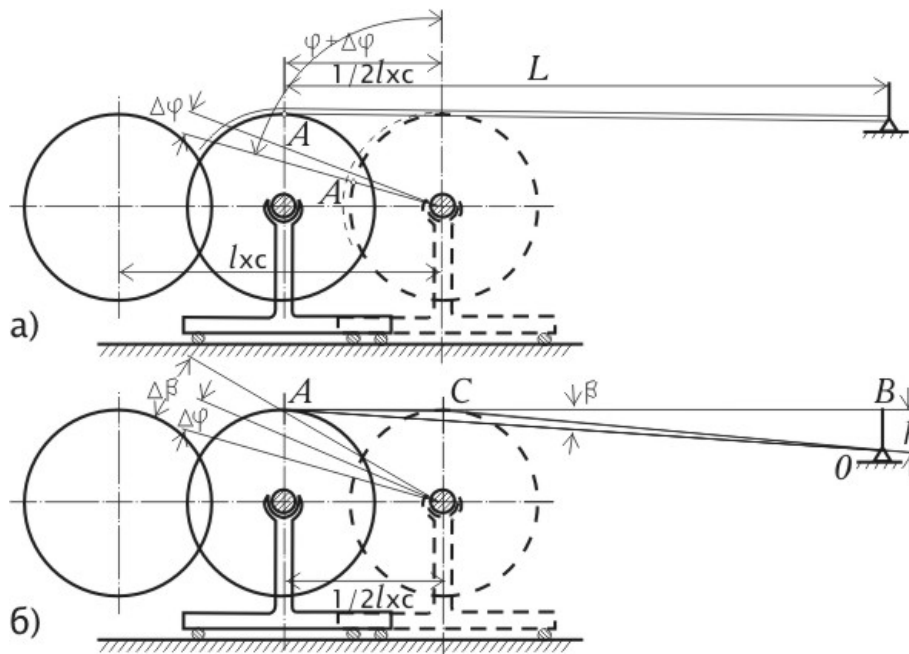


Рис.1.39. Схема установки лент на станке: а - без перекоса, б - с перекосом;  $\varphi$  – текущий угол поворота ролика;  $z$  – длина ленты обкатки от точки закрепления до середины ролика;  $\beta$  – угол наклона ленты;  $\Delta\beta$  – погрешность в обкатке от перекоса ленты.

При перекосе лент дуга угла поворота ролика не будет равна пройденному пути стола при его поперечном ходе.

Величину деформации ленты можно представить в виде

$$Y_{\beta} = l_n - l_{xc},$$

где  $Y_{\beta}$  – максимальная величина деформации ленты от угла ее наклона;  $l_n$  – длина накрученного на барабан участка ленты в мм;  $l_{xc}$  – длина хода стола в мм.

Из треугольника АОВ определим АО:  $AO = h \frac{1}{\sin \beta}$ ,

причем  $\frac{1}{\sin \beta} = \frac{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \beta}}{\operatorname{tg} \beta}$ , откуда  $AO = h \frac{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \beta}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{h \sqrt{1 + \left(\frac{h}{L}\right)^2}}{\frac{h}{L}}$ .

После преобразования

$$AO = L \left[ 1 + \frac{1}{2} \left( \frac{h}{L} \right)^2 \right].$$

Из треугольника ВОС определим

$$CO = (L - l_{xc}) \cdot \left[ 1 + \frac{1}{2} \left( \frac{h}{L - l_{xc}} \right)^2 \right].$$

Длина наверху участка на барабан  $l_n = AO - CO$ .

После подстановки значений  $AO$  и  $CO$  в уравнение для  $Y_\beta$ , получим

$$Y_\beta = \frac{h^2 l_{xc}}{4L(L - l_{xc})},$$

где  $h$  – величина смещения точки закрепления ленты в мм;  $L$  – расстояние от точки закрепления ленты до оси ролика, находящегося в среднем положении ( $L=340$  мм).

В связи с тем, что погрешности профиля зуба, вызванные деформацией лент под действием сил инерции качающихся частей станка и от перекоса лент, противоположны по знаку, то они могут компенсировать друг друга.

При определении наклона лент деформация их от перекоса и под действием сил инерции  $F_j$  может быть одинаковой и тогда  $Y_\beta - Y_l = 0$ .

Требуемый угол наклона определяется величиной смещения точки закрепления лент в вертикальном направлении  $h$ .

Приравнявая  $Y_\beta = Y_l$ , получим

$$\frac{h^2 l_{xc}}{4L(L - l_{xc})} = 0,027 \frac{l_{xc} n^2 j}{j_0 \left( R_p + \frac{1}{2} \delta \right) \cdot K_l}.$$

Откуда

$$h = \sqrt{0,054 \frac{L(L - l_{xc}) \cdot n^2 \cdot j}{\left( R_p - \frac{1}{2} \delta \right) \cdot K_l \cdot j_0}}.$$

При полной компенсации погрешностей от деформации лент ре-

зультурующая погрешность профиля определится

$$\Delta_{np} = P_y \cdot \left( \frac{1}{k_{ин}} + \frac{1}{k_{шк}} + \frac{1}{k_{опр}} \right).$$

### Погрешность в шаге зубьев

Погрешность в шаге зубьев возникает в связи с изменением радиальной составляющей силы резания  $P_y$ . Изменение силы  $P_y$  может быть связано с изменением припуска на боковых поверхностях смежных зубьев или в связи с засаливанием круга

$$\Delta P_y = P_{y1} - P_{yi},$$

где  $P_{y1}$  – сила резания при шлифовании первого зуба;  $P_{yi}$  – сила резания при шлифовании  $i$ -того зуба.

Погрешность шага определяется по зависимости

$$\Delta t = \frac{\Delta P_y}{K_{сисг}} = \Delta P_y \cdot \left( \frac{1}{k_{ин}} + \frac{1}{k_{шк}} + \frac{1}{k_{опр}} \right).$$

## ГЛАВА 2

# ФОРМИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПОД ВЛИЯНИЕМ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

### 2.1. ОБЩИЙ ПОДХОД К РАСЧЕТУ И АНАЛИЗУ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ МАТЕРИАЛОВ

#### 2.1.1. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ МАТЕРИАЛОВ

Точность обработки зависит от многих факторов, обусловленных силами и температурой резания, способом базирования детали, жесткостью станка, инструмента, приспособления и т.д. Как показывает практика, определяющее влияние на точность оказывает силовой фактор, вызывающий погрешности обработки в связи с упругими перемещениями  $y$  в технологической системе

$$y = \frac{P_y}{c}, \quad (2.1)$$

где  $P_y$  - радиальная составляющая силы резания, Н;  $c$  - приведенная жесткость системы, Н/м.

В первой главе работы проведен укрупненный анализ влияния упругих перемещений в технологической системе на точность обработки. В настоящей главе рассмотрим данный вопрос более подробно с полными математическими выкладками.

Представим радиальную составляющую силы резания  $P_y$  в виде

$$P_y = \frac{P_z}{K_{рез}}, \quad (2.2)$$

где  $P_z = \sigma \cdot S$  - тангенциальная составляющая силы резания, Н;  $\sigma$  - условное напряжение резания, Па;  $K_{рез}$  - коэффициент резания;  $S$  - площадь среза, м<sup>2</sup>;  $S = Q_0 / V_{рез}$ ;  $Q_0 = t \cdot S_{прод} \cdot V_{рез}$  - номинальная производительность обработки при продольном точении, м<sup>3</sup>/с;  $t$  - глубина резания, м;  $S_{прод}$  - продольная подача на оборот детали, м/об;  $V_{рез}$  - скорость резания, м/с.

Тогда при однопроводном резании

$$y = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{t \cdot S_{прод}}{c} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{V_{рез}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (2.3)$$

Упругое перемещение  $y$  тем меньше, чем меньше отношение  $\sigma / K_{рез}$ , производительность  $Q_0$  и больше скорость резания  $V_{рез}$  и жесткость  $c$ .

При многопроходной обработке линейный съём материала  $\Delta$  определяется

$$\Delta = n \cdot t - y, \quad (2.4)$$

где  $n = \tau / \tau_0$  - текущее число проходов (при продольном точении) или число оборотов детали (при радиальном точении);  $\tau$  - текущее время, с;  $\tau_0 = \pi \cdot D_{дет} / V_{рез}$  - время одного оборота детали (при радиальном точении) или  $\tau_0 = l_{дет} / S_{прод}$  - время одного прохода (при продольном точении), с;  $D_{дет}$  - диаметр обрабатываемой детали, м;  $l_{дет}$  - длина хода при продольном точении, м.

С учетом зависимости  $\Delta = v / \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$  (где  $v$  - объем снятого материала, м<sup>3</sup>), текущего значения производительности обработки  $Q$  (определяемой зависимостью  $Q = \frac{dv}{d\tau}$ ) и зависимости (2.3), уравнение (2.4) примет вид:

$$\frac{dv}{d\tau} + M \cdot v = N \cdot \tau, \quad (2.5)$$

$$\text{где } M = \frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}, \quad N = \frac{V_{рез}^2 \cdot K_{рез} \cdot c \cdot t}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma}.$$

Используя известное решение данного класса дифференциальных уравнений [59], определим параметр  $v$ :

$$v = \left[ \int d\tau \cdot N \cdot \tau \cdot e^{\int M \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int M \cdot d\tau} = \left[ \int N \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \tau \cdot d\tau + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau} = \left[ \frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} \cdot \left( \tau - \frac{1}{M} \right) + C_1 \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \quad (2.6)$$

Соответственно производительность обработки  $Q = \frac{dv}{d\tau}$  определится:

$$Q = \left[ \frac{N}{M} \cdot e^{M \cdot \tau} - C_1 \cdot M \right] \cdot e^{-M \cdot \tau}. \quad (2.7)$$

Постоянная интегрирования  $C_1$  определяется из начального условия  $y(\tau = 0) = 0$  с учетом зависимостей (2.6) и (2.3), рассматривая в последней вместо  $Q_0$  параметр  $Q$ :

$$C_1 = \frac{N}{M}. \quad (2.8)$$

После подстановки выражения (2.8) в (2.6) и (2.7) получим зависимости для определения объема снятого материала  $v$ , текущих значений производительности обработки  $Q$  и упругого перемещения  $y$ :

$$v = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \right), \quad (2.9)$$

$$Q = Q_0 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \right), \quad (2.10)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \right). \quad (2.11)$$

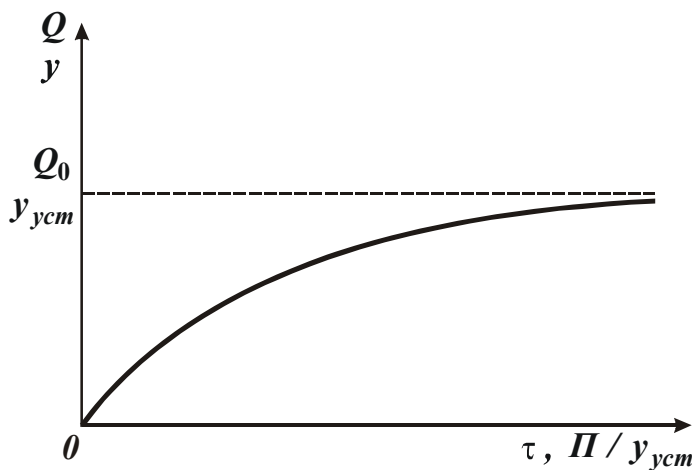


Рис. 2.1. Зависимости производительности обработки  $Q$  и упругого перемещения  $y$  от времени обработки  $\tau$  (или  $\Pi / y_{уст}$ ).

Производительность обработки  $Q$  и упругое перемещение  $y$  с течением времени увеличиваются, асимптотически приближаясь к значениям  $Q_0$  и  $y_{уст}$ , рис. 2.1. Установившееся значение  $y_{уст}$  определяется из зависимости (2.3), т.е.

$$y_{уст} = \frac{\sigma}{K_{рез}} \cdot \frac{Q_0}{V_{рез}} \cdot \frac{1}{c}. \quad (2.12)$$

При продольном точении  $\tau = n \cdot \tau_0 = \frac{\Pi}{t} \cdot \frac{l_{дет}}{S_{прод}}$ , где  $\Pi$  – снятый припуск, м. Тогда зависимости (2.10) и (2.11) с учетом зависимости (2.12) упростятся и примут вид:



$$Q = Q_0 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} \right), \quad (2.13)$$

$$y = y_{уст} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} \right). \quad (2.14)$$

В данном случае переменной величиной является отношение  $\Pi / y_{уст}$ . С увеличением данной величины производительность обработки  $Q$  и упругое перемещение  $y$  увеличиваются, асимптотически приближаясь к значениям  $Q_0$  и  $y_{уст}$ , рис. 2.1. Следовательно, увеличить производительность обработки  $Q$  можно за счет увеличения отношения  $\Pi / y_{уст}$ , т.е. за счет увеличения снимаемого припуска  $\Pi$  или уменьшения величины  $y_{уст}$ .

Уменьшить упругое перемещение  $y$  можно уменьшением  $\Pi$ . Это снижает время обработки.

При  $\Pi / y_{уст} > 3$  второе слагаемое в зависимости (2.14) становится бесконечно малым и выполняется условие  $y \cong y_{уст}$ , т.е. упругое перемещение  $y$  не зависит от снимаемого припуска  $\Pi$ . Исходя из этого, следует рассматривать два диапазона изменения величины  $y$ :  $\Pi < 3y$  и  $\Pi > 3y$ . В первом диапазоне справедливо неравенство  $y < y_{уст}$  (соответственно  $Q < Q_0$ ). Во втором диапазоне справедливо условие  $y \cong y_{уст}$  (соответственно  $Q \cong Q_0$ ). На практике в основном имеет место случай  $\Pi > 3y$ .

Уменьшение величины  $y_{уст}$ , исходя из зависимости (2.14), неоднозначно влияет на характер изменения величины  $y$ , т.к. первый множитель уменьшается, а второй, заключенный в скобки, увеличивается. Для оценки влияния величины  $y_{уст}$  на  $y$ , введем новую безразмерную переменную  $\alpha = \Pi / y_{уст}$ . Тогда зависимость (2.14) выразится

$$y = \frac{\Pi}{\alpha} \cdot (1 - e^{-\alpha}). \quad (2.15)$$

Характер изменения величины  $y$  от  $\alpha$  для  $\Pi = 1$  показан на

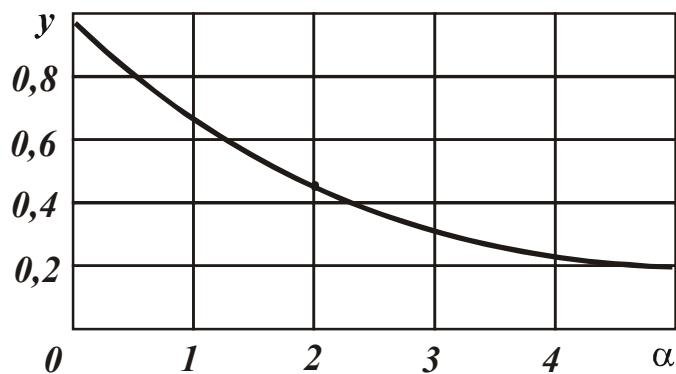


Рис. 2.2. Зависимость величины  $y$  от  $\alpha$ .

рис.2.2. С увеличением  $\alpha$  функция  $y$  уменьшается. Это соответствует уменьшению величины  $y$  с уменьшением  $y_{уст}$ . Следовательно, основным условием уменьшения упругого перемещения при обработке  $y$  является уменьшение

величины  $y_{уст}$ , определяемой зависимостью (2.12).

Разложим экспоненциальную функцию в степенной ряд:

$$e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{уст}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{уст}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi}{y_{уст}}\right)^3}{3!} + \dots$$

Тогда зависимость (2.14) примет вид:

$$y = \Pi \cdot \left( 1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{\Pi}{y_{уст}} + \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{\Pi}{y_{уст}}\right)^2 - \dots \right).$$

При  $\frac{\Pi}{y_{уст}} \rightarrow 0$  (что соответствует увеличению  $y_{уст}$ ) выполняется условие  $y \rightarrow \Pi$ . Оно обусловлено отсутствием съема материала

в процессе обработки, вследствие недостаточной режущей способности инструмента. Для уменьшения  $y$  необходимо обеспечить уменьшение величины  $y_{уст}$ .

### 2.1.2. ОБЩЕЕ РЕШЕНИЕ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОГО УРАВНЕНИЯ ИНТЕНСИВНОСТИ СЪЕМА МАТЕРИАЛА С УЧЕТОМ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

Выше проведен анализ решения дифференциального уравнения (2.5) с учетом начального условия  $y(\tau = 0) = 0$ . Если принять начальное условие в виде  $y(\tau = 0) = y_0$ , то получим общее решение дифференциального уравнения (2.5). В этом случае постоянная интегрирования  $C_1$  с учетом зависимости (2.7) определится

$$C_1 = \frac{N}{M} - \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{M \cdot \sigma}. \quad (2.16)$$

После подстановки выражения (2.16) в (2.6) и (2.7), получим зависимости для определения объема снятого материала  $v$ , текущих значений производительности обработки  $Q$  и упругого перемещения  $y$ :

$$v = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} + \left( \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} - \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}, \quad (2.17)$$

$$Q = Q_0 - \left( Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}, \quad (2.18)$$

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} - \left( \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} - y_0 \right) \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}. \quad (2.19)$$

Введем обозначения:

$$y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}, \quad \bar{\beta} = \frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}.$$

Тогда зависимости (2.18) и (2.19) примут вид:

$$Q = Q_0 - \left( Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}, \quad (2.20)$$

$$y = y_{уст} - (y_{уст} - y_0) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}. \quad (2.21)$$

Характер изменения параметров  $Q$  и  $y$  с течением времени обработки показан на рис. 2.3. При  $Q_0 < \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma}$  и  $y_{уст} < y_0$  выполняются условия  $Q > Q_0$ ,  $y > y_{уст}$  (кривая 1). При  $Q_0 > \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma}$  и  $y_{уст} > y_0$  выполняются условия  $Q < Q_0$ ,  $y < y_{уст}$  (кривая 3). При  $Q_0 = \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma}$  и  $y_{уст} = y_0$  выполняются условия  $Q = Q_0$ ,  $y = y_{уст}$  (кривая 2).

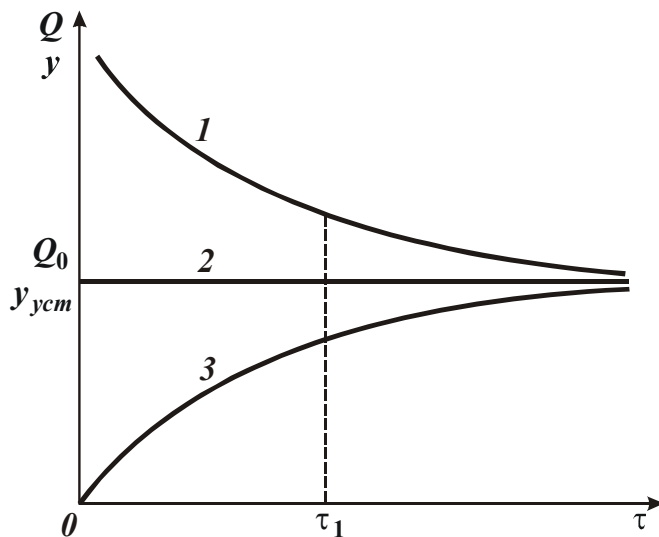


Рис. 2.3. Зависимости производительности обработки  $Q$  и упругого перемещения  $y$  от времени обработки  $\tau$ .

Средняя производительность обработки за время  $\tau_1$  для трех кривых, представленных на рис. 2.3, будет различна. Так, если через фиксированную точку с координатами  $Q, \tau_1$  провести семейство кривых  $Q-\tau$ , то наибольшая средняя производительность обработки будет иметь место при  $y_{уст} < y_0$ , а наименьшая – при  $y_0 = 0$ .

Чем больше  $y_0$ , тем больше средняя производительность. Из преобразованной зависимости (2.21)

$$y = y_{уст} \cdot [1 - e^{(-\beta \cdot \tau)}] + y_0 \cdot e^{(-\beta \cdot \tau)} \quad (2.22)$$

следует, что наибольшее значение  $y_0$  (для заданных значений  $y$  и  $\tau = \tau_1$ ) достигается при  $y_{уст} = 0$ . Следовательно, наиболее производительной схемой обработки с учетом ограничения по точности обработки (определяемой величиной упругого перемещения  $y$ ) является жесткая схема без поперечной подачи ( $Q_0 = 0$ ) с начальным натягом  $y_0$  в технологической системе. Текущие значения  $Q$  и  $y$  в данном случае определяются зависимостями

$$Q = \left( \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}, \quad (2.23)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}. \quad (2.24)$$

Чем больше значения  $V_{рез}, K_{рез}, c$  и меньше  $y_0, D_{дет}, l_{дет}, \sigma$ , тем быстрее достигается заданная точность обработки. Очевидно, наибольшее значение  $y_0$  может быть равно величине снимаемого припуска  $\Pi$ . Для выполнения этого условия, исходя из зависимости (2.23), необходимо, чтобы максимально возможная производительность обработки  $Q$ , обусловленная режущими свойствами инстру-

мента, была равна или соизмерима со значением  $\frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma}$  при  $\tau = 0$ .

Из приведенных данных вытекает, что, создавая в технологической системе предварительный натяг  $y_0$ , можно реализовать условие  $Q > Q_0$ .

С учетом устойчивости процесса резания (в частности, процесса шлифования) во времени эффективно также реализовать случай  $Q = Q_0$ , т.е. условие  $Q_0 = \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma}$ . Существуют два пути его осуществления:

1. Ускоренное врезание шлифовального круга в обрабатываемую деталь до создания требуемого натяга  $y_0$  в технологической системе, а затем шлифование с номинальной производительностью обработки  $Q = Q_0$  (этап черного шлифования). Для обеспечения требуемой точности обработки, равной величине  $y$ , необходимо уменьшить натяг в технологической системе от значения  $y_0$

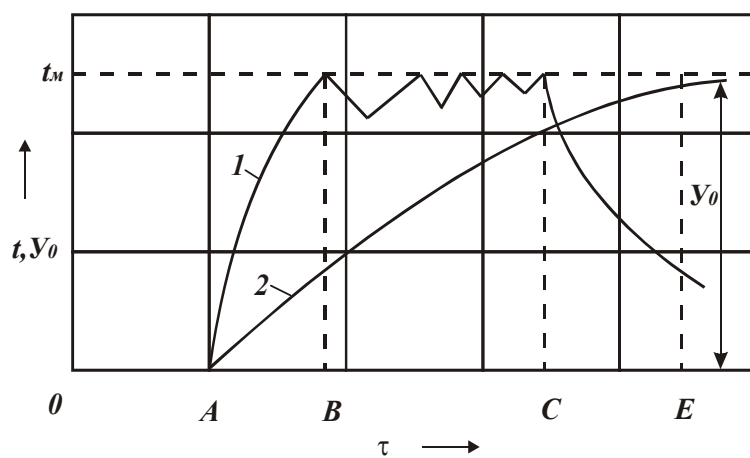


Рис. 2.4. Характер изменения упругого перемещения с течением времени обработки: 1 – автоматизированный цикл шлифования; 2 – неустойчивый процесс шлифования.

до значения  $y$ . Это достигается введением этапа выхаживания (шлифования с отключенной поперечной подачей, т.е.  $Q_0 = 0$ ). Таким образом, мы вышли на известный автоматизированный цикл круглого наружного шлифования (кривая 1, рис. 2.4 [174]), включающего этап ускоренного врезания шлифовального круга в обрабатываемую деталь

(участок АВ), затем этап черного шлифования (участок ВС) и этап выхаживания (участок СЕ). На рис. 2.4 показан также характер изменения упругого перемещения с течением времени обработки для неустойчивого процесса шлифования (кривая 2).

2. Шлифование по упругой схеме с фиксированным радиальным

усилием  $P_{y_0} = c \cdot y_0 = \frac{Q_0 \cdot \sigma}{V_{рез} \cdot K_{рез}}$ , где  $V_{рез} = V_{кр}$  - скорость шлифовального круга, м/с.

Таким образом, кардинальным решением проблемы повышения производительности обработки при недостаточной жесткости технологической системы является применение автоматизированных циклов шлифования по жесткой схеме с предварительным созданием натяга  $y_0$ , а также применение упругой схемы шлифования с фиксированным радиальным усилием.

### 2.1.3. ФОРМИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ С УЧЕТОМ ПОГРЕШНОСТИ ФОРМЫ ЗАГОТОВКИ

При неравномерном снимаемом припуске (погрешности формы заготовки) важно обеспечить точность обработанной детали. Предположим, минимальный снимаемый припуск равен  $\Pi_{min}$ , максимальный -  $\Pi_{max}$ . Исходя из зависимости (2.14), минимальное  $y_{min}$  и максимальное  $y_{max}$  значения погрешности обработки, вызванные упругим перемещением в технологической системе, определяются

$$y_{min} = y_{уст} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}} \right), \quad (2.25)$$

$$y_{max} = y_{уст} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \right). \quad (2.26)$$

Погрешность формы обработанной детали  $\Delta y = y_{max} - y_{min}$  равна

$$\Delta y = y_{уст} \cdot e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \cdot \left( e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{уст}}} - 1 \right), \quad (2.27)$$

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

Чем больше погрешность формы заготовки  $\Delta \Pi$ , тем больше погрешность формы обработанной детали  $\Delta y$ . При  $\Delta \Pi = 0$  выполняется условие  $\Delta y = 0$ . При заданном значении  $\Delta \Pi$  уменьшить  $\Delta y$  можно

увеличением  $\Pi_{max}$ .

Для оценки влияния величины  $y_{уст}$  на  $\Delta y$  зависимость (2.27) преобразуем с учетом  $\alpha = \Pi_{max} / y_{уст}$ :

$$\Delta y = \frac{\Pi_{max}}{\alpha} \cdot e^{-\alpha} \cdot \left[ e^{\frac{\alpha \cdot \Delta \Pi}{\Pi_{max}}} - 1 \right]. \quad (2.28)$$

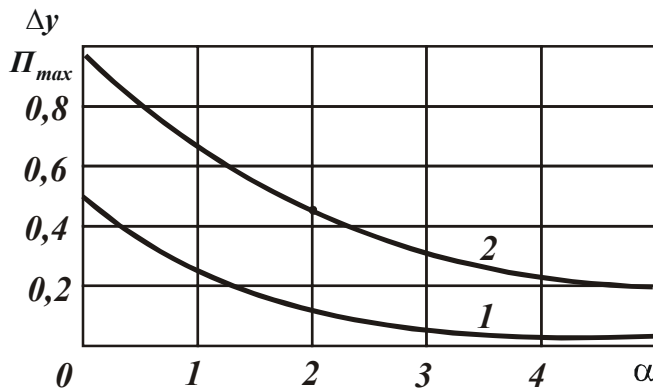


Рис. 2.5. Зависимость  $\Delta y / \Pi_{max}$  от  $\alpha$ :  
1 -  $\Delta \Pi / \Pi_{max} = 0,01$ ; 2 -  $\Delta \Pi / \Pi_{max} = 0,5$ .

При постоянных значениях  $\Pi_{max}$ ,  $\Delta \Pi = const$  с увеличением коэффициента  $\alpha$  (что соответствует уменьшению величины  $y_{уст}$ ) значение функции  $\Delta y / \Pi_{max}$ , определяемое зависимостью (2.28), уменьшается, рис. 2.5. Следовательно, уменьшить  $\Delta y$  можно уменьшением величины  $y_{уст}$ .

При одновременном обеспечении требований по точности размера  $y_{max}$  и формы обработанной детали  $\Delta y$  оптимальные условия обработки необходимо определять из системы уравнений

$$\begin{cases} y_{max} = y_{уст} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \right] \\ \Delta y = y_{уст} \cdot e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \cdot \left[ e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{уст}}} - 1 \right]. \end{cases} \quad (2.29)$$

Здесь значения параметров  $y_{max}$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta \Pi$  - заданы, необходимо определить значения  $\Pi_{max}$  и  $y_{уст}$ . Для этого первое уравнение раз-

решим относительно функции  $e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}}$  и полученное выражение подставим во второе уравнение:

$$\frac{\Delta y}{y_{уст} - y_{max}} = e^{\frac{\Delta \Pi}{y_{уст}}} - 1. \quad (2.30)$$

Из полученного уравнения (2.30) численным методом определяются значения  $y_{уст}$ , а из первого уравнения системы (2.29) – значения  $\Pi_{max}$ .

#### 2.1.4. УСЛОВИЯ ИСПРАВЛЕНИЯ ПОГРЕШНОСТИ ФОРМЫ ЗАГОТОВКИ

Представим зависимость (2.27) в виде

$$\Delta y = y_{уст} \cdot \left( e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}} - e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} \right). \quad (2.31)$$

Разложим экспоненциальные функции в степенной ряд:

$$e^{-\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi_{max}}{y_{уст}}\right)^3}{3!} + \dots, \quad (2.32)$$

$$e^{-\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}} = 1 - \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}\right)}{1!} + \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}\right)^2}{2!} - \frac{\left(\frac{\Pi_{min}}{y_{уст}}\right)^3}{3!} + \dots \quad (2.33)$$

Ограничиваясь тремя первыми слагаемыми в разложениях (2.32) и (2.33), зависимость (2.31) примет вид:

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left( 1 - \frac{\Pi_{cp}}{y_{уст}} \right), \quad (2.34)$$

где  $\Pi_{cp} = \frac{\Pi_{min} + \Pi_{max}}{2}$ ;  $\Delta \Pi = \Pi_{max} - \Pi_{min}$ .

Исходя из приближенной зависимости (2.34), величина  $\Delta y$  тем меньше, чем меньше  $\Delta \Pi$ ,  $y_{уст}$  и больше  $\Pi_{cp}$ .

Выразим величину  $y_{уст}$  зависимостью (2.12), тогда

$$\Delta y = \Delta \Pi \cdot \left( 1 - \frac{\Pi_{cp} \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (2.35)$$



В общем случае уменьшить величину  $\Delta y$  можно уменьшением параметров  $\Delta\Pi$ ,  $Q_0$ ,  $\sigma$  и увеличением  $\Pi_{cp}$ ,  $V_{рез}$ ,  $K_{рез}$ ,  $c$ .

При определенных значениях  $V_{рез}$ ,  $K_{рез}$ ,  $\sigma$ ,  $Q_0$ , независимо от значений  $\Delta\Pi$ ,  $\Pi_{cp}$  и  $c$ , второй множитель в зависимости (2.35) может быть уменьшен до нуля. Чем больше  $\Pi_{cp}$  и меньше  $\Delta\Pi$ , тем проще обеспечить требуемую точность обработки  $\Delta y$ . При небольшом значении  $\Pi_{cp}$  необходимо уменьшить  $Q_0$  и увеличить  $V_{рез}$ .

Второй множитель зависимости (2.35), по сути, является передаточной функцией между погрешностью формы заготовки  $\Delta\Pi$  и погрешностью формы обработанной детали  $\Delta y$ . Численно передаточная функция меньше единицы.

При значениях передаточной функции, близкой к единице, выполняется условие  $\Delta y \rightarrow \Delta\Pi$ , т.е. имеет место копирование в процессе обработки погрешности формы заготовки. Это происходит при небольших значениях  $\Pi_{cp}$ ,  $V_{рез}$ ,  $K_{рез}$ ,  $c$  и относительно больших значениях  $Q_0$  и  $\sigma$ , например, при резании недостаточно острым инструментом.

Передаточная функция соответствует принятому в технологии машиностроения [189] коэффициенту уточнения погрешности  $k_y$

$$k_y = \frac{\Delta y}{\Delta\Pi} = \left( 1 - \frac{\Pi_{cp} \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{Q_0 \cdot \sigma} \right). \quad (2.36)$$

Обратная величина называется уточнением  $l_y$ . В большинстве случаев  $l_y > 1$ . Следовательно, с увеличением продолжительности обработки (что соответствует увеличению  $\Pi_{cp}$ ) снижается погрешность и повышается точность обработки. Это согласуется с зависимостью (2.36), т.к. с увеличением  $\Pi_{cp}$  второй множитель уменьшается и уменьшает величину  $\Delta y$ .

### **2.1.5. ИСПРАВЛЕНИЕ ПОГРЕШНОСТИ ФОРМЫ ЗАГОТОВКИ ПРИ ОБРАБОТКЕ БЕЗ ПОПЕРЕЧНОЙ ПОДАЧИ С НАЧАЛЬНЫМ НАТЯГОМ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ (НА ЭТАПЕ ВЫХАЖИВАНИЯ)**

Принимая в зависимости (2.24) натяг в технологической системе

$y_0$ , равным соответственно минимальному  $\Pi_{min}$  и максимальному  $\Pi_{max}$  значениям снимаемого припуска, погрешность формы заготовки опишется

$$\begin{cases} y_{min} = \Pi_{min} \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}, \\ y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \end{cases}$$

или

$$\Delta y = y_{max} - y_{min} = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}},$$

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

С течением времени обработки  $\tau$  величина  $\Delta y$  уменьшается тем быстрее, чем меньше  $\Delta \Pi$  и больше параметры  $V_{рез}, K_{рез}, c$ .

При одновременном выполнении требований по точности формы и размера обработанной детали (т.е. достижения требуемых значений  $y_{max}$  и  $\Delta y$ ), определение неизвестных значений  $\Pi_{max}$  и  $\tau$  необходимо производить на основе решения системы уравнений:

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-\frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}}. \end{cases}$$

Обозначая  $x_1 = \frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}$ , система уравнений примет

вид:

$$\begin{cases} y_{max} = \Pi_{max} \cdot e^{-x_1}, \\ \Delta y = \Delta \Pi \cdot e^{-x_1}. \end{cases}$$

Здесь величина  $\Delta \Pi$  задана, необходимо определить  $\Pi_{max}$  и  $x_1$ . После некоторых преобразований, имеем:

$$\Pi_{max} = y_{max} \cdot \frac{\Delta \Pi}{\Delta y},$$

$$x_1 = \ln \frac{\Delta \Pi}{\Delta y}.$$

Значения  $\Pi_{max}$  и  $x_1$  вполне однозначно определяются соотношением  $\Delta\Pi / \Delta y$ . С его увеличением значения  $\Pi_{max}$  и  $x_1$  увеличиваются.

Время обработки  $\tau$ , равное

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot x_1}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c},$$

с увеличением  $x_1$  (с увеличением соотношения  $\Delta\Pi / \Delta y$ ) также увеличивается. Уменьшить  $\tau$  можно увеличением параметров  $V_{рез}, K_{рез}, c$  и уменьшением  $\sigma$ .

## 2.2. УПРУГИЕ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

### 2.2.1. РАСЧЕТ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПО ЖЕСТКОЙ СХЕМЕ БЕЗ УЧЕТА ИЗНОСА ЗЕРЕН ВО ВРЕМЕНИ

Решим задачу расчета упругих перемещений применительно к процессу шлифования в новой постановке.

Предположим, под действием радиальной составляющей силы резания  $P_y$  в технологической системе возникают упругие перемещения  $y$ . Уравнение баланса перемещений  $y$  в процессе шлифования прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью  $V'_{дет}$  (рис. 2.6), имеет вид

$$y = V'_{дет} \cdot \tau - \int \bar{V}'_{дет} \cdot d\tau, \quad (2.37)$$

где  $\tau$  - время обработки, с;  $\bar{V}'_{дет}$  - фактическая скорость движения образца, м/с ( $\bar{V}'_{дет} \leq V'_{дет}$ ).

При работе круга в режиме самозатачивания процесс шлифования стабилизируется во времени и величина  $y$  принимает постоянное значение. Фактический съем материала, определяемый вторым слагаемым в зависимости (2.37), меньше номинального съема материала, устанавливаемого по лимбу станка и определяемого первым слагаемым. При работе круга в режиме затупления величина  $y$  переменна во времени (непрерывно увеличивается). Это обусловлено более интенсивным увеличением первого слагаемого.

Установим из уравнения (2.37) скорость  $\bar{V}'_{дет}$  как функцию от времени шлифования с учетом  $P_y = c \cdot y$ , где  $c$  - жесткость технологической системы.

Радиальную составляющую силы резания  $P_y$  определим из зависимости

$$P_y = \frac{P_z}{K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{мгн}}{K_{ш}}, \quad (2.38)$$

где  $P_z$  - тангенциальная составляющая силы резания, Н;  $\sigma$  - условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $K_{ш} = P_z / P_y$  - коэффициент шлифования;  $S_{мгн}$  - суммарная площадь среза всеми одновременно работающими зёрнами, м<sup>2</sup>;

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{сж}}{1 - \eta}}; \quad (2.39)$$

$$K_{ш} = 2 \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{сж} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}}; \quad (2.40)$$

$$S_{мгн} = \frac{F \cdot \bar{V}'_{дет}}{V_{кр}}; \quad (2.41)$$

$HV$ ,  $\sigma_{сж}$  - соответственно твердость по Виккерсу и предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $2\gamma$  - угол при вершине режущего конусообразного зерна;  $\eta$  - безразмерный коэффициент, определяющий степень затупления режущего зерна, 0...1,0 ( $\eta \rightarrow 0$  - для острого зерна,  $\eta \rightarrow 1$  - для затупленного зерна);  $F$  - площадь контакта шлифовального круга с обрабатываемым образцом, м<sup>2</sup>;  $V_{кр}$  - скорость круга, м/с.

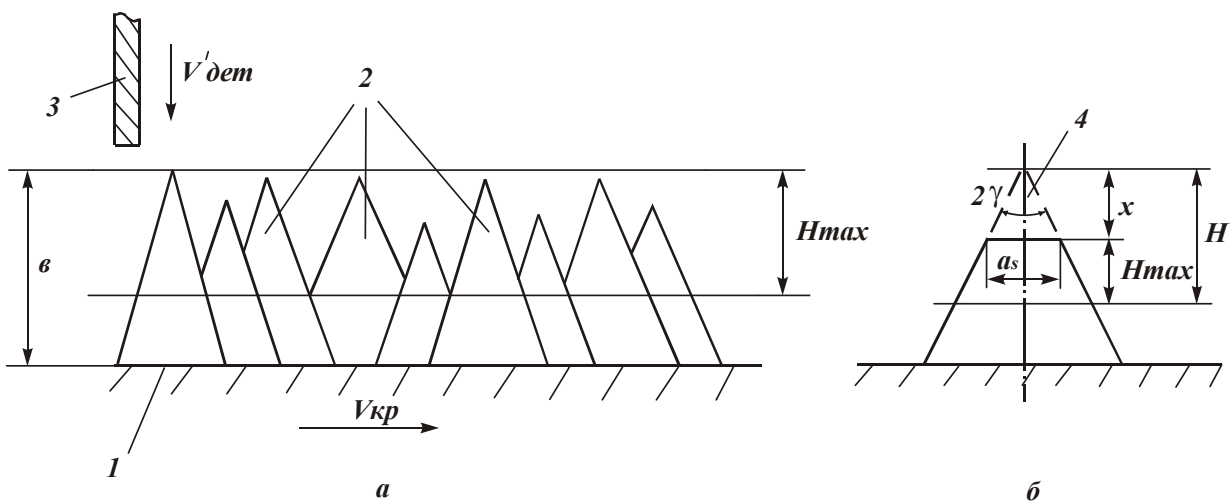


Рис.2.6. Расчетные схемы шлифования: 1 – связка круга; 2 – режущие зёрна; 3 – обрабатываемый образец; 4 – изношенная часть зерна.

Подставим зависимости (2.39), (2.40) и (2.41) в (2.38):

$$P_y = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot F \cdot \bar{V}'_{\text{дет}}}{2 \cdot (1 - \eta) \cdot V_{\text{кр}}} \quad (2.42)$$

Подставим зависимость (2.42) в уравнение (2.37). После дифференцирования данного интегрального уравнения по времени  $\tau$ , приходим к следующему дифференциальному уравнению:

$$\frac{d\bar{V}'_{\text{дет}}}{d\tau} = \frac{1}{\alpha_3} \cdot (V'_{\text{дет}} - \bar{V}'_{\text{дет}}), \quad (2.43)$$

где  $\alpha_3 = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot F}{2 \cdot c \cdot (1 - \eta) \cdot V_{\text{кр}}}$ .

Решим дифференциальное уравнение (2.43) известным методом разделения переменных, рассматривая в первом приближении  $(1 - \eta)$  постоянной величиной, т.е. не учитывая износ режущих зерен круга во времени. Тогда

$$\frac{d\bar{V}'_{\text{дет}}}{(V'_{\text{дет}} - \bar{V}'_{\text{дет}})} = \frac{d\tau}{\alpha_3}, \quad (2.44)$$

откуда

$$\ln(V'_{\text{дет}} - \bar{V}'_{\text{дет}}) = -\frac{\tau}{\alpha_3} + C_0 \quad \text{или}$$

$$\bar{V}'_{\text{дет}} = V'_{\text{дет}} - C_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}. \quad (2.45)$$

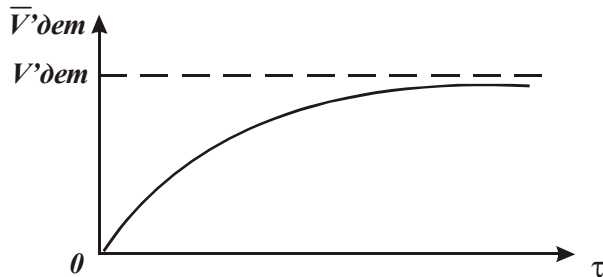


Рис. 2.7. Зависимость  $\bar{V}'_{\text{дет}}$  от  $\tau$ .

Постоянная интегрирования  $C_1$  определяется из начального условия обработки, например, из условия  $\bar{V}'_{\text{дет}}(\tau = 0) = 0$ . Тогда  $C_1 = V'_{\text{дет}}$  и решение дифференциального уравнения

(2.45) принимает вид

$$\bar{V}'_{\text{дет}} = V'_{\text{дет}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (2.46)$$

Из зависимости (2.46) следует, что с течением времени обработки  $\tau$  фактическая скорость движения обрабатываемого образца (или фактическая скорость съема материала)  $\bar{V}'_{\text{дет}}$  увеличивается, неограниченно приближаясь к номинальной скорости движения

образца (или номинальной скорости съема материала)  $V'_{дет}$ , рис. 2.7. Подставляя зависимость (2.46) в уравнение (2.37), определим упругое перемещение  $y$

$$y = -V'_{дет} \cdot \alpha_3 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} + C_2. \quad (2.47)$$

Постоянная интегрирования  $C_2$  определяется из начального условия  $y(\tau=0)=0$ . Тогда  $C_2 = V'_{дет} \cdot \alpha_3$  и зависимость (2.47) описывается

$$y = V'_{дет} \cdot \alpha_3 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (2.48)$$

Характер изменения величины  $y$  во времени такой же, как параметра  $\bar{V}'_{дет}$ , рис. 2.7.

Согласно зависимости (2.42), произведение  $V'_{дет} \cdot \alpha_3$  определяет значение  $y = y_0$  при скорости  $V'_{дет}$ . Тогда зависимость (2.48) можно представить в виде

$$y = y_0 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (2.49)$$

При  $\tau \rightarrow \infty$  значение  $y \rightarrow y_0$ . При начальных условиях

$$\begin{cases} \bar{V}'_{дет}(\tau=0) = V_1; \\ y(\tau=0) = y_1 \end{cases} \quad (2.50)$$

решение дифференциального уравнения (2.44) принимает вид

$$\bar{V}'_{дет} = V'_{дет} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right) + V_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}, \quad (2.51)$$

$$y = y_1 - (V_1 - V'_{дет}) \cdot \alpha_3 \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (2.52)$$

С учетом зависимости (2.42) и  $y_1 = \alpha_3 \cdot V_1$ , имеем

$$y = y_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} + V'_{дет} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} \right). \quad (2.53)$$

Слагаемые, входящие в зависимость (2.53), оказывают противоположное влияние на характер изменения величины упругого перемещения  $y$  во времени. Уменьшить  $y$  и тем самым повысить точность обработки можно исключением второго слагаемого из зависимости (2.53). Это выполняется при  $V'_{дет} = 0$ , т.е. при шлифовании без подачи с начальным радиальным перемещением  $y_1$ . На практике данная схема обработки применяется при съеме относительно небольших припусков на доводочных операциях. В действительности, возможности схемы значительно шире и она может быть использована при съеме больших припусков, оставляемых, например, при предварительной лезвийной и окончательной абразивной обработке.

Эффект схемы состоит в обеспечении максимально возможной производительности для заданной точности обработки. Основными ограничениями применения схемы являются обеспечение высокой режущей способности шлифовального круга и создание начального натяга в технологической системе, равного величине снимаемого припуска, который может достигать больших значений - 1...2 мм и более. В этих условиях на практике принято основную часть припуска удалять по жесткой схеме с заданной радиальной или продольной подачей инструмента и лишь небольшую часть припуска – по рассматриваемой схеме (с начальным радиальным перемещением  $y_1$ ).

Обработка по жесткой схеме описывается вторым слагаемым в зависимости (2.53). Ее применение ведет к увеличению величины  $y$  (снижению точности обработки). Следовательно, применяемые на практике схемы обработки лезвийными и абразивными инструментами с точки зрения обеспечения точности обработки являются малопродуктивными. Необходимо использовать схему без подачи с начальным радиальным перемещением, уменьшая припуски под обработку и ограничиваясь финишными операциями с применением абразивных и лезвийных инструментов.

По сути, применяемые на практике процессы резания по жесткой схеме являются вынужденной мерой в связи с необходимостью съема относительно больших припусков и сложностью обеспечения высокой режущей способности инструмента.

При абразивной обработке без подачи с начальным радиальным перемещением (т.е. при выхаживании) выполняется условие

$V'_{дет} = 0$ , в результате зависимости (2.51) и (2.53) принимают вид

$$\bar{V}'_{дет} = V_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}} = \frac{y_1}{\alpha_3} \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}, \quad (2.54)$$

$$y = y_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}. \quad (2.55)$$

Фактическая скорость съема материала  $\bar{V}'_{дет}$  и упругое перемещение  $y$  с течением времени обработки  $\tau$  непрерывно уменьшаются. Начальные значения  $\bar{V}'_{дет}$  и  $y$  определяются значением радиального перемещения  $y_1$ . Чем больше  $y_1$ , тем больше  $\bar{V}'_{дет}$  и  $y$ . Интенсивность уменьшения параметров  $\bar{V}'_{дет}$  и  $y$  во времени зависит от параметра  $\alpha_3$ .

Полученные решения справедливы при условии постоянства во времени безразмерного коэффициента  $\eta$ , определяющего степень затупления режущих зерен. В действительности, с течением времени обработки коэффициент  $\eta$  увеличивается. Это ведет к более сложному решению дифференциального уравнения (2.43).

### 2.2.2. РАСЧЕТ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПО ЖЕСТКОЙ СХЕМЕ С УЧЕТОМ ИЗНОСА ЗЕРЕН ВО ВРЕМЕНИ

Получим решение дифференциального уравнения (2.43) с учетом изменения во времени безразмерного коэффициента  $\eta$ , учитывающего степень износа зерен и который определяется из уравнения [307]:

$$\left(\frac{\eta^3}{1-\eta^2}\right) = \left(\frac{x}{H_0}\right)^3, \quad (2.56)$$

где  $x$  - величина линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна, м;  $H_0$  - максимальное значение параметра  $H$  (рис. 2.6), определяется зависимостью

$$H_0 = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{V}'_{дет}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}; \quad (2.57)$$

$\bar{X}$  - зернистость алмазного круга, м;  $m$  - объемная концентрация зерен алмазного круга.



Таблица 2.1

Расчетные значения отношения  $x/H_0$ 

$\eta$	0	0,25	0,50	0,75	0,90	0,95	0,99	1,0
$x/H_0$	0	0,25	0,55	0,99	1,55	2,05	3,70	$\infty$

При  $\eta < 0,8$  отношение  $x/H_0$  принимает значения, близкие к  $\eta$ . При  $0,8 < \eta < 1,0$  – значения, близкие к  $\frac{1}{\sqrt[3]{1-\eta^2}}$ . Следовательно, с достаточной для практики точностью при  $\eta < 0,8$  можно принять  $\frac{x}{H_0} = \eta$ , а при  $0,8 < \eta < 1,0$  -  $\frac{x}{H_0} = \frac{1}{\sqrt[3]{1-\eta^2}}$ . С учетом зависимости (2.57) при  $0,8 < \eta < 1,0$  величина  $(1-\eta)$  определится

$$1 - \eta = \frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{V}'_{dem}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{\bar{X}}{x} \right)^3. \quad (2.58)$$

Подставим (2.58) в зависимость (2.42)

$$P_y = \frac{tg^2\gamma \cdot HV \cdot F \cdot m}{900} \cdot \left( \frac{x}{\bar{X}} \right)^3. \quad (2.59)$$

Тангенциальная составляющая силы резания  $P_y$  явно не зависит от скорости съема материала  $\bar{V}'_{dem}$  (производительности обработки). Ее изменение связано с изменением величины линейного износа зерна  $x$ . Например, с увеличением производительности обработки величина  $x$  увеличивается. Это ведет к увеличению  $P_y$ .

С течением времени обработки величина  $x$  и соответственно  $P_y$  увеличиваются.

Упругое перемещение  $y = P_y/c$  определяется:

$$y = \frac{tg^2\gamma \cdot HV \cdot F \cdot m}{900 \cdot c} \cdot \left( \frac{x}{\bar{X}} \right)^3. \quad (2.60)$$

С учетом приведенных зависимостей интегральное уравнение (2.37) опишется:

$$V'_{dem} \cdot \tau - \int \bar{V}'_{dem} \cdot d\tau = \frac{tg^2\gamma \cdot HV \cdot F \cdot m}{900 \cdot c} \cdot \left( \frac{x}{\bar{X}} \right)^3. \quad (2.61)$$

Если величина  $x$  постоянна во времени, то уравнение (2.61) после дифференцирования принимает вид:  $V'_{dem} = \bar{V}'_{dem}$ , т.е. номи-

нальная и фактическая скорости съема материала равны между собой.

Если величина  $x$  изменяется по закону  $x = x_0 \cdot \left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)^z$ , то уравнение (2.61) после дифференцирования принимает вид

$$\bar{V}'_{дет} = V'_{дет} \cdot \frac{tg^2 \gamma \cdot HV \cdot F \cdot m}{300 \cdot c} \cdot \left(\frac{x}{X}\right)^3 \cdot \frac{z \cdot \tau^{3z-1}}{\tau_0^{3z}}, \quad (2.62)$$

где  $x_0$  и  $\tau_0$  – начальные значения параметров  $x$  и  $\tau$ ;  $z$  – некоторая величина.

При  $z < 1/3$  фактическая скорость съема материала  $\bar{V}'_{дет}$  увеличивается во времени до значения  $V'_{дет}$ .

При  $z = 1/3$  фактическая скорость  $\bar{V}'_{дет}$  постоянна во времени, при этом  $\bar{V}'_{дет} < V'_{дет}$ .

При  $z > 1/3$  фактическая скорость  $\bar{V}'_{дет}$  непрерывно уменьшается во времени (вплоть до нуля).

При  $\eta < 0,8$ , согласно зависимости (2.56), величина  $(1 - \eta)$  описывается

$$1 - \eta = 1 - \frac{x}{H_0}. \quad (2.63)$$

Параметр  $H_0$ , определяемый зависимостью (2.57), увеличивается с увеличением скорости съема материала  $\bar{V}'_{дет}$ . Это ведет к увеличению  $(1 - \eta)$ .

Аппроксимируем величину  $(1 - \eta)$  функцией

$$(1 - \eta) = A \cdot \bar{V}'_{дет}{}^z \quad (2.64)$$

(где  $0 < z < 1$ ) и подставим ее в зависимость (2.42):

$$P_y = \frac{\pi \cdot tg \gamma \cdot HV \cdot F \cdot \bar{V}'_{дет}{}^{(1-z)}}{2 \cdot A \cdot V_{кр}}. \quad (2.65)$$

Влияние  $\bar{V}'_{дет}$  на  $P_y$  менее существенно, чем в зависимости (2.42).

После дифференцирования по времени уравнения (2.37), приходим к дифференциальному уравнению

$$V'_{дет} - \bar{V}'_{дет} = \frac{\pi \cdot tg \gamma \cdot HV \cdot F \cdot (1 - z)}{2 \cdot A \cdot V_{кр} \cdot \bar{V}'_{дет}{}^z} \cdot \frac{d\bar{V}'_{дет}}{d\tau}$$

или

$$\frac{d\tau}{(1-z) \cdot \alpha_4} = \frac{d\bar{V}'_{дет}}{\bar{V}'_{дет} \cdot (V'_{дет} - \bar{V}'_{дет})}, \quad (2.66)$$

где  $\alpha_4 = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV \cdot F}{2 \cdot A \cdot V_{кр}}$ .

Рассмотрим случай  $z=0$ . Произведем замену переменной  $\sqrt{\bar{V}'_{дет}} = x_1$ , в результате получим уравнение

$$\frac{d\tau}{\alpha_4} = \frac{dx_1}{(V'_{дет} - x_1^2)}.$$

Его решение:

$$\frac{\tau}{\alpha_4} + C_1 = -\frac{1}{2 \cdot \sqrt{V'_{дет}}} \cdot \ln \left| \frac{\sqrt{\bar{V}'_{дет}} - \sqrt{V'_{дет}}}{\sqrt{\bar{V}'_{дет}} + \sqrt{V'_{дет}}} \right|. \quad (2.67)$$

Постоянная интегрирования  $C_1$  определяется из начального условия  $\bar{V}'_{дет}(\tau=0) = 0$  и равна 0.

Откуда

$$\bar{V}'_{дет} = V'_{дет} \cdot \left[ \frac{1 + e^{-2 \cdot \sqrt{V'_{дет}} \cdot \frac{\tau}{\alpha_4}}}{1 - e^{-2 \cdot \sqrt{V'_{дет}} \cdot \frac{\tau}{\alpha_4}}} \right]. \quad (2.68)$$

С увеличением времени обработки  $\tau$  числитель уменьшается, а знаменатель увеличивается, соответственно фактическая скорость съема материала  $\bar{V}'_{дет}$  уменьшается.

### 2.2.3. РАСЧЕТ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПРИ ВЫХАЖИВАНИИ

При выхаживании величина упругого перемещения  $y$  определяет погрешность обработки  $\delta$ , которая связана с временем  $\tau$  преобразованной зависимостью (2.55)

$$\tau = \alpha_3 \cdot \ln \frac{y_1}{\delta} = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV \cdot F}{2 \cdot c \cdot (1 - \eta) \cdot V_{кр}} \cdot \ln \frac{y_1}{\delta}. \quad (2.69)$$

Время  $\tau$  тем больше, чем больше параметры  $HV$ ,  $F$ ,  $\eta$ ,  $y_1$  и меньше  $c$  и  $\delta$ . При  $y_1/\delta = 1$  время  $\tau = 0$ . Наибольшее влияние на  $\tau$  оказывает отношение  $y_1/\delta$ . Уменьшение погрешности обработки  $\delta$  требует увеличения времени обработки (выхаживания).

Уменьшить  $\tau$  при  $\delta = const$  можно уменьшением  $F$ ,  $y_1$ ,  $\eta$  и увеличением  $c$  и  $V_{кр}$ , т.е. применением более “острых” алмазно – абразивных инструментов и эффективных методов их правки, уменьшением снимаемого припуска и площади контакта инструмента с обрабатываемым материалом, увеличением жёсткости технологической системы и скорости инструмента. Зависимость (2.69) справедлива для шлифования и других процессов финишной абразивной обработки.

Как правило, на практике требуется исправить погрешность размера и формы заготовки. В первом случае необходимо параметр  $y_1$  уменьшить до значения  $\delta$ , во втором случае – уменьшить разброс значений  $y_1$  от  $\Delta y_1$  до  $\Delta \delta$ . В первом случае задача решается относительно просто.

В соответствии с зависимостью (2.69) выбираются условия обработки, обеспечивающие требуемую точность  $\delta$  за заданное время  $\tau$ , или в соответствии с зависимостью (2.55) – для заданного соотношения  $\delta/y_1$  выбирается соотношение  $\tau/\alpha_3$ .

При  $\eta \rightarrow 0$  время  $\tau \rightarrow \infty$  и обеспечить требуемую точность обработки практически невозможно. Необходимо уменьшить безразмерный коэффициент  $\eta \rightarrow 0$  за счёт применения непрерывной или периодической правки инструмента и повышения его режущей способности. Существенным препятствием обеспечения заданной точности обработки  $\delta$  является уменьшение жёсткости технологической системы. В этом случае эффективно применение методов обработки, позволяющих увеличить динамическую жёсткость системы, например, за счёт ударно – циклического взаимодействия инструмента с заготовкой, наложения на заготовку или инструмент вибраций (ультразвуковых колебаний) и т.д.

Для исправления погрешности формы заготовки необходимо максимальное значение припуска  $y_{1max}$  уменьшить до значения  $\delta_{max}$ , а минимальное значение припуска  $y_{1min}$  до значения  $\delta_{min}$  за одинаковое время  $\tau$ . Исходя из зависимости (2.55), справедливы соотношения

$$\frac{\delta_{max}}{y_{1max}} = \frac{\delta_{min}}{y_{1min}} = e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}},$$

откуда следует

$$\delta_{max} - \delta_{min} = (y_{1max} - y_{1min}) \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}$$

или

$$\Delta\delta = \Delta y_1 \cdot e^{-\frac{\tau}{\alpha_3}}. \quad (2.70)$$

Исходя из зависимости (2.70), для заданных значений  $\Delta y_1$  и  $\Delta\delta$  определяется соотношение  $\tau/\alpha_3$  и по нему выбираются рациональные условия обработки (параметры  $F, c, \eta, V_{кр}, \tau$ ).

Таким образом, можно устранить погрешности обработки в виде конусности, бочкообразности, эксцентриситета цилиндрической заготовки, неплоскостность и другие погрешности плоских поверхностей.

При  $0,8 < \eta < 1,0$  упругое перемещение  $y$  (погрешность обработки  $\delta$ ) определяется зависимостью (2.60). Наибольшее влияние на величину  $y$  оказывают параметры  $x$  и  $\bar{X}$ . С течением времени параметры  $x$  и  $y$  увеличиваются, что снижает точность обработки. Уменьшить  $y$  при  $x = const$  можно уменьшением  $F, m$  и увеличением  $c$  и  $\bar{X}$ . Однако основной путь уменьшения  $y$  – уменьшение величины  $x$  за счёт применения рациональных характеристик круга (исключающих значительное затупление зёрен) и методов правки.

При  $0 < \eta < 0,8$  и  $V'_{dem} = 0$  уравнение (2.66) принимает вид

$$\frac{d\tau}{(1-z) \cdot \alpha_4} = -\frac{d\bar{V}'_{dem}}{\bar{V}'_{dem}^{(1+z)}}. \quad (2.71)$$

Его решение

$$\frac{\tau}{(1-z) \cdot \alpha_4} + C_1 = \frac{1}{z} \cdot \frac{1}{\bar{V}'_{dem}^z}. \quad (2.72)$$

Постоянная  $C_1$  при  $\bar{V}'_{dem}(\tau=0) = V_1$  равна:  $C_1 = \frac{1}{z \cdot V_1^z}$ .

Тогда

$$\bar{V}'_{dem} = \frac{1}{\left( \frac{1}{V_1^z} + \frac{z}{(1-z)} \cdot \frac{\tau}{\alpha_4} \right)^{\frac{1}{z}}}. \quad (2.73)$$

При  $0 < z < 1$  фактическая скорость съёма материала  $\bar{V}'_{дет}$  уменьшается с увеличением времени  $\tau$ , т.е. процесс затухает.

Радиальная составляющая силы резания  $P_y$ , определяемая зависимостью (2.65), с учётом зависимости (2.73) принимает вид

$$P_y = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{2 \cdot A} \cdot \frac{F}{V_{кр}} \cdot \frac{1}{\left( \frac{1}{V_1^z} + \frac{z}{(1-z)} \cdot \frac{\tau}{\alpha_4} \right)^z} \cdot (1-z) \quad (2.74)$$

Радиальная составляющая силы резания  $P_y$  и упругое перемещение  $y = P_y / c$  с увеличением времени  $\tau$  непрерывно уменьшаются, что ведёт к повышению точности обработки. Следовательно, при  $0 < \eta < 0,8$  можно всегда обеспечить требуемую точность обработки.

### 2.3. ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЦИКЛА ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

#### 2.3.1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ НАЧАЛЬНОГО НАТЯГА В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

Рассмотрим применяемый на практике автоматизированный цикл круглого наружного шлифования, включающий этап ускоренного врезания шлифовального круга в обрабатываемую деталь, этап чернового шлифования и этап выхаживания, рис. 2.4. Величину начального натяга  $y_0$  в технологической системе, устанавливаемую на первом этапе цикла, определим из зависимости

$$y_0 = \frac{P_y}{c}, \quad (2.75)$$

где  $P_y$  - радиальная составляющая силы резания, Н.

Как видим, с увеличением радиальной составляющей силы резания  $P_y$  величину  $y_0$  необходимо увеличивать. С учетом зависимостей (2.38), (2.39) и (2.40), величина  $y_0$  определится

$$y_0 = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot Q}{2 \cdot c \cdot V_{кр} \cdot (1-\eta)} \quad (2.76)$$

Величина  $y_0$  тем больше, чем больше твердость обрабатываемого материала  $HV$ , производительность обработки  $Q$  и безразмерный коэффициент  $\eta$ , который изменяется в пределах  $0 \dots 1$  (для острого круга -  $\eta \rightarrow 0$ , для затупленного круга -  $\eta \rightarrow 1$ ). Основным условием повышения производительности обработки  $Q$  для заданных (граничных) значений  $y_0$  и  $P_y$  является уменьшение безразмерного коэффициента  $\eta \rightarrow 0$ , т.е. обеспечение высокой режущей способности шлифовального круга.

Определим максимально возможную производительность обработки, обусловленную прочностными свойствами круга. Для этого нормальную составляющую силы резания, действующую на единичное зерно, представим

$$P_{y1} = HV \cdot S_{\text{конт}}, \quad (2.77)$$

где  $HV$  - твердость обрабатываемого материала, Па;  $S_{\text{конт}} = 0,5 \cdot \pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot H^2 \cdot \psi_2$  - фактическая площадь контакта зерна с материалом, м<sup>2</sup>;  $\psi_2$  - вероятность участия зерна в резании ( $\psi_2 = 0,44$ );  $0,5$  - коэффициент, учитывающий отсутствие контакта с обрабатываемым материалом тыльной части зерна при его движении;  $H$  - максимальная глубина внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга, отсчитывая её от вершины изношенного максимально выступающего зерна, рис. 2.6 [307]

$$H = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\rho \cdot t}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (2.78)$$

где  $V_{\text{дет}}$  - скорость детали, м/с;  $t$  - глубина шлифования, м;  $\rho = \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}$ ;  $R_{\text{кр}}, R_{\text{дет}}$  - соответственно радиусы круга и детали, м.

После несложных преобразований, разрешая зависимость (2.77) относительно  $V_{\text{дет}}$ , имеем

$$V_{\text{дет}} = \frac{8,73 \cdot 10^{-4} \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}{\text{tg}^2 \gamma \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho \cdot t}} \cdot \left( \frac{P_{y1}}{HV} \right)^{1,5}. \quad (2.79)$$

Максимально возможная производительность обработки  $Q = l_{\text{дет}} \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ , обусловленная прочностью зерна  $P_{y1}$ , с учётом зависимости (2.79), определится

$$Q = \frac{8,73 \cdot 10^{-4} \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2) \cdot l_{дет} \cdot \sqrt{t}}{tg^2 \gamma \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho}} \cdot \left( \frac{P_{y1}}{HV} \right)^{1,5} \quad (2.80)$$

Увеличить  $Q$  можно увеличением  $m, l_{дет}, V_{кр}, t, P_{y1}$  и уменьшением  $\bar{X}, HV, \rho$  и  $\eta \rightarrow 0$ .

Подставляя зависимость (2.80) в (2.76), получим

$$y_0 = \frac{4,36 \cdot 10^{-4} \cdot \pi \cdot m \cdot (1 + \eta) \cdot l_{дет} \cdot \sqrt{t} \cdot P_{y1}^{1,5}}{tg \gamma \cdot c \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho} \cdot HV} \quad (2.81)$$

Параметр  $y_0$  тем больше, чем больше параметры  $m, l_{дет}, t, P_{y1}$  и меньше  $c, \bar{X}, \rho, HV$ . Влияние безразмерного коэффициента  $\eta$  на  $y_0$  незначительно.

Значение  $t$  не должно превышать значения снимаемого припуска  $\Pi$ , т.е.  $y_0 = \Pi$ . Определим предельное значение  $\Pi$  из условия  $y_0 = t = \Pi$ . Из зависимости (2.81) имеем

$$\Pi = \left[ \frac{4,36 \cdot 10^{-4} \cdot \pi \cdot m \cdot (1 + \eta) \cdot l_{дет} \cdot P_{y1}^{1,5}}{tg \gamma \cdot c \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{\rho} \cdot HV} \right]^2 \quad (2.82)$$

Скорость детали  $V_{дет}$  определяется из зависимости (2.79) при  $t = \Pi$ . Обработка производится по схеме однопроходного глубинного шлифования. При съеме больших припусков глубинное круглое наружное шлифование необходимо выполнять по схеме, включающей врезание круга в неподвижную деталь на всю глубину резания, равную  $\Pi$ , затем съём материала за одно вращение детали со скоростью, установленной по зависимости (2.79).

Если значение  $y_0$ , определяемое зависимостью (2.81), меньше величины припуска  $\Pi$ , глубину шлифования  $t$  необходимо установить меньше  $\Pi$ .

### 2.3.2. ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ОБРАБОТКИ НА ЭТАПЕ ВЫХАЖИВАНИЯ

Время обработки  $\tau$ , обеспечивающее заданную точность  $y_0$  на этапе выхаживания, определим из зависимости (2.24), рассматривая в ней  $V_{рез} = V_{кр}$ ,  $K_{рез} = K_{ш}$ :



$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \left| \frac{y_0}{y} \right|. \quad (2.83)$$

С учетом зависимостей (2.39) и (2.40) зависимость (2.83) выразится

$$\tau = \frac{\pi^2 \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{2 \cdot c \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)} \cdot \ln \left| \frac{y_0}{y} \right|. \quad (2.84)$$

Время  $\tau$  тем меньше, чем больше параметры  $c, V_{кр}, y$  и меньше  $y_0, D_{дет}, l_{дет}, \eta, HV$ . Наибольшее влияние на время  $\tau$  оказывает коэффициент  $\eta$ .

Для анализа условий уменьшения коэффициента  $\eta$  параметр  $H$ , определяемый зависимостью (2.78), представим в виде  $H = x / \eta$ , где  $x$  - величина линейного износа зерна. Тогда

$$\frac{(1 - \eta^2)}{\eta^3} = \left( \frac{\bar{X}}{x} \right)^3 \cdot \frac{630 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\rho \cdot t}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}. \quad (2.85)$$

Общий вид функции  $\frac{(1 - \eta^2)}{\eta^3}$  показан на рис.2.8.

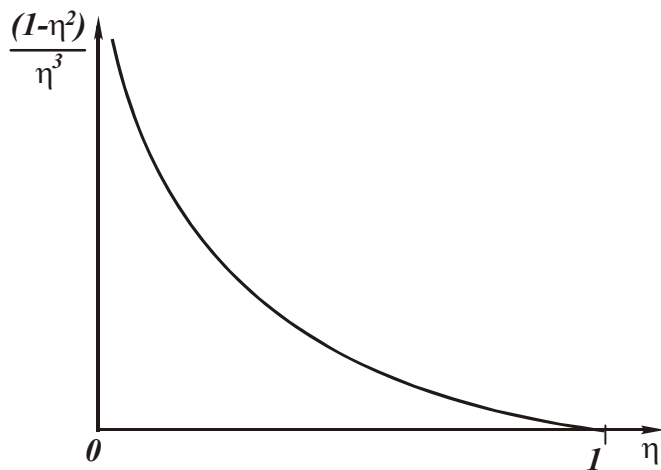


Рис. 2.8. Изменение функции  $(1 - \eta^2) / \eta^3$  от коэффициента  $\eta$ .

При  $\eta \rightarrow 0$  функция стремится к бесконечности, а при  $\eta \rightarrow 1$  - к нулю.

Следовательно, уменьшить коэффициент  $\eta$  можно уменьшением параметров  $x, V_{кр}, m$  и увеличением  $\bar{X}, V_{дет}, t, \rho$ .

В общем случае производительность обработки  $Q$ , определяемая зависимостью (2.23), равна  $Q = l_{дет} \cdot V_{дет} \cdot t$ . С течением времени обработки  $\tau$  производительность  $Q$  будет уменьшаться. Следовательно, будет уменьшаться и глубина шлифования  $t$ .

Согласно зависимости (2.85), это приведет к уменьшению функции  $(1 - \eta^2) / \eta^3$  и увеличению коэффициента  $\eta \rightarrow 1$ , а в соответствии с зависимостью (2.84) - к увеличению времени  $\tau$ .

Зависимость (2.85) примет вид

$$\frac{(1-\eta^2)}{\eta^3} = \left(\frac{\bar{X}}{x}\right)^3 \cdot \frac{630 \cdot \pi}{\text{tg}\gamma \cdot m} \times \sqrt{\frac{y_0 \cdot c \cdot K_{ш} \cdot V_{дет} \cdot \rho}{l_{дет} \cdot \sigma \cdot V_{кр}} \cdot \exp\left(-\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}\right)}. \quad (2.86)$$

Для того чтобы исключить увеличение коэффициента  $\eta$  с течением времени обработки  $\tau$ , необходимо скорость детали  $V_{дет}$  увеличивать во времени по экспоненциальному закону

$$V_{дет} = V_{дет0} \cdot \exp\left(-\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}\right). \quad (2.87)$$

Тогда зависимость (2.86) видоизменится

$$\frac{(1-\eta^2)}{\eta^3} = \left(\frac{\bar{X}}{x}\right)^3 \cdot \frac{630 \cdot \pi}{\text{tg}\gamma \cdot m} \times \sqrt{\frac{2 \cdot y_0 \cdot c \cdot V_{дет0} \cdot \rho \cdot (1-\eta^2)}{\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot HV \cdot l_{дет} \cdot V_{кр} \cdot (1+\eta^2)}} \quad (2.88)$$

и безразмерный коэффициент  $\eta$  будет оставаться постоянным во времени. Наибольшее влияние на безразмерный коэффициент  $\eta$  оказывает величина линейного износа зерна  $x$ . Уменьшить  $x$  можно реализацией режима самозатачивания круга или применением эффективной правки круга.

Глубина шлифования  $t$  изменяется по закону

$$t = \frac{y_0 \cdot c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{l_{дет} \cdot \sigma \cdot V_{дет0}} \cdot \exp\left(-\frac{2 \cdot c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}\right). \quad (2.89)$$

### 2.3.3. ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ ОБРАБОТКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПО ЖЕСТКОЙ СХЕМЕ С УЧЕТОМ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

Рассмотрим зависимость (2.18), описывающую в общем виде производительность обработки. При шлифовании по жесткой схеме при  $y_0 = 0$ , с учетом зависимостей (2.39) и (2.40), принимая  $V_{рез} = V_{кр}$ ,  $K_{рез} = K_{ш}$ , зависимость (2.18) опишется

$$Q = Q_0 \cdot \left[ 1 - \exp \left( - \frac{2 \cdot c \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2) \cdot \tau}{\pi^2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot HV} \right) \right]. \quad (2.90)$$

С учётом выражений  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t_{\phi}$  и  $Q_0 = B \cdot V_{дет} \cdot t$  (где  $t_{\phi}$  и  $t$  - фактическое и номинальное значения глубины шлифования) зависимость (2.90) примет вид

$$t_{\phi} = t \cdot \left[ 1 - \exp \left( - \frac{2 \cdot c \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2) \cdot \tau}{\pi^2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot HV} \right) \right]. \quad (2.91)$$

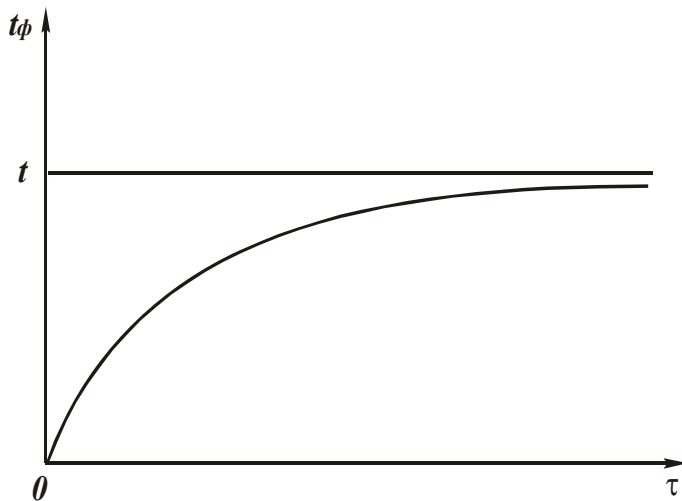


Рис. 2.9. Зависимость  $t_{\phi}$  от времени  $\tau$  при работе круга в режиме самозатачивания.

По сути, получено уравнение относительно неизвестного параметра  $t_{\phi}$ .

С увеличением  $\tau$  при работе круга в режиме самозатачивания ( $x = const$ ) фактическая глубина шлифования  $t_{\phi}$  изменяется по зависимости, показанной на рис. 2.9.

При работе круга в режиме затупления (увеличение величины  $x$  во времени

ни) коэффициент  $\eta$  увеличивается, а величина  $(1 - \eta^2)$  уменьшается. В зависимости от характера изменения произведения  $(1 - \eta^2) \cdot \tau$  параметр  $t_{\phi}$  (в соответствии с зависимостью (2.91)) может изме-

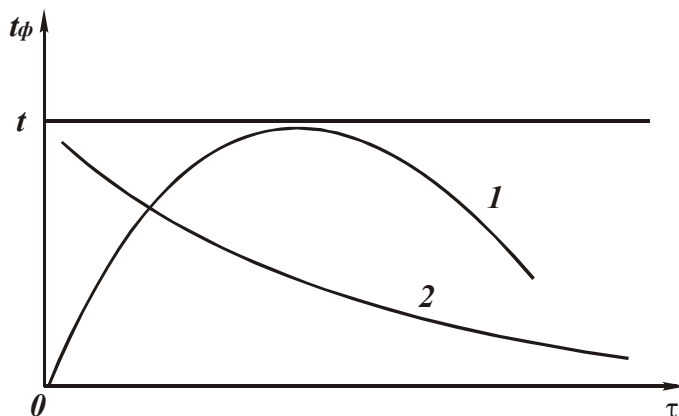


Рис. 2.10. Зависимость  $t_{\phi}$  от  $\tau$  при работе круга в режиме затупления.

няться по экстремальной зависимости (кривая 1) или непрерывно уменьшаться (кривая 2, рис. 2.10.).

Снижению величины  $(1 - \eta^2)$  способствуют уменьшение параметров  $\bar{X}, V_{дет}$  и увеличение  $m, V_{кр}$ . Следовательно, исключая увеличение безраз-

мерного коэффициента  $\eta$  во времени, можно выполнить условия  $t_\phi \rightarrow t$ ,  $Q \rightarrow Q_0$ . Это достигается поддержанием на круге развитого режущего рельефа.

Уменьшить интенсивность увеличения коэффициента  $\eta$ , исходя из зависимости (2.85), можно увеличением параметров  $\bar{X}, V_{дет}$  и уменьшением  $m, V_{кр}$ . Однако при этом необходимо учитывать влияние каждого из указанных параметров на величину  $x$ .

Например, с увеличением скорости детали  $V_{дет}$  увеличиваются нагрузка, действующая на зерно, и величина  $x$ . Следовательно, существует оптимальное значение  $V_{дет}$ , обеспечивающее минимальное значение коэффициента  $\eta$ .

С увеличением скорости круга  $V_{кр}$ , наоборот, параметры  $x$  и  $\eta$  уменьшаются. Следовательно, и в этом случае существует оптимальное значение  $V_{кр}$ , обеспечивающее минимальное значение коэффициента  $\eta$ .

Исходя из зависимости (2.91), с увеличением номинальной глубины шлифования  $t$  увеличивается фактическая глубина шли-

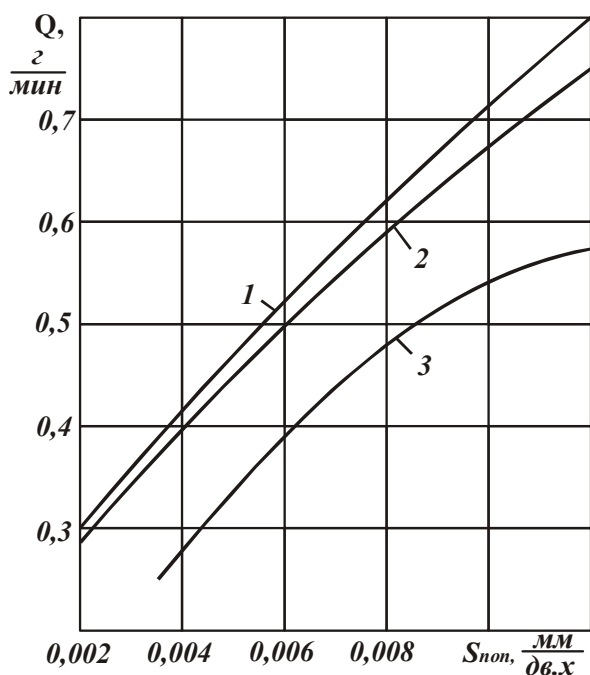


Рис. 2.11. Зависимость производительности обработки  $Q$  от поперечной подачи  $S_{non}$  ( $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_{дет} = 30$  м/мин;  $S_{np} = 0,5$  м/мин): 1 – связка круга Б1; 2 – КБ; 3 – Б156.

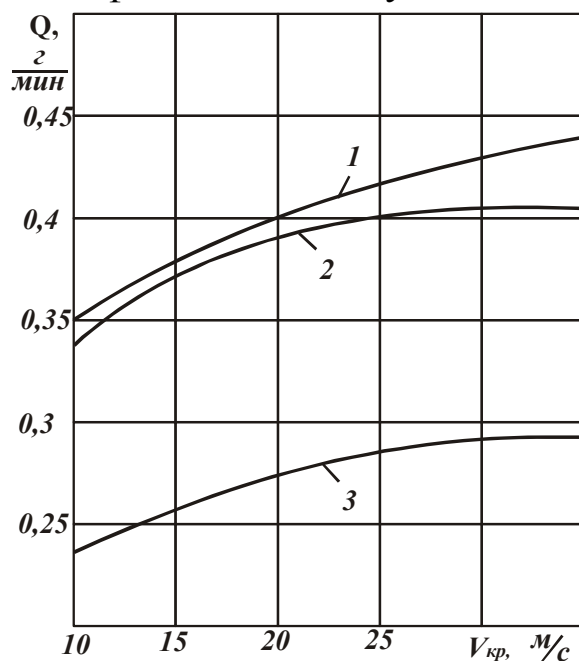


Рис. 2.12 Зависимость производительности обработки  $Q$  от скорости круга ( $V_{дет} = 30$  м/мин;  $S_{non} = 0,004$  мм/дв.ход;  $S_{np} = 0,5$  м/мин): 1 – связка круга Б1; 2 – КБ; 3 – Б156.

фования  $t_\phi$  при  $\tau = const$ . Это ведет к увеличению нагрузки, действующей на зерно, и величины  $x$ , что увеличивает  $\eta$  и уменьшает  $(1 - \eta^2)$ . В результате показатель экспоненциальной функции в зависимости (2.91) уменьшается, снижается интенсивность роста  $t_\phi$  с увеличением  $t$ . При определенных условиях возможно уменьшение  $t_\phi$  с ростом  $t$ .

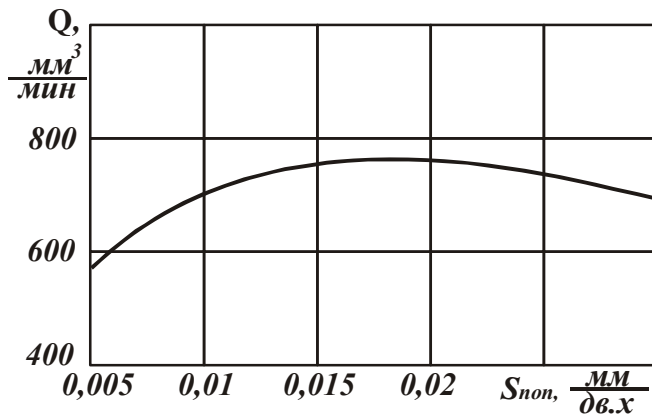


Рис. 2.13. Зависимость производительности обработки  $Q$  от поперечной подачи  $S_{non}$  ( $V_{кр} = 35$  м/с;  $V_{дет} = 40$  м/мин;  $S_{пр} = 1,5$  м/мин).

При постоянных значениях  $x$  и  $\eta$  фактическая глубина шлифования  $t_\phi$  линейно зависит от  $t$ .

Теоретические результаты согласуются с экспериментальными, полученными, например, Серовым Б.С. при исследовании круглого наружного шлифования эльборовыми кругами многолезвийных инструментов из быстрорежущей стали Р6М5 [307]. С увеличением поперечной

подачи (глубины шлифования) производительность увеличивается с интенсивностью, ниже линейной, рис. 2.11.

С увеличением скорости круга  $V_{кр}$  производительность обработки  $Q$  также увеличивается (рис. 2.12.). Исходя из зависимости (2.91), это обусловлено увеличением множителей  $V_{кр}$  и  $(1 - \eta^2)$ . Экспериментально установлено, что при круглом наружном многопроходном алмазном шлифовании твердосплавных инструментов при определенных условиях с увеличением поперечной подачи производительность обработки  $Q$  первоначально увеличивается, затем уменьшается, рис. 2.13.

#### 2.3.4. СУЩЕСТВУЮЩИЙ ПОДХОД К РАСЧЕТУ ПАРАМЕТРОВ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ШЛИФОВАНИЯ

Вопросам управления упругими перемещениями при круглом наружном шлифовании в научно-технической литературе уделено

большое внимание [174, 175]. Основной путь их решения состоит в применении автоматизированных циклов шлифования. Как отмечалось, при круглом наружном врезном шлифовании наибольшее распространение получил автоматизированный цикл шлифования, включающий этап ускоренного врезания круга в обрабатываемый материал (участок АВ на рис. 2.4), этап установившегося шлифования (участок ВС), этап выхаживания (участок СЕ) [174].

Кривая 2 на рис. 2.4 характеризует изменение величины упругого перемещения  $y$  во времени  $\tau$  при врезании круга в обрабатываемый материал с постоянной поперечной подачей. Как видим, в данном случае процесс съема материала протекает в неустановившемся режиме. Время достижения значения  $y = y_0$ , соответствующего установившемуся режиму шлифования, значительно и превышает длительность автоматизированного цикла шлифования.

Эффект рассматриваемого автоматизированного цикла шлифования обусловлен тем, что на этапе ускоренного врезания круга в обрабатываемую деталь обеспечивается необходимый натяг в технологической системе, равный  $y_0$ . Этим исключается отрицательная роль упругих перемещений в процессе обработки – на этапе установившегося шлифования (участок ВС на рис. 2.4). На данном этапе фактическое и номинальное значения радиальной подачи почти одинаковы.

В этой же работе [174] предложены зависимости для расчета радиальной подачи  $t$  во времени  $\tau$  на этапе врезания с равномерной скоростью подачи (неустановившийся процесс – кривая 2 на рис. 2.4):

$$t = t_m \cdot \left( 1 - e^{-\frac{t_m \cdot \tau}{y_0}} \right) = t_m \cdot \left( 1 - e^{-\frac{k \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot d_\delta \cdot L_\delta}} \right), \quad (2.92)$$

где  $t_m$  - подача на глубину, мм/мин;  $y_0$  - натяг технологической системы на этапе установившегося процесса, мм;  $\tau$  - время, мин;  $d_\delta$  и  $L_\delta$  - соответственно диаметр и длина обрабатываемой поверхности, мм;  $k$  - режущая способность круга, мм<sup>3</sup>/(мин·Н);  $c$  - жесткость технологической системы, Н/мм.

Также предложены зависимости для расчета подачи  $t$  во времени  $\tau$  на этапе выхаживания (механизм подачи отключен):

$$t = t_m \cdot e^{-\frac{k \cdot c \cdot \tau}{\pi \cdot d_\delta \cdot L_\delta}} \quad (2.93)$$

и времени обработки  $\tau$  на этапе выхаживания:

$$\tau = \frac{\pi \cdot d_{\partial} \cdot L_{\partial}}{k \cdot c} \cdot \ln \left( \frac{Q'_{y\partial}}{Q''_{y\partial}} \right), \quad (2.94)$$

где  $\frac{Q'_{y\partial}}{Q''_{y\partial}}$  - отношение удельных интенсивностей съема металла соответственно до и после выхаживания;  $Q_{y\partial}$  - объем металла, снимаемый в единицу времени и приходящийся на 1 мм высоты шлифовального круга.

Однако, в приведенные зависимости входит параметр  $k$ , определяющий режущую способность шлифовального круга и который не поддается расчету. Предлагается использовать экспериментальные значения этого параметра, что, несомненно, ограничивает возможности использования приведенных зависимостей для анализа и оптимизации параметров автоматизированного цикла шлифования.

В предложенных же нами аналитических зависимостях, приведенных в предыдущих параграфах, параметры режущей способности шлифовального круга аналитически описаны, что открывает большие возможности для анализа и оптимизации параметров автоматизированного цикла шлифования. Например, аналитически установлен оптимальный цикл круглого наружного шлифования, включающий лишь этап выхаживания (и естественно этап ускоренного создания в технологической системе начального натяга  $y_0$ ).

На практике, с целью повышения производительности обработки с учетом ограничения по точности обработки, циклы шлифования усложняют за счет введения в них чистового шлифования в два и более этапов с монотонным понижением скорости радиальной подачи и соответственно производительности обработки. По сути, это приближает цикл шлифования к установленному выше оптимальному циклу, включающему лишь этап выхаживания.

Более близким вариантом к оптимальному циклу шлифования является одноступенчатый цикл шлифования с экспоненциальной подачей, согласно которому скорость радиальной подачи уменьшается во времени по экспоненциальному закону.

### 2.3.5. ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ И ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ ПРИ УСТАНОВИВШЕМСЯ ШЛИФОВАНИИ

Рассмотрим еще один важный для практики случай – случай установившегося шлифования. Он реализуется при условии приближения к нулю экспоненциальной функции, входящей в зависимость (2.17) для определения объема снятого материала, т.е. при условии стабилизации процесса шлифования во времени. Тогда зависимость (2.17) упростится и примет вид

$$v = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}. \quad (2.95)$$

С увеличением времени обработки  $\tau$  объём  $v$  увеличивается, отставая от номинального значения  $v_0 = Q_0 \cdot \tau$  на величину второго слагаемого. Уменьшить второе слагаемое можно увеличением параметров  $c$ ,  $V_{кр}$ ,  $K_{ш}$  и уменьшением  $\sigma$  и  $Q_0$ .

С учётом зависимостей (2.39) и (2.40) объём  $v$  выразится

$$v = Q_0 \cdot \tau - \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot Q_0}{c \cdot V_{кр}} \cdot \frac{\pi \cdot tg\gamma \cdot HV}{2 \cdot (1 - \eta^2)}. \quad (2.96)$$

Увеличить  $v$  можно увеличением параметров  $c$ ,  $V_{кр}$  и уменьшением  $\eta$  и  $Q_0$ . Наибольшее влияние на объём снятого материала  $v$  оказывает безразмерный коэффициент  $\eta$ , так как при увеличении  $\eta \rightarrow 1$  выполняется условие  $v \rightarrow 0$ . Следовательно, безразмерный коэффициент  $\eta$  необходимо стабилизировать на оптимальном уровне.

Исключить увеличение второго слагаемого при условии  $\eta \rightarrow 1$  (в связи с затуплением зёрен круга) нельзя ни одним из входящих параметров, так как они ограничены. Следовательно, интенсивность съёма материала однозначно определяется режущей способностью инструмента, обобщенно описываемой безразмерным коэффициентом  $\eta$  (зависящим от характеристик инструмента и условий обработки).

Зависимость (2.19) для установившегося процесса шлифования при условии  $y_0 = 0$  выразится:

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_0}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}. \quad (2.97)$$



С учётом  $\frac{Q_0}{V_{кр}} = S_0$  (где  $S_0$  - заданная суммарная площадь поперечного сечения среза) и известного соотношения, приведенного в наших работах [107,309]:  $\frac{\sigma}{K_{ш}} = \tau_{сдв} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{4 \cdot R \cdot HV}{a_z \cdot \tau_{сдв}}\right)^2}$ , имеем

$$y = \frac{S_0 \cdot \tau_{сдв}}{c} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{4 \cdot R \cdot HV}{a_z \cdot \tau_{сдв}}\right)^2}, \quad (2.98)$$

где  $HV$  и  $\tau_{сдв}$  - твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $a_z$  - толщина среза отдельным зерном, м;  $R$  - радиус округления режущей кромки зерна, м.

Уменьшить величину упругого перемещения в технологической системе  $y$  и тем самым повысить точность обработки можно увеличением жёсткости  $c$ , соотношения  $a_z / R$  и уменьшением  $S_0$ . При заданных значениях  $c$  и  $S_0$  эффект обработки определяется соотношением  $a_z / R$ . В этом плане процессы резания абразивными и лезвийными инструментами равносильны, поскольку стружкообразование начинается при одних значениях  $a_z / R$  независимо от схемы обработки. Например, по данным проф. Богомолова Н.И. процесс стружкообразования начинается при отношении  $a_z / R = 0,04 \dots 0,08$ . Однако при абразивной обработке за счёт существенного уменьшения радиуса округления режущей кромки  $R$  можно уменьшить толщину среза  $a_z$  (при одном значении  $a_z / R$ ) и соответственно параметры  $S_0$  и  $y$ .

Следовательно, процессы абразивной обработки обеспечивают более высокую точность обработки, что имеет место на практике. При точении справедливы соотношения  $S_0 = b \cdot a$  (где  $a = a_z$ ),  $b = t / \sin \varphi$ , рис. 2.14. Тогда

$$y = \frac{t}{c \cdot \sin \varphi} \cdot \sqrt[3]{16 \cdot R^2 \cdot a \cdot HV^2 \cdot \tau_{сдв}}, \quad (2.99)$$

где  $t$  - глубина резания, м;  $\varphi$  - главный угол резца в плане;  $a$  и  $b$  - толщина и ширина среза, м.

Уменьшить  $y$  можно прежде всего уменьшением глубины

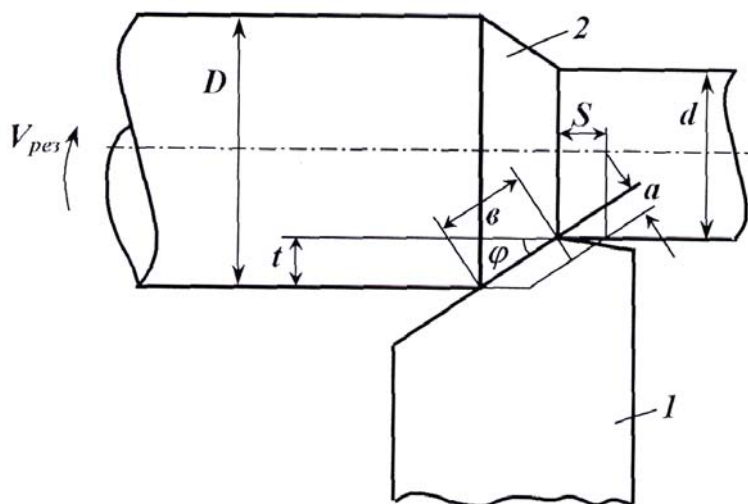


Рис.2.14. Расчетная схема продольного точения: 1 – резец; 2 – деталь.

операций, применяя различные инструменты (отличающиеся значением  $R$ ) и уменьшая параметры  $t$ ,  $R$ ,  $a$  при переходе от предварительной к окончательной обработке.

резания  $t$ . Для заданных значений  $c$ ,  $HV$ ,  $\tau_{сдв}$ ,  $R$ ,  $a$ ,  $\varphi$  существует значение  $t = t_0$ , обеспечивающее требуемую точность обработки. Если  $t_0 < \Pi_{max}$ , то снимаемый припуск  $\Pi_{max}$  необходимо удалить за несколько проходов резца или осуществить обработку в несколько

## 2.4. РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПРИ УСТАНОВИВШЕМСЯ ШЛИФОВАНИИ

### 2.4.1. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКСИМАЛЬНО ВОЗМОЖНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ И РЕАЛИЗУЮЩИХ ЕЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЙ ПО ШЕРОХОВАТОСТИ И ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ

Производительность шлифования  $Q$  с учетом ограничения по шероховатости обработки  $R_a$  определим из аналитической зависимости [212 ]

$$R_a = 2 \cdot 5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{шд}}^2 \cdot \rho}{(1+\eta)^2 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{эд}}^2}},$$

разрешая ее относительно скорости детали  $V_{\text{дет}}$ :

$$V_{\text{дет}} = (0,5 \cdot R_a)^{2,5} \cdot \frac{(1+\eta)}{(1-\eta)^2} \cdot \frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}}{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \rho^{0,5}} \quad (2.100)$$

Тогда

$$Q = B \cdot t \cdot (0,5 \cdot R_a)^{2,5} \cdot \frac{(1 + \eta)}{(1 - \eta)^2} \cdot \frac{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \rho^{0,5}}. \quad (2.101)$$

Производительность шлифования  $Q$  с учетом ограничения по точности обработки (для установившегося шлифования) устанавливается из зависимости

$$\delta = \frac{P_y}{c} = \frac{\sigma}{\kappa_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр} \cdot c} = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}{2 \cdot (1 - \eta)} \cdot \frac{Q}{V_{кр} \cdot c}.$$

Тогда

$$Q = \frac{2 \cdot (1 - \eta) \cdot V_{кр} \cdot c \cdot \delta}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}. \quad (2.102)$$

Здесь  $\delta$  - погрешность обработки, обусловленная упругими перемещениями в технологической системе, м.

Зависимости (2.101) и (2.102) содержат безразмерный коэффициент  $\eta$ , определяемый условиями обработки. Для  $0 < \eta < 0,8$ ,

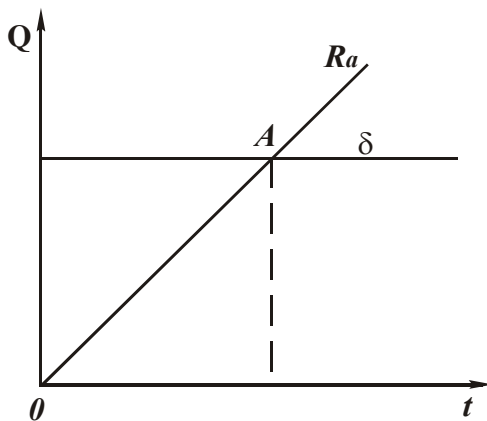


Рис. 2.15. Зависимость  $Q$  от  $t$ .

согласно зависимости (2.63), параметры режима шлифования мало влияют на изменение  $\eta$ . Поэтому в первом приближении коэффициент  $\eta$  можно рассматривать постоянным. Характер изменения производительности обработки  $Q$  от глубины шлифования  $t$  для условий  $R_a = const$  и  $\delta = const$  показан на рис. 2.15.

Существует значение  $t$ , при котором значения производительности обработки  $Q$ , определяемые зависимостями (2.101) и (2.102), равны:

$$t = \frac{11,3 \cdot c \cdot \delta \cdot \bar{X}^3 \cdot \rho^{0,5}}{\text{tg}^2 \gamma \cdot HV \cdot B \cdot m \cdot R_a^{2,5}} \cdot \frac{(1 - \eta)^3}{(1 + \eta)}. \quad (2.103)$$

Глубина шлифования  $t$  тем больше, чем больше параметры  $c$ ,  $\delta$ ,  $\bar{X}$  и меньше  $B$ ,  $m$ ,  $R_a$ ,  $\eta$ .

Максимально возможная производительность обработки  $Q$  (в точке  $A$ , рис. 2.15) определяется из зависимости (2.102). На нее не влияет параметр шероховатости обработки  $R_a$ , т.е. основным ограничивающим фактором является точность обработки.

Исходя из зависимости (2.102), увеличить производительность  $Q$  можно увеличением параметров  $c$ ,  $\delta$ ,  $V_{кр}$  и уменьшением  $\eta \rightarrow 0$ . С увеличением  $R_a$  глубина шлифования  $t$  уменьшается, скорость детали  $V_{дет}$  - увеличивается, а их произведение  $t \cdot V_{дет}$  остается постоянным, что предопределяет независимость производительности обработки  $Q$  от параметра шероховатости обработки  $R_a$ .

Для  $0,8 < \eta < 1,0$  с учетом зависимостей (2.58) и (2.100) скорость детали  $V_{дет} = V_{дет}' \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}$  [375] определится

$$V_{дет} = \frac{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \left( \frac{6,67 \cdot R_a \cdot x^{2,4}}{t^{0,4} \cdot \rho^{0,6}} \right)^{0,83} \quad (2.104)$$

Подставляя зависимость (2.58) в (2.102), имеем

$$t = \left( \frac{1260 \cdot c \cdot \delta \cdot \rho^{0,5}}{tg^2\gamma \cdot HV \cdot B \cdot m} \right)^2 \cdot \left( \frac{\bar{X}}{x} \right)^6 \quad (2.105)$$

Глубина шлифования  $t$  определяется параметром  $\delta$ , а скорость детали  $V_{дет}$ , исходя из зависимости (2.104), параметрами  $\delta$  и  $R_a$ . Подставим зависимость (2.105) в (2.104):

$$V_{дет} = \frac{tg^{2,32}\gamma \cdot m^{1,66} \cdot V_{кр} \cdot x^4}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^5} \cdot \left( \frac{6,67 \cdot R_a}{\rho} \right)^{0,83} \cdot \left( \frac{HV \cdot B}{1260 \cdot c \cdot \delta} \right)^{0,66} \quad (2.106)$$

Максимально возможная производительность шлифования  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$  с учетом ограничений по точности и шероховатости обработки определится:

$$Q = \frac{V_{кр} \cdot \bar{X} \cdot \rho^{0,17} \cdot (6,67 \cdot R_a)^{0,83}}{630 \cdot \pi \cdot tg^{1,68}\gamma \cdot B^{0,34} \cdot m^{0,34} \cdot x^2} \cdot \left( \frac{1260 \cdot c \cdot \delta}{HV} \right)^{1,34} \quad (2.107)$$

Производительность  $Q$  тем больше, чем больше параметры  $R_a$ ,  $\delta$ ,  $c$ ,  $V_{кр}$ ,  $\bar{X}$  и меньше  $x$ ,  $B$ ,  $m$ . В отличие от решения (2.102), при  $0,8 < \eta < 1,0$  производительность обработки  $Q$  зависит от двух ограничений:  $R_a$  и  $\delta$ . Основными параметрами, определяющими  $Q$ , являются  $\delta$ ,  $c$  и  $x$ . Наибольшее влияние на  $Q$  оказывает величина износа зерен  $x$ , что требует поддержания в процессе шлифования “острого” режущего рельефа круга ( $\eta \rightarrow 0$ ). При работе круга в режиме затупления, тогда величина  $x$  принимает отно-

сительно большие значения, увеличить  $Q$ , исходя из зависимости (2.107), можно увеличением жесткости технологической системы  $c$  и скорости круга  $V_{кр}$ . Увеличение зернистости круга  $\bar{X}$ , как правило, ведет к увеличению величины  $x$ , что снижает производительность обработки.

Пример расчета. Для исходных данных  $V_{кр} = 35$  м/с,  $c = 10^7$  Н/м,  $HV = 69 \cdot 10^8$  Н/м<sup>2</sup> (закаленная сталь У8),  $tg\gamma = 1$ ,  $\delta = 10^{-5}$  м,  $\eta = 0$ ,  $\bar{X} = 0,09$  мм,  $\rho^{0,5} = 0,2$  мм<sup>-0,5</sup>,  $B = 20$  мм,  $m = 100$ ,  $R_a = 0,2 \cdot 10^{-3}$  мм, производительность обработки  $Q$ , глубина шлифования  $t$  и скорость детали  $V_{дет}$ , определяемые зависимостями (2.102), (2.103) и (2.100), соответственно равны 19370 мм<sup>3</sup>/мин; 21 мм; 46 мм/мин (условия глубинного шлифования). Для  $\eta = 0,5$  эти значения равны: 9685 мм<sup>3</sup>/мин; 1,75 мм; 276 мм/мин.

С увеличением безразмерного коэффициента  $\eta$  производительность обработки  $Q$  и глубина шлифования  $t$  уменьшаются, а скорость детали  $V_{дет}$  - увеличивается.

Для  $R_a = 10^{-3}$  мм и  $\eta = 0,5$  параметры  $Q$ ,  $t$  и  $V_{дет}$  соответственно равны: 9685 мм<sup>3</sup>/мин; 0,031 мм; 15,5 м/мин (условия обычного многопроходного шлифования). Расчеты выполнены для долевой продольной подачи  $S_\delta = 1$ . Для  $S_\delta < 1$  установленные значения скорости детали необходимо разделить на величину  $S_\delta$ , в результате скорость детали  $V_{дет}$  увеличится.

Жесткость технологической системы  $c$  определяется по формулам, полученным методами сопротивления материалов и приведенным в табл. 2.2.

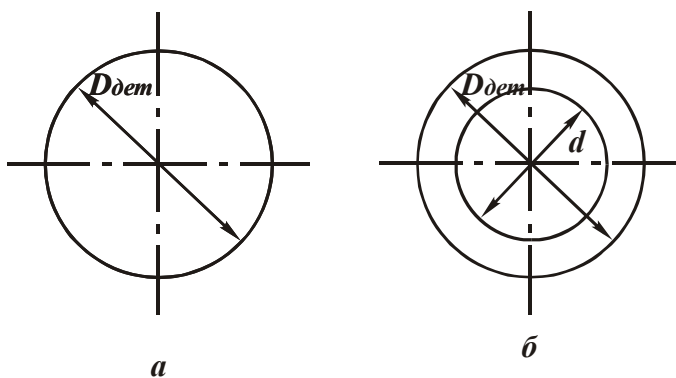


Рис. 2.16. Поперечные сечения детали.

Момент инерции для круглого сечения (рис.

2.16,а) равен 
$$I = \frac{\pi \cdot D_{дет}^4}{64},$$

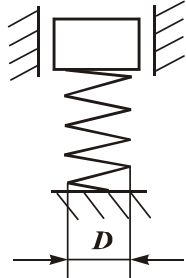
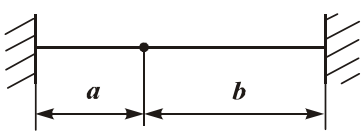
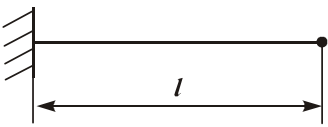
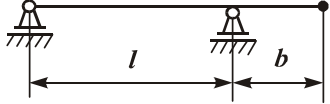
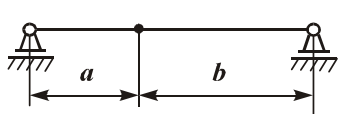
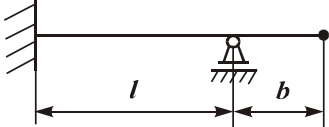
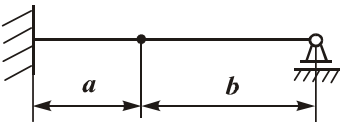
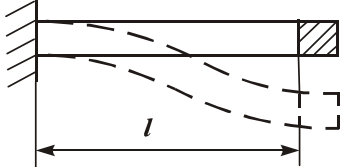
для сечения в виде кольца (рис. 2.16,б):

$$I = \frac{\pi \cdot D_{дет}^4}{64} \cdot (1 - \alpha^4), \quad \text{где}$$

$$\alpha = d / D_{дет}.$$

Определим жесткость  $c$  для случая 1 (табл. 2.2), принимая  $E = 2,1 \cdot 10^{11}$  Н/м<sup>2</sup> (сталь);  $l = 0,1$  м;  $D_{дет} = 0,025$  м. Тогда  $I = 19,2 \cdot 10^{-9}$  м<sup>4</sup>;  $c = 1,2 \cdot 10^7$  Н/м.

Таблица 2.2

Схема	Расчетная формула для $c$	Схема	Расчетная формула для $c$
	$\frac{Gd^4}{8nD^3}$		$\frac{3EJ(a+b)^3}{a^3b^3}$
	$\frac{3EJ}{l^3}$		$\frac{3EJ}{(b+l)^2 b}$
	$\frac{3EJ(a+b)}{a^3b^2}$		$\frac{12EJ}{(4b+3l)^2 b}$
	$\frac{12EJ(a+b)^3}{a^3b^2(3a+4b)}$		$\frac{24EJ}{l^3}$

*Примечание. Принятые обозначения: d - диаметр сечения витка; D - диаметр пружины; G - модуль сдвига; n - число витков; E - модуль упругости материала балки; J - момент инерции ее сечения; a, b, l - линейные размеры балки.*

Увеличить жесткость  $c$  можно увеличением момента инерции сечения  $I$  и уменьшением длины оправки (детали)  $l$ . При этом диаметр  $D_{дет}$  в большей степени влияет на  $c$ , чем на  $l$ . Следовательно, основной путь увеличения  $c$  состоит в увеличении  $D_{дет}$ .

При увеличении  $D_{дет}$  в 1,78 раз жесткость  $c$  увеличивается в 10 раз. В такое же количество раз увеличится производительность обработки  $Q$ , определяемая зависимостью (2.102), т.е. наиболее просто добиться увеличения  $Q$  (с учетом ограничения по точности обработки) можно увеличением жесткости  $c$  за счет изменения геометрических параметров технологической системы, например, диаметра оправки, на которую посажена обрабатываемая деталь.

## 2.4.2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКСИМАЛЬНО ВОЗМОЖНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ И РЕАЛИЗУЮЩИХ ЕЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЯ ПО МОЩНОСТИ ОБРАБОТКИ

Мощность обработки  $N = P_z \cdot V_{кр} = \sigma \cdot Q$  с учетом зависимости (2.39) выразится

$$N = Q \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{сж}}{(1-\eta)}}. \quad (2.108)$$

Откуда

$$Q = N \cdot \sqrt{\frac{(1-\eta)}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{сж}}}. \quad (2.109)$$

Производительность обработки  $Q$  тем больше, чем больше мощность  $N$  и меньше безразмерный коэффициент  $\eta$ . Для  $N = 1000$  Вт,  $\operatorname{tg} \gamma = 1$ ,  $HV = 69 \cdot 10^8$  Н/м<sup>2</sup> (закаленная сталь У8);  $\sigma_{сж} = 17 \cdot 10^8$  Н/м<sup>2</sup>,  $\eta = 0$ , производительность обработки  $Q$  равна 9882 мм<sup>3</sup>/мин. Для  $\eta = 0,5$  – равна  $Q = 6988$  мм<sup>3</sup>/мин.

С учетом одновременного действия трех ограничивающих факторов: шероховатости, точности и мощности обработки необходимо в зависимостях (2.100), (2.102) и (2.103) выразить величину  $(1-\eta)$  через мощность  $N$ . Для этого разрешим зависимость (2.109) относительно величины  $(1-\eta)$

$$(1-\eta) = \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{сж} \cdot \left(\frac{Q}{N}\right)^2 \quad (2.110)$$

и подставим полученное выражение в зависимость (2.102)

$$Q = \frac{N^2}{2 \cdot V_{кр} \cdot c \cdot \delta \cdot \sigma_{сж}}. \quad (2.111)$$

Величину  $(1-\eta)$  определим, подставляя зависимость (2.102) в (2.110)

$$(1-\eta) = \left(\frac{N}{2 \cdot c \cdot \delta \cdot V_{кр}}\right)^2 \cdot \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{\sigma_{сж}}. \quad (2.112)$$

Подставляя зависимость (2.112) в зависимости (2.100) и (2.103) с учетом  $(1-\eta) \approx 1$ , получим

$$V_{дет} = \frac{0,177 \cdot m \cdot V_{кр}^5 \cdot R_a^{2,5}}{\pi^3 \cdot tg\gamma \cdot \bar{X}^3 \cdot \rho^{0,5}} \cdot \left( \frac{\sigma_{сж}}{HV} \right)^2 \cdot \left( \frac{2 \cdot c \cdot \delta}{N} \right)^4, \quad (2.113)$$

$$t = \frac{0,176 \cdot \pi^3 \cdot tg\gamma \cdot HV^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot \rho^{0,5}}{B \cdot m \cdot c^5 \cdot \delta^5 \cdot R_a^{2,5} \cdot \sigma_{сж}^3} \cdot \left( \frac{N}{V_{кр}} \right)^6. \quad (2.114)$$

Для принятых выше исходных данных, имеем:  $(1 - \eta) = 0,26$ ;  $Q = 5036 \text{ мм}^3/\text{мин}$ ,  $t = 0,37 \text{ мм}$ ,  $V_{дет} = 680 \text{ мм/мин}$ . Для упрощения расчетов достаточно определить по зависимости (2.112) величину  $(1 - \eta)$  и найденное значение подставить в зависимости (2.100), (2.102) и (2.103). Исходя из зависимости (2.112), увеличить  $(1 - \eta)$  или уменьшить  $\eta$  можно увеличением мощности  $N$ . При определенном значении  $N$  величина  $(1 - \eta)$  принимает предельное значение, равное единице, т.е.  $\eta = 0$ . Из условия  $(1 - \eta) = 1$  значение  $N$  равно

$$N = 2 \cdot c \cdot \delta \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{ж}}{\pi \cdot tg\gamma \cdot HV}}. \quad (2.115)$$

С увеличением параметров  $c$ ,  $\delta$  и  $V_{кр}$  предельная мощность обработки увеличивается. Для заданных исходных данных ( $\delta = 0,01 \text{ мм}$ ):  $N = 1960 \text{ Вт}$ .

При предварительной обработке, когда не накладывается ограничение по точности обработки, (параметр  $\delta$  может принимать, например, значения больше  $0,1 \text{ мм}$ ), мощность обработки  $N > 19600 \text{ Вт}$ . Этим объясняется то, что мощность электродвигателя главного привода шлифовального станка составляет несколько киловатт (как правило, до  $10 \text{ кВт}$ ).

Для поддержания в процессе шлифования постоянного значения  $\eta$ , рассчитанного по зависимости (2.112), необходимо реализовать режим самозатачивания круга или непрерывную правку круга.

#### **2.4.3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКСИМАЛЬНО ВОЗМОЖНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ И РЕАЛИЗУЮЩИХ ЕЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЯ ПО ТЕМПЕРАТУРЕ РЕЗАНИЯ**

При шлифовании, наряду с обеспечением требуемых параметров точности и шероховатости обработки, важное значение имеет



управление тепловой напряженностью процесса с целью исключения прижогов, микротрещин, структурных изменений в поверхностном слое материала и других дефектов обработки. Для определения температуры резания  $\Theta$  воспользуемся аналитической зависимостью [365]:

$$\Theta = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot l}{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot V_{дет}}}, \quad (2.116)$$

где  $q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} \cdot \psi$  - плотность теплового потока, характеризующая количество теплоты, проходящее через единицу поверхности обрабатываемой детали в единицу времени, Вт/м<sup>2</sup>;  $\psi$  - коэффициент, показывающий, какая часть работы переходит в теплоту, поглощаемую обрабатываемой деталью (например, для алмазного шлифования  $\psi = 0,4$ , так как в теплоту переходит 80% от всей работы, а обрабатываемой деталью поглощается 50% теплоты);  $F = B \cdot l$  - площадь контакта круга с деталью, м<sup>2</sup>;  $l = \sqrt{2 \cdot t / \rho}$  - длина дуги контакта круга с деталью, м;  $\lambda$  - коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);  $c_m$  - удельная теплоемкость, Дж/(кг·К);  $\rho_m$  - плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>.

После преобразований зависимости (2.116) с учетом  $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ , имеем  $\Theta = \sigma \cdot \psi \cdot \sqrt{\frac{\pi}{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m} \cdot \left(\frac{Q}{B}\right)^{1,5} \cdot \left(\frac{2 \cdot \rho}{V_{дет}}\right)^{0,5}}$ .

Выразим условное напряжение резания  $\sigma$  зависимостью (2.39):

$$\Theta = \pi \cdot \psi \cdot \sqrt{\frac{tg \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{жс}}{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot (1 - \eta)} \cdot \left(\frac{Q}{B}\right)^{1,5} \cdot \left(\frac{2 \cdot \rho}{V_{дет}}\right)^{0,5}}. \quad (2.117)$$

Нетрудно видеть, что температура резания  $\Theta$  тем меньше, чем меньше производительность обработки (приходящаяся на единицу ширины круга  $Q/B$ ) и безразмерный коэффициент  $\eta$ . С учетом действия двух ограничивающих факторов: точности и шероховатости обработки температура резания определяется путем подстановки в зависимость (2.117) зависимостей (2.100) и (2.102):

$$\Theta = 2 \cdot \psi \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \sigma_{жс} \cdot V_{кр}}{tg \gamma \cdot \lambda \cdot c_m \cdot \rho_m} \cdot \left[\frac{(1 - \eta) \cdot c \cdot \delta}{B}\right]^{1,5} \cdot \left[\frac{\bar{X}^3 \cdot \rho^{1,5}}{(0,5 \cdot R_a)^{2,5} \cdot (1 + \eta) \cdot m \cdot HV}\right]^{0,5}}. \quad (2.118)$$

Обеспечить заданную температуру резания  $\Theta$  можно регулированием скорости круга  $V_{кр}$  или величины  $(1 - \eta)$ . Разрешим зависимость (2.118) относительно  $V_{кр}$

$$V_{кр} = \left( \frac{\Theta}{2 \cdot \psi} \right)^2 \cdot \frac{tg\gamma \cdot \lambda \cdot c_m \cdot \rho_m}{\pi \cdot \sigma_{сж}} \cdot \left[ \frac{B}{\bar{X} \cdot (1 - \eta) \cdot c \cdot \delta} \right]^{1,5} \times \left[ \frac{(0,5 \cdot R_a)^{2,5} \cdot (1 + \eta) \cdot m \cdot HV}{\rho^{1,5}} \right]^{0,5} \cdot (2.119)$$

Для исходных данных:  $\Theta = 909$  К;  $\psi = 0,4$ ;  $tg\gamma = 1$ ;  $\lambda = 50$  Вт/(м · К);  $c_m = 175,9$  Дж/(кг · К);  $\rho_m = 15 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>;  $\sigma_{сж} = 32,6 \cdot 10^8$  Н/м<sup>2</sup>;  $HV = 200 \cdot 10^8$  Н/м<sup>2</sup> (обрабатываемый материал – твердый сплав);  $B = 0,02$  м;  $c = 10^7$  Н/м;  $\delta = 10^{-5}$  м;  $R_a = 0,4 \cdot 10^{-6}$  м;  $m = 100$ ;  $\bar{X} = 9 \cdot 10^{-5}$  м;  $\rho^{1,5} = 8 \cdot 10^{1,5}$  м<sup>-1,5</sup>;  $\eta = 0,5$ , расчетное значение скорости круга равно  $V_{кр} = 50$  м/с.

Подставляя зависимость (2.119) в зависимости (2.100) и (2.102), определяются скорость детали  $V_{дет}$  и максимально возможная производительность обработки  $Q$ , обусловленная действием трех ограничивающих факторов: точности, шероховатости обработки и температуры резания

$$Q = \frac{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot B^{1,5}}{2 \cdot \pi^2 \cdot \sigma_{сж}} \cdot \left[ \frac{(0,2 \cdot R_a)^{2,5} \cdot (1 + \eta) \cdot m}{\bar{X}^3 \cdot \rho^{1,5} \cdot HV \cdot (1 - \eta) \cdot c \cdot \delta} \right]^{0,5} \cdot \left( \frac{\Theta}{\psi} \right)^2 \cdot (2.120)$$

Зависимость (2.103), определяющая глубину шлифования  $t$ , не содержит скорость круга  $V_{кр}$  и в явном виде температуру резания.

Выбор оптимальных параметров режима шлифования  $V_{дет}$ ,  $V_{кр}$ ,  $t$  для заданных ограничивающих параметров  $Q$ ,  $R_a$ ,  $\delta$  производится в соответствии с расчетными зависимостями (2.100), (2.103), (2.119) с учетом технических возможностей станка.

Сравним значения  $\Theta$  для шлифования периферией и торцом круга, представляя зависимость (2.116) в виде: для плоского шлифования периферией круга

$$\Theta = \frac{\sigma \cdot Q}{B} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi}{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot V_{дет} \cdot l}}, \quad (2.121)$$

для плоского шлифования торцом круга

$$\Theta = \frac{\sigma \cdot Q}{B} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi}{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot V_{дет} \cdot h}}, \quad (2.122)$$

где  $B$  - ширина шлифования, м;  $h$  - ширина рабочей части торца круга, м.

Как правило, выполняется условие  $h > l$ , поэтому при шлифовании торцом круга температура резания меньше. Однако при определенных условиях параметр  $\sigma$  может быть больше за счет увеличения коэффициента  $\eta$  в зависимости (2.39) в связи с участием в резании большего числа зерен и уменьшением толщин единичных срезов. Например, экспериментально установлено, что с увеличением ширины образца  $B$  при шлифовании торцом алмазного круга удельный расход алмаза  $q$  непрерывно увеличивается, табл. 2.3 [109].

Таблица 2.3

Влияние ширины образца на удельный расход алмазов  $q$

Ширина образца $B$ , мм	$q$ , мг/см <sup>3</sup> , для сталей		
	40X	ШХ15	P18
3	3,5	5,6	15,4
6	4,2	10,5	42,0
9	4,2	21,0	-
12	4,9	31,1	-

При шлифовании тех же образцов кругами из кубического нитрида бора удельный расход практически не зависит от ширины образца. Это объясняется высокой теплостойкостью кубического нитрида бора.

В табл. 2.3 [109] приведены значения  $q$  для случая плоского шлифования образцов из стали P18, ШХ15 и чугуна СЧ 18 – 36 торцом кругов 100% – ной концентрации с алмазами АС32 и кубическим нитридом бора марок КО и КР при  $V_{кр}=27$ м/с,  $S_{пр}=1$ м/мин.

При обработке быстрорежущей стали P18 удельный расход кубического нитрида бора в 10 раз меньше удельного расхода алмаза АС32. С понижением прочности обрабатываемого материала эта

разница уменьшается. При обработке чугуна, наоборот, удельный расход алмаза меньше по сравнению с удельным расходом кубического нитрида бора. Это можно объяснить преобладанием в механизме износа круга силового фактора и повышенной прочностью алмаза марки АС32.

Таблица 2.4

Удельный расход алмазов и кубического нитрида бора при шлифовании сталей

Характеристика круга		Обрабатываемый материал	Размер образца, мм	$S_n$ , мм/дв.ход	$q$ , мг/см <sup>3</sup>	Мощность резания, Вт
Абразив	Связка					
АС32 125/100	М04				31,3	1000
КОМ 125/100	К1	Р18	6×50	0,05	3,1	300
КРМ 125/100	М04				2,3	400
АС32 125/100	МО4				8,6	600
КОМ 125/100	Б1	ШХ15	5×50	0,05	3,1	200
КРМ 125/100	МО4				1,5	200
АС32 125/100	МО4				1,5	250
КОМ 125/100	Б1	СЧ 18 – 36	15×50	0,02	2,3	260

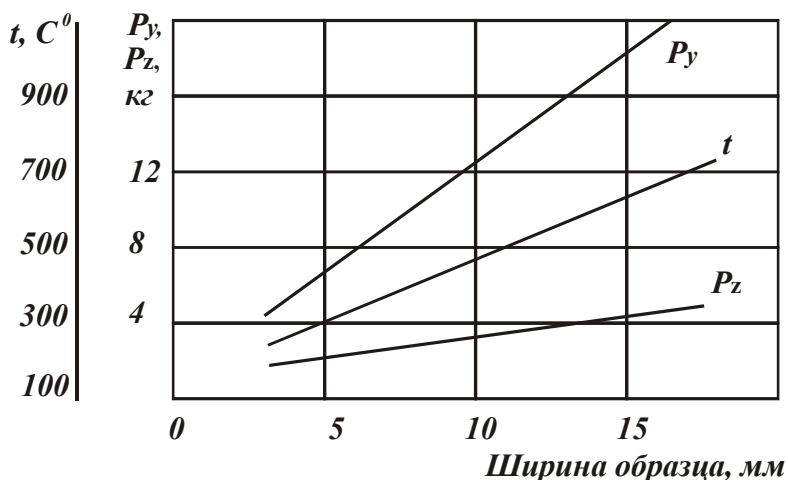


Рис. 2.17. Влияние ширины образца из титанового сплава ВТ3-1 на силы и температуру резания.

Высокая температура резания, развивающаяся при обработке сталей алмазным кругом, ведет к интенсивному износу (затуплению) зерен и увеличению мощности резания, табл. 2.4.

Поэтому с одной стороны, температура резания  $\Theta$  может быть уменьшена за счет увеличения параметра  $h$  при шлифовании торцом круга, исходя из зависимости (2.122). С другой стороны, увеличение длины контакта

зерна с металлом для определенных условий приводит к интенсивному затуплению алмазных зерен и увеличению температуры резания, рис. 2.17 [286]. В связи с этим, при обработке железоуглеродистых сплавов эффективно уменьшать длину контакта зерна с обрабатываемым материалом, применяя шлифование периферией круга.

#### 2.4.4. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКСИМАЛЬНО ВОЗМОЖНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ, ОБУСЛОВЛЕННОЙ ПРОЧНОСТНЫМИ СВОЙСТВАМИ АЛМАЗНОГО КРУГА

Радиальная составляющая силы резания  $P_{y1}$ , действующая на максимально выступающее над уровнем связки зерно, исходя из рис. 2.6, определяется

$$P_{y1} = \frac{P_{z1}}{K_{\sigma}} = \frac{\sigma \cdot S_1}{K_{\sigma}},$$

где  $P_{z1}$  - тангенциальная составляющая силы резания, действующая на максимально выступающее над уровнем связки зерно, Н;  $S_1$  - площадь поперечного сечения единичного среза, м<sup>2</sup>.

С учетом зависимостей (2.39), (2.40) и выражения  $S_1 = tg\gamma \cdot (H^2 - x^2)$  параметр  $P_{y1}$  примет вид

$$P_{y1} = \frac{\pi \cdot tg^2\gamma \cdot HV \cdot \bar{X}^2}{2} \cdot \left[ \frac{450 \cdot \pi \cdot V'_{\text{дем}}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)} \right]^{0,67}. \quad (2.123)$$

Разрешая зависимость (2.123) относительно скорости детали  $V_{\text{дем}} = V'_{\text{дем}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}$  с учетом  $Q = B \cdot V_{\text{дем}} \cdot t$ , имеем

$$Q = \frac{B \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot tg^3\gamma} \cdot \left( \frac{t}{\rho} \right)^{0,5} \cdot \left[ \frac{2 \cdot P_{y1}}{\pi \cdot HV \cdot (1 + \eta)} \right]^{1,5}. \quad (2.124)$$

В данной зависимости параметр  $P_{y1}$  необходимо рассматривать как предельную силу, вызывающую разрушение (раздавливание) алмазного зерна.

Увеличить производительность обработки  $Q$  можно увеличением параметров  $B$ ,  $m$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $t$ ,  $P_y$  и уменьшением  $\eta$ ,  $\bar{X}$ ,  $HV$  и  $\rho$ .

Определим максимально возможную производительность обработки  $Q$  с учетом ограничения по удельному расходу алмаза  $q$ ,

который рассчитывается по зависимости [374]:

$$q = \frac{M}{Q} \cdot \frac{\sqrt{1-\eta}}{\eta^3}, \quad (2.125)$$

где

$$M = \frac{2 \cdot \rho_a \cdot \alpha_1 \cdot V_{кр} \cdot B}{\rho_m \cdot c} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{сж} \cdot HV}{4 \cdot \operatorname{tg} \gamma}}, \quad (2.126)$$

$\rho_a, \rho_m$  - соответственно плотности алмаза и обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>;  $B$  - высота круга, м;  $c$  - размерный коэффициент, характеризующий износостойкость алмазного зерна, Н/м<sup>3</sup> (устанавливается расчетно-экспериментальным путем);  $\alpha_1$  - коэффициент, учитывающий плотность связки в зависимости от концентрации алмазов в круге;  $HV, \sigma_{сж}$  - твердость и предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>.

Для этого разрешим зависимость (2.124) относительно глубины шлифования  $t$  и подставим полученное выражение в зависимость (2.125). После преобразований, получим

$$q = \frac{M \cdot \rho \cdot V_{дем}}{B} \cdot \left( \frac{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}{2 \cdot P_{y1}} \right)^3 \cdot \left( \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m \cdot V_{кр}} \right)^2 \cdot \frac{(1+\eta)}{\eta^3 \cdot (1-\eta)^{1,5}}. \quad (2.127)$$

Зависимость  $q$  от безразмерного коэффициента  $\eta$  при  $V_{дем} = const$  носит экстремальный характер. Первоначально с увеличением  $\eta$  за счет множителя  $1/\eta^3$  удельный расход уменьшается, а после превышения определенного значения  $\eta$  - увеличивается (за счет множителя  $1/(1-\eta)^{0,5}$ ). Для определения экстремального значения  $\eta_{экт}$  возьмем первую производную от функции  $q$  по коэффициенту  $\eta$  и полученное выражение приравняем нулю. В результате имеем:  $\eta_{экт} = 0,8$ .

График изменения функции  $q$  от  $\eta$  показан на рис. 2.18. Минимум удельного расхода алмаза достигается при  $\eta = 0,8$ :

$$q_{min} = \frac{39 \cdot M_0 \cdot \rho \cdot V_{дем}}{V_{кр}} \cdot \left( \frac{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}{2 \cdot P_{y1}} \right)^3 \cdot \left( \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m} \right)^2, \quad (2.128)$$

где  $M_0 = \frac{M}{V_{кр} \cdot B}$ .

Уменьшить  $q_{min}$  можно уменьшением параметров  $V_{дет}$ ,  $\bar{X}$  и увеличением  $m$ ,  $P_{y1}$  и  $V_{кр}$ .

Производительность обработки  $Q$ , соответствующая минимуму удельного расхода алмаза  $q$ , определится

$$Q = \frac{6,3 \cdot 10^{-4} \cdot B \cdot m \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \text{tg}^3 \gamma \cdot \bar{X}^3} \cdot \left( \frac{t}{\rho} \right)^{0,5} \cdot \left( \frac{P_{y1}}{\pi \cdot HV} \right)^{1,5} \quad (2.129)$$

Сравнивая зависимости (2.124) и (2.129), видим, что производительность обработки при  $\eta = 0$  в семь раз больше производительности обработки при  $\eta_{экст} = 0,8$ .

При этом значения удельного расхода алмаза  $q$  отличаются в бесконечное количество раз, рис. 2.18.

Безразмерный коэффициент  $\eta$ , исходя из зависимости (2.123), может быть выражен

$$\eta = \text{tg} \gamma \cdot x \cdot \sqrt{\frac{0,75 \cdot \pi \cdot HV}{P_{y1}}} \quad (2.130)$$

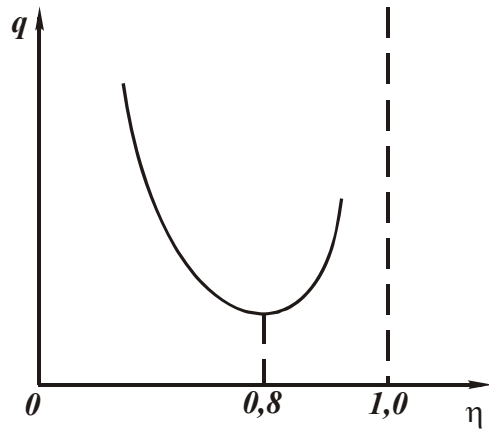


Рис. 2.18. Зависимость  $q$  от  $\eta$ .

Откуда вытекает, что при  $P_{y1} = const$  с уменьшением  $\eta \rightarrow 0$  величина  $x$  пропорционально уменьшается ( $x \rightarrow 0$ ).

Следовательно, бесконечный рост удельного расхода алмаза  $q$  в диапазоне  $0 < \eta < 0,8$  вызван уменьшением как безразмерного коэффициента  $\eta$ , так и величины линейного износа зерен  $x$ .

Безразмерный коэффициент  $\eta$ , исходя из зависимости (2.123), может быть выражен следующим образом

$$\eta = 1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV}{2 \cdot P_{y1}} \right)^{1,5} \quad (2.131)$$

С увеличением параметров  $V_{дет}$ ,  $t$ ,  $\bar{X}$ ,  $HV$  и уменьшением  $m$ ,  $V_{кр}$ ,  $P_{y1}$  безразмерный коэффициент  $\eta$  уменьшается. Это предопределяет экстремальную зависимость удельного расхода алмаза от указанных параметров. Например, в диапазоне  $0 < \eta < 0,8$  с увеличением  $V_{дет}$  и  $t$  удельный расход алмаза  $q$  неограниченно увеличивается, что согласуется с многочисленными эксперименталь-

ными данными [95,109,245,286, 313].

Исходя из зависимости (2.131), для уменьшения безразмерного коэффициента  $\eta$  от  $\eta_{экт} = 0,8$  до  $\eta = 0$  глубина шлифования  $t$  должна увеличиться в 25 раз. Аналогичные результаты получены экспериментально [286].

Увеличение удельного расхода алмаза  $q$  с увеличением параметров режима шлифования  $t$  и  $V_{дет}$  при  $P_{y1} = const$  (т.е. при установившемся процессе шлифования) связано с уменьшением величины линейного износа зерен  $x$  до момента их объемного разрушения или выпадения из связки без разрушения (в зависимости от типа связки и механизма износа круга). Это подтверждается экспериментальными данными [286], согласно которым с увеличением глубины шлифования  $t$  уменьшается количество выпавших из связки зерен с площадками износа и сколами.

Преобразуем зависимость (2.125) с учетом зависимости (2.56). Величину  $(1 - \eta^2)$  заменим на  $\sqrt{1 - \eta}$ , что допустимо при  $0 < \eta < 0,8$ . Тогда

$$q = \frac{M}{Q} \cdot \left(\frac{H_0}{x}\right)^3 = \frac{630 \cdot \pi \cdot M_0}{m} \cdot \left(\frac{\bar{X}}{x}\right)^3 \cdot \left(\frac{\rho}{t}\right)^{0,5}. \quad (2.132)$$

Удельный расход алмаза  $q$  тем меньше, чем больше параметры  $m$ ,  $x$  и  $t$ . Как показано выше,

величину линейного износа зерен  $x$  необходимо рассматривать как функцию параметров режима шлифования и т.д.

Увеличение величины  $x$  и соответственно уменьшение удельного расхода алмаза  $q$  предполагает применение алмазных кругов на металлических связках, увеличивающих прочность удержания зерен и длительность их работы в круге.

Увеличение глубины шлифования  $t$  предполагает применение метода глубинного шлифования, обеспечивающего снижение

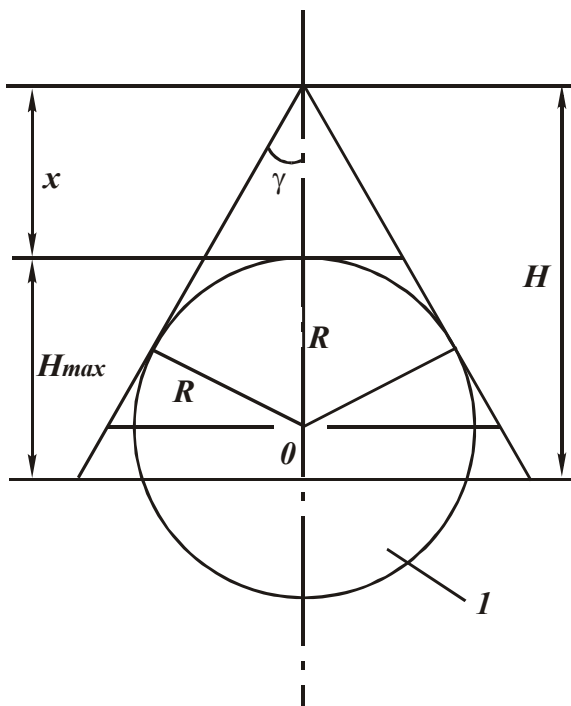


Рис. 2.19. Расчетная схема: 1 – зерно.



удельного расхода алмаза и увеличение производительности обработки за счет увеличения площади контакта круга с деталью и количества одновременно работающих зерен. Очевидно, эффект от увеличения величины  $x$  больше, так как она входит в зависимость (2.132) с наибольшей степенью. Однако, уменьшение  $x$  ограничено предельным значением известного соотношения  $a_z/R$ , ниже которого процесс резания неосуществим (где  $a_z$  - толщина среза, м;  $R$  - радиус округления режущего зерна, м).

Используя расчетную схему, приведенную на рис. 2.19, определим соотношение  $a_z/R$ , где  $a_z = H_{max} = (1-\eta) \cdot H = x \cdot (1-\eta)/\eta$ , радиус округления режущего зерна  $R = (R+x) \cdot \sin \gamma$  или  $R = x \cdot \sin \gamma / (1 - \sin \gamma)$ . При  $\gamma = 45^\circ$  справедливо  $R = 2,44 \cdot x$ .

$$\text{Тогда } \frac{a_z}{R} = 0,41 \cdot \frac{(1-\eta)}{\eta} = 0,41 \cdot \left( \frac{1}{\eta} - 1 \right) \text{ или}$$

$$\eta = \frac{1}{\left( 1 + 2,44 \cdot \frac{a_z}{R} \right)}. \quad (2.133)$$

Подставим (2.133) в зависимость (2.125):

$$q = \frac{1,56 \cdot M}{Q} \cdot \left( \frac{a_z}{R} \right)^{0,5} \cdot \left( 1 + 2,44 \cdot \frac{a_z}{R} \right)^{2,5}. \quad (2.134)$$

При фиксированной производительности обработки  $Q$  удельный расход алмаза  $q$  вполне однозначно определяется соотношением  $a_z/R$ . Большшему значению  $a_z/R$  соответствует большее значение  $q$ .

В нашей работе [107] приведены аналитические зависимости для определения коэффициента резания  $K_{рез}$  и условного напряжения резания  $\sigma$

$$K_{рез} = 2 \cdot \beta = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot a_z \cdot \tau_{сдв}}{HV \cdot R}}, \quad (2.135)$$

$$\sigma = 3 \cdot 3 \sqrt[3]{HV \cdot \tau_{сдв}^2 \cdot \frac{R}{a_z}}, \quad (2.136)$$

где  $\beta$  - угол сдвига материала при резании.

Большшему значению  $a_z/R$  соответствуют большие значения  $K_{рез}$  ( $\beta$ ) и меньшие значения  $\sigma$ . Следовательно, удельный расход

алмаза  $q$  тем больше, чем больше  $K_{рез}$  ( $\beta$ ) и меньше  $\sigma$ . Это согласуется с экспериментальными данными. Например, установлено, что с течением времени обработки (по мере затупления зерен алмазного круга) коэффициент резания  $K_{рез}$  и удельный расход алмаза  $q$  уменьшаются, а условное напряжение резания  $\sigma$  и соответственно сила резания увеличиваются (при шлифовании по жесткой схеме с заданной производительностью обработки).

Произведение  $q \cdot Q$  равно скорости износа круга  $h_n$ :

$$h_n = 1,56 \cdot M \cdot \left(\frac{a_z}{R}\right)^{0,5} \cdot \left(1 + 2,44 \cdot \frac{a_z}{R}\right)^{2,5}. \quad (2.137)$$

Таким образом показано, что параметры  $q$  и  $h_n$  имеют вполне конкретный физический смысл и являются производными от параметров  $a_z/R$ ,  $K_{рез}$  и  $\sigma$ . Подставим зависимость (2.131) в (2.133) и полученное выражение разрешим относительно соотношения  $a_z/R$ :

$$\frac{a_z}{R} = 0,41 \cdot \left[ \frac{1}{1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV}{2 \cdot P_{y1}}\right)^{1,5}} - 1 \right]. \quad (1.138)$$

Соотношение  $a_z/R$  тем больше, чем больше параметры  $V_{дет}$ ,  $t$ ,  $\bar{X}$  и меньше  $V_{кр}$ ,  $m$ ,  $P_{y1}$ . Как известно, увеличение  $a_z/R$  ведет к улучшению процесса стружкообразования при резании. Существуют предельные значения  $a_z/R$ , ниже которых процесс резания неосуществим. Например, по данным проф. Богомолова Н.И. стружкообразование при микрорезании единичным абразивным зерном начинается при  $a_z/R = 0,04 \dots 0,08$ , а по данным проф. Крагельского И.В. – при  $a_z/R = 0,14 \dots 0,17$ . Наиболее интенсивный процесс стружкообразования наступает при  $a_z/R = 0,25 \dots 0,35$ .

Подставляя зависимость (2.138) в зависимости (2.135) и (2.136), определяются параметры  $K_{рез}$  и  $\sigma$ . Очевидно, с увеличением параметров  $V_{дет}$ ,  $t$  и уменьшением  $V_{кр}$  коэффициент резания  $K_{рез}$  увеличивается, а условное напряжение резания  $\sigma$  уменьшает-

ся, что согласуется с экспериментальными данными [245,286].

С увеличением предельной нагрузки  $P_{y1}$ , действующей на отдельное зерно круга, коэффициент резания уменьшается, а условное напряжение резания увеличивается. Этим объясняется уменьшение  $K_{рез}$  и увеличение  $\sigma$  при шлифовании алмазными кругами на металлических связках по сравнению с процессом шлифования алмазными кругами на менее прочных органических и керамических связках.

Для увеличения параметров  $K_{рез}$ ,  $a_z/R$  и уменьшения  $\sigma$  необходимо увеличить  $V_{дет}$  и  $t$ , т.е. увеличить производительность обработки. При глубинном шлифовании соотношение  $a_z/R$  меньше, чем при многопроходном шлифовании. Это вытекает из преобразованной зависимости (2.138)

$$\frac{a_z}{R} = 0,41 \cdot \left[ \frac{1}{1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q \cdot \sqrt{\rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot B \cdot \sqrt{t}} \cdot \left( \frac{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}{2 \cdot P_{y1}} \right)^{1,5}} - 1 \right]. \quad (2.139)$$

При заданной производительности обработки  $Q = const$  соотношение  $a_z/R$  тем меньше, чем больше глубина шлифования  $t$ . Следовательно, при глубинном шлифовании меньше  $K_{рез}$  и больше  $\sigma$ . Это предполагает увеличение параметров  $Q/B$ ,  $\bar{X}$  и уменьшение  $V_{кр}$ ,  $m$ ,  $P_{y1}$ .

Теоретические решения согласуются с экспериментальными данными. Установлено, что глубинное шлифование, выполняемое крупнозернистыми высокопористыми относительно мягкими абразивными кругами, обеспечивает существенное увеличение производительности обработки.

Увеличение  $V_{кр}$  при условии  $a_z/R = const$  требует увеличения производительности обработки  $Q$ . В настоящее время за рубежом изготавливаются шлифовальные станки, реализующие скорость круга более 300 м/с.

Применение алмазных кругов на прочных металлических связках, характеризующихся увеличенными значениями прочности

удержания зерна в связке  $P_{y1}$ , согласно зависимости (2.139), позволяет увеличить  $Q$  при глубинном шлифовании. Увеличение твердости обрабатываемого материала  $HV$ , наоборот, ведет к уменьшению производительности обработки при заданном значении  $a_z/R$ . С увеличением  $HV$  и  $\tau_{сдв}$  существенно увеличивается условное напряжение резания  $\sigma$  и уменьшается коэффициент резания  $K_{рез}$ .

Проведем анализ зависимости (2.125) с учетом зависимости (2.40), разрешая последнюю относительно безразмерного коэффициента  $\eta$ :

$$\eta = 1 - \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4 \cdot \sigma_{сж}} \cdot K_{ш}^2, \quad (2.140)$$

$$\eta = \frac{M}{Q} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4 \cdot \sigma_{сж}}} \cdot \frac{K_{ш}}{\left(1 - \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4 \cdot \sigma_{сж}} \cdot K_{ш}^2\right)^3}. \quad (2.141)$$

Удельный расход алмаза  $q$  тем больше, чем больше коэффициент шлифования  $K_{ш}$ . Разложим выражение, стоящее в знаменателе, в степенной ряд, тогда

$$\eta = \frac{M}{Q} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4 \cdot \sigma_{сж}}} \cdot K_{ш} \cdot \left(1 + \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4 \cdot \sigma_{сж}} \cdot K_{ш}^2 + \dots\right)^3. \quad (2.142)$$

Полученная зависимость аналогична зависимости (2.134), рассматривая в ней вместо соотношения  $a_z/R$  коэффициент  $K_{рез}$ , определяемый зависимостью (2.135).

Экспериментально установлено, что с увеличением глубины шлифования  $t$  коэффициент шлифования  $K_{ш}$  и скорость линейного износа круга  $h_L$  увеличиваются [295]. Это соответствует зависимости, связывающей параметры  $h_L$ ,  $K_{ш}$  и вытекающей из (2.142):

$$h_L = M \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4 \cdot \sigma_{сж}}} \cdot K_{ш} \cdot \left(1 + \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{4 \cdot \sigma_{сж}} \cdot K_{ш}^2 + \dots\right)^3. \quad (2.143)$$

При этом удельный расход алмаза  $q$  с увеличением глубины шлифования  $t$  изменяется по экстремальной зависимости (проходит точку минимума). Исходя из зависимости (2.141), это связано с тем, что с увеличением  $t$  до определенного значения в формировании  $q$  преобладает параметр  $Q$  и удельный расход алмаза  $q$

уменьшается, после чего преобладающим параметром становится  $K_{ш}$ , вызывающий увеличение  $q$ .

При шлифовании синтетических сверхтвердых материалов по упругой схеме алмазным кругом на металлической связке с его непрерывной электрохимической правкой производительность обработки и тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  увеличиваются, а удельный расход алмаза изменяется по экстремальной зависимости с увеличением плотности тока [65]. Это соответствует характеру изменения зависимости (2.141), согласно которой уменьшение  $q$  обусловлено увеличением производительности обработки  $Q$ , а увеличение  $q$  - увеличением коэффициента шлифования  $K_{ш}$ , который в данном случае пропорционален тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$ .

#### 2.4.5. ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКСИМАЛЬНО ВОЗМОЖНОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ПРИ УСТАНОВИВШЕМСЯ ШЛИФОВАНИИ С УЧЕТОМ ОСНОВНЫХ ОГРАНИЧЕНИЙ ОБРАБОТКИ

Из зависимости (2.131) следует, что по мере затупления зерен круга (увеличении безразмерного коэффициента  $\eta$ ) сила, действующая на максимально выступающее зерно,  $P_{y1}$  увеличивается. При достижении значения, равного силе, удерживающей зерно в связке, или силе, при которой зерно разрушается, возможна стабилизация процесса шлифования во времени. Это соответствует равномерному износу круга во времени.

Подставим зависимость (2.131) в (2.102):

$$t = \left( \frac{445 \cdot c \cdot \delta \cdot \bar{X}^3}{B \cdot m} \right)^2 \cdot \frac{\pi^2 \cdot HV \cdot \text{tg}^4 \gamma \cdot \rho}{P_{y1}^3}. \quad (2.144)$$

Глубина шлифования  $t$  тем больше, чем больше параметры  $c$ ,  $\delta$ ,  $\bar{X}$  и меньше  $B$ ,  $m$ ,  $P_{y1}$ . Скорость детали  $V_{дет}$  устанавливается из преобразованной зависимости (2.131):

$$V_{дет} = \frac{(1 - \eta) \cdot m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \cdot \left( \frac{2 \cdot P_{y1}}{\pi \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV} \right)^{1,5}, \quad (2.145)$$

а производительность обработки – из зависимости (2.102). Таким

образом, определяются параметры режима шлифования и производительность обработки с учетом действия двух ограничивающих параметров: точности обработки  $\delta$  и предельной нагрузки  $P_{y1}$ .

С учетом ограничений по шероховатости обработки  $R_a$  и предельной нагрузке  $P_{y1}$ , действующей на отдельное зерно круга, глубина шлифования определится, подставляя зависимость (2.100) в (2.131):

$$t = \frac{1}{(0,5 \cdot R_a)^5 \cdot \text{tg}^8 \gamma} \cdot \left( \frac{2 \cdot P_{y1}}{\pi \cdot HV} \right)^3 \cdot \frac{(1 - \eta)^6}{(1 + \eta)^2}. \quad (2.146)$$

Глубина шлифования  $t$  тем больше, чем меньше параметры  $R_a$ ,  $\eta$  и больше  $P_{y1}$ . В отличие от зависимости (2.144), в зависимость (2.146) входит безразмерный коэффициент  $\eta$ . Следовательно, глубина шлифования  $t$ , обеспечивающая обработку с заданными значениями  $R_a$  и  $P_{y1}$ , зависит от степени затупления зерен. Скорость детали  $V_{дет}$  и производительность обработки  $Q$  определяются зависимостями (2.100) и (2.101).

С учетом одновременного действия трех ограничений: по предельной нагрузке, точности и шероховатости обработки, глубина шлифования  $t$  устанавливается из зависимости (2.144), а скорость детали  $V_{дет}$  - из зависимости (2.100) после подстановки в нее зависимостей (2.131) и (2.144):

$$V_{дет} = \frac{0,23 \cdot 10^{-3} \cdot V_{кр} \cdot m^{1,67} \cdot P_{y1}^2}{\pi^{2,67} \cdot HV^{1,33} \cdot \text{tg}^3 \gamma \cdot \bar{X}^5} \cdot \left( \frac{0,5 \cdot R_a}{\rho} \right)^{0,83} \cdot \left( \frac{B}{c \cdot \delta} \right)^{0,67}. \quad (2.147)$$

Безразмерный коэффициент  $\eta$  устанавливается из зависимости (2.131) с учетом зависимостей (2.144) и (2.147):

$$\eta = 1 - \frac{22,8 \cdot (0,5 \cdot \pi \cdot R_a)^{0,83} \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot \bar{X} \cdot HV^{0,67} \cdot \rho^{0,17}}{P_{y1}} \cdot \left( \frac{c \cdot \delta}{B \cdot m} \right)^{0,33}. \quad (2.148)$$

Производительность обработки  $Q$  определяется в соответствии с зависимостью (2.102) с учетом (2.148):

$$Q = \frac{45,6 \cdot (0,5 \cdot R_a)^{0,83} \cdot \text{tg} \gamma \cdot \bar{X} \cdot V_{кр} \cdot (c \cdot \delta)^{1,33} \cdot \rho^{0,17}}{\pi^{0,17} \cdot P_{y1}} \cdot \left( \frac{1}{HV \cdot B \cdot m} \right)^{0,33}. \quad (2.149)$$

Производительность обработки  $Q$  тем больше, чем больше

параметры  $R_a$ ,  $\delta$  и меньше  $P_{y1}$ . Следовательно, увеличить  $Q$  при обеспечении заданных параметров  $R_a$  и  $\delta$  можно за счет использования более “мягких” кругов. Например, алмазных кругов на относительно малопрочных органических и керамических связках, характеризующихся низкими значениями прочности удержания алмазных зерен в связке. Применение алмазных кругов на более прочных металлических связках предполагает уменьшение  $Q$  в связи с увеличением предельной нагрузки  $P_{y1}$ .

Наибольшее влияние на  $Q$  оказывает жесткость технологической системы  $c$ . С ее увеличением производительность обработки увеличивается. Увеличить  $Q$  также можно путем уменьшения параметров  $B$ ,  $m$  и увеличения  $V_{кр}$  и  $\bar{X}$ .

С учетом одновременного действия четырех ограничивающих факторов: точности, шероховатости, мощности обработки и предельной нагрузки  $P_{y1}$ , действующей на отдельное зерно круга, производительность обработки  $Q$  определится в соответствии с зависимостью (2.109) с учетом (2.148):

$$Q = \frac{4,78 \cdot N \cdot (0,5 \cdot R_a)^{0,42} \cdot \rho^{0,08}}{\pi^{0,08} \cdot HV^{0,165}} \cdot \left( \frac{\bar{X}}{tg\gamma \cdot \sigma_{сж} \cdot P_{y1}} \right)^{0,5} \cdot \left( \frac{c \cdot \delta}{B \cdot m} \right)^{0,16} \quad (2.150)$$

Производительность обработки  $Q$  тем больше, чем больше параметры  $R_a$ ,  $\delta$ ,  $N$  и меньше  $P_{y1}$ . Наибольшее влияние на  $Q$  оказывает мощность обработки  $N$ , т.е. за счет увеличения  $N$  (устанавливая соответствующим образом параметры режима шлифования) можно существенно увеличить  $Q$  при небольших значениях параметров  $R_a$  и  $\delta$ . В данном случае жесткость системы  $c$  не играет определяющей роли в интенсификации процесса, как это имело место в предыдущих случаях, не учитывающих ограничение по мощности обработки.

При действии ограничений по температуре резания  $\Theta$  и предельной нагрузке  $P_{y1}$  основная зависимость процесса устанавливается путем подстановки (2.131) в (2.117):

$$t = \frac{630 \cdot \pi^{0,5} \cdot HV^{0,5} \cdot \bar{X}^3 \cdot tg^2\gamma \cdot \lambda \cdot c_m \cdot \rho_m}{m \cdot V_{кр} \cdot P_{y1}^{1,5} \cdot \sigma_{сж}} \cdot \left( \frac{\Theta}{2 \cdot \psi} \right)^2 \quad (2.151)$$

Увеличить глубину шлифования  $t$  можно увеличением параметров  $\Theta$ ,  $\bar{X}$  и уменьшением  $m$ ,  $V_{кр}$ ,  $P_{y1}$ .

Скорость детали  $V_{дет}$  определяется из зависимости (2.131) с учетом (2.151):

$$V_{дет} = \frac{5,66 \cdot \psi \cdot (1 - \eta)}{(\pi \cdot HV)^{1,75} \cdot tg^4 \gamma \cdot \Theta} \cdot \left( \frac{\sigma_{сж}}{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot \rho} \right)^{0,5} \cdot \left( \frac{m \cdot V_{кр} \cdot P_{y1}^{1,5}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \right)^{1,5} \quad (2.152)$$

Соответственно производительность обработки  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$  определяется

$$Q = \frac{1,4 \cdot B \cdot (1 - \eta)}{\pi^{2,75} \cdot tg^2 \gamma \cdot HV^{1,25} \cdot \bar{X}^{1,5}} \cdot \left( \frac{\Theta}{\psi} \right) \cdot \left( \frac{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot m \cdot V_{кр} \cdot P_{y1}^{1,5}}{630 \cdot \sigma_{сж} \cdot \rho} \right)^{0,5} \quad (2.153)$$

Производительность обработки  $Q$  тем больше, чем больше параметры  $B$ ,  $\Theta$ ,  $P_{y1}$ ,  $V_{кр}$ ,  $m$  и меньше  $\eta$ ,  $\bar{X}$ . Значительное влияние на  $Q$  оказывают прочность и твердость обрабатываемого материала. С их увеличением производительность уменьшается.

Параметры  $m$ ,  $V_{кр}$  и  $P_{y1}$  противоположно влияют на глубину шлифования  $t$  и скорость детали  $V_{дет}$ . Например, с увеличением скорости круга  $V_{кр}$  при заданных значениях  $\Theta$  и  $P_{y1}$  глубина шлифования уменьшается, а скорость детали увеличивается, т.е. эффективно использовать схему многопроходного шлифования.

Увеличить производительность обработки можно, прежде всего, поддержанием в процессе шлифования “острого” режущего рельефа круга, используя эффективные методы правки, обеспечивающие выполнение условия  $\eta \rightarrow 0$ .

При действии четырех ограничивающих факторов: точности и шероховатости обработки, температуры резания  $\Theta$  и предельной нагрузки  $P_{y1}$ , производительность обработки  $Q$  определится из зависимости (2.117) с учетом (2.147) и (2.148)

$$Q = \frac{0,37 \cdot B \cdot (0,5 \cdot R_a)^{0,83}}{\pi^{1,7} \cdot HV^{1,1} \cdot \bar{X} \cdot \rho^{0,5}} \cdot \left( \frac{\lambda \cdot c_m \cdot \rho_m}{\sigma_{сж}} \right)^{0,67} \cdot \left( \frac{\Theta}{\psi} \right)^{1,33} \cdot \left( \frac{V_{кр} \cdot m}{tg \gamma} \right)^{0,33} \quad (2.154)$$

Из четырех ограничивающих параметров:  $R_a$ ,  $\delta$ ,  $\Theta$ ,  $P_{y1}$  в зависимость (2.154) входят лишь два:  $R_a$ ,  $\Theta$ . С их увеличением про-



изводительность обработки  $Q$  увеличивается. Следовательно, точность обработки  $\delta$  (обусловленная упругими перемещениями в технологической системе) и предельная нагрузка  $P_{y1}$  (которую может выдержать зерно в круге) не влияют на максимально возможную производительность обработки. Однако, они влияют на параметры режима шлифования, которые несложно установить на основе приведенных зависимостей.

Увеличить  $Q$  также можно увеличением ширины шлифования  $B$ , скорости круга  $V_{кр}$  и объемной концентрации круга  $m$ . Повышение механических характеристик обрабатываемого материала  $HV$ ,  $\sigma_{сж}$  и зернистости круга  $\bar{X}$  приводит к уменьшению производительности обработки  $Q$ .

Как видим, возможности увеличения  $Q$  при условии обеспечения заданных значений  $R_a$  и  $\Theta$  весьма ограничены и связаны в основном с увеличением ширины шлифования  $B$ . Это указывает на эффективность применения схем торцового шлифования, где можно параметр  $B$  существенно увеличить.

#### 2.4.6. ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ

В общем случае глубина внедрения режущего зерна в обрабатываемый материал  $H$  определяется твердостью материала  $HV$  и радиальным усилием  $P$ , действующим на зерно, которое может быть представлено в виде конуса с углом при вершине  $2\gamma$  [307]:

$$HV = \frac{P}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot H^2}. \quad (2.155)$$

Как следует из зависимости (2.155), чем больше твердость  $HV$  и меньше сила  $P$ , тем меньше глубина внедрения зерна  $H$ . Следовательно, при шлифовании таких труднообрабатываемых материалов как керамики, композиты, синтетические сверхтвердые материалы, природные алмазы и т.д., глубина  $H$  будет небольшой. Коэффициент  $(1 - \varepsilon) = H / \bar{X}$ , определяющий степень выступания зерна над уровнем связки круга и изменяющийся в пределах 0...1 (при выполнении условия  $b = H$ , где  $b$  - максимальная высота вы-

ступания вершин зерен над уровнем связки, м;  $\bar{X}$  - зернистость круга, м) уменьшится. Однако, из этого не следует снижение производительности обработки  $Q$ , определяемой зависимостью

$$Q = \frac{S \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \varepsilon)^3 \cdot (1 - \eta^2)}{600 \cdot \pi}, \quad (2.156)$$

где  $S$  - площадь поперечного сечения обрабатываемого прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга, м<sup>2</sup>;  $V_{\text{кр}}$  - скорость круга, м/с;  $m$  - объемная концентрация зерен круга;  $\eta = 0 \dots 1$  - безразмерный коэффициент, определяющий степень затупления зерен (для острого зерна  $\eta = 0$ , для затупленного зерна  $\eta \rightarrow 1$ ).

Это связано с тем, что одновременно с уменьшением  $b = H$  в зависимости

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V'_{\text{дет}}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}} \quad (2.157)$$

(где  $V'_{\text{дет}}$  - скорость движения обрабатываемого образца по нормали к кругу, м/с;  $k$  - поверхностная концентрация зерен круга, шт/м<sup>2</sup>) уменьшится параметр  $\eta$  и позволит компенсировать снижение  $Q$  за счет уменьшения коэффициента  $(1 - \varepsilon)$ .

Таким образом установлено, что основным условием повышения  $Q$  при шлифовании материалов высокой твердости является поддержание на круге “острого” режущего рельефа ( $\eta \rightarrow 0$ ). Это достигается работой круга в режиме самозатачивания за счет введения обрабатываемого материала в контакт со связкой круга (применяя малопрочные органические или керамические связки), или работой круга в режиме непрерывной электроэрозионной или электрохимической правки.

Известно, что с увеличением зернистости круга прочность зерна на сжатие (определяемая разрушающей нагрузкой, в данном случае равной  $P$ ) увеличивается по зависимости  $P = \alpha \cdot A^\beta$ , где  $\alpha$  и  $\beta < 1$  - постоянные. Тогда коэффициент  $(1 - \varepsilon) = H / \bar{X}$  с учетом зависимости (2.155) определится:

$$(1 - \varepsilon) = \frac{1}{\bar{X}^{(1-0,5\beta)}} \cdot \sqrt{\frac{\alpha}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}}. \quad (2.158)$$

Коэффициент  $(1 - \varepsilon)$  тем больше, чем меньше зернистость  $\bar{X}$

и больше параметр  $\alpha$ , определяющий относительную прочность зерна различных марок алмазов. Следовательно, добиться роста производительности обработки  $Q$  в соответствии с зависимостью (2.156) при обработке материалов высокой твердости можно за счет применения мелкозернистых кругов с повышенной прочностью алмазных зерен.

Учитывая, что параметры  $\bar{X}$  и  $HV$  входят в зависимость (2.158) примерно с одинаковой степенью - равной 0,5 – зернистость круга следует выбирать обратно пропорционально твердости обрабатываемого материала. Например, при обработке твердых сплавов зернистость  $\bar{X}$  должна быть значительно выше, чем при обработке синтетических или природных алмазов, поскольку твердости этих материалов существенно отличаются. Этим, в частности, объясняется тот факт, что при шлифовании природных алмазов рекомендуется использовать зернистость 3...7 мкм, а при шлифовании твердых сплавов – 160...250 мкм и выше.

Уменьшение зернистости  $\bar{X}$  в соответствии с зависимостью (2.158) приводит к увеличению коэффициента  $(1 - \varepsilon)$ , т.е. повышению степени выступания зерна над уровнем связки и уменьшению части зерна, расположенной в связке круга. Следовательно, прочность удержания зерна уменьшится и для ее увеличения необходимо использовать более прочные металлические связки. Данный вывод согласуется с практикой шлифования природных алмазов в бриллианты, где используются специальные мелкозернистые алмазные круги на металлических связках, в том числе однослойные алмазные круги, изготовленные электрогальваническим методом.

Стойкость таких кругов определяется диапазоном изменения параметра  $\eta = 0... \eta_1 < 1$ . Чем больше значение  $\eta_1$ , тем выше стойкость круга. Увеличение значения  $\eta_1$  в свою очередь требует увеличения параметра  $H$  в соответствии с зависимостью

$$H = \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V'_{дет}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}} \quad (2.159)$$

и коэффициента  $(1 - \varepsilon)$  в соответствии с зависимостью (2.158). Следовательно, увеличить стойкость круга можно за счет увеличения высоты выступания зерен над уровнем связки, применяя более прочные металлические связки и эффективные методы первичного вскрытия алмазосносного слоя круга, например, электроэрозионную или электрохимическую правку. Проведем анализ круглого наруж-

ного алмазного шлифования высокопрочных графитов. Для данной схемы шлифования параметры  $H$ ,  $\eta$  и  $Q$  определяются зависимостями [330]:

$$H = 3 \sqrt[3]{\frac{9b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}, \quad (2.160)$$

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}}, \quad (2.161)$$

$$Q = S_0 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \frac{S_0 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot (1 - \eta^2)^2}{162 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \rho}, \quad (2.162)$$

где  $V_{\text{дет}}$  - скорость вращения детали, м/с; ( $V'_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t \cdot \rho}$ );  $t$  - глубина шлифования, м;  $S_0$  - продольная подача, м/об;

$\rho = \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}$ ;  $R_{\text{кр}}, R_{\text{дет}}$  - радиусы круга и детали, м.

Как показано выше, увеличение твердости обрабатываемого материала ведет к уменьшению параметра  $b = H$ , коэффициента  $(1 - \varepsilon)$ , а следовательно, производительности обработки в соответствии с зависимостью (2.162). Добиться увеличения  $Q$  можно путем уменьшения параметра  $\eta$  по зависимости (2.161), применяя режим самозатачивания алмазного круга на органической или керамической связке или режим непрерывной автономной электроэрозионной правки алмазного круга на металлической связке. Естественно, второй метод более универсален, т.к. требует выполнения условия  $b = H$  за счет выбора оптимальной самозатачивающейся связки (что трудновыполнимо).

Вторым условием повышения производительности при шлифовании труднообрабатываемых материалов следует рассматривать уменьшение скорости детали  $V_{\text{дет}}$  и увеличение продольной подачи  $S_0$  в зависимости

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{9 \cdot \sqrt{2 \cdot V_{\text{дет}} \cdot Q \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2 \cdot \sqrt{S_0}}}, \quad (2.163)$$

в связи с уменьшением параметра  $b$ , сохраняя параметры  $\eta$  и  $Q$  неизменными. С учетом  $Q = S_0 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t = \text{const}$  глубина шлифования  $t$  увеличится.

Следовательно, с увеличением твердости обрабатываемого материала эффективно использовать схему глубинного шлифования с увеличенной глубиной шлифования  $t$  и весьма небольшой скоростью детали  $V_{дет}$  при  $S_0 \cong B$  (где  $B$  - высота круга, м). Исходя из этого, схема глубинного круглого наружного алмазного шлифования использована нами для обработки колец из высокопрочных силицированных и алюмокарбидокремниевых графитов (кольца применяются для изготовления торцовых уплотнений для насосных агрегатов, в частности, на Бердянском заводе “Южгидромаш”).

По сравнению с действующим технологическим процессом обычного многопроходного алмазного шлифования, предложенный процесс позволил в 2...5 раз повысить производительность обработки, в 2...3 раза уменьшить износ алмазных кругов на металлических связках при одновременном выполнении технических требований по качеству обработки графитовых колец. Установлено, что съём припуска величиной до 4 мм на сторону можно производить за один продольный ход круга при высоком качестве обработки. Это обеспечивает совмещение предварительного и окончательного шлифования в одну операцию и существенно снижает трудоемкость изготовления торцовых уплотнений.

Учитывая нетокопроводность графитов, электроэрозионная правка круга выполнялась автономно с помощью специального катодного устройства и специального малогабаритного генератора импульсного тока. Это обеспечивало высококачественную очистку круга от продуктов обработки и его высокую режущую способность. Обработка производилась с глубиной шлифования  $t > 1$  мм,  $V_{дет} = 0,5...2$  м/мин,  $S_0 = 0,9 \cdot H$ ,  $V_{кр} = 35...40$  м/с и силой тока  $I = 30...50$  А. Применение данного процесса позволило эффективно использовать алмазные круги 1А1 300х25 на металлических связках М1-01 и М2-01. Установлено, что процесс допускает применение периодической правки. Проведем анализ торцового алмазного шлифования керамических деталей на плоскошлифовальном станке с вращающимся столом.

При алмазном шлифовании материалов высокой твердости, характеризующимся небольшим значением параметра  $b$ , повысить производительность обработки, следуя зависимости (2.162), можно уменьшением  $V_{дет}$  при сохранении значений  $\eta$  и  $Q$  в зависимости (2.163). Уменьшение  $V_{дет}$  при  $Q = const$  предполагает увеличение

глубины шлифования  $t$ . Наибольший эффект достигается при  $t = R_{dem}$ . Реализовать данное условие можно при прорезке глубоких пазов, вышлифовке глубоких канавок, разрезке материалов отрезными кругами, а также при плоском шлифовании торцовым кругом с вращающимся столом станка, рассматривая в качестве ширины шлифования параметр  $t = R_{dem}$ , а в качестве глубины шлифования – параметр  $S_0$ , которые входят в зависимость (2.163).

Исходя из этого, данную схему следует рассматривать как наиболее производительную при шлифовании материалов повышенной твердости. Схема положена в основу создания плоскошлифовальных станков с вращающимся столом, в частности, станков для двухстороннего шлифования мод. 3102, используемых при разработке небольших по размерам деталей из высокотвердых керамик, ферритов и других труднообрабатываемых материалов, которые укладываются на вращающемся столе станка.

Для обработки используются алмазные круги на металлических связках, которые в условиях отсутствия истирания связки быстро тупятся, теряют режущую способность и приводят к интенсивному росту сил, мощности и температуры резания. В результате действия больших нагрузок радиально-упорные подшипники шпиндельных узлов станка мод. 3102 часто выходят из строя, а обрабатываемые керамические пластинки разрушаются, что приводит к значительным потерям от брака. Применение электроэрозионной правки круга позволило решить проблему повышения его режущей способности, снижения сил резания и улучшения качества и точности обработки. Кроме того, шлифование “острым” кругом обеспечивает повышение производительности обработки и снижение износа круга. Для правки торцовых кругов использовались специальные конструкции правящих устройств.

Проведем анализ шлифования деталей из прочных ферритов торцовыми крупногабаритными алмазными кругами на станках с вращающимся столом. Как известно, повысить производительность торцового шлифования можно за счет создания на круге заборного конуса длиной, равной высоте рабочей части круга. Эффект достигается в результате увеличения числа зерен, участвующих в резании, в  $(B / S_0)$  число раз. Применительно к зависимости (2.161) это выразится в увеличении концентрации зерен  $k$  в  $(B / S_0)$  число раз. Следовательно, для обеспечения заданного значения  $\eta$  с уче-

том  $t = R_{dem}$  скорость детали  $V_{dem}$  должна увеличиться в  $(B/S_0)$  число раз. Соответственно, производительность обработки  $Q$ , определяемая зависимостью (2.162), увеличится в  $(B/S_0)$  число раз, поскольку концентрация  $k$  входит в зависимость (2.162) с большей степенью, чем  $V_{dem}$ . Таким образом показано, что создание на круге заборного конуса позволит повысить производительность, при этом рост  $Q$  пропорционален высоте рабочей части торцового круга.

Например, при высоте круга  $B = 40$  мм и  $S_0 = 1$  мм производительность обработки может быть увеличена в 40 раз (без увеличения износа круга). Данная схема торцового шлифования используется при пакетной обработке плоскостей мелкоразмерных деталей из прочных ферритов, что позволило многократно увеличить производительность обработки. Вместе с тем, возможности прогрессивной схемы используются не полностью. Это связано, во-первых, с отсутствием эффективных методов создания на торце круга заборного конуса на всю его высоту, во-вторых, с быстрым затуплением алмазного круга на металлической связке, в-третьих, с большой трудоемкостью выведения разновысотности алмазных элементов, которая образуется на этапе сборки крупногабаритного алмазного круга диаметром до 1000 мм.

Применяемые методы механической правки за счет использования обычных абразивных кругов не позволяют решить указанные проблемы. Режущая способность алмазного круга после правки относительно низкая вследствие небольшого выступания зерен над уровнем связки. На круге не образуется заборный конус в процессе шлифования, что приводит практически к точечному контакту режущей части круглых алмазных элементов круга с обрабатываемым материалом и ухудшению качества и точности обработки.

Применение специальной технологии электроэрозионной правки круга позволило повысить его режущую способность, решить проблему высококачественной обработки, а также исключить потребность в дефицитных абразивных кругах для правки. Кроме того, применение электроэрозионной правки сократило время правки, повысило стойкость круга до 10 раз. Например, электроэрозионная правка производится один раз в 2...3 смены, тогда как обычная механическая правка (продолжительностью до 20...30 минут) производилась по несколько раз в смену.

Электроэрозионная правка обеспечивает значительное выступание зерен над уровнем связки, что практически исключает контакт обрабатываемого феррита со связкой круга и улучшает специальные свойства деталей, применяемых в электронной промышленности. Разработанная технология правки обеспечивает образование на торце круга заборного конуса, что позволяет повысить режим шлифования и производительность обработки без увеличения износа круга и ухудшения качества и точности обработки. Данная технология внедрена нами в НПО “Феррокерам” (г. Белая Церковь).

Проведем анализ процесса шлифования природных алмазов в бриллианты.

Природные алмазы являются наиболее труднообрабатываемыми материалами. Это вытекает, в частности, из аналитической зависимости для расчета угла сдвига при микрорезании единичным зерном

$$\beta = 3 \sqrt{\frac{\sigma_{сж}}{4 \cdot HV} \cdot \frac{a_z}{R} \cdot \cos \psi}, \quad (2.164)$$

где  $\sigma_{сж}$  - прочность обрабатываемого материала на сжатие, МПа;  $HV$  - твердость обрабатываемого материала, МПа;  $a_z$  - толщина среза, м;  $R$  - радиус округления режущей кромки зерна;  $\psi$  - угол трения, определяется из условия  $f = tg \psi$  ( $f$  - коэффициент трения режущего зерна с обрабатываемым материалом).

Чем меньше отношение  $\sigma_{сж}/HV$ , тем ниже обрабатываемость материала резанием. Очевидно, наименьшее значение  $\sigma_{сж}/HV$  будет иметь природный алмаз, что и предопределяет его низкую обрабатываемость. Кроме того, при обработке алмаза толщина среза  $a_z$  минимальна, вследствие его высокой твердости, что дополнительно уменьшает угол сдвига. В зависимость (2.164) входит переменный параметр  $R$ , управление которым в процессе шлифования позволяет увеличить угол  $\beta$  и повысить эффективность обработки. Чем меньше  $R$ , тем больше  $\beta$ . Для уменьшения  $R$  необходимо использовать или алмазные круги на мягких самозатачивающихся связках (органических, керамических), или алмазные круги на металлических связках с их интенсивной электроэрозионной или электрохимической правкой. Добиться уменьшения угла  $\beta$  можно также за счет снижения угла трения  $\psi$ , однако он входит в зависимость функцией косинуса и, следовательно, мало



влияет на  $\beta$ .

Выполненные расчеты угла  $\beta$  для обработки алмаза показали, что  $\beta$  может принимать значения меньше  $1^\circ$ . Очевидно, реализовать процесс отделения стружки (микроскола алмаза) при таком небольшом значении  $\beta$  практически невозможно, т.е. процесс резания в данном случае будет отсутствовать. Отделение материала будет происходить не от действия напряжений на сжатия, а от напряжений растяжения, которые образуются под зерном (вследствие того, что предел прочности алмаза на сжатие выше, чем на растяжение). Из этого вытекает, что при обработке алмаза съём материала при определенных условиях происходит не путем резания и отделения микросколов “впереди зерна”, а путем образования микросколов “под зерном и за зерном” в результате трения зерна с обрабатываемым материалом. С увеличением коэффициента трения, т.е. с увеличением сил трения, можно ожидать повышения интенсивности образования микросколов и повышения производительности обработки.

Рассмотренный механизм обработки алмаза указывает на то, что для реализации процесса резания необходимо постоянно при шлифовании поддерживать высокую остроту зерна (уменьшать  $R$ ). Данное условие выполняется при обработке природных алмазов в бриллианты. Используемые при этом алмазные круги на металлической связке подвергаются непрерывной электрохимической правке. В результате чего непрерывно поддерживается “острый” режущий рельеф круга и происходит процесс резания. Однако, правка производится путем “окунания” круга в ванночку с электролитом, что требует существенного снижения скорости круга (на операциях круглого наружного шлифования). Это ведет к снижению производительности обработки. Важным резервом увеличения скорости круга и производительности следует рассматривать применение автономной (периодической) электроэрозионной правки круга.

Высокая “острота” режущего рельефа алмазного круга обеспечивается за счет применения кругов на металлических связках, полученных гальваническим путем. Однако, стойкость и длительность работы таких кругов небольшая. Более эффективным решением в этом плане является применение обычных (спеченных) алмазных кругов (ограничных дисков) с использованием электроэрозионной правки. Это позволит существенно увеличить срок работы круга и эффективность шлифования. Важным условием их исполь-

зования является устранение биения с точностью до нескольких микрон. Электроэрозионная правка решает данную проблему. Разработанная технология электроэрозионной правки и внедренная на ряде предприятий показала на возможность достижения точности обработки круга в пределах 0,01 мм. Вскрытый таким образом алмазносный слой обеспечивает длительное время высокую режущую способность круга. В результате использования разработанной технологии достигнуто повышение качества и производительность обработки, увеличена стойкость круга, осуществлен переход от алмазных кругов на гальванической связке на более эффективные алмазные круги со “спеченным” алмазносным слоем. Это исключает вредное производство кругов, связанное с гальваническим нанесением алмазного слоя. Разработанная технология внедрена на ряде предприятий.

Таким образом, показаны технологические возможности высокопроизводительной обработки неметаллических материалов повышенной твердости на основе использования алмазно-абразивных инструментов на металлических связках.

#### **2.4.7. УСЛОВИЯ СНИЖЕНИЯ ЭНЕРГОЕМКОСТИ И ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ**

При алмазном шлифовании твердых сплавов чрезвычайно актуальны вопросы определения условий снижения энергоемкости и повышения производительности обработки [94,225,366]. Эти вопросы чрезвычайно важны при шлифовании твердых сплавов алмазными кругами на металлических связках, которые в большинстве случаев используются лишь на операциях окончательного шлифования при съеме небольших припусков. Вместе с тем, как показывает практика, данные круги располагают большими технологическими возможностями в плане повышения их износостойкости и производительности обработки и, следовательно, могут эффективно использоваться на операциях предварительного шлифования при съеме больших припусков. Для этого необходимо обосновать оптимальные условия шлифования, в первую очередь теоретическим путем на основе разработанных математических моделей алмазного шлифования.

Ниже приведены результаты теоретических и эксперимен-

тальных исследований, полученные Новиковым Ф.В. и Гасановым М.И. [60, 213].

В работах [60, 213] приведены аналитические зависимости для определения условного напряжения резания  $\sigma$  (энергоемкость обработки) и радиальной составляющей силы резания  $P_{y1}$ , действующей на отдельное зерно, при микрорезании с учетом трения зерна с обрабатываемым материалом:

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{HV \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)} \cdot \frac{\eta}{(1 - \eta)} \cdot \tau_{сдв}^2}, \quad (2.165)$$

$$P_{y1} = 3 \cdot x^2 \cdot \sqrt[3]{\left[ \frac{HV \cdot \sin \gamma}{\cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)} \right]^2 \cdot \frac{(1 - \eta)}{\eta} \cdot \tau_{сдв}}, \quad (2.166)$$

где  $HV$ ,  $\tau_{сдв}$  - твердость по Виккерсу и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $\gamma$  - половина угла при вершине исходного (неизношенного) режущего зерна, представленного в виде конуса ( $\gamma = 45^\circ$ );  $\psi$  - угол трения режущего зерна с обрабатываемым материалом ( $\operatorname{tg} \psi = f$  - коэффициент трения);  $\eta$  - безразмерный коэффициент, учитывающий степень затупления режущего зерна, 0...1 ( $\eta = 0$  - для острого зерна,  $\eta \rightarrow 1$  - для затупленного зерна);  $x$  - величина линейного износа зерна, представленного в расчетах в форме конуса, м.

Исходя из зависимости (2.165), энергоемкость обработки  $\sigma$  вполне однозначно определяется безразмерным коэффициентом  $\eta$ . С его увеличением ( $\eta \rightarrow 1$ ) параметр  $\sigma$  неограниченно увеличивается. Коэффициент  $\eta$  является обобщенным и зависит от условий обработки. Для его определения воспользуемся зависимостью, приведенной в работе [212] для расчета максимальной толщины среза  $H_{max} = a_z$

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot (1 - \eta^2)}{m \cdot V_{кр}}}, \quad (2.167)$$

где  $\bar{X}$  - зернистость круга, м;  $m$  - объемная концентрация зерен круга;  $V_{дет}$ ,  $V_{кр}$  - скорости детали и круга, м/с;  $t$  - глубина шлифования, м;  $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}$ ;  $R_{кр}$ ,  $R_{дет}$  - радиусы круга и детали, м.

В работах [60, 213] приведена аналитическая зависимость,

устанавливающая связь между параметрами  $a_z$ ,  $x$  и  $\eta$ :

$$a_z = x \cdot \frac{(1-\eta)}{\eta}. \quad (2.168)$$

Преобразуя зависимость (2.166) с учетом зависимостей (2.167) и (2.168), имеем

$$\frac{\eta^5}{(1-\eta)} = \frac{P_{y1}^3}{27 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left[ \frac{\cos\psi \cdot (1-\sin\gamma)}{HV \cdot \sin\gamma} \right]^2 \cdot \left( \frac{m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дем} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \right)^2. \quad (2.169)$$

Учитывая определяющую роль числителя в соотношении  $\eta^5 / (1-\eta)$ , уменьшить коэффициент  $\eta$  (с целью снижения  $\sigma$ ) можно уменьшением  $m$ ,  $V_{кр}$ ,  $P_{y1}$  и увеличением  $\bar{X}$ ,  $V_{дем}$ ,  $t$ . Принимая параметр  $P_{y1}$  равным прочности зерна на раздавливание, с учетом известной зависимости  $P_{y1} = \alpha \cdot \bar{X}$  (где  $\alpha$  - безразмерный коэффициент, характеризующий прочность зерна), зависимость (2.169) выразится

$$\frac{\eta^5}{(1-\eta)} = \frac{\alpha^3}{27 \cdot \tau_{сдв} \cdot \bar{X}^3} \cdot \left[ \frac{\cos\psi \cdot (1-\sin\gamma)}{HV \cdot \sin\gamma} \right]^2 \cdot \left( \frac{m \cdot V_{кр}}{630 \cdot \pi \cdot V_{дем} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}} \right)^2. \quad (2.170)$$

Коэффициент  $\eta$  тем меньше, чем меньше параметры  $\alpha$ ,  $m$ ,  $V_{кр}$  и больше  $\bar{X}$ ,  $V_{дем}$ ,  $t$ . При заданной производительности обработки  $Q = B \cdot V_{дем} \cdot t$  зависимость (2.170) примет вид:

$$\frac{\eta^5}{(1-\eta)} = \frac{\alpha^3}{27 \cdot \tau_{сдв} \cdot \bar{X}^3} \cdot \left[ \frac{\cos\psi \cdot (1-\sin\gamma)}{HV \cdot \sin\gamma} \right]^2 \cdot \left( \frac{m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{B}}{630 \cdot \pi \cdot \sqrt{V_{дем} \cdot Q \cdot \rho}} \right)^2. \quad (2.171)$$

Уменьшить  $\eta$  при  $Q = const$  можно уменьшением параметров  $\alpha$ ,  $m$ ,  $V_{кр}$  и увеличением  $\bar{X}$ ,  $V_{дем}$  при изменении  $t$  по зависимости  $t = Q / B \cdot V_{дем}$ .

Наибольшее влияние на коэффициент  $\eta$  оказывает коэффициент  $\alpha$ . Это предопределяет необходимость правильного выбора связки и прочности зерна.

При глубинном шлифовании (при небольших значениях  $V_{дем}$ ) коэффициент  $\alpha$  необходимо уменьшить, применяя круги с менее прочными алмазами и связками, или увеличить зернистость  $\bar{X}$  и уменьшить концентрацию круга  $m$ . Этим объясняется широкое применение при глубинном шлифовании крупнозернистых высоко-

пористых абразивных кругов. При многопроходном шлифовании (при относительно высоких значениях  $V_{dem}$ ), наоборот, коэффициент  $\alpha$  необходимо увеличить, применяя более прочные связки и алмазные зерна, или уменьшить зернистость  $\bar{X}$  и увеличить концентрацию  $m$ .



Рис. 2.20. Структурная схема условий повышения производительности шлифования.

Для обеспечения одинаковой энергоемкости многопроходного и глубинного шлифования ( $\eta = const$ ) необходимо выполнить условие  $V_{dem} \cdot Q = const$ . При уменьшении  $V_{dem}$  от 10 м/мин (при многопроходном шлифовании) до 0,1 м/мин (при глубинном шлифовании) производительность  $Q$  увеличивается в 100 раз.

Следовательно, глубинное шлифование при заданном значении  $\eta$  допускает существенное увеличение производительности обработки  $Q$ .

Исходя из преобразований зависимости (2.167)

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot \sqrt{V_{dem} \cdot Q \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{B}}} \quad (2.172)$$

(при долевой продольной подаче  $S_d = 1$ ), условие  $V_{dem} \cdot Q = const$  выполняется для  $H_{max} = const$ .

Рассмотрим условия повышения производительности обработки с учетом ограничения по энергоемкости шлифования. Для этого разрешим зависимость (2.171) относительно производительности обработки  $Q$ :

$$Q = \left[ \frac{m \cdot V_{кр} \cdot \cos \psi \cdot (1 - \sin \gamma)}{630 \cdot \pi \cdot HV \cdot \sin \gamma} \right]^2 \cdot \left[ \frac{\alpha^3}{27 \cdot \tau_{сдв} \cdot \bar{X}^3} \cdot \frac{(1 - \eta)}{\eta^5} \cdot \frac{B}{V_{dem} \cdot \rho} \right] \quad (2.173)$$

Увеличить  $Q$  можно увеличением параметров  $\alpha$ ,  $m$ ,  $V_{кр}$ ,  $B$  и уменьшением  $\bar{X}$ ,  $V_{dem}$ ,  $\eta$ ,  $\psi$ . Чем прочнее и тверже обрабатываемый материал, тем больше  $Q$ . Наибольшее влияние на  $Q$  оказывает коэффициент  $\eta$ . Регулировать коэффициентом  $\eta$  можно, изменяя

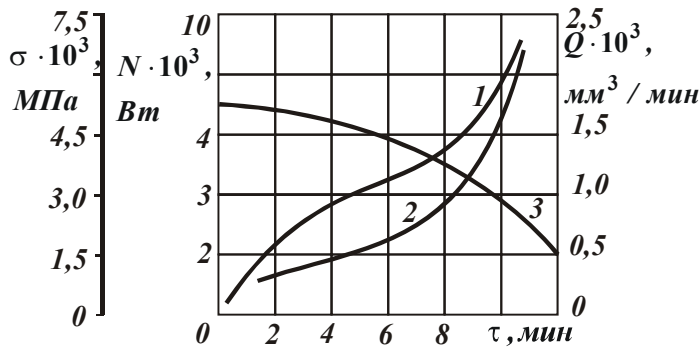


Рис. 2.21. Зависимости мощности  $N$  (1), энергоемкости  $\sigma$  (2) и производительности  $Q$  (3) обработки от времени шлифования  $\tau$ : обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8;  $t = 0,03$  мм.

глубину шлифования  $t = Q / B \cdot V_{dem}$  с учетом зависимости (2.173). При работе круга в режиме самозатачивания коэффициент  $\eta$  стабилизируется во времени. При работе круга в режиме затупления коэффициент  $\eta$  возрастает во времени  $\eta \rightarrow 1$  и уменьшает  $Q$ . Это требует применения

непрерывной правки круга, реализуемой, например, в процессе алмазного электроэрозионного шлифования. Условия повышения производительности обработки в обобщенном виде представлены на рис. 2.20.

С целью проверки теоретических решений проводились экспериментальные исследования на плоскошлифовальном станке мод. ЗЕ711В, модернизированном под алмазное электроэрозионное шлифование. Обрабатывались твёрдосплавные пластинки из ВК8 и

T15K10 по схеме плоского врезного шлифования всей шириной алмазного круга на металлической связке 1A1 200x20x5 AC6 160/125 M2-01 4 с относительно небольшой скоростью детали  $V_{дет} = 3,3$  м/мин, скоростью круга  $V_{кр} = 15,7$  м/с и глубиной шлифования, изменяющейся в пределах  $0 \dots 0,1$  мм. Это позволило в определенной степени реализовать условия однопроходного (глубинного) шлифования, обеспечивающие, согласно структурной схеме (рис. 2.20), повышение производительности обработки с учетом ограничения по энергоемкости шлифования.

Экспериментально установлено, что с течением времени обработки  $\tau$  эффективная мощность  $N$  и энергоемкость  $\sigma$  при обычном шлифовании (без подвода электрического тока в зону резания) непрерывно увеличиваются, а производительность обработки – уменьшается, рис. 2.21.

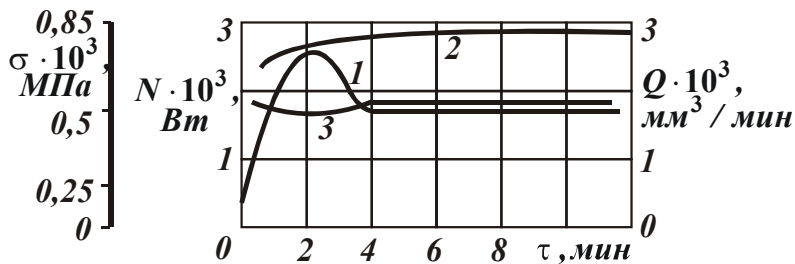


Рис. 2.22. Зависимости мощности  $N$  (1), энергоемкости  $\sigma$  (2) и производительности  $Q$  обработки от времени шлифования  $\tau$  при алмазном электроэрозионном шлифовании: обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8;  $t = 0,03$  мм.

Исходя из зависимости (2.165), увеличение энергоемкости шлифования  $\sigma$  обусловлено увеличением коэффициента  $\eta$  вследствие затупления зерен круга и увеличения величины  $x$ . Увеличение коэф-

фициента  $\eta$ , согласно зависимости (2.173), ведет к уменьшению производительности обработки  $Q$ . Мощность шлифования  $N = \sigma \cdot Q$  увеличивается в связи с тем, что интенсивность увеличения энергоемкости  $\sigma$  выше интенсивности уменьшения энергоемкости обработки  $Q$ . Таким образом, теоретические зависимости согласуются с экспериментальными данными.

При алмазном электроэрозионном шлифовании с увеличением  $\tau$  эффективная мощность  $N$  первоначально увеличивается, затем, несколько уменьшается и в дальнейшем остается постоянной (кривая 1, рис. 2.22). Производительность обработки  $Q$  в начальный момент времени уменьшается, затем, несколько увеличивается и стабилизируется (кривая 3, рис. 2.22). Энергоемкость шлифования  $\sigma$  первоначально увеличивается, затем, остается постоянной (кри-

вая 2, рис. 2.22).

В отличие от обычного алмазного шлифования, при алмазном электроэрозионном шлифовании через определенное время рассмотренные параметры стабилизируются. Согласно зависимости (2.165), это обусловлено стабилизацией во времени безразмерного коэффициента  $\eta$  и соответственно величины  $x$ . С физической точки зрения это означает стабилизацию параметров режущего рельефа алмазного круга в результате примерного равенства скоростей износа зерен и связки. Скорость износа связки определяется интенсивностью электроэрозионного воздействия на рабочую поверхность круга, которая эквивалентна количеству дополнительной электрической энергии, подводимой в зону резания от источника технологического тока. Очевидно, чем больше количество подводимой электрической энергии, тем больше скорость термического разрушения металлической связки от действия электрических разрядов в межэлектродном зазоре (между кругом и обрабатываемым материалом) и меньше величина линейного износа зерен  $x$  и соответственно безразмерный коэффициент  $\eta$ , т.е. острее круг. Поэтому, увеличивая интенсивность электроэрозионного воздействия на круг, можно существенно уменьшить коэффициент  $\eta$  и, согласно зависимостям (2.165) и (2.173), увеличить производительность  $Q$  и уменьшить энергоемкость обработки  $\sigma$ . Некоторое уменьшение мощности шлифования  $N$ , а также увеличение производительности  $Q$  в период времени, предшествующий стабилизации указанных параметров (рис. 2.22), обусловлен особенностями процесса

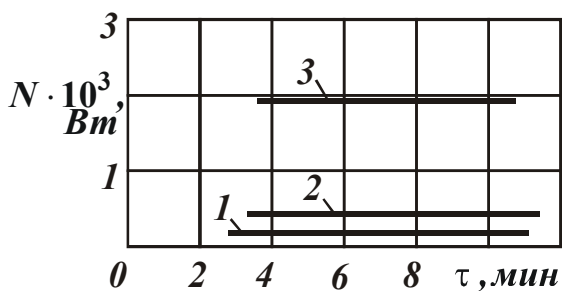


Рис. 2.23. Зависимости мощности шлифования  $N$  от времени обработки  $\tau$  при алмазном электроэрозионном шлифовании: обрабатываемый материал — твердый сплав ВК8; 1 -  $t = 0,03$  мм; 2 -  $t = 0,05$  мм; 3 -  $t = 0,08$  мм.

электроэрозии, который начинает интенсивно протекать в момент достижения максимальной мощности шлифования. Использовался специальный генератор импульсного тока (частота 22 кГц, скважность — 9/10).

Таким образом, экспериментально установлено, что введение в зону резания дополнительной энергии в виде электрических разрядов позволяет за счет термического разрушения металлической



связки алмазного круга (а также продуктов обработки) стабилизировать во времени показатели шлифования.

Данная закономерность установлена для различных значений глубины шлифования, рис. 2.23. Например, при глубине шлифования  $t = 0,03$  мм мощность стабилизируется на уровне 180 Вт, при  $t = 0,05$  мм – на уровне 400 Вт, при  $t = 0,08$  мм – на уровне 1900 Вт.

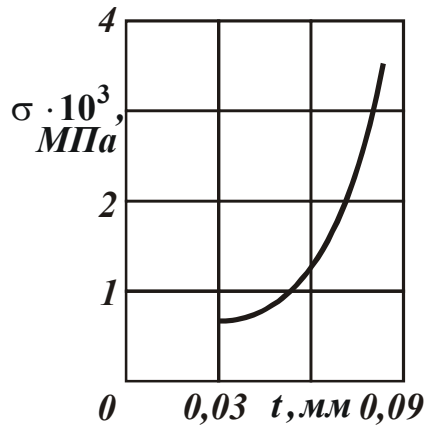


Рис. 2.24. Зависимости условного напряжения резания  $\sigma$  от глубины шлифования  $t$ : обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8.

При изменении  $t$  в пределах 0,03...0,05 мм энергоемкость шлифования  $\sigma$  остается почти постоянной, а с увеличением  $t$  до 0,08 мм – увеличивается, рис. 2.24. Это связано с тем, что с увеличением  $t$  увеличиваются нагрузки, действующие на алмазные зерна, и интенсивность их линейного износа. Поэтому, при заданном значении скорости износа связки, определяемом интенсивностью электроэрозионного воздействия на круг, условия равенства скоростей износа связки и зерен с увеличением  $t$  достигаются при больших значениях  $x$  и  $\eta$ , т.к. с увеличением  $x$  и  $\eta$

скорость износа зерен уменьшается.

Аналогичные закономерности экспериментально получены при алмазном электроэрозионном шлифовании твердосплавных пластин Т5К10, рис. 2.25. При  $t = 0,03$  мм “всплеск” мощности шлифования отсутствует, тогда как при  $t = 0,05$  мм он имеет место. В диапазоне изменения  $t = 0,03...0,05$  мм энергоемкость шлифования  $\sigma$  остается почти постоянной.



Рис. 2.25. Зависимости мощности шлифования  $N$  от времени обработки  $\tau$ : обрабатываемый материал – твердый сплав Т5К10; 1 -  $t = 0,03$  мм; 2 -  $t = 0,05$  мм.

Энергоемкость шлифования твердого сплава Т5К10 выше энергоемкости шлифования твердого сплава ВК8. Это связано с более высокими значениями механических характеристик твердого сплава Т5К10. Полученные экспериментальные данные согласуются с теоретической зависимостью (2.165), откуда следует, что с увеличением твердости  $HV$  и прочно-

сти  $\tau_{сдв}$  обрабатываемого материала энергоемкость шлифования  $\sigma$  увеличивается.

Таким образом, показано, что за счет применения алмазного электроэрозионного шлифования можно управлять параметрами  $x$  и  $\eta$ , стабилизируя во времени мощность (энергоемкость) шлифования для различных условий обработки, включая режимы обработки с увеличенными глубинами шлифования  $t$ . Это обеспечивает увеличение производительности обработки.

Из полученных результатов следует важный вывод, состоящий в том, что алмазное электроэрозионное шлифование твердых сплавов позволяет эффективно использовать алмазные круги на прочной металлической связке М2-01, которые обычно при шлифовании твердых сплавов и других металлических материалов быстро затупляются, засаливаются и теряют режущую способность. Причем, появилась возможность их эффективного применения в условиях увеличенных глубин шлифования (в условиях, близких к глубинному шлифованию), что открывает широкие перспективы в интенсификации процессов обработки.

## ГЛАВА 3

# ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ЦИКЛА ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ ТРЕБОВАНИЙ ПО ТОЧНОСТИ И ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТКИ

### 3.1. АНАЛИТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ПРОДОЛЬНОГО ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЯ ПО ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ

#### 3.1.1. ОБЩЕЕ АНАЛИТИЧЕСКОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ И АНАЛИЗ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Проведем анализ путей повышения производительности обработки на технологической операции круглого наружного продольного многопроходного шлифования цилиндрической детали диаметром  $D_{дет}$  и длиной  $l_{дет}$  с учетом ограничения по точности обработки (точности размера), обусловленной упругими деформациями элементов технологической системы.

В общем виде фактическая производительность обработки  $Q_{ф}$  определяется зависимостью:

$$Q_{ф} = \frac{v}{\tau}, \quad (3.1)$$

где  $v = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot (\Pi - \delta)$  - объем материала, который снимается за время  $\tau$  с цилиндрической детали при шлифовании,  $m^3$ ;  $\Pi$  - величина снимаемого припуска, м;  $\delta$  - величина упругого перемещения, определяющая точность размера обрабатываемой детали, м;  $\tau = n \cdot \tau_0$  - время шлифования, с;  $n = \Pi / t$  - количество продольных ходов круга;  $t$  - глубина шлифования, м;  $\tau_0 = l_{дет} / S_{прод}$  - время одного продольного хода круга, с;  $S_{прод}$  - скорость продольной подачи, м/с.

После несложных преобразований зависимость (3.1) опишется

$$Q_{ф} = Q_{ном} \cdot \left(1 - \frac{\delta}{\Pi}\right), \quad (3.2)$$

где  $Q_{ном} = \pi \cdot D_{дет} \cdot t \cdot S_{прод}$  - номинальная производительность обработки,  $m^3/c$ .

Из зависимости (3.2) следует, что фактическая производительность обработки  $Q_{ф}$  всегда меньше номинальной производительности обработки  $Q_{ном}$  в связи с возникновением в технологической си-

стеме упругого перемещения  $\delta$ . Величина  $\delta$  в общем случае зависит от жесткости системы, режущей способности шлифовального круга, режимов шлифования и других условий обработки и может изменяться в пределах  $(0...1) \cdot \Pi$ . Соответственно фактическая производительность обработки  $Q_{\phi}$  может изменяться в пределах  $(0...1) \cdot Q_{ном}$ .

Таким образом показано, что основным путем увеличения  $Q_{\phi}$  необходимо рассматривать уменьшение величины упругого перемещения за счет изменения условий обработки. Величина  $\delta$  определяет точность размера обработки. Она задается на чертеже обрабатываемой детали и по величине значительно меньше снимаемого припуска  $\Pi$ . С учетом этого в зависимости (3.2) вторым слагаемым можно пренебречь, в результате чего приходим к зависимости  $Q_{\phi} \approx Q_{ном}$ . В данном случае номинальная производительность обработки связана определенным образом с величиной  $\delta$ . Для установления этой связи воспользуемся известным теоретическим решением, приведенным в работе Новикова Ф.В. [307]:

$$\delta = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{мгн}}{c \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot Q_{\phi}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \approx \frac{\sigma \cdot Q_{ном}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}, \quad (3.3)$$

где  $P_y$ ,  $P_z$  - соответственно радиальная и тангенциальная составляющие силы резания при шлифовании, Н;  $c$  - приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м;  $K_{ш} = P_z / P_y$  - коэффициент шлифования;  $\sigma$  - условное напряжение резания при шлифовании, Н/м<sup>2</sup>;  $V_{кр}$  - скорость круга, м/с.

Из зависимости (3.3) следует, что величина  $\delta$  и номинальная производительность обработки  $Q_{ном}$  связаны линейной зависимостью. Следовательно, уменьшение величины  $\delta$  требует пропорционального уменьшения  $Q_{ном}$  и соответственно  $Q_{\phi}$ , что не эффективно, в особенности при съеме больших припусков.

Что же надо сделать, чтобы повысить производительность обработки, обеспечивая при этом требуемую точность обработки? Вполне очевидным является решение, связанное с применением цикла круглого наружного продольного шлифования, включающего два этапа. На первом этапе производится черновое шлифование с максимальной возможной производительностью обработки  $Q_{ном}$ . На втором этапе – чистовое шлифование с меньшей производительностью обработки

$Q_{ном}$ , определяемой в соответствии с зависимостью (3.3) и обеспечивающей заданную точность обработки  $\sigma$ . Величина снимаемого припуска на втором этапе равна величине упругого перемещения, возникающего на первом этапе шлифования.

Существуют циклы шлифования, включающие несколько этапов. На практике широкое применение получил цикл шлифования, включающий этап чернового шлифования и этап выхаживания, т.е. этап шлифования с отключенной поперечной подачей станка. На данном этапе процесс съема припуска происходит за счет упругих перемещений в технологической системе, которые возникли на этапе чернового шлифования.

Средняя фактическая производительность рассмотренного цикла круглого наружного продольного шлифования определяется зависимостью

$$Q_{cp} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \Pi}{(\tau_1 + \tau_2)}, \quad (3.4)$$

где  $\tau_1$ ,  $\tau_2$  - соответственно продолжительность первого и второго этапов цикла шлифования, с;  $\Pi$  - величина снимаемого припуска, м.

Преобразуем зависимость (3.4):

$$\frac{\Pi}{(\tau_1 + \tau_2)} = \frac{\Pi}{\tau_1 \cdot \left(1 + \frac{\tau_2}{\tau_1}\right)} = \frac{S_{ном}}{(1 + \alpha)}, \quad (3.5)$$

где  $S_{ном}$  - номинальная поперечная подача на этапе чернового шлифования, м/с;  $\alpha = \tau_2 / \tau_1$ .

Тогда

$$Q_{cp} = \frac{Q_{ном}}{(1 + \alpha)}, \quad (3.6)$$

где  $Q_{ном}$  - номинальная производительность обработки на этапе чер-

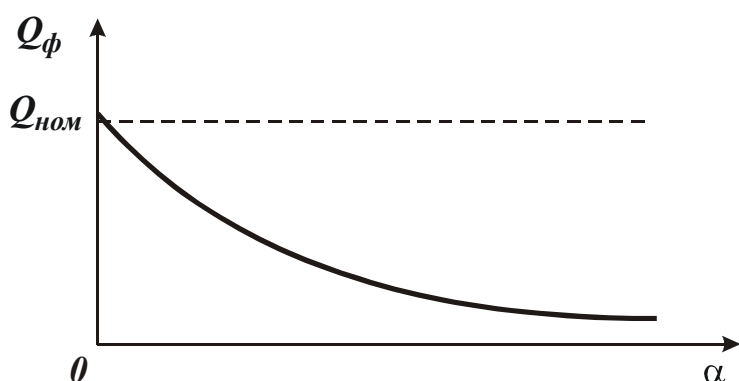


Рис. 3.1. Зависимость  $Q_{ф}$  от  $\alpha$ .

нового шлифования,  $м^3/с$ .

Из зависимости (3.6) следует, что средняя фактическая производительность цикла шлифования  $Q_{cp}$  всегда меньше номинальной производительности обработки на

этапе черного шлифования  $Q_{ном}$ . Чем больше коэффициент  $\alpha$ , тем меньше  $Q_{ср}$ , рис. 3.1.

Зависимость (3.6) можно представить в виде:

$$\frac{Q_{ср}}{Q_{ном}} = \frac{1}{(1 + \alpha)}. \quad (3.7)$$

Таблица 3.1

Расчетные значения отношения  $Q_{ср} / Q_{ном}$

$\alpha$	0,5	1,0	2,0	5,0	10,0
$Q_{ср} / Q_{ном}$	0,67	0,50	0,33	0,17	0,09

При увеличении коэффициента  $\alpha$  в 20 раз (с 0,5 до 10,0) отношение  $Q_{ср} / Q_{ном}$  уменьшилось в 7,45 раз (с 0,67 до 0,09), табл. 3.1.

Определим минимальное значение  $\alpha$ , начиная с которого отношение  $Q_{ср} / Q_{ном}$  с достаточной для практики точностью можно выразить зависимостью

$$\frac{Q_{ср}}{Q_{ном}} = \frac{1}{\alpha}. \quad (3.8)$$

Для этого определим значения отношения  $\alpha / (1 + \alpha)$ .

Таблица 3.2

Расчетные значения отношения  $\alpha / (1 + \alpha)$

$\alpha$	0,5	1,0	2,0	3,0	4,0	5,0	10,0
$\alpha / (1 + \alpha)$	0,33	0,5	0,67	0,75	0,8	0,83	0,1

Исходя из табл. 3.2, начиная с  $\alpha=4,0$ , отличие значений  $\alpha$  и  $(1 + \alpha)$  не превышает 20%, что позволяет в первом приближении для расчетов использовать зависимость (3.8), которая принимает вид

$$\frac{Q_{ср}}{Q_{ном}} = \frac{\tau_1}{\tau_2}. \quad (3.9)$$

Согласно зависимости (3.9) отношение  $Q_{ср} / Q_{ном}$  пропорционально отношению  $\tau_1 / \tau_2$ .

### 3.1.2. АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЭТАПА ВЫХАЖИВАНИЯ ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ПРОДОЛЬНОГО ШЛИФОВАНИЯ

Как следует из зависимости (3.4), средняя фактическая произво-

длительность цикла шлифования  $Q_{cp}$  для заданных значений  $D_{дет}$ ,  $l_{дет}$  и  $\Pi$  определяется двумя параметрами:  $\tau_1$  и  $\tau_2$ . Физически они связаны между собой, т.к. время  $\tau_1$  определяет величину упругого перемещения на этапе чернового шлифования, которое равно снимаемому припуску на этапе выхаживания и соответственно определяет время  $\tau_2$ .

Как показано выше, время  $\tau_1 = \frac{\Pi}{S_{non}}$ . Для определения времени

$\tau_2$  необходимо аналитически описать механику формирования величины упругого перемещения  $\delta$  на этапе выхаживания.

Предположим, на этапе чернового шлифования произошло упругое деформирование элементов технологической системы в радиальном направлении на величину  $\Pi_2$ . Данная величина равна снимаемому припуску на последующем этапе выхаживания. На этапе чернового шлифования снимаемый припуск равен  $\Pi_1 = \Pi - \Pi_2$ .

Интегральная форма уравнения, описывающего изменение величины упругого перемещения  $\delta$  во времени  $\tau$  на этапе выхаживания:

$$\Pi_2 = \int S_{non}(\tau) \cdot d\tau + \delta, \quad (3.10)$$

где  $S_{non}(\tau)$  - переменная фактическая линейная скорость съема материала, м/с.

Для упрощения решения установим дифференциальную форму уравнения, описывающего изменение величины

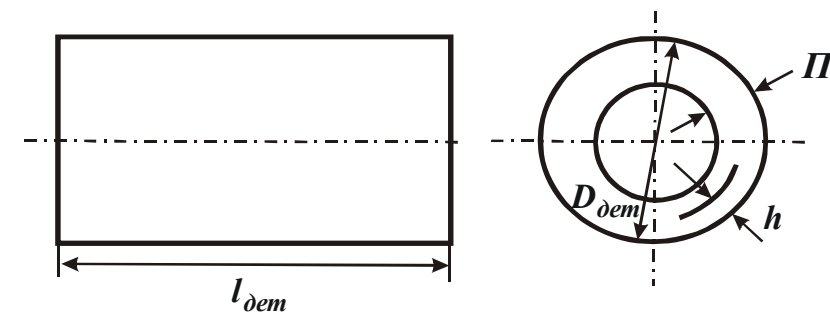


Рис. 3.2. Геометрические параметры обрабатываемой детали.

упругого перемещения  $\delta$  во времени  $\tau$ , исходя из общего уравнения:

$$\Pi_2 = \frac{v}{F} + \delta, \quad (3.11)$$

где  $\frac{v}{F} = h$  - толщина слоя снятого материала с обрабатываемой цилиндрической детали, м;  $v = F \cdot h$  - объем снятого материала, м<sup>3</sup>;  $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$  - площадь наружной (обрабатываемой) поверхно-

сти цилиндрической детали, м<sup>2</sup> (рис. 3.2).

Величина упругого перемещения  $\delta$  в общем виде определяется зависимостью (3.3), выраженной относительно неизвестной переменной  $Q_\phi$  - фактической (текущей) производительности обработки на этапе выхаживания. Между параметрами  $\nu$  и  $Q_\phi$  существует связь:

$$Q_\phi = \frac{d\nu}{d\tau}. \quad (3.12)$$

С учетом зависимостей (3.3) и (3.12) уравнение (3.11) примет вид:

$$\Pi_2 = \frac{\nu}{F} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \frac{d\nu}{d\tau}. \quad (3.13)$$

После его преобразования приходим к линейному дифференциальному уравнению с правой частью:

$$\frac{d\nu}{d\tau} + A \cdot \nu = B, \quad (3.14)$$

где  $A = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot F}$ ;  $B = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi_1}{\sigma}$ .

Общее решение данного дифференциального уравнения известно [59] и имеет вид:

$$\nu = \left[ \int d\tau \cdot B \cdot e^{\int A \cdot d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{-\int A \cdot d\tau}, \quad (3.15)$$

где  $C_1$  - постоянная интегрирования, устанавливается из начального условия.

После несложных преобразований установленного решения (3.15), получим

$$\nu = \frac{B}{A} + C_1 \cdot e^{-A \cdot \tau} = \Pi_2 \cdot F + C_1 \cdot e^{-A \cdot \tau}. \quad (3.16)$$

С учетом зависимости (3.12) фактическая (текущая) производительность обработки на этапе выхаживания  $Q_\phi$  определится

$$Q_\phi = -A \cdot C_1 \cdot e^{-A \cdot \tau}. \quad (3.17)$$

Величина упругого перемещения  $\delta$ , согласно зависимости (3.3) и с учетом зависимости (3.17), выразится

$$\delta = -\frac{C_1}{F} \cdot e^{-A \cdot \tau}. \quad (3.18)$$

Постоянную интегрирования  $C_1$  определим из начального условия:



$$\delta /_{\tau=0} = \Pi_2. \quad (3.19)$$

Подчиняя зависимость (3.18) начальному условию (3.19), имеем

$$C_1 = -\Pi_2 \cdot F. \quad (3.20)$$

Подставляя полученное значение  $C_1$  в зависимости (3.16), (3.17) и (3.18), получим окончательные зависимости для определения переменных параметров  $\nu$ ,  $Q_\phi$  и  $\delta$ :

$$\nu = \nu_{02} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}} \right), \quad (3.21)$$

$$Q_\phi = Q_{\phi 2} \cdot e^{-\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}}, \quad (3.22)$$

$$\delta = \Pi_2 \cdot e^{-\frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \tau}{\sigma \cdot F}}, \quad (3.23)$$

где  $\nu_{02} = \Pi_2 \cdot F$ ;  $Q_{\phi 2} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi_2}{\sigma}$ .

Из приведенных зависимостей следует, что с течением времени обработки  $\tau$  на этапе выхаживания объем снятого материала  $\nu$  увеличивается, а фактическая (текущая) производительность обработки  $Q_\phi$  и величина упругого перемещения  $\delta$  уменьшаются по экспоненциальному закону, рис.3.3.

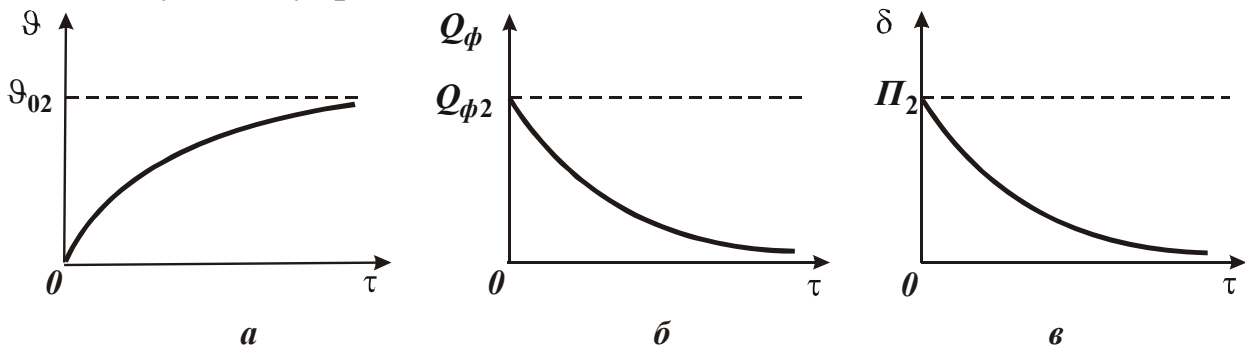


Рис. 3.3. Изменение параметров  $\nu$  (а),  $Q_\phi$  (б) и  $\delta$  (в) во времени обработки  $\tau$ .

Как видим, за счет применения этапа выхаживания можно существенно уменьшить величину  $\delta$  и добиться требуемой точности обработки  $\delta_o$ . Однако, это достигается за счет снижения производительности обработки  $Q_\phi \rightarrow 0$ , которая изменяется во времени  $\tau$  по закону изменения величины упругого перемещения в технологической системе  $\delta$ .

Из зависимости (3.23) можно определить время  $\tau = \tau_2$ , затрачи-

ваемое на этапе выхаживания для обеспечения требуемой точности обработки  $\delta_o$ :

$$\tau_2 = -\frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \frac{\delta_o}{\Pi_2}. \quad (3.24)$$

Знак “–” в зависимости (3.24) обусловлен отрицательным значением  $\ln \frac{\delta_o}{\Pi_2} = \ln \delta_o - \ln \Pi_2$ , т.к.  $\ln \delta_o < \ln \Pi_2$ .

Как следует из зависимости (3.24), уменьшить время  $\tau_2$  и соответственно производительность обработки  $Q_\phi$  для достижения требуемой точности обработки  $\delta_o$  можно уменьшением условного напряжения резания  $\delta$  и увеличением коэффициента шлифования  $K_{ш}$  (т.е. повышением режущей способности шлифовального круга), а также увеличением приведенной жесткости технологической системы и скорости круга  $V_{кр}$ .

Представим зависимость (3.24) в виде:

$$\tau_2 = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot (\ln \Pi_2 - \ln \delta_o). \quad (3.25)$$

Как видим, большое влияние на время  $\tau_2$  оказывает величина снимаемого припуска  $\Pi_2$ : с увеличением  $\Pi_2$  время  $\tau_2$  увеличивается. Величина  $\Pi_2$  формируется на этапе чернового шлифования и равна  $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$ , где  $\Pi_1$  - величина припуска, снимаемого на этапе чернового шлифования.

Таким образом, получена зависимость для расчета времени обработки на этапе выхаживания  $\tau_2$ . Воспользуемся данной зависимостью для расчета и анализа общего времени цикла шлифования ( $\tau_1 + \tau_2$ ), входящего в зависимость (3.4).

### 3.1.3. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ПРОДОЛЬНОГО МНОГОПРОХОДНОГО ШЛИФОВАНИЯ

Время  $\tau_1$  представим в виде:

$$\tau_1 = n \cdot \tau_0, \quad (3.26)$$

где  $n = \Pi / t$  - количество продольных ходов круга, необходимое для съема припуска величиной  $\Pi$ ;  $t$  - глубина шлифования, м;

$\delta_o = \frac{l_{дет}}{S_{прод}}$  - время одного продольного хода круга, с;  $l_{дет}$  - длина обрабатываемой цилиндрической детали, м;  $S_{прод}$  - скорость продольной подачи, м/с.

Тогда

$$\tau_1 = \frac{l_{дет} \cdot \Pi}{t \cdot S_{прод}}. \quad (3.27)$$

Глубину шлифования  $t$  выразим через величину упругого перемещения  $\Pi_2$ , возникающего на этапе чернового шлифования. Для этого воспользуемся зависимостью (3.3), рассматривая в ней  $\delta = \Pi_2$ ;  $Q_{ном} = B_1 \cdot t \cdot V_{дет}$ , где  $B_1$  - продольная подача, м/об. Разрешим зависимость (3.3) относительно глубины шлифования  $t$ :

$$t = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi_2}{\sigma \cdot B_1 \cdot V_{дет}}. \quad (3.28)$$

Подставим зависимость (3.28) в (3.27):

$$\tau_1 = \frac{l_{дет} \cdot \sigma \cdot B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot S_{прод} \cdot \Pi_2}. \quad (3.29)$$

Общее время цикла шлифования ( $\tau_1 + \tau_2$ ) с учетом зависимости (3.25) и (3.29) выразится:

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{l_{дет} \cdot \sigma \cdot B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot S_{прод} \cdot \Pi_2} + \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot (\ln \Pi_2 - \ln \delta_o). \quad (3.30)$$

На этапах чернового шлифования и выхаживания соотношение  $\sigma / K_{ш}$ , определяющее режущую способность круга, различно в связи с различными значениями глубины шлифования. Поэтому значения  $\sigma / K_{ш}$ , входящие в первое и второе слагаемое зависимости (3.30), различны. Обозначим значения  $\sigma / K_{ш}$  на этапах чернового шлифования и выхаживания соответственно:  $\left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_1$  и  $\left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_2$ ,

$z = \left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_2 / \left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_1$  - безразмерный коэффициент ( $z \geq 1$ ). Преобразуем зависимость (3.30) с учетом сделанных допущений

$$(\tau_1 + \tau_2) = \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1 \cdot \left[ \frac{l_{дет} \cdot B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{c \cdot V_{кр} \cdot S_{прод} \cdot \Pi_2} + \frac{F}{c \cdot V_{кр}} \cdot z \cdot (\ln \Pi_2 - \ln \delta_0) \right]. \quad (3.31)$$

При  $\Pi_2 = \delta_0$  приходим к случаю, когда точность обработки  $\delta_0$  формируется на этапе чернового шлифования, этап выхаживания отсутствует, т.е.  $\tau_2 = 0$ . В этом случае время  $\tau_1$ , исходя из зависимости (3.30), определится

$$\tau_1 = \frac{l_{дет} \cdot \sigma \cdot B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot S_{прод} \cdot \delta_0}.$$

Как видим, чем меньше величина  $\delta_0$ , тем больше время  $\tau_1$ .

Проведем анализ полученной зависимости (3.31). Параметр  $\Pi_2$  в первом слагаемом входит в знаменатель, а во втором слагаемом – в числитель, т.е. оказывает противоположное влияние на время  $(\tau_1 + \tau_2)$ . Из этого вытекает, что с увеличением параметра  $\Pi_2$  время  $(\tau_1 + \tau_2)$  будет изменяться по экстремальной зависимости. Первоначально, за счет уменьшения первого слагаемого зависимости (3.31) время  $(\tau_1 + \tau_2)$  будет уменьшаться, затем, после прохождения точки минимума – увеличиваться (за счет увеличения второго слагаемого).

Проведем исследование функции  $(\tau_1 + \tau_2)$ , описываемой зависимостью (3.31), на экстремум. Первоначально рассмотрим упрощенный случай  $z=1$ . В результате приходим к зависимости (3.30). Для определения экстремума функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  продифференцируем ее по переменной  $\Pi_2$ :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}' = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left( - \frac{l_{дет} \cdot B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{S_{прод} \cdot \Pi_2^2} + \frac{F}{\Pi_2} \right). \quad (3.32)$$

Приравняем полученное выражение к нулю и разрешим его относительно переменной  $\Pi_2$ :

$$\Pi_2 = \frac{l_{дет} \cdot B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{S_{прод} \cdot F}. \quad (3.33)$$

С учетом  $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$ , имеем

$$\Pi_2 = \frac{B_1 \cdot V_{дет} \cdot \Pi}{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод}}. \quad (3.34)$$

Умножим и разделим параметр  $\Pi_2$  на глубину шлифования  $t$ :

$$\Pi_2 = \frac{B_1 \cdot t \cdot V_{\text{дет}} \cdot \Pi}{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{прод}} \cdot t} = \frac{Q \cdot \Pi}{Q} = \Pi, \quad (3.35)$$

где  $Q$  - производительность обработки на этапе чернового шлифования, м<sup>3</sup>/с.

Таким образом, из зависимости (3.35) следует, что экстремальное значение параметра  $\Pi_2$  равно величине снимаемого припуска  $\Pi$ .

Определим характер экстремума функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  в точке  $\Pi_2 = \Pi$ . Для этого возьмем вторую производную от функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  по переменной  $\Pi_2$ :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}'' = \frac{\sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left( \frac{l_{\text{дет}} \cdot B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \Pi}{S_{\text{прод}} \cdot \Pi_2^3} - \frac{F}{\Pi_2^2} \right). \quad (3.36)$$

Определим знак второй производной функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  в точке экстремума -  $\Pi_2 = \Pi$ :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2 = \Pi}'' = \frac{\sigma \cdot l_{\text{дет}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi^2} \cdot \left( \frac{B_1 \cdot V_{\text{дет}}}{S_{\text{прод}}} - \pi \cdot D_{\text{дет}} \right). \quad (3.37)$$

Умножим и разделим первое слагаемое зависимости (3.37) на произведение параметров:  $\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot t$ . В результате получим

$$\begin{aligned} (\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2 = \Pi}'' &= \frac{\sigma \cdot l_{\text{дет}}}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi^2} \cdot \left( \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot Q}{Q} - \pi \cdot D_{\text{дет}} \right) = \\ &= \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l_{\text{дет}} \cdot \sigma}{c \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}} \cdot \Pi^2} \end{aligned} \quad (3.38)$$

где  $Q = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{прод}} \cdot t = B_1 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$ .

Как видим, вторая производная функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  в точке экстремума  $\Pi_2 = \Pi$  принимает положительное значение. Из этого вытекает, что в точке экстремума  $\Pi_2 = \Pi$  достигается минимум функции  $(\tau_1 + \tau_2)$ , рис. 3.4. Следовательно, с точки зрения уменьшения общего времени рассматриваемого цикла шлифования (или увеличения производительности обработки) целесообразно исключить из цикла этап чернового шлифования, т.е. съём всего припуска производить лишь на этапе выхаживания, создавая в технологической системе начальный натяг, равный величине снимаемого припуска  $\Pi$ .

Таким образом, оптимальным циклом круглого наружного продольного многопроходного шлифования, обеспечивающим макси-

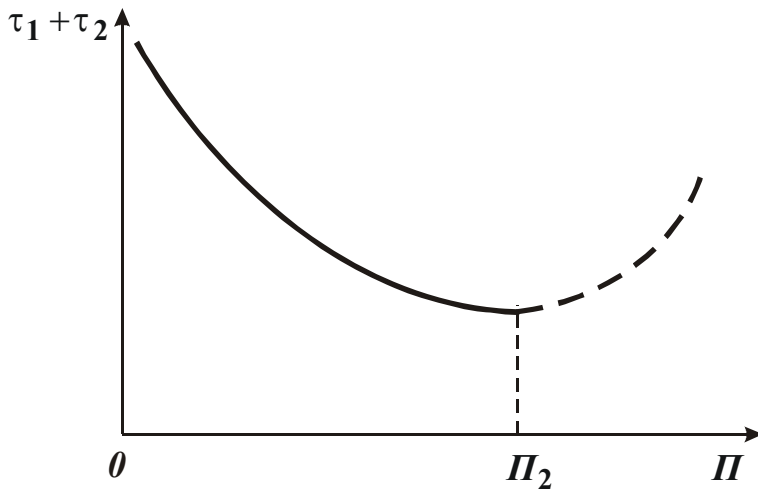


Рис. 3.4. Общий вид функции  $(\tau_1 + \tau_2)$ .

цикла шлифования, установим зависимость функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  от параметра  $\Pi_2$ . Примем, что  $\Pi_2 = k_2 \cdot \Pi$ , где  $k_2$  – безразмерный коэффициент, изменяющийся в пределах  $0 \dots 1$ . При  $k_2 = 1$ , очевидно, приходим к оптимальному циклу шлифования, обеспечивающему минимум функции  $(\tau_1 + \tau_2)$ .

Для анализа преобразуем зависимость (3.30) с учетом  $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$  к виду:

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{\sigma \cdot l_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[ \frac{B_1 \cdot V_{дет}}{k_2 \cdot S_{прод}} + \pi \cdot D_{дет} \cdot (\ln k_2 \cdot \Pi - \ln \delta_o) \right]. \quad (3.39)$$

Примем  $\delta_o = k_0 \cdot \Pi$ . Умножим и разделим первое слагаемое зависимости (3.39) на произведение  $\pi \cdot D_{дет} \cdot t$ , тогда получим:

$$\begin{aligned} (\tau_1 + \tau_2) &= \frac{\sigma \cdot l_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[ \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot Q}{k_2 \cdot Q} + \pi \cdot D_{дет} \cdot (\ln k_2 \cdot \Pi - \ln k_0 \cdot \Pi) \right] = \\ &= \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[ \frac{1}{k_2} + \ln \left( \frac{k_2}{k_0} \right) \right] \end{aligned} \quad (3.40)$$

В результате преобразований пришли к зависимости с безразмерными величинами (в квадратной скобке), удобной для анализа. Обозначим:

$$\Phi = \left[ \frac{1}{k_2} + \ln \left( \frac{k_2}{k_0} \right) \right].$$

мально возможную производительность обработки с учетом ограничения по точности обработки, является цикл шлифования, включающий лишь этап выхаживания.

Для более полного теоретического анализа технологических возможностей рассматриваемого

Таблица 3.3

Расчетные значения безразмерной функции  $\Phi$  для  $k_0 = 0,01$ 

$k_1$	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
$\Phi$	5,6	5,9	6,7	8,0	12,3	21,7	50,7	100,0

В табл. 3.3 приведены расчетные значения безразмерной функции  $\Phi$ , определяющей функцию  $(\tau_1 + \tau_2)$  в безразмерных величинах в соответствии с зависимостью (3.40).

Как следует из табл. 3.3, с уменьшением коэффициента  $k_2$  с 1,0 до 0,1 безразмерная функция  $\Phi$  увеличилась незначительно (приблизительно в 2 раза). С уменьшением коэффициента  $k_2$  с 0,1 до 0,01 безразмерная функция  $\Phi$  увеличилась достаточно существенно (при-

близительно в 8 раз).

В общем, при уменьшении коэффициента  $k_2$  с 1,0 до 0,01 (т.е. во всем возможном диапазоне)

безразмерная функция  $\Phi$  увеличилась приблизительно в 18 раз.

Это указывает на то, что оптимальное (минимальное) значение функции  $\Phi$  (при  $k_2 = 1,0$ ) значительно меньше

максимального значения, равного  $\Phi = 100,0$ . Графически функция  $\Phi$  на рис. 3.5,а.

Поскольку в диапазоне изме-

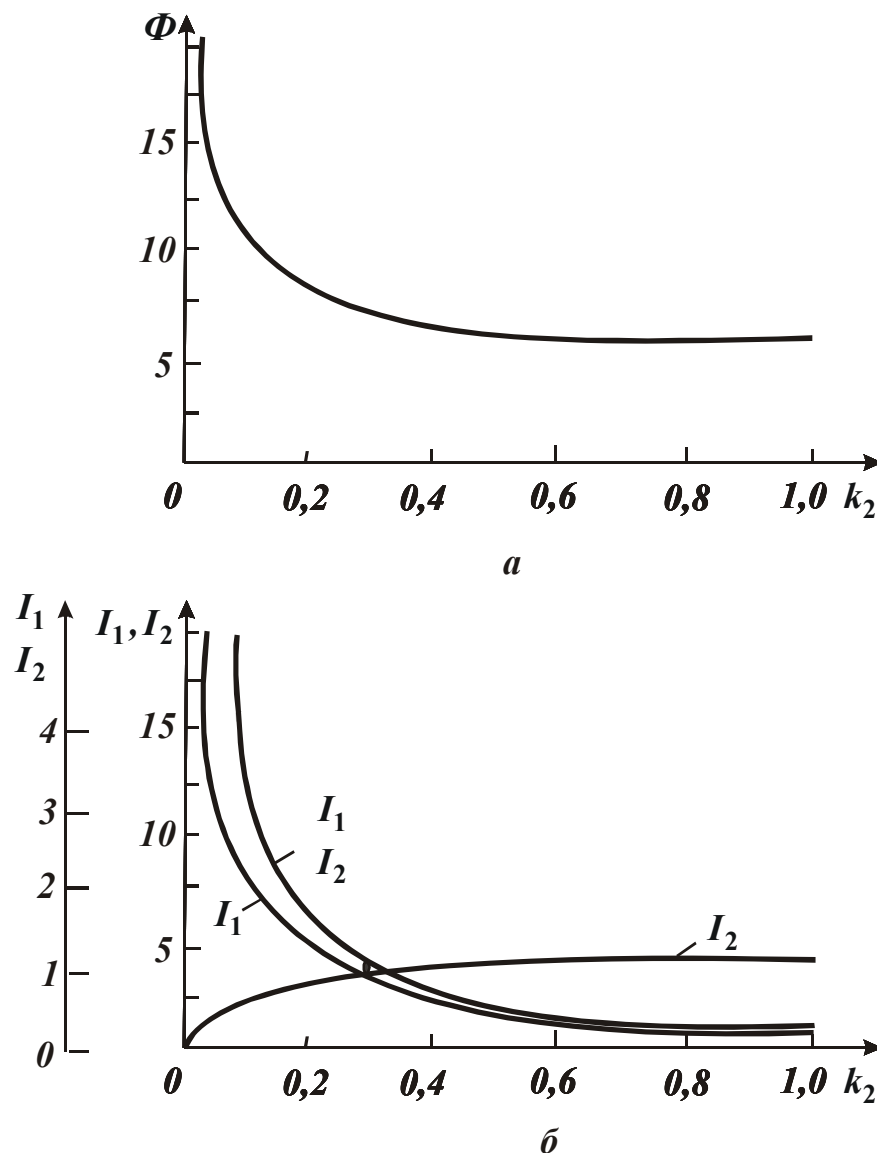


Рис. 3.5. Изменение безразмерной функции  $\Phi$  (а) и параметров  $I_1, I_2, \frac{I_1}{I_2}$  (б) от безразмерного коэффициента  $k_2$ .

нения коэффициента  $k_2 = 1,0 \dots 0,2$  безразмерная функция  $\Phi$  изменяется мало (увеличилась всего в 1,4 раза), можно рекомендовать для практического применения цикл шлифования, включающий этап чернового шлифования (реализующий значения  $k_2 = 1,0 \dots 0,2$ ) и этап выхаживания.

Уменьшение значения коэффициента  $k_2$ , начиная с 0,1, ведет к значительному уменьшению безразмерной функции  $\Phi$  (уменьшению производительности обработки), что не эффективно.

Заслуживает внимания вопрос о характере изменения первого и второго слагаемых функции  $\Phi$  в зависимости от коэффициента  $k_2$ . Поэтому в табл. 3.4 приведены расчетные значения двух слагаемых функции  $\Phi$ , первое из которых определяет безразмерное время этапа чернового шлифования, а второе – безразмерное время этапа выхаживания.

Таблица 3.4

Расчетные значения двух слагаемых:  $\frac{1}{k_2}$  и  $\ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right)$

и их соотношения для  $k_0 = 0,01$

$k_2$	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
$I_1 = \frac{1}{k_2}$	1,0	2,0	3,3	5,0	10,0	20,0	50,0	100,0
$\ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right)$	4,6	3,9	3,4	3,0	2,3	1,7	0,7	0
$\frac{I_1}{I_2}$	0,22	0,51	0,97	1,67	4,35	11,76	71,4	$\infty$

Как следует из табл. 3.4, с уменьшением коэффициента  $k_2$  первое слагаемое, равное  $1/k_2$ , увеличивается, а второе слагаемое, равное  $\ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right)$ , наоборот, уменьшается вплоть до нуля. Отличие от нуля первого слагаемого для значения  $k_2 = 1,0$  связано с тем, что на этапе чернового шлифования отсутствует съём материала. Здесь происходит лишь упругое деформирование технологической системы на величину снимаемого припуска  $\Pi_2 = \Pi$ . Иными словами, этап чернового шлифования служит для создания начального натяга в технологической системе, равного величине снимаемого припуска  $\Pi_2 = \Pi$ .



В табл. 3.4 также приведены расчетные значения соотношения двух слагаемых функции  $\Phi$ . С уменьшением коэффициента  $k_2$  данное соотношение неограниченно увеличивается. Графически характер изменения двух рассматриваемых слагаемых функции  $\Phi$  и их соотношения показан на рис. 3.5,б.

Пример расчета параметров цикла шлифования. Для  $\delta_o = 0,005$  мм и  $k_0 = 0,01$  максимальная величина снимаемого припуска  $\Pi = \frac{\delta_o}{k_0} = 0,5$  мм. С учетом допустимого диапазона изменения коэффициента  $k_2 = 1,0 \dots 0,2$ , величина снимаемого припуска  $\Pi_2$  может изменяться в диапазоне  $0,5 \dots 0,1$  мм. Соответственно  $\Pi_1 = \Pi - \Pi_2 = 0 \dots 0,4$  мм. Следовательно, на этапе чернового шлифования допустимо снятие припуска величиной  $\Pi_1 = 0 \dots 0,4$  мм, а на этапе выхаживания – снятие припуска величиной  $\Pi_2 = 0,5 \dots 0,1$  мм.

В табл. 3.5 приведены значения двух слагаемых безразмерной функции  $\Phi$  и значения собственно функции  $\Phi$  для  $k_0 = 0,1$ .

Таблица 3.5

Расчетные значения параметров

$k_2$	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1
$\frac{1}{k_2}$	1,0	2,0	3,3	5,0	10,0
$\ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right)$	2,3	1,6	1,1	0,7	0
$\Phi$	3,3	3,6	4,4	5,7	10,0

В данном случае значения безразмерной функции  $\Phi$  меньше, чем для случая  $k_0 = 0,01$ , что связано со снижением точности обработки.

### 3.1.4. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ПРОДОЛЬНОГО ГЛУБИННОГО ШЛИФОВАНИЯ

Проведем оптимизацию и теоретический анализ цикла круглого наружного продольного глубинного (однопроходного) шлифования.

В отличие от многопроходного шлифования, метод глубинного шлифования, как известно [212, 295], обеспечивает удаление припуска за один продольный ход круга с более высокой производительностью.

стью. Метод глубинного шлифования эффективно применять при съеме больших припусков [94], при прорезке пазов и канавок, профильном шлифовании и т.д.

Продолжительность  $\tau_1$  чернового этапа шлифования в этом случае определится:

$$\tau_1 = \frac{l_{дет}}{S_{прод}}. \quad (3.41)$$

Выразим скорость продольной подачи  $S_{прод}$  через величину упругого перемещения  $\Pi_2$ , возникающего при глубинном шлифовании. Для этого воспользуемся зависимостью (3.3), выразив в ней производительность обработки в виде  $Q = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot t$ . Фактическая глубина шлифования при однократном глубинном шлифовании равна  $t = \Pi - \Pi_2$ . Тогда, исходя из зависимости (3.3), скорость продольной подачи  $S_{прод}$  может быть выражена через величину упругого перемещения  $\Pi_2$ :

$$S_{прод} = \frac{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi_2}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma \cdot (\Pi - \Pi_2)}. \quad (3.42)$$

Соответственно время  $\tau_1$  определится подстановкой зависимости (3.42) в зависимость (3.41) с учетом  $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$ :

$$\tau_1 = \frac{F \cdot \sigma \cdot (\Pi - \Pi_2)}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi_2}. \quad (3.43)$$

Продолжительность  $\tau_2$  этапа выхаживания определяется зависимостью (3.25). Суммируя параметры  $\tau_1$  и  $\tau_2$ , имеем

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{F \cdot \sigma \cdot (\Pi - \Pi_2)}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi_2} + \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot (\ln \Pi_2 - \ln \delta_o) \quad (3.44)$$

или

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[ \frac{\Pi - \Pi_2}{\Pi_2} + (\ln \Pi_2 - \ln \delta_o) \right]. \quad (3.45)$$

Как видим, функция  $(\tau_1 + \tau_2)$  имеет экстремум от параметра  $\Pi_2$ . Проведем исследования функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  на экстремум. Для этого возьмем первую производную от функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  по параметру  $\Pi_2$ :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}' = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left( -\frac{\Pi}{\Pi_2^2} + \frac{1}{\Pi_2} \right). \quad (3.46)$$

Приравняем полученное выражение нулю и определим экстремальное значение параметра  $\Pi_2$ , которое, как установлено, равно  $\Pi_2 = \Pi$ . Следовательно, как и для случая многопроходного шлифования, экстремальное значение параметра  $\Pi_2$  равно величине снимаемого припуска  $\Pi$ .

Вторая производная функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  по параметру  $\Pi_2$  равна:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}'' = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{2 \cdot \Pi}{\Pi_2^3} - \frac{1}{\Pi_2^2} \right).$$

Значение второй производной  $(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}''$  в точке экстремума  $\Pi_2 = \Pi$ :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{\Pi_2}'' = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{2}{\Pi^2} - \frac{1}{\Pi^2} \right) = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \frac{1}{\Pi}.$$

Как видим, вторая производная функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  в точке экстремума положительна, следовательно, имеет место минимум функции  $(\tau_1 + \tau_2)$ .

Для анализа зависимость (3.45) преобразуем с учетом  $\Pi_2 = k_2 \cdot \Pi$  и  $\delta_o = k_0 \cdot \Pi$ :

$$(\tau_1 + \tau_2) = \frac{F \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[ \frac{1}{k_2} - 1 + \ln \left( \frac{k_2}{k_0} \right) \right]. \quad (3.47)$$

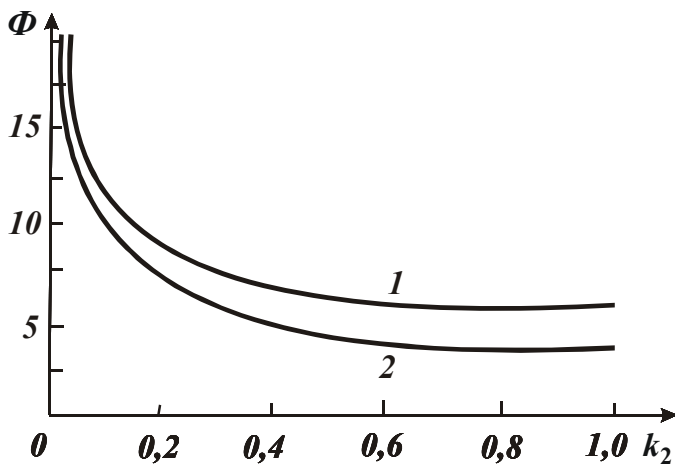


Рис. 2.6. Изменение безразмерной функции  $\Phi$  от безразмерного коэффициента  $k_2$  для многопроходного (1) и глубинного (2) шлифования.

Зависимость (3.47), полученная для цикла глубинного шлифования, и зависимость (3.40), полученная для цикла многопроходного шлифования с учетом  $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$ , отличаются лишь тем, что зависимость (3.47) в квадратных скобках содержит дополнительное слагаемое (-1). Это свидетельствует о том, что продолжительность цикла

глубинного шлифования меньше, рис. 3.6. Однако, окончательно судить об эффективности применения того или иного цикла шлифования можно будет по реализуемым на практике значениям коэффициента  $k_2$ , который входит в зависимости (3.47) и (3.40).

### 3.1.5. ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ОПТИМАЛЬНОГО ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ПРОДОЛЬНОГО ШЛИФОВАНИЯ

Как показано выше, оптимальный цикл круглого наружного продольного многопроходного шлифования включает два этапа: этап создания начального натяга (который по величине равен снимаемому припуску  $\Pi$ ) в технологической системе и этап выхаживания, в течении которого производится съём припуска  $\Pi$  и формирование заданной точности обработки  $\delta_0$ . Этап чернового шлифования в оптимальном цикле шлифования отсутствует, т.к. время  $\tau_1 = 0$ . В соответствии с этим, суммарное время оптимального цикла шлифования равно  $\tau = (\tau_1 + \tau_2) = \tau_2$ . Время  $\tau_2$  определяется зависимостью (3.25). Тогда

$$\tau = \frac{F}{c \cdot V_{кр}} \cdot \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \ln \frac{\Pi}{\delta_0}. \quad (3.48)$$

Исходя из зависимости (3.48), уменьшить время  $\tau$  можно уменьшением площади обрабатываемой детали  $F$ , величины снимаемого припуска  $\Pi$ , соотношения  $\sigma / K_{ш}$  и увеличением приведенной жесткости технологической системы  $c$ , скорости круга  $V_{кр}$  и величины  $\delta_0$ , определяющей точность размера обрабатываемой поверхности.

Соотношение  $\sigma / K_{ш}$  можно выразить через параметры обработки, используя известные зависимости [307]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{ш}}, \quad (3.49)$$

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta)}, \quad (3.50)$$

где  $\sigma_{сж}$ ,  $HV$  - соответственно предел прочности на сжатие и твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $\gamma$  - половина

угла при вершине зерна, рабочая часть которого представлена в форме усеченного конуса (рис. 3.7,а);  $\eta = x / H$  - безразмерный коэффициент, изменяется в пределах  $0 \dots 1$ ;  $x$  - условная величина линейного износа зерна, м;  $H$  - условная максимальная глубина внедрения режущего зерна в обрабатываемый материал, отсчитывается от вершины исходного (неизношенного) зерна, м;  $H = x + H_{max} \approx x + R_{max}$ ;  $H_{max}$  - максимальная толщина среза, м;  $R_{max}$  - параметр шероховатости обработанной поверхности, м;

$$H = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{630 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{tg \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}}, \quad (3.51)$$

$$H_{max} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{630 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot (1 - \eta)^2}{tg \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 + \eta)}}, \quad (3.52)$$

где  $\bar{X}$  - зернистость круга, м;  $m$  - объемная концентрация зерен круга;  $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}$ ;  $R_{кр}$  и  $R_{дет}$  - радиус круга и детали, м;  $V_{дет}$  - скорость детали, м/с;  $t$  - глубина шлифования, м.

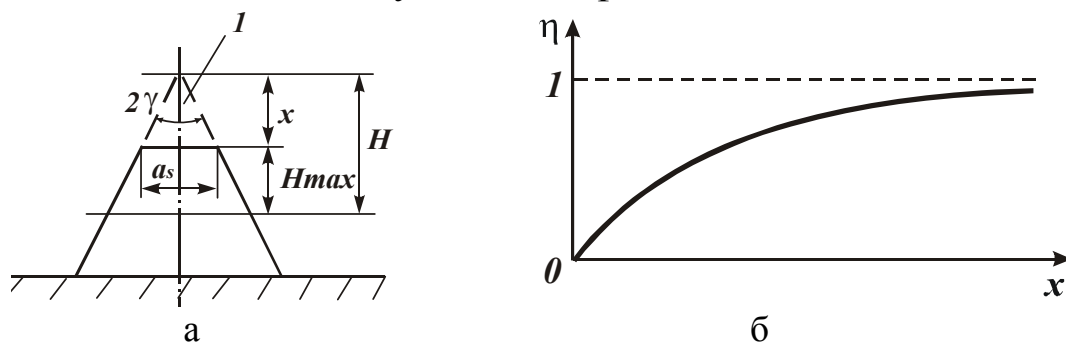


Рис. 3.7. Расчетная схема параметров шлифования (а) и зависимость безразмерного коэффициента  $\eta$  от величины линейного износа зерна  $x$  (б): 1 - изношенная часть режущего зерна.

Преобразуя приведенные зависимости, получено соотношение, связывающее параметры  $\eta, x, H_0$ :

$$\left( \frac{\eta^3}{1 - \eta^2} \right) = \left( \frac{x}{H_0} \right)^3.$$

Параметр  $H_0$  определяется зависимостью (3.51) для  $\eta = 0$ .

Характер изменения безразмерного коэффициента  $\eta$  от величины линейного износа зерна  $x$  показан на рис. 3.7,б. С увеличением  $x$  коэффициент  $\eta$  увеличивается, асимптотически приближаясь к зна-

чению  $\eta \rightarrow 1$ .

Преобразуем зависимости (3.49) и (3.50):

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV} \cdot \left(1 - \frac{x}{x + H_{max}}\right)}, \quad (3.53)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{сж}}{\left(1 - \frac{x}{x + H_{max}}\right)}}, \quad (3.54)$$

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}{2 \cdot \left(1 - \frac{x}{x + H_{max}}\right)}. \quad (3.55)$$

Как следует из зависимости (3.55), уменьшить соотношение  $\sigma / K_{ш}$  и соответственно время цикла шлифования  $\tau$  можно уменьшением твердости обрабатываемого материала  $HV$  и безразмерного коэффициента  $\eta$ , равного  $\eta = \frac{x}{(x + H_{max})}$ . Очевидно, коэффициент  $\eta$

тем меньше, чем меньше величина  $x$  и больше максимальная толщина среза  $H_{max}$  и параметр шероховатости обработки  $R_{max}$ .

Уменьшить величину  $x$  можно применением алмазных кругов и обеспечением их высокой режущей способности за счет работы круга в режиме интенсивного самозатачивания или за счет применения непрерывной или периодической эффективной правки алмазного круга на металлической связке. Главное при этом – обеспечить своевременное удаление с рабочей поверхности алмазного круга затупившихся зерен, непрерывно подключая в работу нижерасположенные новые (неизношенные) зерна.

Увеличить параметр  $H_{max}$  (приблизительно равный параметру шероховатости обработки  $R_{max}$ ) можно за счет более глубокого внедрения режущих зерен в обрабатываемый материал. Для этого необходимо увеличить максимальную высоту выступания режущих зерен над уровнем связки алмазного круга  $b \gg H_{max}; R_{max}$  (рис. 3.7), что достигается применением электроэрозионной или электрохимической правки алмазного круга на металлической связке [36]. С физической точки зрения, параметр  $H_{max}$  должен быть связан с величиной линейного износа зерна  $x$  функциональной зависимостью. Экспериментально установлено, что большему значению  $x$

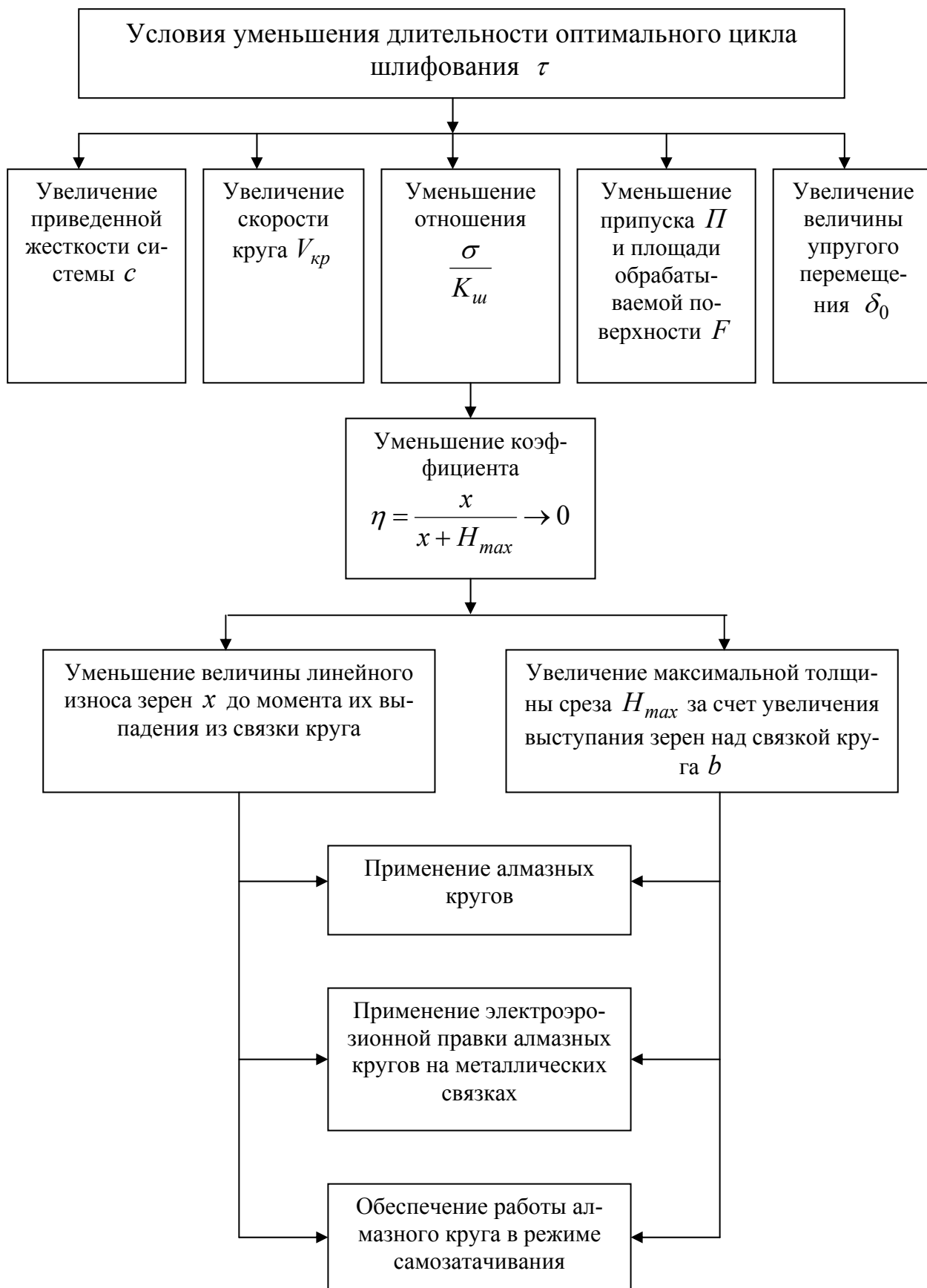


Рис. 3.8. Структурная схема условий уменьшения длительности оптимального цикла шлифования.

соответствуют меньшие значения параметров  $H_{max}$  и  $R_{max}$ . Уста-

новлению взаимосвязи между параметрами  $x$  и  $R_{max}$  посвящены аналитические и экспериментальные исследования, приведенные во втором разделе настоящей главы.

На рис. 3.8 показана структурная схема условий уменьшения времени  $\tau$  оптимального цикла шлифования, исходя из зависимостей (3.48) и (3.55).

### 3.1.6. ВЛИЯНИЕ РЕЖУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ АЛМАЗНОГО КРУГА НА ПАРАМЕТРЫ ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ПРОДОЛЬНОГО ШЛИФОВАНИЯ

При исследовании функции времени  $(\tau_1 + \tau_2)$ , описываемой зависимостью (3.30), на экстремум исходили из условия, что режущая способность алмазного круга (определяемая отношением  $\sigma / K_{ш}$ ) на этапах чернового шлифования и выхаживания приблизительно одинакова. В реальных условиях шлифования отношение  $\sigma / K_{ш}$  на двух этапах будет различно в связи с различными значениями параметра  $H_{max}$ , определяемого зависимостью (3.52), который зависит от условий шлифования и соответственно глубины шлифования  $t$ . Очевидно, глубина шлифования  $t$  на этапе чернового шлифования больше, чем на этапе выхаживания. Следовательно, будет больше максимальная толщина среза  $H_{max}$  и меньше отношение  $\sigma / K_{ш}$ , описываемое зависимостью (3.53). Меньшие значения  $\sigma / K_{ш}$  соответствуют более высокой режущей способности алмазного круга.

Поэтому проведем исследования функции времени  $(\tau_1 + \tau_2)$  на экстремум с учетом различия отношения  $\sigma / K_{ш}$  на этапах чернового шлифования и выхаживания. Для этого представим исходную зависимость (3.31) для определения времени цикла шлифования  $(\tau_1 + \tau_2)$  в виде

$$\begin{aligned} (\tau_1 + \tau_2) &= \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1 \cdot \left[ \frac{1}{k_2} + z \cdot \ln \left( \frac{k_2}{k_0} \right) \right] = \\ &= \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1 \cdot \Phi, \end{aligned} \quad (3.56)$$

где  $z = \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_2 / \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1$  - безразмерный коэффициент,  $z \geq 1$ ;



$z = \left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_2, \left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_1$  - значения отношения  $\sigma / K_{ш}$  на этапах выхаживания и черного шлифования;

$\Phi = \left[ \frac{1}{k_2} + z \cdot \ln\left(\frac{k_2}{k_0}\right) \right]$  - безразмерная функция.

Для определения экстремального значения безразмерного коэффициента  $k_2 = \Pi_2 / \Pi$  продифференцируем функцию  $(\tau_1 + \tau_2)$  по  $k_2$ :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{k_2}' = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_1 \cdot \left(-\frac{1}{k_2^2} + \frac{z}{k_2}\right). \quad (3.57)$$

Приравнивая полученное выражение к нулю, определим экстремальное значение коэффициента  $k_2$ :

$$k_{2экстр} = \frac{1}{z}. \quad (3.58)$$

Установим характер экстремума функции времени  $(\tau_1 + \tau_2)$ , для чего определим вторую производную данной функции по  $k_2$ :

$$(\tau_1 + \tau_2)_{k_2}'' = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_1 \cdot \left(\frac{2}{k_2^3} - \frac{z}{k_2^2}\right). \quad (3.59)$$

В точке экстремума, определяемого зависимостью (3.58), вторая производная функции  $(\tau_1 + \tau_2)$

$$(\tau_1 + \tau_2)_{k_2}'' = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_1 \cdot (2z^3 - z^3) > 0$$

положительна. Следовательно, имеет место минимум функции  $(\tau_1 + \tau_2)$ .

Минимальное значение функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  определим, подставляя в зависимость (3.56) экстремальное значение

$$k_2 = \frac{1}{z} : (\tau_1 + \tau_2)_{min} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{\sigma}{K_{ш}}\right)_1 \cdot z \cdot \left[ 1 + \ln\left(\frac{1}{z \cdot k_0}\right) \right]. \quad (3.60)$$

На рис. 3.9 показан характер изменения экстремальных значений  $k_2$  в зависимости от коэффициента  $z$ . Как видим, с увеличением  $z$  коэффициент  $k_2$  уменьшается. Следовательно, лишь при значении  $z = 1$  исследуемый цикл шлифования не содержит этап черного шлифования, т.к.  $\Pi_1 = 0$ , а  $\Pi_2 = \Pi$ . Во всех остальных случаях, т.е. при  $z > 1$ , цикл шлифования должен включать этап черного шли-

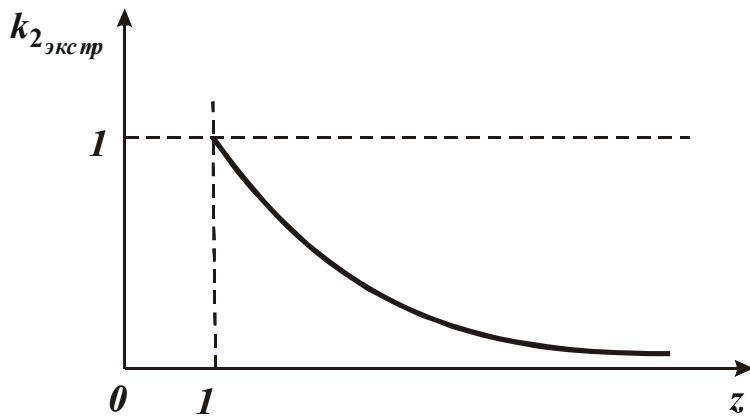


Рис. 3.9. Изменение безразмерного коэффициента  $k_{2экстр}$  от безразмерного коэффициента  $z$ .

фования. При этом, чем значительнее расхождение значений  $\sigma / K_{ш}$  на этапе чернового шлифования и выхаживания (чем больше коэффициент  $z$ ), тем меньше должен быть коэффициент  $k_2$  и соответственно припуск  $\Pi_2$ , снимаемый на этапе выхаживания.

Для удобства анализа функцию  $(\tau_1 + \tau_2)_{min}$ , описываемую зависимостью (3.60), представим в виде:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{min} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1 \cdot \Phi_{min},$$

где  $\Phi_{min} = z \cdot \left[ 1 + \ln \left( \frac{1}{z \cdot k_0} \right) \right]$  - безразмерная функция.

На рис. 3.10 показан характер изменения безразмерной функции  $\Phi$ , определяющей функцию  $(\tau_1 + \tau_2)$ , в зависимости от коэффициента  $k_2$ . С увеличением  $z$  ( $z_1 = 1, z_2 = 2, z_3 = 3, z_4 = 4$ ) минимум безразмерной функции  $\Phi_{min}$  увеличивается и смещается в область

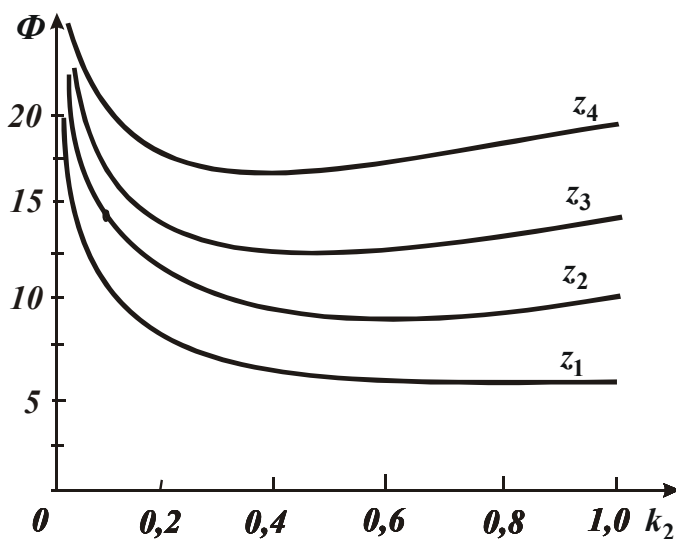


Рис. 3.10. Изменение безразмерной функции  $\Phi$  от безразмерного коэффициента  $k_2$ .

меньших значений коэффициента  $k_2$ . Однако, такой характер изменения минимума безразмерной функции  $\Phi_{min}$  имеет место в определенном диапазоне изменения коэффициента  $k_2$ . Как следует из зависимости (3.60), в общем случае минимум функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  и соответственно безразмерной функции  $\Phi$  изменяется по экстремальной зависимости с увеличением

коэффициента  $z$ . В табл. 3.6 приведены расчетные значения безразмерной функции  $\Phi$  для  $k_0 = 0,01$ , соответствующие данным, приведенным на рис. 3.10.

Таблица 3.6

Расчетные значения безразмерной функции  $\Phi$  для  $k_0 = 0,01$

$k_2$	1,0	0,5	0,3	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
$\Phi (z=1)$	5,6	5,9	6,7	8,0	12,3	21,7	50,7	100
$\Phi (z=2)$	10,2	9,8	10,1	11,0	14,6	23,4	51,4	100
$\Phi (z=3)$	14,8	13,7	13,5	14,0				100
$\Phi (z=4)$	19,4	17,6	16,9	17,0	19,2	26,8		100

Для определения экстремума функции  $(\tau_1 + \tau_2)_{min}$  продифференцируем ее по коэффициенту  $z$

$$(\tau_1 + \tau_2)'_{min z} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1 \cdot \left[ 1 + \ln \left( \frac{1}{z \cdot k_0} \right) - 1 \right]. \quad (3.61)$$

Приравнявая к нулю полученное выражение (3.61), определим экстремальное значение коэффициента  $z$ :

$$z_{экстр} = \frac{1}{k_0}. \quad (3.62)$$

Возьмем вторую производную от функции  $(\tau_1 + \tau_2)_{min}$  по коэффициенту  $z$ :

$$(\tau_1 + \tau_2)''_{min z} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1 \cdot \left( -\frac{1}{z} \right). \quad (3.63)$$

Подставляя зависимость (3.62) в (3.63), видим, что вторая производная в точке экстремума отрицательная величина. Следовательно, имеет место максимум функции  $(\tau_1 + \tau_2)$ .

Экстремальное (максимальное) значение функции  $(\tau_1 + \tau_2)_{min}$ , определяемой зависимостью (3.60), с учетом выражения (3.62), определится:

$$(\tau_1 + \tau_2)_{min_{экстр}} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}}{c \cdot V_{кр}} \cdot \left( \frac{\sigma}{K_{ш}} \right)_1 \cdot \frac{1}{k_0}.$$

Соответственно экстремальное (максимальное) значение безразмерной функции  $\Phi_{min}$  равно

$$\Phi_{min} = \frac{1}{k_0}.$$

В табл. 3.7 приведены расчетные значения функции  $\Phi_{min}$  в зависимости от коэффициента  $z$ .

Таблица 3.7

Расчетные значения функции  $\Phi_{min}$  для  $k_0 = 0,01$

$z$	1	2	3	4	5	100
$\Phi_{min}$	5,6	9,8	13,2	16,8	20	100
$k_{2экстр}$	1,0	0,5	0,33	0,25	0,2	0,01

Как видим, с увеличением коэффициента  $z$  функция  $\Phi_{min}$  увеличивается. При  $z = 100$  имеет место экстремум (максимум) функции  $\Phi_{min}$ , исходя из зависимости (3.62). В данной таблице приведены также экстремальные значения  $k_{2экстр}$ , рассчитанные по зависимости (3.58).

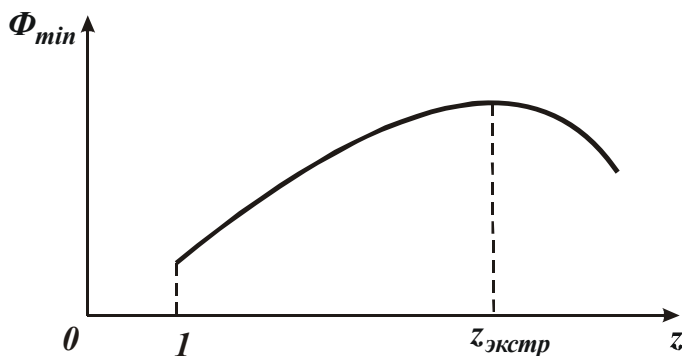


Рис. 3.11. Изменение безразмерной функции  $\Phi_{min}$  от безразмерного коэффициента  $z$ .

График изменения безразмерной функции  $\Phi_{min}$  от коэффициента  $z$ , построенный на основе расчетных данных, приведенных в табл. 3.7, показан на рис. 3.11.

Поскольку коэффициент  $z$  связан с экстремальным значением коэффициента  $k_{2экстр}$  в соответствии

с зависимостью (3.58), зависимость (3.62) можно представить:

$$k_{2экстр} = k_0. \quad (3.63)$$

Соответственно характер изменения безразмерной функции  $\Phi_{min}$  от коэффициента  $k_2$  графически примет вид, показанный на рис. 3.13. Как видим, максимум функции достигается при небольших значениях коэффициента  $k_2$ , т.к.  $k_2 \gg k_0$ . Следовательно, практически во всем рабочем диапазоне изменения коэффициента  $k_2$  безразмерная функция  $\Phi_{min}$  принимает большие значения, чем при  $k_2=1$  ( $z=1$ ). Из этого можно заключить, что оптимальным циклом шлифования является установленный в параграфе 3.1.3 цикл, в котором этап

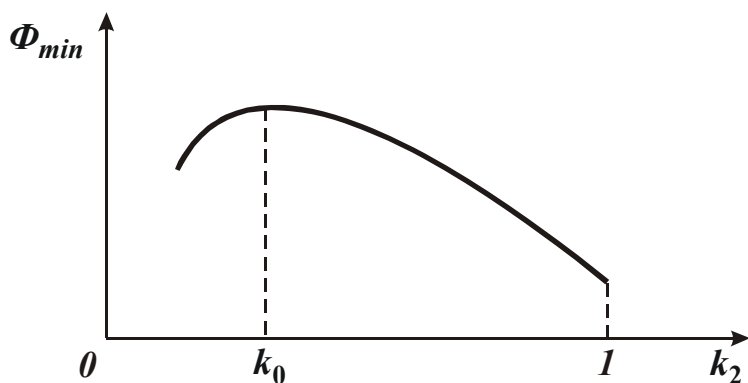


Рис. 3.12. Изменение безразмерной функции  $\Phi_{min}$  от безразмерного коэффициента  $k_2$ .

чернового шлифования отсутствует.

Рассмотрим условия реализации данного оптимального цикла шлифования. Очевидно, основным условием следует рассматривать обеспечение высокой режущей способности алмазного круга, когда  $z \rightarrow 1$ . Исходя из зави-

симости (3.55), это возможно при  $\frac{x}{x + H_{max}} = \frac{1}{1 + \frac{H_{max}}{x}} \rightarrow 0$ .

Выполнить данное условие можно при  $x \rightarrow 0$  и  $H_{max} > x$ . В первом случае необходимо обеспечить поддержание на рабочей поверхности алмазного круга “острого” режущего рельефа, своевременно удаляя с рабочей поверхности круга затупившиеся зерна. Как отмечалось выше, это реализуется за счет применения электроэрозионной правки алмазных кругов на металлических связках.

Во втором случае необходимо шлифование производить с увеличенной толщиной среза  $H_{max}$  (увеличенной производительностью обработки). Но для этого необходимо обеспечить прочное удержание зерен в связке круга и их увеличенное выступание над уровнем связки, что несомненно достигается за счет применения алмазных кругов на металлических связках и непрерывной или периодической электроэрозионной правки.

### 3.1.7. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ПРОДОЛЬНОГО АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ МНОГОЛЕЗВИЙНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Экспериментальные исследования проводились на круглошлифовальном станке, который был модернизирован для осуществления электроэрозионной правки алмазных кругов на металлических связках. Схема электроэрозионной правки алмазных кругов приведена на

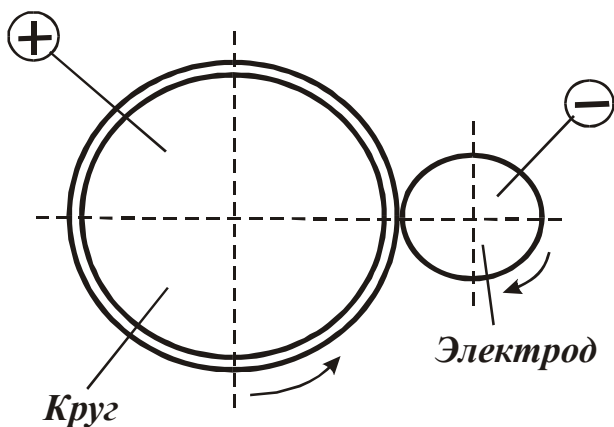


Рис. 3.13. Схема электроэрозионной правки алмазного круга на металлической связке.

заготовка из стали 45 диаметром 30 мм, которая устанавливалась в центрах круглошлифовального станка и совершала вращательное движение и продольную подачу. За счет поперечной подачи круга обеспечивалось регулирование силы тока в промежутке между алмазным кругом и правящим электродом (в связи с их износом в процессе электроэрозионной правки). Сила тока  $I$  изменялась в пределах

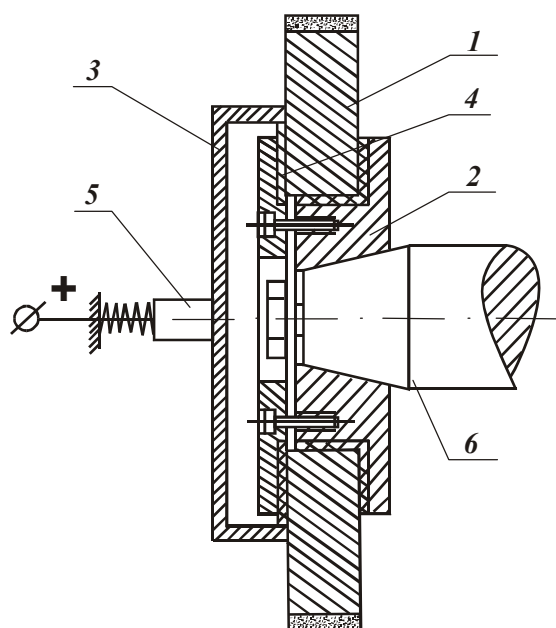


Рис. 3.14. Схема электроизоляции шпиндельного узла и подвода технологического тока к кругу: 1 – алмазный круг, 2 – планшайба, 3 – токоподводящий фланец, 4 – изолятор, 5 – графитная щетка, 6 – шпиндель станка.

рис. 3.13, а схема электроизоляции шпиндельного узла и подвода тока к алмазному кругу – на рис. 3.14 [235]. Перед установкой на станок алмазный круг 1А1 300x20x5 АС6 125/100 М1-10 4 балансировался.

Для устранения биения алмазного круга и вскрытия его алмазоносного слоя производилась электроэрозионная правка круга. В качестве правящего электрода использовалась цилиндрическая заготовка из стали 45 диаметром 30 мм, которая устанавливалась в центрах круглошлифовального станка и совершала вращательное движение и продольную подачу. За счет поперечной подачи круга обеспечивалось регулирование силы тока в промежутке между алмазным кругом и правящим электродом (в связи с их износом в процессе электроэрозионной правки). Сила тока  $I$  изменялась в пределах 50...100 А. Время первоначальной электроэрозионной правки алмазного круга - 20 минут. После правки биение алмазного круга изменялось в пределах 0,01 мм, что достаточно для нормального протекания процесса алмазного шлифования.

В качестве обрабатываемого инструмента при круглом наружном алмазном шлифовании использовался осевой инструмент (для обработки отверстий) – рейбер из твердого сплава ВК8. Поскольку ширина алмазного круга (20 мм) больше обрабатываемой цилиндрической поверхности рейбера, была реализована схема круглого наружного врезного алмазного шлифования. Продольная подача станка при этом была отключена. Скорость

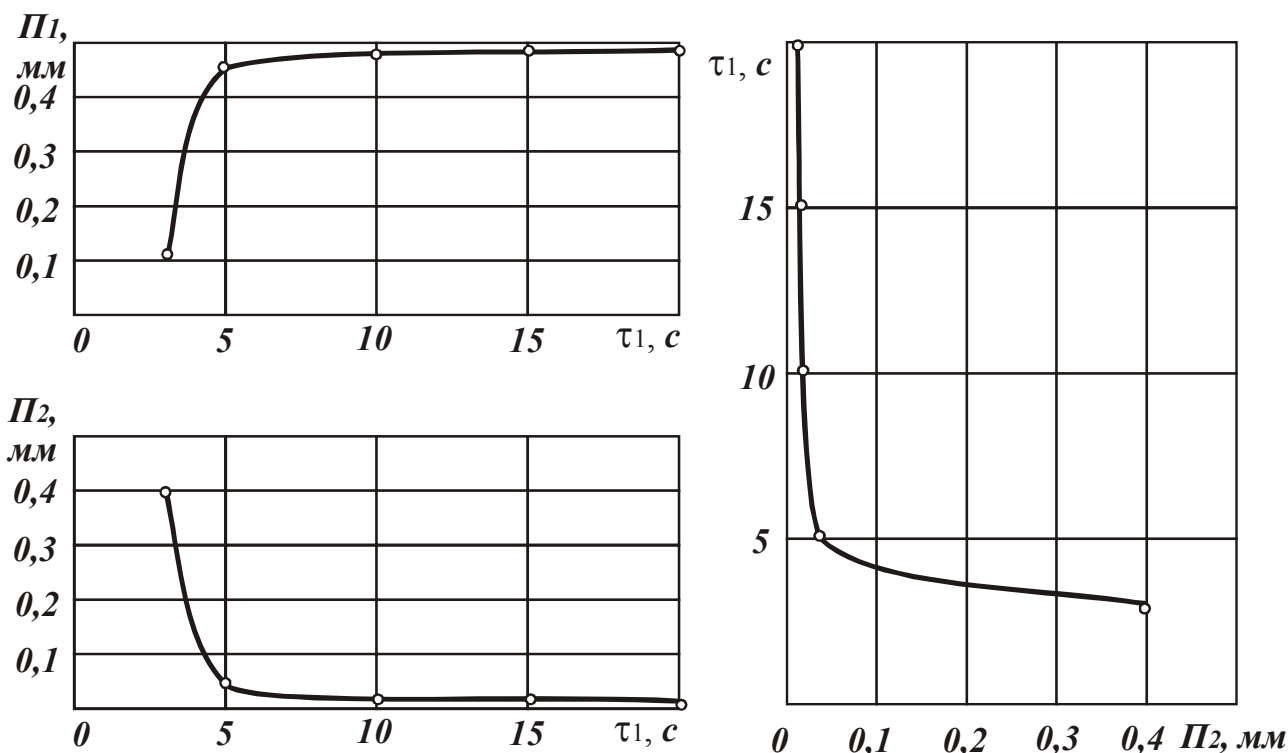


Рис. 3.15. Зависимости  $\Pi_1$  (а) и  $\Pi_2$  (б) от времени  $\tau_1$  и зависимость  $\tau_1$  от  $\Pi_2$  (в).

круга устанавливалась равной  $V_{кр} = 30$  м/с, а скорость вращения обрабатываемой детали -  $V_{дет} = 15$  м/мин.

Первоначально проводились опыты при шлифовании приработанным (после электроэрозионной правки) алмазным кругом.

На рис. 3.15,а приведен график изменения величины припуска  $\Pi_1$  (снимаемого на этапе шлифования) для различных значений времени шлифования  $\tau_1$ , т.е. различных скоростей врезной подачи. При этом выполнялось условие  $\Pi = 0,5$  мм, где  $\Pi$  - суммарный припуск, снимаемый на этапах шлифования и выхаживания.

Как видим, с увеличением времени шлифования  $\tau_1$  с 3 до 5 се-

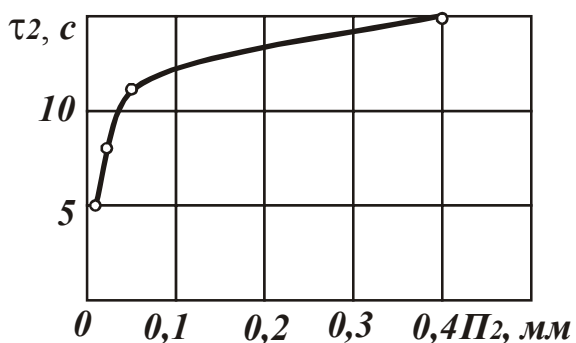


Рис. 3.16. Зависимость времени  $\tau_2$  от припуска  $\Pi_2$ .

кунд величина снимаемого припуска  $\Pi_1$  на этапе шлифования интенсивно увеличивается. При дальнейшем увеличении времени  $\tau_1$  увеличение величины  $\Pi_1$  происходит с меньшей интенсивностью – значения  $\Pi_1$  асимптотически приближаются к значению  $\Pi = 0,5$  мм.

Припуск  $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$ , кото-

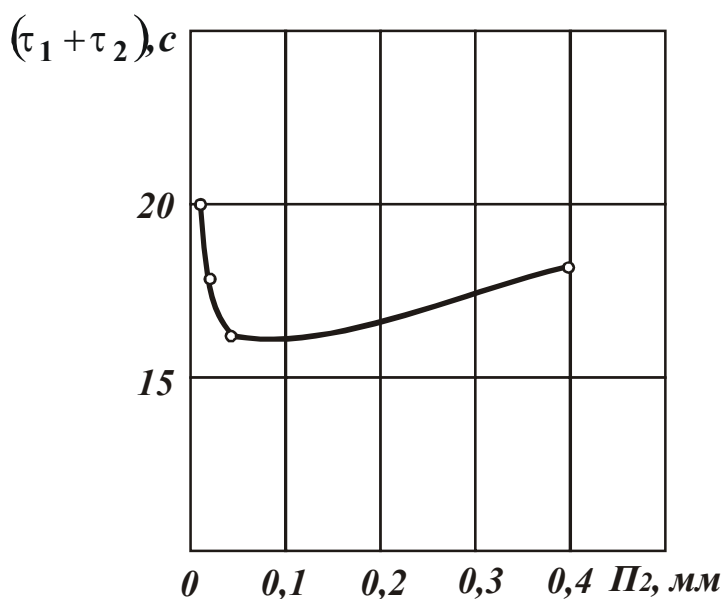


Рис. 3.17. Зависимость времени цикла шлифования  $(\tau_1 + \tau_2)$  от припуска  $P_2$ .

ни выхаживания  $\tau_2$  в зависимости от снимаемого припуска  $P_2$  (значения которого взяты из рис. 3.15,б). Время  $\tau_2$  тем больше, чем больше снимаемый припуск  $P_2$ . Таким образом, определены значения продолжительности этапов цикла – этапов шлифования и выхаживания.

На рис. 3.17 приведены значения времени цикла шлифования  $(\tau_1 + \tau_2)$ . С увеличением величины снимаемого припуска  $P_2$  время цикла шлифования  $(\tau_1 + \tau_2)$  изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума. Минимум функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  достигается при  $\tau_1 = 5$  с.

Полученная экспериментальным путем зависимость соответствует

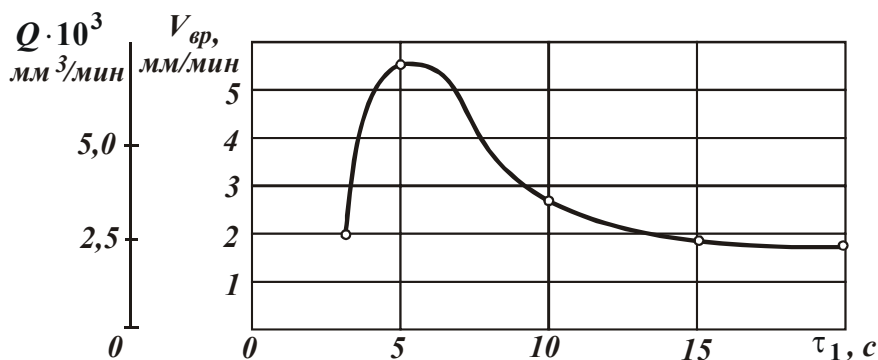


Рис. 3.18. Зависимость скорости линейного съема материала  $V_{sp}$  и производительности обработки  $Q$  от времени  $\tau_1$  (на этапе шлифования).

рый должен быть удален на этапе выхаживания, с течением времени шлифования  $\tau_1$  уменьшается, рис. 3.15,б.

На рис. 3.15,в показан график изменения времени  $\tau_1$  в зависимости от припуска  $P_2$ , который должен быть удален на этапе выхаживания. Данный график получен на основе рис. 3.15,б.

На рис. 3.16 показан график изменения време-

ни выхаживания  $\tau_2$  в зависимости от снимаемого припуска  $P_2$  (значения которого взяты из рис. 3.15,б). Время  $\tau_2$  тем больше, чем больше снимаемый припуск  $P_2$ . Таким образом, определены значения продолжительности этапов цикла – этапов шлифования и выхаживания.

Полученная экспериментальным путем зависимость соответствует теоретической зависимости, приведенной на рис. 3.10 для случая  $z > 1$ . Наличие минимума функции  $(\tau_1 + \tau_2)$ , судя по теоретическим решениям, свидетельствует о том, что соотношение



$\sigma / K_{рез}$  на этапах шлифования и выхаживания различно, вследствие чего  $z > 1$ .

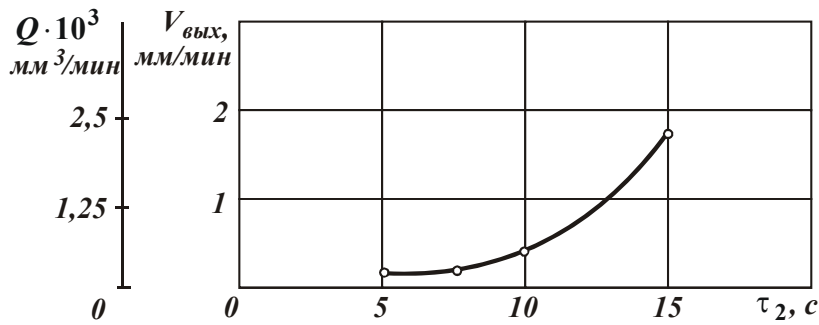


Рис. 3.19. Зависимость скорости линейного съема материала  $V_{вых}$  и производительности обработки  $Q$  от времени  $\tau_2$  (на этапе выхаживания).

На рис. 3.18, рис. 3.20 приведены графики изменения линейной (фактической) скорости съема обрабатываемого материала на этапах шлифования  $V_{вр}$  и выхаживания  $V_{вых}$ , а также средние значения линейной

(фактической) скорости съема обрабатываемого материала  $V_{ср}$  для цикла шлифования. На этих же рисунках показаны значения фактической производительности обработки  $Q$  (приходящейся на единицу ширины алмазного круга) для этапов шлифования и выхаживания, а также значения средней производительности обработки  $Q_{ср}$  для рассматриваемого цикла шлифования. Как видим, наибольшее значение  $Q$  достигается для случая шлифования  $\tau_1 = 5 \text{ c}$  ( $\Pi_2 = 0,05 \text{ мм}$ ).

Далее проводилась серия опытов при шлифовании притупленным (с помощью алмазного правящего карандаша) алмазным кругом. Данный алмазный круг обладал более низкой режущей способностью. На рис. 3.21 представлены результаты опытов. С уменьшением

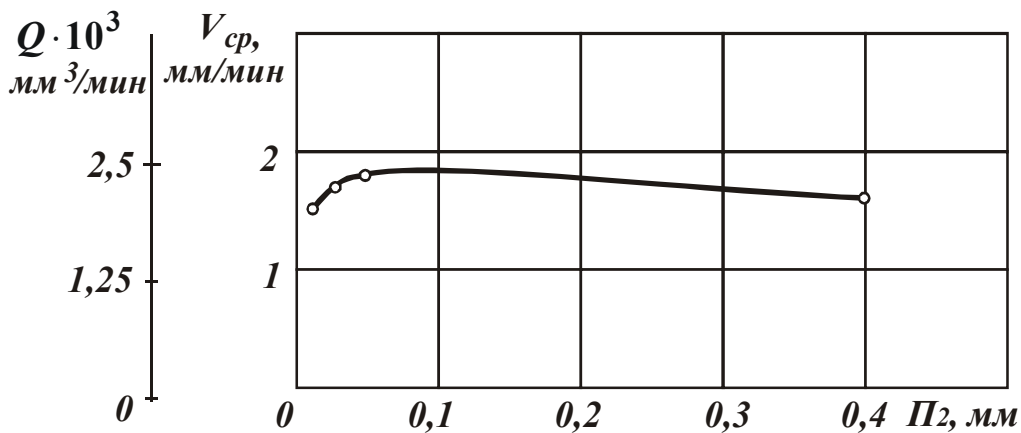


Рис. 3.20. Зависимость средней скорости линейного съема материала  $V_{ср}$  и средней производительности обработки  $Q_{ср}$  цикла шлифования от припуска  $\Pi_2$ .

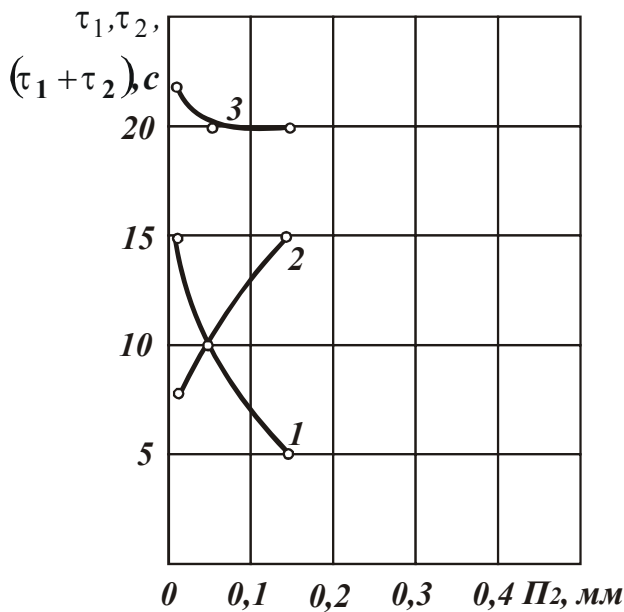


Рис. 3.21. Зависимости  $\tau_1$  (кривая 1),  $\tau_2$  (кривая 2) и  $(\tau_1 + \tau_2)$  (кривая 3) от припуска  $\Pi_2$ .

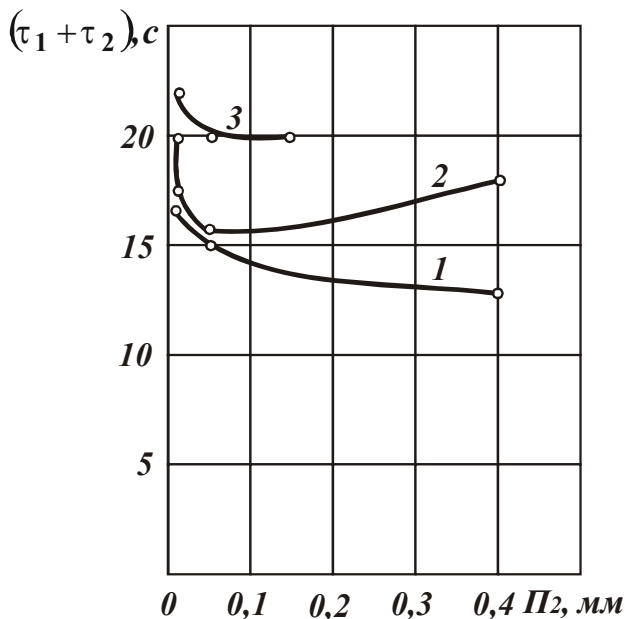


Рис. 3.22. Зависимости времени цикла шлифования  $(\tau_1 + \tau_2)$  от припуска  $\Pi_2$  (на этапе выхаживания): 1 – при шлифовании “острым” алмазным кругом (после его электроэрозионной правки); 2 – при шлифовании приработанным алмазным кругом; 3 – при шлифовании алмазным кругом с притупленными режущими кромками (после обтачивания круга алмазным правящим карандашом).

величины припуска  $\Pi_2$ , удаляемого на этапе выхаживания, время  $\tau_1$  (кривая 1) – увеличивается, время  $\tau_2$  (кривая 2) – уменьшается, а суммарное время цикла шлифования  $(\tau_1 + \tau_2)$  (кривая 3) – увеличивается.

По сравнению с предыдущим случаем (рис. 3.17), суммарное время цикла шлифования  $(\tau_1 + \tau_2)$  – больше, что свидетельствует о более низкой режущей способности алмазного круга на металлической связке. Экстремум функции  $(\tau_1 + \tau_2)$  на рис. 3.21 отсутствует. Это связано с тем, что в ходе выполнения экспериментов в силу низкой режущей способности алмазного круга не удалось реализовать увеличенные значения припуска  $\Pi_2$  (близкие к значению 0,5 мм). Попытки увеличения припуска  $\Pi_2$  (за счет уменьшения припуска  $\Pi_1$ ) привели к остановке вращения круга и прекращению процесса резания.

Была проведена серия опытов при шлифовании “острым” алмазным кругом (после его электроэрозионной правки). Результаты опытов представлены на рис. 3.22 (кривая 1). Как видим, в этом случае с уменьшением припуска  $\Pi_2$  (при изменении его

в довольно широких пределах) суммарное время цикла шлифования ( $\tau_1 + \tau_2$ ) непрерывно увеличивается. Сравнивая данную зависимость с теоретической зависимостью (рис. 3.10), можно сделать вывод, что в этом случае практически реализуется условие  $z = 1$ . Это указывает на то, что алмазный круг на металлической связке обладает высокой режущей способностью.

На рис. 3.22 для сравнения приведены: кривая 2 (построенная на основе данных, приведенных на рис. 3.17) и кривая 3 (построенная на основе данных, приведенных на рис. 3.21). Минимальные значения времени цикла шлифования ( $\tau_1 + \tau_2$ ) для кривых 1 и 3 отличаются примерно в 2 раза, т.е. применение электроэрозионной правки алмазного круга на металлической связке позволяет в среднем в 2 раза увеличить производительность цикла шлифования.

Полученные экспериментальные результаты согласуются с рекомендациями, которые приведены на рис. 3.8.

## **3.2. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ КРУГЛОМ НАРУЖНОМ ПРОДОЛЬНОМ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ СПЕЦИАЛЬНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ**

### **3.2.1. КИНЕМАТИЧЕСКИЕ СХЕМЫ ФОРМИРОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ**

При изготовлении твердосплавных инструментов на операциях шлифования и заточки используется достаточно большое количество кинематических схем шлифования, обусловленных различными кинематическими движениями круга и обрабатываемого инструмента, характером контакта круга с инструментом, геометрической формой обрабатываемых поверхностей и т.д. Это требует знания технологических возможностей различных кинематических схем шлифования, чтобы правильно выбирать оптимальные условия обработки, проектировать оптимальные технологические процессы обработки, обеспечивая требования по качеству, точности, производительности и экономичности обработки.

Отличительными особенностями изготовления специальных многолезвийных твердосплавных инструментов для авиационного производства являются повышенные требования к шероховатости их рабочих поверхностей ( $R_a \approx 0,1 \text{ мкм}$ ). Поэтому при разработке технологи-

ческих процессов обработки твердосплавных инструментов необходимо знать в первую очередь возможности различных кинематических схем шлифования с точки зрения обеспечения шероховатости обработки.

Вопросы формирования шероховатости обработки при шлифовании в научно-технической литературе описаны достаточно полно [1, 4, 91, 127, 217]. Однако, в опубликованных работах нет четкого разделения кинематических схем шлифования на группы, принципиально отличающиеся характером формирования шероховатости поверхности. Поэтому нами поставлена задача, выполнить классификацию кинематических схем формирования шероховатости поверхности при шлифовании и получить расчетные зависимости для определения параметров шероховатости поверхности.

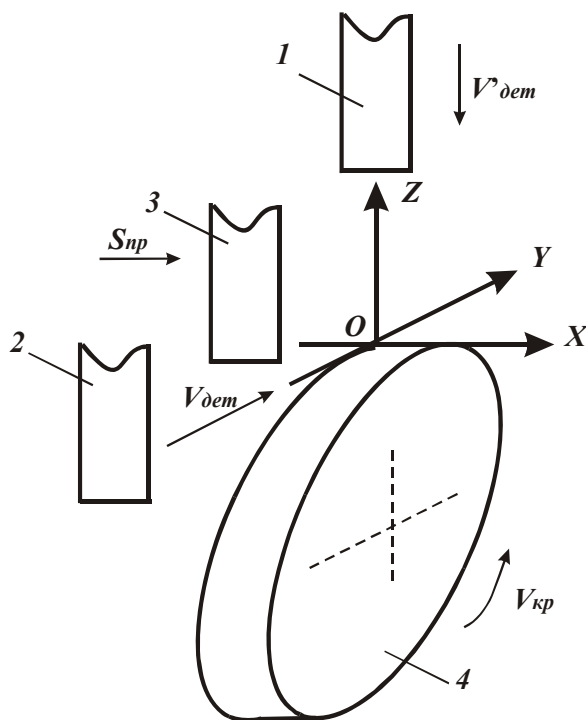


Рис. 3.23. Три принципиальные схемы формирования шероховатости поверхности при шлифовании: 1, 2, 3 – положения обрабатываемого образца, 4 – шлифовальный круг.

ОУ со скоростью  $V_{дем}$ . Согласно третьей схеме, образец движется в направлении оси ОХ со скоростью  $S_{пр}$ .

Как показано в работе [307], в общем случае параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  описывается аналитической зависимостью

В основу работы положены важные теоретические результаты, полученные в исследованиях [307,375].

Рассмотрим случай шлифования прямолинейного образца бесконечно малой толщины, расположенного перпендикулярно направлению вращения круга (скорость вращения  $V_{кр}$ ), рис.3.23. Очевидно, существуют три принципиальные схемы шлифования образца. Первая схема основана на том, что образец движется по нормали к поверхности круга со скоростью  $V'_{дем}$  (в направлении оси ОZ). Вторая схема основана на том, что образец движется в направлении оси

$$R_{max} = \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \tau}}, \quad (3.64)$$

где  $\bar{X}$  - зернистость алмазного круга, м;  $m$  - объемная концентрация зерен круга;  $2 \cdot \gamma$  - угол при вершине конусообразной режущей части зерна;  $\tau$  - время формирования шероховатости обрабатываемой поверхности, с.

Исходя из данной зависимости, многообразие кинематических схем шлифования отличается временем формирования шероховатости поверхности  $\tau$ . Чем больше  $\tau$ , тем меньше параметр шероховатости  $R_{max}$  и эффективнее процесс обработки. Не трудно видеть, что для первой рассмотренной схемы шлифования:

$$\tau = \frac{R_{max}}{V'_{дет}}. \quad (3.65)$$

Для второй схемы шлифования:

$$\tau = \frac{l}{V_{дет}}, \quad (3.66)$$

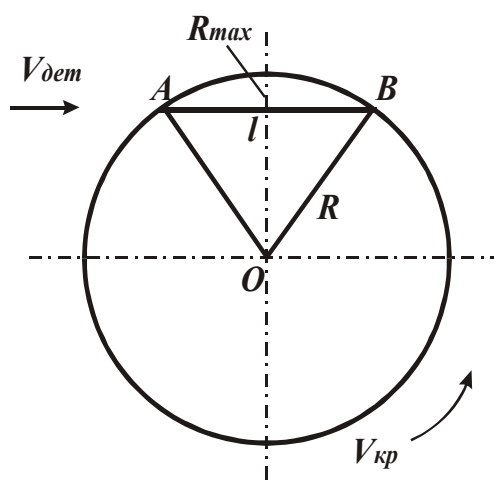


Рис. 3.24. Расчетная схема.

где  $l$  - длина отрезка на круге АВ (рис. 3.24), определяющего длину контакта круга с образцом.

Расчет длины  $l$  производится следующим образом:

$$R - R_{max} = \sqrt{R^2 - \left(\frac{l}{2}\right)^2},$$

откуда

$$l = 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}}, \quad (3.67)$$

где  $R, D_{кр}$  - соответственно радиус и диаметр круга, м.

Для третьей схемы шлифования:

$$\tau = \frac{B}{S_{пр}}, \quad (3.68)$$

где  $B$  - ширина круга, м;  $S_{пр}$  - скорость продольной подачи, м/с.

Из приведенных зависимостей следует, что для заданных значений  $R_{max}$  и  $\tau$  справедливы соотношения:  $R_{max} < 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}} < B$  и

соответственно  $V'_{дет} < V_{дет} < S_{пр}$ . Например, для  $R_{max} = 1$  мкм,  $D_{кр} = 400$  мм,  $B = 20$  мм, имеем:  $0,001$  мм  $< 0,7$  мм  $< 20$  мм и соответственно  $V'_{дет} < 7 \cdot 10^2 \cdot V'_{дет} < 2 \cdot 10^4 \cdot V'_{дет}$ .

Как видим, наибольшая скорость движения образца достигается при шлифовании по третьей схеме, а наименьшая - при шлифовании по первой схеме, что свидетельствует об эффективности применения третьей схемы.

При одинаковом значении скоростей  $V'_{дет}, V_{дет}, S_{пр}$  наибольшее значение времени  $\tau$

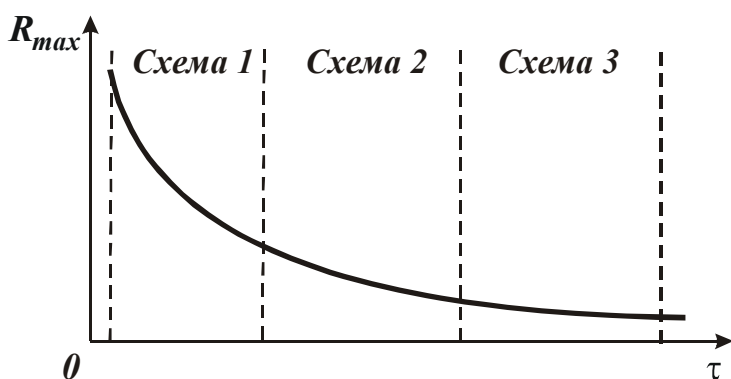


Рис. 3.25. Зависимость параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  от времени  $\tau$ .

достигается для третьей схемы, а наименьшее - для первой схемы. Следовательно, наименьшую шероховатость обработки можно получить при шлифовании по третьей схеме, а наибольшую - при шлифовании по первой

схеме, рис. 3.25.

Подставляя зависимости (3.65), (3.66), (3.67) и (3.68) в зависимость (3.64), получим:

$$R_{max_1} = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}}, \quad (3.69)$$

$$R_{max_2} = \bar{X} \cdot \sqrt[5]{\left(\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}\right)^2 \cdot \frac{\bar{X}}{4 \cdot D_{кр}}}, \quad (3.70)$$

$$R_{max_3} = \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot S_{пр}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot B}}. \quad (3.71)$$

Рассмотренные три принципиальные схемы определяют различные известные кинематические схемы шлифования, используемые на практике при обработке плоских и цилиндрических поверхностей деталей. В табл. 3.8 дана классификация рассмотренных кинематических схем.

## Кинематические схемы шлифования

Схема 1	Шлифование плоских поверхностей торцом или периферией круга с непрерывной радиальной подачей $V'_{дет}$ .
Схема 2	1. Шлифование периферией круга: - плоское шлифование, - круглое наружное и внутреннее врезное шлифование, - круглое наружное и внутреннее продольное шлифование, - вышлифовка пазов и канавок. 2. Шлифование торцом круга: круглое наружное шлифование при асимметричном расположении круга относительно диаметра детали.
Схема 3	1. Шлифование плоских (широких и узких) поверхностей торцом круга с продольной подачей $S_{np}$ (в т.ч. заточка инструментов) на станках с прямоугольным столом. 2. Шлифование плоских поверхностей торцом круга на станках с вращающимся столом. 3. Круглое наружное врезное и продольное шлифование торцом круга при его асимметричном расположении относительно диаметра детали. 4. Круглое наружное и внутреннее продольное шлифование периферией круга с большой продольной подачей $S_{np}$ (осцилляцией круга).

Длина  $l$  при круглом наружном шлифовании периферией круга

определяется по зависимости, приведенной в работе [375] и полученной из расчетной схемы, показанной на рис. 3.26:

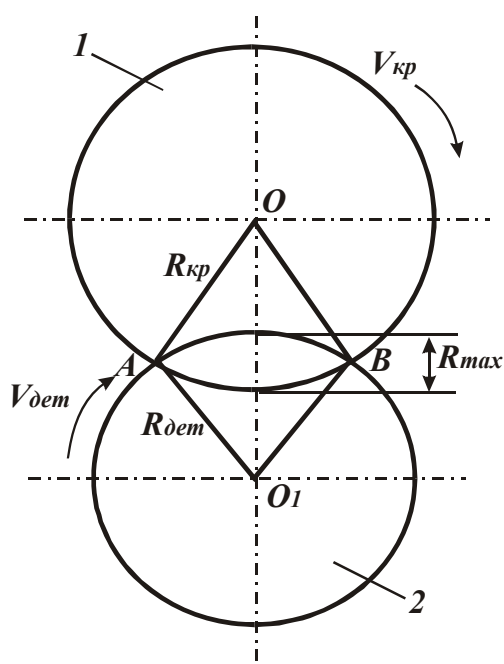


Рис. 3.26. Расчетная схема круглого наружного шлифования: 1 – круг; 2 – деталь.

$$l = 2 \cdot \sqrt{\frac{R_{max}}{\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}}}, \quad (3.72)$$

где  $D_{кр}$ ,  $D_{дет}$  – соответственно диаметры круга и детали, м.

При  $D_{дет} \rightarrow \infty$  приходим к схеме плоского шлифования и зависимость (3.72) принимает вид зависимости (3.67). При отрицательном значении  $D_{дет}$  приходим к схеме круглого внутреннего шлифования. Соответ-

ственно зависимость (3.72) принимает вид:

$$l = 2 \cdot \sqrt{\frac{R_{max}}{\frac{1}{D_{кр}} - \frac{1}{D_{дет}}}}. \quad (3.73)$$

В этом случае знаменатель уменьшается, а длина  $l$  увеличивается. Следовательно, наибольшая длина  $l$  достигается при круглом внутреннем шлифовании, а наименьшая – при круглом наружном шлифовании. Плоское шлифование занимает промежуточное положение.

Параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  с учетом зависимостей (3.64), (3.66) и (3.72) описывается

$$R_{max2} = \bar{X} \cdot 5 \sqrt{\left( \frac{100 \cdot \pi}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \right)^2} \cdot \bar{X} \cdot \left( \frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}} \right). \quad (3.74)$$

При одних и тех же условиях обработки параметр  $R_{max}$  будет больше при круглом наружном шлифовании и меньше при плоском и внутреннем шлифовании.

При круглом наружном шлифовании торцом круга (при его симметричном положении относительно диаметра обрабатываемой детали) справедливо условие:  $D_{кр} \rightarrow \infty$ . Тогда зависимость (3.72) примет вид

$$l = 2 \cdot \sqrt{D_{дет} \cdot R_{max}}. \quad (3.75)$$

В данном случае длина  $l$  меньше, чем при круглом наружном шлифовании периферией круга. Соответственно меньше и параметр шероховатости обработки  $R_{max}$ .

### 3.2.2. ВЗАИМОСВЯЗЬ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТКИ С МАКСИМАЛЬНОЙ ТОЛЩИНОЙ СРЕЗА

Вспользуемся аналитической зависимостью (3.64) для определения максимальной толщины среза  $a_{z_{max}}$  отдельным зерном при шлифовании по рассмотренным выше 3-м принципиальным схемам.

Не трудно видеть, что при шлифовании по первой схеме (обрабатываемый образец движется со скоростью  $V'_{дет}$  по оси OZ, рис. 3.23) максимальная толщина среза  $a_{z_{max}}$  равна параметру  $R_{max}$ , то



есть  $a_{z_{max}} = R_{max}$ . Тогда, с учетом зависимости (3.64), имеем

$$a_{z_{max}} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot t} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}} \quad (3.76)$$

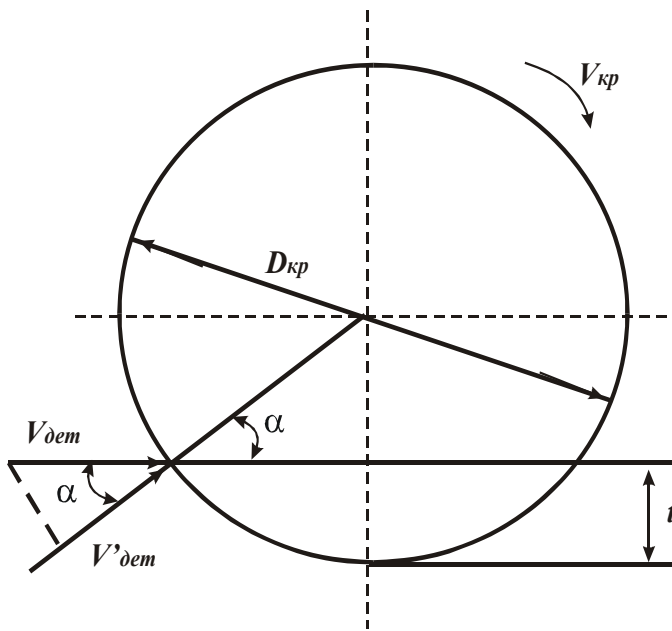


Рис. 3.27. Расчетная схема плоского шлифования.

рабатываемый материал переместится вглубь рабочей поверхности круга (по нормали) на величину  $a_{z_{max}}$ ;  $V'_{дет}$  - скорость перемещения обрабатываемого материала по нормали к рабочей поверхности круга.

Между скоростями  $V'_{дет}$  и  $V_{дет}$  существует связь:

$$V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha, \quad (3.78)$$

где  $\alpha$  - угол между векторами скоростей  $V'_{дет}$  и  $V_{дет}$ .

Угол  $\alpha$  определим из расчетной схемы, рис. 3.27:

$$\cos \alpha = 2 \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \quad (3.79)$$

Тогда время  $\tau$  опишется зависимостью

$$\tau = \frac{a_{z_{max}}}{2 \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{t}} \quad (3.80)$$

Параметр  $a_{z_{max}}$  определяется аналогично параметру шероховатости обработки  $R_{max}$ , описываемому зависимостью (3.64). Принимая  $a_{z_{max}} = R_{max}$ , зависимость (3.64) с учетом зависимости (3.80), вы-

разится

$$a_{z_{max}} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{200 \cdot \pi}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} \quad (3.81)$$

В отличие от зависимости (3.70) для определения параметра шероховатости  $R_{max}$ , в зависимость (3.81) входит глубина шлифования  $t$ . С ее увеличением максимальная толщина среза  $a_{z_{max}}$  увеличивается.

Отношение  $a_{z_{max}} / R_{max}$  определяется отношением  $t / a_{z_{max}}$ :

$$\frac{a_{z_{max}}}{R_{max}} = 1,8 \cdot 5 \sqrt{\frac{t}{a_{z_{max}}}} \quad (3.82)$$

Так как  $t / a_{z_{max}} > 1$ , то при шлифовании по второй схеме справедливо  $a_{z_{max}} / R_{max} > 1$  (при шлифовании по первой схеме  $a_{z_{max}} = R_{max}$ ). Следовательно, при шлифовании по второй схеме при заданном значении  $a_{z_{max}}$  можно добиться уменьшения параметра шероховатости обработки  $R_{max}$ , что свидетельствует об эффективности ее применения.

Преобразуя зависимость (3.82), имеем

$$R_{max} = \frac{a_{z_{max}}}{1,8} \cdot 5 \sqrt{\frac{a_{z_{max}}}{t}} \quad (3.83)$$

Как видим, с увеличением максимальной толщины среза  $a_{z_{max}}$  параметр  $R_{max}$  увеличивается более чем по линейной зависимости.

Из зависимости (3.83) следует важный практический вывод: при условии  $a_{z_{max}} = \text{const}$  добиться уменьшения параметра  $R_{max}$  можно увеличением глубины шлифования  $t$ , то есть применением глубинного шлифования. Это хорошо согласуется с известными экспериментальными данными [330,375].

При плоском шлифовании торцом круга толщина среза изменяется по закону изменения параметра шероховатости  $R_{max}$ . В начале обработки параметр  $a_{z_{max}}$  принимает наибольшее значение, равное  $a_{z_{max1}}$ , а в конце обработки – наименьшее значение  $a_{z_{max2}} = R_{max}$ . Следовательно,  $a_{z_{max1}} > R_{max}$ . Чем больше различие значений  $a_{z_{max1}}$  и  $R_{max}$ , тем выше эффективность шлифования. Основным фактором

повышения эффективности обработки является увеличение ширины рабочей части круга  $B$ .

Таким образом, в работе раскрыты закономерности формирования шероховатости поверхности для различных кинематических схем шлифования. В дальнейшем требуется произвести экспериментальную оценку полученных теоретических решений.

### 3.2.3. ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПУТЕЙ УМЕНЬШЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Экспериментально установлено, что после электроэрозионной правки алмазного круга 1А1 300х20х5 АС6 100/80 М1-01 4 на операции круглого наружного шлифования твердосплавных инструментов параметр шероховатости  $R_a$  достигает значения 2,0 мкм, тогда как, согласно технологическому процессу обработки ряда специальных многолезвийных твердосплавных инструментов (используемых в авиационном производстве) требуется обеспечить шероховатость обработки на уровне  $R_a = 0,1 \dots 0,2$  мкм. Такое большое значение  $R_a = 2,0$  мкм обусловлено высокой прочностью удержания алмазных зерен в металлической связке, невозможностью зерен “утопать” в связку круга в процессе шлифования и соответственно небольшим числом режущих зерен.

При использовании более “мягких” связок зерна могут “утопать” в связку, что увеличивает количество одновременно работающих зерен и уменьшает параметр шероховатости  $R_a$  [32,94,96].

Поэтому определим условия уменьшения шероховатости обработки при шлифовании алмазными кругами на металлических связках.

Первоначально определим условия увеличения количества одновременно работающих зерен алмазного круга на металлической связке. Для этого обратимся к аналитической зависимости для расчета поверхностной концентрации алмазного круга [1]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (3.84)$$

где  $m$  - объёмная концентрация зерен круга (например, для 50%-ной концентрации круга  $m = 50$ ; для 100%-ной концентрации круга  $m = 100$  и т.д.);  $\bar{X}$  - зернистость круга, м;  $(1 - \varepsilon)$  - безразмерный коэффи-

циент, учитывающий степень выступания зерен над уровнем связки круга, изменяется в пределах  $0 \dots 1$ .

Наибольшее влияние на параметр  $k$  оказывает зернистость круга  $\bar{X}$ , которая входит в зависимость (3.84) во второй степени. Уменьшение величины  $\bar{X} \rightarrow 0$  - основной путь увеличения поверхностной концентрации зерен  $k$  и соответственно уменьшения  $R_a$ , что хорошо согласуется с практикой шлифования и доводки материалов.

Вторым по степени важности условием увеличения  $k$  является увеличение коэффициента  $(1 - \varepsilon)$ , т.е. обеспечение увеличенного выступания вершин зерен над уровнем связки круга. Однако, как известно, вследствие разновысотного выступания зерен над уровнем связки круга, в резании будут участвовать не все зерна, расположенные на рабочей поверхности круга, а лишь наиболее выступающие. Число таких зерен небольшое, чем собственно и объясняются увеличенные значения  $R_a$  при шлифовании алмазными кругами на металлических связках.

Для того чтобы увеличить число режущих зерен, необходимо перейти от их разновысотного выступания к одновысотному (условно), как это показано на рис. 3.28. Очевидно, чем больше величина  $\Delta$ , тем будет больше режущих зерен и меньше параметр  $R_a$ . Увеличение величины  $\Delta$  предполагает увеличение максимальной высоты выступания зерен  $b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon)$ .

Перейти от разновысотного к условно одновысотному выступанию режущих зерен над уровнем связки можно притуплением режущих зерен, например, путем обтачивания алмазного круга правящим алмазным карандашом. При взаимодействии алмазного карандаша с алмазными зернами круга при шлифовании происходит их хрупкое разрушение, что практически приводит к од-

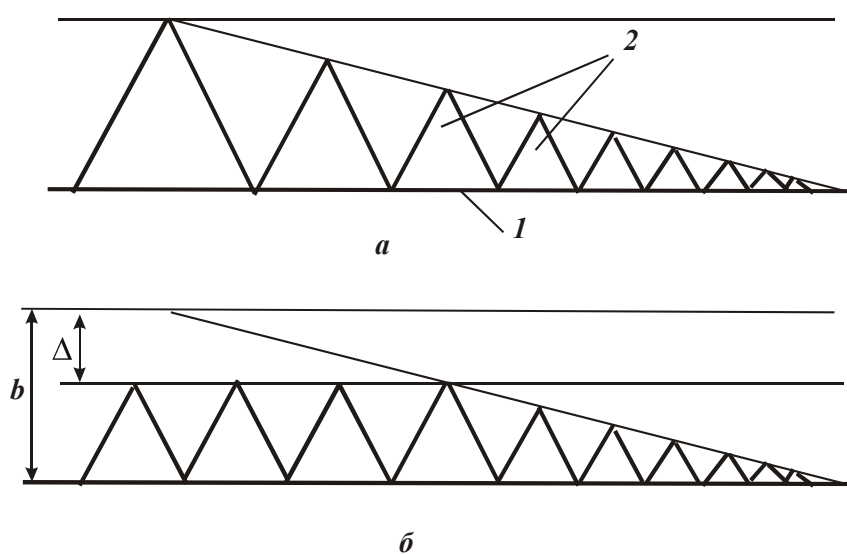


Рис. 3.28. Схемы разновысотного (а) и одновысотного (б) выступания над уровнем связки круга режущих зерен: 1- уровень связки круга, 2 – зерна.

нужно, например, путем обтачивания алмазного круга правящим алмазным карандашом. При взаимодействии алмазного карандаша с алмазными зернами круга при шлифовании происходит их хрупкое разрушение, что практически приводит к од-

новысотному выступанию вершин режущих зерен над уровнем связки.

Для оценки возможности уменьшения шероховатости обработки таким способом проведем расчет шероховатости обработки, используя методику, приведенную в работе [330]. Рассмотрим расчетную схему (рис. 3.29), в которой режущие зерна вращающегося круга проецируются на диаметрально плоскость круга. Параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  определим из условия:

$$2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max} \cdot n = B, \quad (3.85)$$

где  $n = k \cdot B \cdot L$  - число зерен, участвующих в формировании шероховатости поверхности;  $k$  - поверхностная концентрация зерен, расположенных на круге, шт/м<sup>2</sup>;

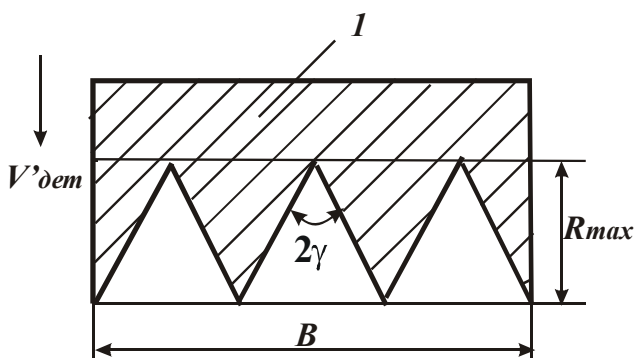


Рис. 3.29. Схема образования шероховатости поверхности: 1 – обрабатываемый материал.

$L = V_{кр} \cdot \tau$  - длина участка круга, на котором расположено  $n$  зерен, м;  $V_{кр}$  - скорость круга, м/с;  $\tau$  - время, в течение которого  $n$  зерен проконтактировали с диаметральной плоскостью круга, с.

Разрешая зависимость (3.85) относительно параметра  $R_{max}$ , имеем

$$R_{max} = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (3.86)$$

Если диаметрально плоскость круга перемещается со скоростью  $V'_{дет}$  по нормали к кругу, то время  $\tau$  выражается зависимостью

$$\tau = \frac{R_{max}}{V'_{дет}}. \quad (3.87)$$

Подставляя зависимость (3.87) в (3.86), после преобразований, получим:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{V'_{дет}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (3.88)$$

Данный расчет справедлив для одновысотного выступания вершин зерен над уровнем связки круга. Чтобы учесть разновысотное выступание вершин зерен над уровнем связки, необходимо поверхностную концентрацию вершин зерен  $k$  умножить на коэффициент

$R_{max}/b$ , где  $b$  - максимальная высота выступания вершин зерен над уровнем связки круга, м. Тогда зависимость (3.88) примет вид

$$R_{max} = 3 \sqrt{\frac{V'_{\partial em} \cdot b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \quad (3.89)$$

С учетом приведенных в работе [1] соотношений

$$b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon), \quad (3.90)$$

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2} \quad (3.91)$$

(где  $\bar{X}$  - зернистость круга, м;  $m$  - объемная концентрация зерен круга;  $(1 - \varepsilon)$  - коэффициент, определяющий степень выступания зерен над уровнем связки, изменяется в пределах  $0 \dots 1$ ), зависимость (3.89) опишется

$$R_{max} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{\partial em}}{V_{кр}}} \quad (3.92)$$

Рассмотрим расчетную схему, учитывающую износ зерен круга. Для упрощения расчетов предположим, что режущие зерна в связи с их разновысотным выступанием над уровнем связки круга изношены на разную величину, рис. 3.30. Наибольшую “площадку износа” длиной  $a$  имеет наиболее выступающее из связки зерно, а наименьшую –

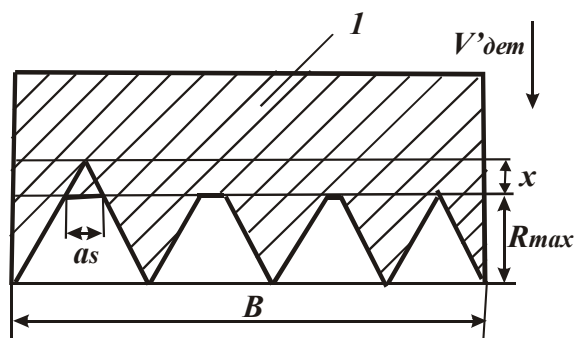


Рис. 3.30. Схема образования шероховатости поверхности с учетом износа зерен круга: 1 – обрабатываемый материал.

наименее выступающее из связки зерно, которое участвует в формировании шероховатости поверхности. Условие для определения параметра шероховатости  $R_{max}$  принимает вид:

$$2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max} \cdot n + \sum a_S = B, \quad (3.93)$$

где  $\sum a_S = \int_0^a a_S \cdot dn$  - сумма длин

“площадок износа” всех работающих зерен;  $a_S$  - текущее значение длины “площадки износа” зерна;

$dn = n \cdot f(a_S) \cdot da_S$ ;  $f(a_S)$  - плотность распределения длин “площадок износа” зерен  $a_S$ .

Принимая равномерный закон распределения длин “площадок износа” зерен, функция  $f(a_S)$  описывается (рис. 3.31):

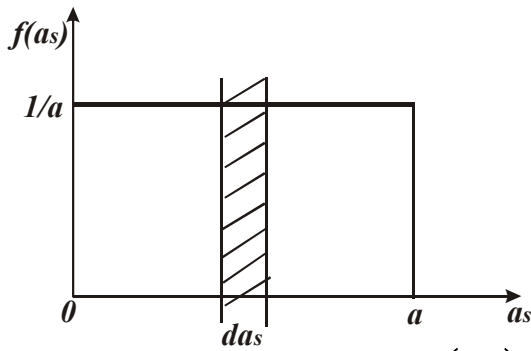


Рис. 3.31. Вид функции  $f(a_S)$ .

$$f(a_S) = \frac{1}{a}. \quad (3.94)$$

Такой вид функции  $f(a_S)$  обусловлен тем, что согласно теории вероятностей, площадь, ограниченная осями координат и прямыми  $f(a_S) = \frac{1}{a}$  и  $a_S = a$ , равна единице.

После интегрирования сумма  $\sum a_S$

определится:

$$\sum a_S = \int_0^a a_S \cdot \frac{n}{a} \cdot da_S = 0,5 \cdot a \cdot n. \quad (3.95)$$

Количество зерен  $n$  определяется зависимостью:

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau, \quad (3.96)$$

где  $k = k_0 \cdot \frac{(x + R_{max})}{b}$ ;  $k_0 = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$ ;  $x$  - величина линейного износа наиболее выступающего из связки зерна ( $x = \Delta$ ).

Подставляя зависимости (3.95) и (3.96) в условие (3.93), имеем

$$(x + R_{max}) \cdot (2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max} + 0,5 \cdot a) = \frac{b}{k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau}. \quad (3.97)$$

После преобразований с учетом  $a = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot x$ , получим

$$R_{max}^2 + \frac{3 \cdot x}{2} \cdot R_{max} + \left( \frac{x^2}{2} - \frac{b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau} \right) = 0. \quad (3.98)$$

В результате получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины  $R_{max}$ . Его решение:

$$R_{max} = -\frac{3 \cdot x}{4} + \sqrt{\frac{x^2}{16} + \frac{b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau}}. \quad (3.99)$$

Зависимость (3.99) может быть представлена в виде:

$$\left( R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} = \frac{b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau} \quad (3.100)$$

или после преобразований с учетом зависимостей (3.90), (3.91):

$$\left( R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \tau}. \quad (3.101)$$

Используя зависимость (3.101), можно рассчитать параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  для различных кинематических схем шлифования с учетом износа зерен круга.

Первоначально проведем анализ шероховатости обработки при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхностью круга со скоростью  $V'_{дет}$ . Тогда время формирования шероховатости обработки выразится:  $\tau = R_{max} / V'_{дет}$ , зависимость (3.101) примет вид уравнения относительно неизвестной величины  $R_{max}$ :

$$\left[ \left( R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot R_{max} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}. \quad (3.102)$$

Принимая обозначение  $\bar{R}_{max} = \sqrt[3]{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}$ , имеем

$$\left[ \left( R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot R_{max} = \bar{R}_{max}^3, \quad (3.103)$$

где  $\bar{R}_{max}$  - параметр шероховатости обработки, полученный без учета износа зерен.

Из уравнения (3.103) следует уменьшение параметра  $R_{max}$  с увеличением величины линейного износа зерна  $x$ . Расчетами установлено, например, что для  $\bar{R}_{max} = 1$  мкм (соответственно  $x = 0$ ) при  $x = 4$  мкм параметр шероховатости обработки равен  $R_{max} = 0,115$  мкм (табл. 3.9). Как видим, величина  $x$  оказывает существенное влияние на параметр  $R_{max}$ , то есть за счет увеличения величины  $x$  можно добиться значительного уменьшения параметра  $R_{max}$ , что имеет большое практическое значение.

Приведенные в табл. 3.9 и табл. 3.10 расчетные значения  $R_{max}$  получены для различных диапазонов изменения значений параметров  $x$  и  $\bar{R}_{max}$ . Расчет значений  $R_{max}$  производился численным методом на ЭВМ с применением специально разработанной программы. Суть расчета состояла в том, что задавались значения  $R_{max}$  (с определенным шагом) и для них рассчитывалась левая часть уравнения (3.103),



которая затем сравнивалась с правой (известной) частью. Искомым решением считалось то значение  $R_{max}$ , при котором различие левой и правой частей уравнения (3.103) не превышало определенного (заданного) значения. Этим обеспечивалась необходимая точность расчетов.

Таблица 3.9

Расчетные значения  $R_{max}$  для различных значений  $x$  (мкм) и  $\bar{R}_{max}$  (мкм)

$\bar{R}_{max} \backslash x$	0	1	2	3	4	5	10
0,2	0,191	0,013	0,003	0,002	0,001	0,0006	0,0001
0,5	0,498	0,161	0,057	0,027	0,015	0,010	0,002
1	0,999	0,583	0,324	0,186	0,115	0,076	0,020
2	1,999	1,542	1,166	0,871	0,649	0,487	0,153
3	2,999	2,528	2,111	1,749	1,441	1,184	0,471

Таблица 3.10

Расчетные значения  $R_{max}$  для различных значений  $x$  (мкм) и  $\bar{R}_{max}$  (мкм)

	0	5	10	15	20	25	30
3	2,99	1,184	0,471	0,229	0,132	0,085	0,059
5	4,99	2,915	1,623	0,931	0,575	0,382	0,270
7,5	7,5	5,277	3,604	2,435	1,669	1,178	0,861
10	10,0	7,708	5,832	4,357	3,247	2,439	1,861
15	15,0	12,638	10,555	8,747	7,208	5,921	4,871

Поскольку с увеличением  $x$  параметр  $R_{max}$  уменьшается и становится значительно меньше величины  $x$ , в левой части уравнения (3.102) можно пренебречь слагаемым  $R_{max}$ . Тогда получим:

$$R_{max} = \frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot x^2}. \quad (3.104)$$

Из зависимости (3.104) явно следует существенное влияние величины  $x$  на параметр  $R_{max}$ .

При плоском шлифовании время формирования шероховатости поверхности  $\tau$  определяется зависимостью:

$$\tau = \frac{l}{V_{дет}}, \quad (3.105)$$

где  $l$  - длина отрезка на круге, определяющего параметр шероховатости  $R_{max}$ ;  $l = 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}}$ ;  $D_{кр}$  - диаметр круга, м;  $V_{дет}$  - скорость детали, м/с.

Подставляя (3.105) в зависимость (3.101), получим уравнение относительно неизвестной величины  $R_{max}$ :

$$\left[ \left( R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot \sqrt{R_{max}} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} .$$

Пренебрегая в левой части уравнения слагаемым  $R_{max}$  (при условии  $x \gg R_{max}$ ), получим упрощенную зависимость для определения параметра  $R_{max}$ :

$$R_{max} = \left( \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^2 \cdot \frac{4}{x^4} . \quad (3.106)$$

В данном случае влияние условий шлифования на параметр  $R_{max}$  еще больше, чем в зависимости (3.104), полученной для шлифования прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга.

При круглом наружном шлифовании параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  определится из уравнения (3.101) с учетом зависимостей (3.73) и (3.105):

$$\left[ \left( R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot \sqrt{R_{max}} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}} . \quad (3.107)$$

Уравнение (3.107) можно представить:

$$\left[ \left( R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot \sqrt{R_{max}} = \bar{R}_{max}^{2,5} , \quad (3.108)$$

где  $\bar{R}_{max}$  - значение параметра  $R_{max}$  для  $x = 0$ .

При  $x > R_{max}$  получим приближенную зависимость для определения параметра  $R_{max}$ :

$$R_{max} = \frac{3,16 \cdot \bar{R}_{max}^5}{x^4} .$$

В табл. 3.11 и табл. 3.12 приведены значения  $R_{max}$ , полученные на основе решения уравнения (3.108). Характер изменения параметра  $R_{max}$  в зависимости от  $x$  и  $\bar{R}_{max}$  примерно такой же, как и для слу-

чая шлифования, описываемого уравнением (3.103).

Таблица 3.11

Расчетные значения  $R_{max}$  для различных значений  $x$  и  $\bar{R}_{max}$

	0	1	2	3	4	5	10
0,2	0,196	0,0011	0,00008	0	0	0	0
0,5	0,499	0,079	0,008	0,0015	0,0005	0,0002	0
1	0,999	0,478	0,159	0,045	0,015	0,006	0,0004
2	1,999	1,437	0,956	0,578	0,319	0,168	0,013
3	2,999	2,424	1,899	1,435	1,038	0,718	0,092

Таблица 3.12

Расчетные значения  $R_{max}$  для различных значений  $x$  и  $\bar{R}_{max}$

	0	5	10	15	20	25	30
3	2,999	0,717	0,092	0,019	0,006	0,002	0
5	4,999	2,391	0,797	0,225	0,076	0,031	0,015
7,5	7,499	4,749	2,594	1,196	0,511	0,230	0,114
10	9,999	7,184	4,782	2,892	1,595	0,841	0,451
15	14,999	12,120	9,499	7,173	5,188	3,589	2,392

При  $x = 0$  зависимость (3.107) упрощается и принимает вид:

$$R_{max} = \left( \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}} \right)^{0,4}. \quad (3.109)$$

При обтачивании алмазного круга алмазным правящим карандашом износ алмазных зерен круга может происходить без образования на них “площадок износа”, т.е. режущая часть зерна будет сохранять свою начальную форму, например, форму конуса с углом при вершине  $2\gamma$ . В этом случае режущие зерна будут выступать над уровнем связки круга приблизительно на одну и ту же высоту.

Расчет параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к кругу со скоростью  $V'_{дет}$  (т.е. по первой схеме, рис. 3.23), будет состоять в том, что в зависимости (3.88) поверхностную концентрацию зерен  $k$  необходимо умножить не на коэффициент  $R_{max} / b$ , а на коэффициент  $(R_{max} + x) / b$ , где  $x$  - величина линейного износа наиболее выступающего из связки зерна ( $x = \Delta$ ). Тогда зависимость (3.88) :

$$R_{max}^2 \cdot (R_{max} + x) = \frac{b \cdot V'_{дет}}{2 \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}. \quad (3.110)$$

При  $x=0$  приходим к зависимости (3.88).

При  $x > R_{max}$  зависимость (3.110) упростится и примет вид:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{b \cdot V'_{дет}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot x}},$$

а с учетом соотношений (3.90) и (3.91) примет окончательный вид

$$R_{max} = \sqrt{\frac{100\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot x}}. \quad (3.111)$$

С увеличением величины  $x$  параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  уменьшается, однако, с меньшей интенсивностью, чем в зависимости (3.104). Используя зависимость (3.92), имеем

$$R_{max} = \sqrt{\frac{\bar{R}_{max}^3}{x}},$$

где  $\bar{R}_{max}$  - значение параметра  $R_{max}$  для  $x = 0$ .

Аналогичным образом установим зависимость для определения параметра  $R_{max}$  для плоского шлифования. Для этого исходную зависимость (3.86) представим в виде:

$$R_{max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \tau}. \quad (3.112)$$

Время формирования шероховатости поверхности  $\tau$  выразим зависимостью:  $\tau = 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}} / V_{дет}$ , а поверхностную концентрацию зерен  $k$  умножим на коэффициент  $(R_{max} + x) / b$ . Тогда зависимость (3.112) выразится

$$R_{max}^{1,5} \cdot (R_{max} + x) = \frac{b \cdot V_{дет}}{4 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}}. \quad (3.113)$$

С учетом соотношений (3.90) и (3.91) зависимость (3.113) примет окончательный вид

$$R_{max} = \left( \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}} \cdot x} \right)^{0,67}. \quad (3.114)$$

В отличие от аналогичной зависимости (3.106), в зависимость (3.114) величина  $x$  входит в значительно меньшей степени. Преобразуем зависимость (3.114) с учетом параметра  $\bar{R}_{max}$ , определяющего шероховатость обработки для случая  $x=0$ :

$$R_{max} = \left( \frac{\bar{R}_{max}^{2,5}}{x} \right)^{0,67}.$$

Определим параметр  $R_{max}$  для круглого наружного шлифования. Время формирования шероховатости поверхности  $\tau$  выразим зависимостью:  $\tau = \sqrt{\frac{R_{max}}{\left(\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}\right)}} \cdot \frac{2}{V_{дет}}$ , а поверхностную концентра-

цию зерен  $k$  умножим на коэффициент  $(R_{max} + x)/b$ . Тогда зависимость (3.112) выразится:

$$R_{max}^{1,5} \cdot (R_{max} + x) = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}}. \quad (3.115)$$

При  $x = 0$  приходим к зависимости (3.109), что свидетельствует о достоверности выполненных расчетов для двух рассмотренных схем.

Зависимость (3.115) может быть представлена также в виде:

$$R_{max}^{1,5} \cdot (R_{max} + x) = \bar{R}_{max}^{2,5}, \quad (3.116)$$

где  $\bar{R}_{max}$  - значение параметра  $R_{max}$  для  $x = 0$ .

Таблица 3.13

Расчетные значения  $R_{max}$  для различных значений  $x$  и  $\bar{R}_{max}$

	0	1	2	3	4	5	10
0,2	0,195	0,063	0,041	0,031	0,026	0,022	0,014
0,5	0,499	0,268	0,186	0,146	0,122	0,106	0,067
1	0,999	0,701	0,537	0,439	0,374	0,328	0,212
2	1,999	1,655	1,403	1,216	1,075	0,965	0,656
3	2,999	2,638	2,344	2,105	1,909	1,748	1,243

Таблица 3.14

Расчетные значения  $R_{max}$  для различных значений  $x$  и  $\bar{R}_{max}$

	0	5	10	15	20	25	30
3	2,999	1,748	1,243	0,983	0,824	0,716	0,637
5	4,999	3,508	2,688	2,195	1,869	1,639	1,467
7,5	7,499	5,859	4,773	4,031	3,502	3,108	2,804
10	9,999	8,278	7,016	6,082	5,375	4,826	4,389
15	14,999	13,190	11,720	10,524	9,545	8,737	8,062

В табл. 3.13 и табл. 3.14 приведены расчетные значения  $R_{max}$  в зависимости от параметров  $x$  и  $\overline{R}_{max}$ , полученные на основе решения уравнения (3.116).

#### 3.2.4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ КРУГЛОМ НАРУЖНОМ ПРОДОЛЬНОМ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Для оценки достоверности полученных теоретических решений проведены экспериментальные исследования шероховатости обработанной поверхности при круглом наружном продольном шлифовании алмазным кругом на металлической связке 1А1 300x20x5 АС6 125/100 М1-10 4. В качестве обрабатываемой детали использовался инструмент (рейбер) из твердого сплава ВК8.

После установки алмазного круга на круглошлифовальный станок производилось вскрытие алмазоносного слоя круга и устранение биения с использованием электроэрозионной правки. Был применен источник постоянного тока (напряжение -  $U = 36$  В, сила тока -  $I = 0 \dots 100$  А). Электродом служила стальная цилиндрическая заготовка, которая крепилась в центрах круглошлифовального станка и совершала вращательное и продольное движения.

Электроэрозионная правка производилась с силой тока до 100 А. Регулирование силы тока осуществлялось за счет поперечной подачи электрода. Время начального вскрытия алмазоносного слоя круга и устранения биения до уровня 0,01 мм составило приблизительно 20 минут.

Шлифование твердосплавного рейбера производилось без применения электроэрозионной правки (т.е. при отключенном источнике технологического тока).

Опытами установлено, что шероховатость обработки при шлифовании вновь заправленным алмазным кругом составляет  $R_a = 2,2$  мкм ( $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_{дет} = 15$  м/мин;  $S_{np} = 5$  мм/об;  $t = 0,05$  мм). Такое большое значение параметра  $R_a$  обусловлено тем, что шлифование производилось алмазным кругом с “острым” режущим рельефом, сформированным в процессе электроэрозионной правки и характеризующимся значительной высотой выступания зерен над уровнем связки круга. Шлифование данным кругом обеспечивает высокопро-

изводительный съём обрабатываемого материала. С течением времени обработки в связи с износом и затуплением режущих зерен круга параметр шероховатости  $R_a$  уменьшается, однако не столь значительно, рис. 3.32.

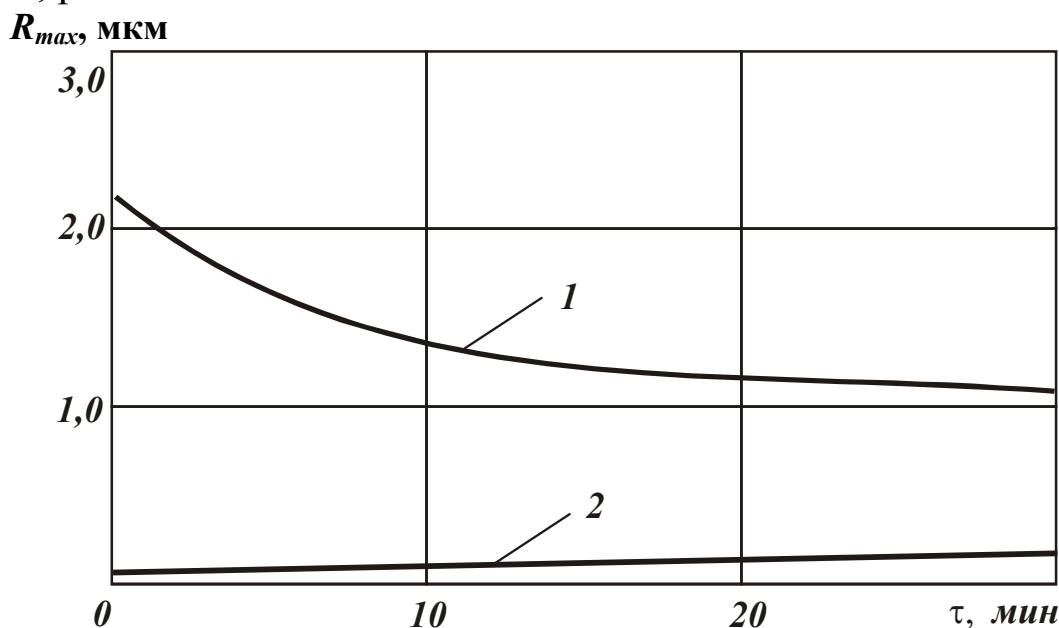


Рис. 3.32. Зависимость параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  от времени  $\tau$ : 1 – после электроэрозионной правки круга; 2 – после обработки круга алмазным карандашом.

Необходимо отметить, что изменение параметров режима шлифования:  $V_{дет}$ ,  $S_{пр}$ ,  $t$  также не привело к заметному изменению параметра  $R_a$ .

Были проведены опыты по оценке влияния величины  $\Delta$  на шероховатость обработки. С этой целью с помощью алмазного правящего карандаша МААС способом обтачивания произведено притупление

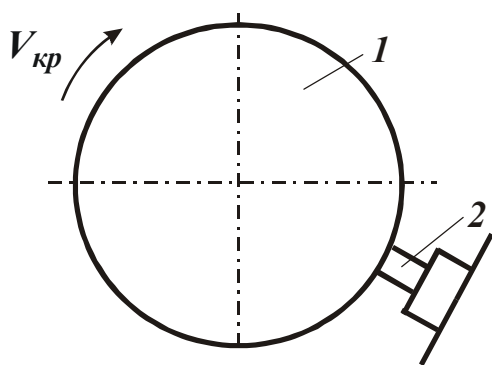


Рис. 3.33. Схема обтачивания алмазного круга на металлической связке алмазным правящим карандашом: 1 – алмазный круг; 2 – алмазный правящий карандаш.

режущих кромок алмазного круга согласно схеме, приведенной на рис. 3.33. Применялись следующие условия обтачивания алмазного круга:  $V_{кр} = 30$  м/с;  $S_{пр} = 0,3$  м/мин;  $t = 0,02$  мм/дв.ход. Подготовленный таким способом к работе алмазный круг обеспечивал шероховатость обработки при шлифовании  $R_a = 0,1 \dots 0,2$  мкм. Следовательно, притупление режущих кромок алмазного круга позволило

уменьшить параметр шероховатости обработки при шлифовании  $R_a$  с 2,2 мкм до 0,1...0,2 мкм, т.е. приблизительно в 10...20 раз.

С течением времени обработки кругом с притупленными режущими кромками параметр  $R_a$  несколько увеличивался (рис. 3.32), что

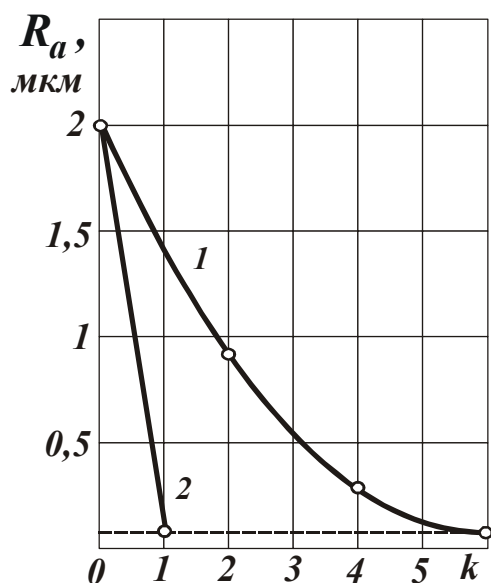


Рис. 3.34. Зависимость параметра шероховатости обработки  $R_a$  при шлифовании от количества  $k$  продольных ходов алмазного правящего карандаша при обтачивании алмазного круга на металлической связке: 1 -  $t = 0,02$  мм/дв.ход; 2 -  $t = 0,1$  мм/ход.

связано с выпадением из связки круга притупленных зерен и подключением в работу новых зерен с острыми кромками. Режущий рельеф круга становился более развитым, что приводило к уменьшению величины  $\Delta$  и соответственно к увеличению параметра шероховатости обработки  $R_a$ .

На рис. 3.34 показано влияние числа проходов  $k$  алмазного правящего карандаша при обтачивании алмазного круга на параметр шероховатости обработки  $R_a$  при шлифовании. Условия обтачивания алмазного круга:  $V_{кр} = 30$  м/с;  $S_{np} = 0,3$  м/мин. Как видим, с увеличением числа проходов  $k$  параметр шероховатости обработки  $R_a$  уменьшается. При глубине резания  $t = 0,1$  мм/ход (при обтачивании) значения шероховатости обработки при шлифовании  $R_a = 0,1-0,2$  мкм достигаются за

один проход алмазного карандаша. При  $t = 0,02$  мм/дв.ход (при обтачивании) значения шероховатости обработки при шлифовании  $R_a = 0,1-0,2$  мкм достигаются приблизительно за шесть проходов алмазного карандаша.

Опытами, проведенными в течении 30 минут шлифования, установлено, что алмазный круг с притупленными режущими кромками обладает высокой размерной стойкостью. Это позволяет использовать его на чистовых операциях шлифования для обеспечения высоких показателей шероховатости и точности обработки, что открывает новые технологические возможности шлифования. По сути, одним алмазным кругом можно одновременно снимать относительно большие припуски с высокой производительностью и обеспечивать шерохова-



тость поверхности на уровне операций чистовой обработки.

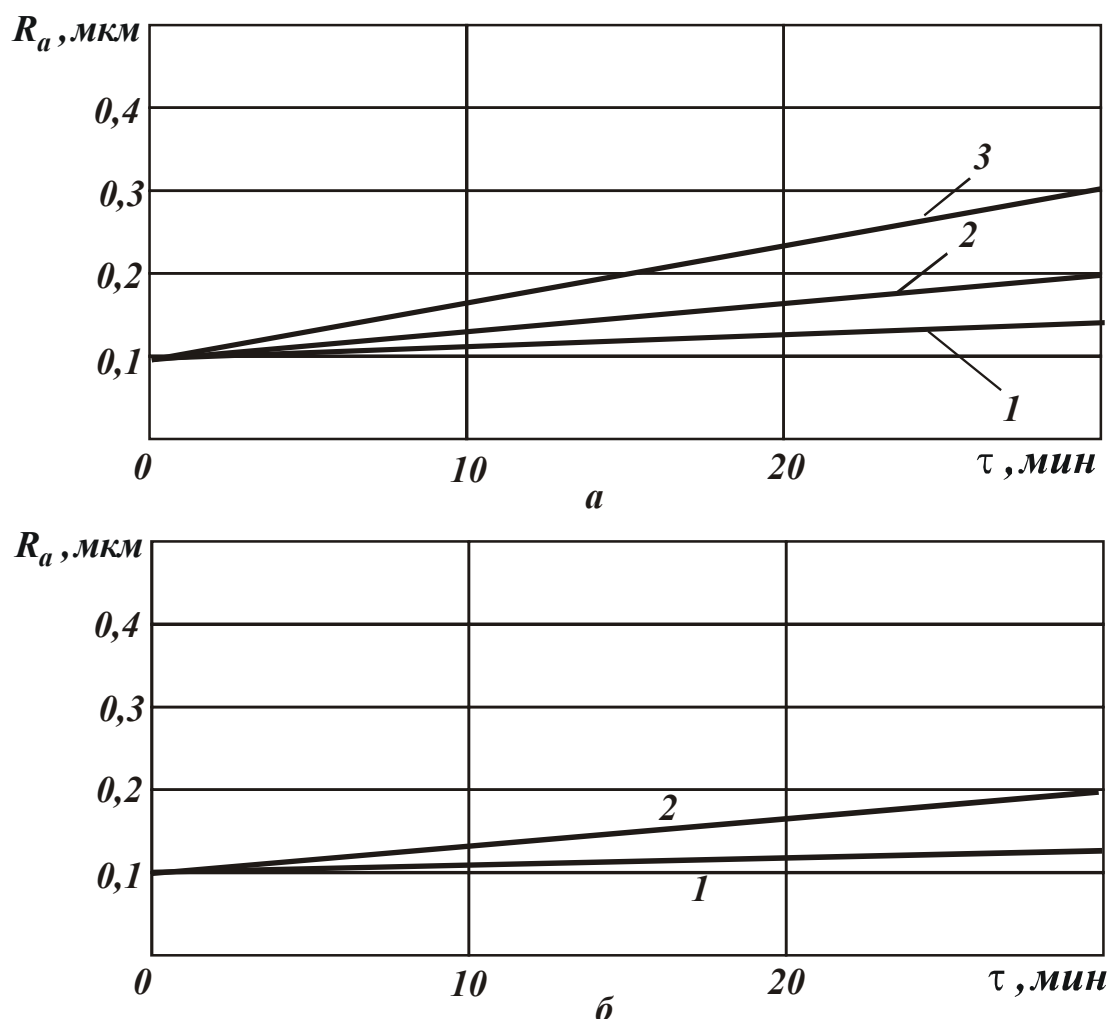


Рис. 3.35. Зависимость параметра шероховатости обработки  $R_a$  от времени обработки  $\tau$ : а – алмазный круг на металлической связке М1-01; 1 -  $t = 0,01 \text{ мм}$ ; 2 -  $t = 0,025 \text{ мм}$ ; 3 -  $t = 0,05 \text{ мм}$ ; б - алмазный круг на металлической связке М1-10; 1 -  $t = 0,01 \text{ мм}$ ; 2 -  $t = 0,05 \text{ мм}$ .

Были проведены экспериментальные исследования по изучению влияния глубины шлифования на шероховатость обработки при шлифовании алмазным кругом 1А1 300x20x5 АС6 100/80 М1-01 4 после его обтачивания алмазным правящим карандашом. Установлено, что при глубине шлифования  $t = 0,01 - 0,025 \text{ мм}$  в течении 30 мин обработки параметр шероховатости  $R_a$  изменяется в пределах 0,1–0,2 мкм, рис. 3.35,а. При глубине шлифования  $t = 0,05 \text{ мм}$  параметр шероховатости  $R_a$  за тоже время обработки изменился в больших пределах: 0,1–0,3 мкм.

Для сравнения были проведены экспериментальные исследования шероховатости обработки при шлифовании алмазным кругом 1А1 300x20x5 АС6 125/100 М1-10 4 после его обтачивания алмаз-

ным правящим карандашом, рис. 3.35,б. Установлено, что за 30 мин обработки при глубине шлифования  $t = 0,05$  мм параметр шероховатости  $R_a$  изменился в пределах 0,1–0,2 мкм. Это можно объяснить более высокой износостойкостью данного алмазного круга.

### 3.2.5. ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ

На основе аналитических зависимостей (3.106) и (3.114) определим условие, вызывающее столь значительное уменьшение параметра шероховатости обработки  $R_a$  (с 2,2 до 0,1 мкм) при шлифовании алмазным кругом на металлической связке после его обтачивания алмазным правящим карандашом.

Согласно зависимости (3.114), полученной на основе расчетной схемы (рис. 3.28), величина  $x$  мало влияет на параметр шероховатости  $R_{max}$ . Следовательно, добиться существенного уменьшения параметра  $R_{max}$  только лишь за счет выравнивания вершин режущих зерен (уменьшения высот выступания вершин зерен над уровнем связки круга) достаточно сложно.

Зависимость (3.106), полученная на основе расчетной схемы (рис. 3.30), в большей мере отражает закономерности формирования шероховатости обработанной поверхности, поскольку параметр  $R_{max}$  с увеличением величины  $x$  значительно уменьшается. Из этого можно сделать вывод о том, что экспериментально установленное существенное уменьшение параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  (в 20 раз) произошло главным образом вследствие образования на режущих зернах площадок износа.

Для более наглядного представления полученных теоретических решений были построены графики  $R_{max} - x$  для различных значений  $\bar{R}_{max}$  (рис. 3.36) на основе расчетных данных, приведенных в табл. 3.10, табл. 3.12 и табл. 3.14, т.е. табл. 3.10 соответствует рис. 3.36,а; табл. 3.12 – рис. 3.36,б; табл. 3.14 – рис. 3.36,в.

Сравнивая графики, приведенные на рис. 3.36,б и рис. 3.36,в, нетрудно видеть, что с учетом образования на зернах площадок износа параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  уменьшается более интенсивно с увеличением величины  $x$  (рис. 3.36,б), чем в случае, не учитывающем образование на зернах площадок износа (рис. 3.36,в).

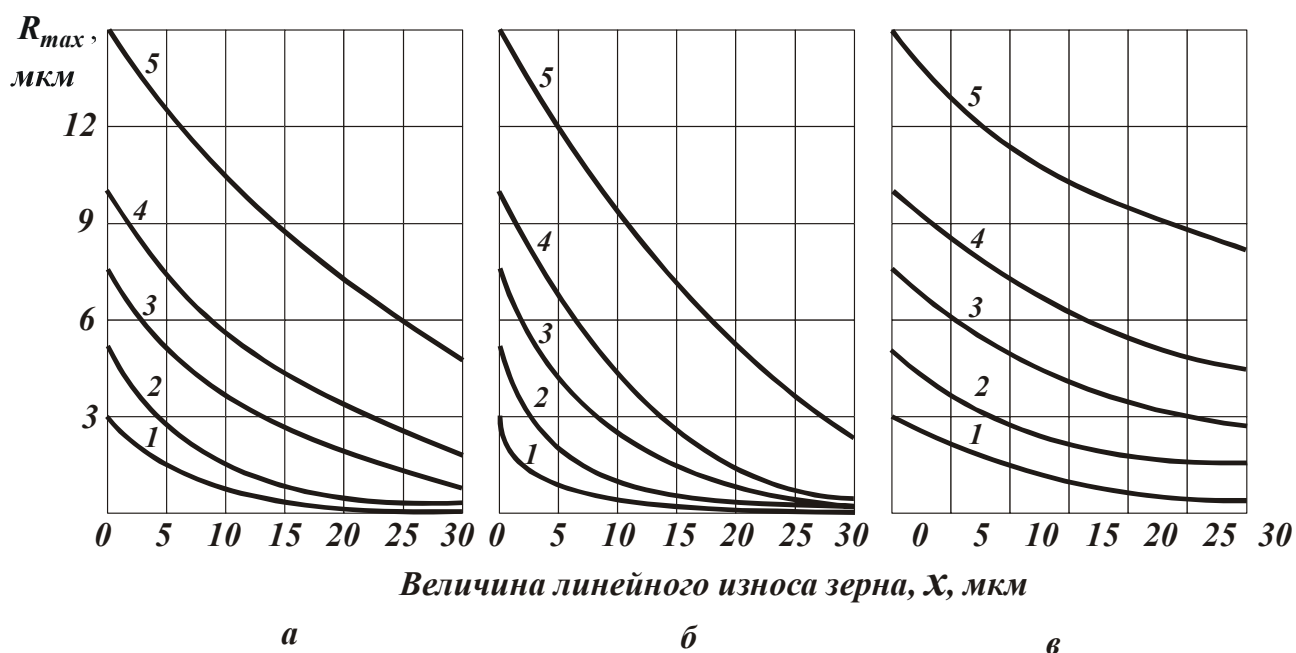


Рис. 3.36. Зависимости параметра шероховатости  $R_{max}$  от величины линейного износа зерна  $x$ : 1 -  $\bar{R}_{max} = 3$  мкм; 2 -  $\bar{R}_{max} = 5$  мкм; 3 -  $\bar{R}_{max} = 7,5$  мкм; 4 -  $\bar{R}_{max} = 10$  мкм; 5 -  $\bar{R}_{max} = 15$  мкм.

Проведем анализ полученных графиков для значения  $\bar{R}_{max} = 10$  мкм, соответствующего экспериментальному значению, полученному при шлифовании свежевскрытым алмазным кругом на металлической связке ( $R_a = 2,2$  мкм). С увеличением величины  $x$  от 0 до 30 мкм параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  уменьшился в 22,2 раза (рис. 3.36,б) и в 2,28 раза (рис. 3.36,в) соответственно. Как установлено экспериментально (см. предыдущий параграф), при шлифовании алмазным кругом, обработанным алмазным правящим карандашом, параметр шероховатости обработки  $R_a$  равен 0,12 мкм ( $R_{max} \approx 0,5$  мкм). Следовательно, за счет обработки алмазного круга алмазным правящим карандашом произошло уменьшение параметра  $R_{max}$  приблизительно в 20 раз. Это хорошо согласуется с расчетными данными, приведенными на рис. 3.36,б.

На основе проведенного анализа можно заключить, что выравнивание вершин зерен (путем обтачивания круга алмазным правящим карандашом) происходит в результате микроразрушений алмазных зерен с образованием на них площадок износа.

Приведенные на рис. 3.36 графики показывают практически неограниченное уменьшение параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  с увеличением величины линейного износа зерен  $x$ , т.е. раскрывают потенциальные возможности уменьшения параметра  $R_{max}$  за счет

существенного увеличения величины  $x$  (при условии образования на зернах площадок износа).

Произведем численный расчет параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  на основе зависимости (3.109) для условий круглого наружного шлифования свежевскрытым (после электроэрозионной правки) алмазным кругом 1А1 300x20x5 АС6 100/80 М1-01 4. Исходные данные для расчета:  $tg\gamma = 1$ ;  $m = 100$ ;  $\bar{X} = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м;  $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_{дет} = 15$  м/мин;  $D_{кр} = 0,3$  м;  $D_{дет} = 0,014$  м. В результате установлено:  $R_{max} = 4,3$  мкм ( $R_a \approx 0,2 \cdot R_{max} = 0,86$  мкм). Как показано в предыдущем параграфе, экспериментально установленное значение  $R_a$  для данных условий шлифования равно 1,9 мкм. Следовательно, расчетное значение  $R_a$  более чем в два раза меньше экспериментально установленного значения. Данное расхождение следует рассматривать достаточно большим, требующим уточнения.

Наблюдаемое расхождение значений  $R_a$  может быть обусловлено двумя факторами:

- 1) не учетом в расчетной схеме разновысотного расположения вершин зерен в пределах толщины слоя, равного параметру шероховатости  $R_{max}$ ;
- 2) не учетом вероятностного характера участия зерен в резании в связи с возможностью их прохождения “след в след”.

Учет этих двух факторов в расчетной схеме, естественно, приведет к уменьшению количества зерен, участвующих в формировании шероховатости поверхности, и соответственно увеличению параметров  $R_{max}$  и  $R_a$ .

### 3.2.6. ВЛИЯНИЕ РАЗНОВЫСОТНОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ ВЕРШИН РЕЖУЩИХ ЗЕРЕН НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ

Для упрощения анализа рассмотрим схему плоского шлифования. Расчетную схему, приведенную на рис. 3.24, представим в виде, показанном на рис. 3.37,а. Формирование шероховатости на обрабатываемом образце будем рассматривать в направлении линии ОА, считая, что скорости  $V_{дет}$  и  $V'_{дет}$  связаны соотношением (3.78).

Предположим, за время  $\tau$  прямолинейный обрабатываемый образец, движущийся со скоростью  $V'_{дет}$  по нормали к рабочей поверх-

ности круга, внедрился в слой зерен круга на глубину  $R_{max}$ , рис. 3.37,б. Будем считать, что выступание вершин зерен над уровнем связки круга подчинено равномерному закону распределения.

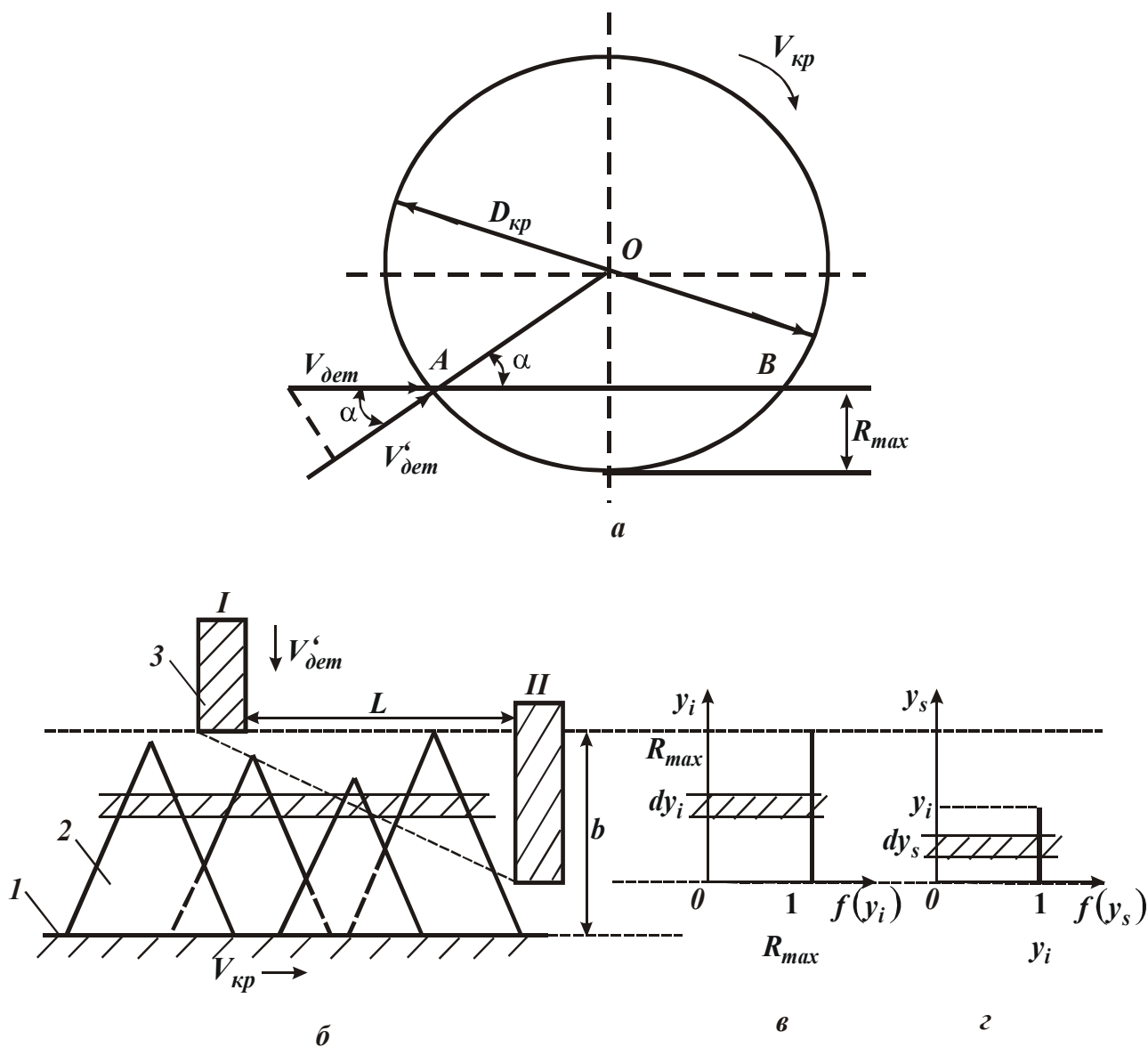


Рис. 3.37. Расчетная схема шероховатости поверхности: 1 – уровень связки круга; 2 – режущее зерно; 3 – обрабатываемый образец.

Выделим часть зерен, вершины которых расположены в слое бесконечно малой толщины  $dy_i$ , т.е. имеют высоту выступания  $y_i$  над условным уровнем  $(b - R_{max})$ , где  $b$  - максимальная высота выступания вершин зерен над уровнем связки круга, м (рис. 3.37,в). Рассмотрим условия образования шероховатости поверхности от наложения проекций этих зерен на движущийся образец. В результате взаимного движения круга и образца, высоты проекций зерен на образец будут различны. Характер изменения высот проекций зерен  $y_s$  будет подчиняться равномерному закону с плотностью распределе-

ния  $f(y_s) = \frac{1}{y_i}$  (рис. 3.37,Г).

Определим суммарную длину оснований рассматриваемых проекций зерен  $dB$  (рис. 3.38):

$$dB = \int_0^{y_i} 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y_s \cdot dn_s, \quad (3.117)$$

где  $dn_s = dn_i \cdot f(y_s) \cdot dy_s$ ;  $dn_i = n_0 \cdot f(y_i) \cdot dy_i$ ;  $f(y_i) = \frac{1}{R_{max}}$ ;

$n_0 = k \cdot B \cdot L \cdot \frac{R_{max}}{b} = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot \frac{R_{max}}{b}$  - число зерен, расположенных на участке поверхности круга длиной  $L$  и выступающих над уровнем связки на высоту, более  $(b - R_{max})$ .

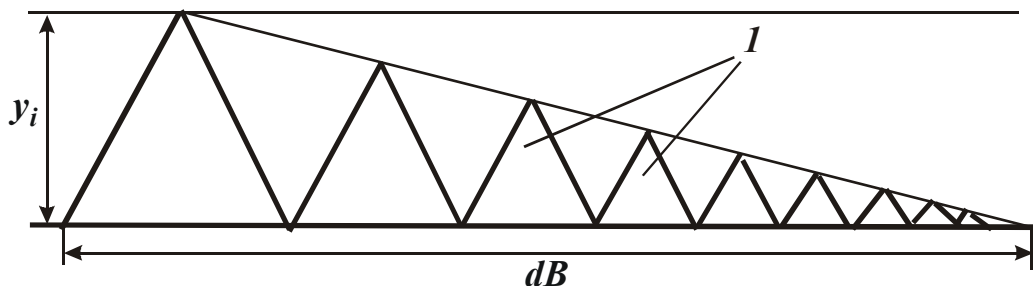


Рис. 3.38. Расчетная схема шероховатости поверхности: 1 – режущие зерна.

После преобразований интеграл (3.117) запишется:

$$\begin{aligned} dB &= \int_0^{y_i} 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y_s \cdot f(y_s) \cdot dn_i \cdot dy_s = \\ &= \int_0^{y_i} 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot dn_i \cdot \frac{1}{y_i} \cdot y_s \cdot dy_s = \operatorname{tg} \gamma \cdot y_i \cdot dn_i \end{aligned} \quad (3.118)$$

Определим суммарную длину оснований проекций зерен  $\int_0^{R_{max}} dB$

от всех слоев зерен толщиной  $dy_i$ :

$$\begin{aligned} \int_0^{R_{max}} dB &= \int_0^{R_{max}} \operatorname{tg} \gamma \cdot n_0 \cdot f(y_i) \cdot y_i \cdot dy_i = \\ &= \int_0^{R_{max}} \operatorname{tg} \gamma \cdot \frac{n_0}{R_{max}} \cdot y_i \cdot dy_i = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot n_0 \cdot R_{max}}{2} \end{aligned} \quad (3.119)$$

Параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  определим из условия:

$$\int_0^{R_{max}} dB = B, \quad (3.120)$$

где  $B$  - ширина обрабатываемого образца, м.

Сравнивая выражения (3.119) и (3.120), имеем

$$\frac{tg\gamma \cdot R_{max} \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot R_{max}}{2 \cdot b} = B. \quad (3.121)$$

Откуда

$$R_{max} = \sqrt{\frac{2 \cdot b}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \tau}}. \quad (3.122)$$

Время  $\tau$  для схемы шлифования прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью  $V'_{дет}$ , равно

$$\tau = \frac{R_{max}}{V'_{дет}}. \quad (3.123)$$

Подставим зависимость (3.123) в (3.122):

$$R_{max} = 3 \sqrt{\frac{2 \cdot b \cdot V'_{дет}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (3.124)$$

Выразим параметры  $k$  и  $b$  зависимостями (3.90) и (3.91):

$$R_{max} = 3 \sqrt{\frac{400 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}. \quad (3.125)$$

Таким образом, получена зависимость, уточняющая зависимость (3.92). Отличие зависимостей (3.92) и (3.125) состоит лишь в множителе  $\sqrt[3]{4} = 1,58$ .

Для плоского шлифования время  $\tau$  с учетом зависимости (3.67) опишется:

$$\tau = \frac{2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}}}{V_{дет}}. \quad (3.126)$$

Подставим зависимость (3.126) в зависимость (3.122):

$$R_{max} = 5 \sqrt{\left( \frac{b \cdot V_{дет}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}} \right)^2 \cdot \frac{1}{D_{кр}}}. \quad (3.127)$$

Для круглого наружного шлифования время  $\tau$  с учетом зависимости (3.72) опишется:

$$\tau = \frac{2}{V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{R_{max}}{\left(\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}\right)}}. \quad (3.128)$$

Тогда параметр шероховатости  $R_{max}$  определится из зависимости (3.122) с учетом зависимости (3.128):

$$R_{max} = 5 \sqrt{\left(\frac{b \cdot V_{дет}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}\right)}. \quad (3.129)$$

Выразим параметры  $k$  и  $b$  зависимостями (3.90) и (3.91):

$$R_{max} = 5 \sqrt{\left(\frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{3 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}\right)}. \quad (3.130)$$

Зависимости (3.109) и (3.130) отличаются лишь множителем  $\sqrt[5]{4^2} = 1,74$ . Тогда, рассчитанное по зависимости (3.130) значение  $R_a \approx 0,2 \cdot R_{max}$  для условий шлифования, приведенных в параграфе 3.2.4, равно 1,5 мкм. Это на 21% меньше экспериментально установленного значения  $R_a = 1,9$  мкм. Как видим, зависимость (3.130) позволяет более точно рассчитать параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  и соответственно параметр  $R_a$  по сравнению с зависимостью (3.109).

Таким образом показано, что учет разновысотного расположения вершин режущих зерен в пределах слоя толщиной  $R_{max}$  приводит к увеличению шероховатости обработки. Это повышает сходимость расчетных и экспериментальных данных по шероховатости обработки.

### 3.2.7. РАСЧЕТ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ С УЧЕТОМ ВЕРОЯТНОСТНОГО ХАРАКТЕРА УЧАСТИЯ ЗЕРЕН В РЕЗАНИИ

Зависимости (3.114) и (3.106) получены без учета вероятностного характера участия зерен круга в процессе формообразования поверхностей при шлифовании. Поэтому важно оценить эти зависимости с позиции учета вероятности участия зерен в резании. Для этого рассмотрим теоретический подход к расчету шероховатости обрабо-



танной поверхности, предложенный Новиковым Ф.В. [212].

Согласно данного подхода, область сплошного перекрытия проекций зерен на плоскости прямолинейного образца, движущегося со скоростью  $V'_{дет}$  по нормали к рабочей поверхности круга, описана с помощью вероятностной функции (функции распределения) – относительной полноты профиля круга  $\varepsilon(y)$ , рис 3.39:

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp\left(-\frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V'_{дет}} \cdot y^3\right). \quad (3.131)$$

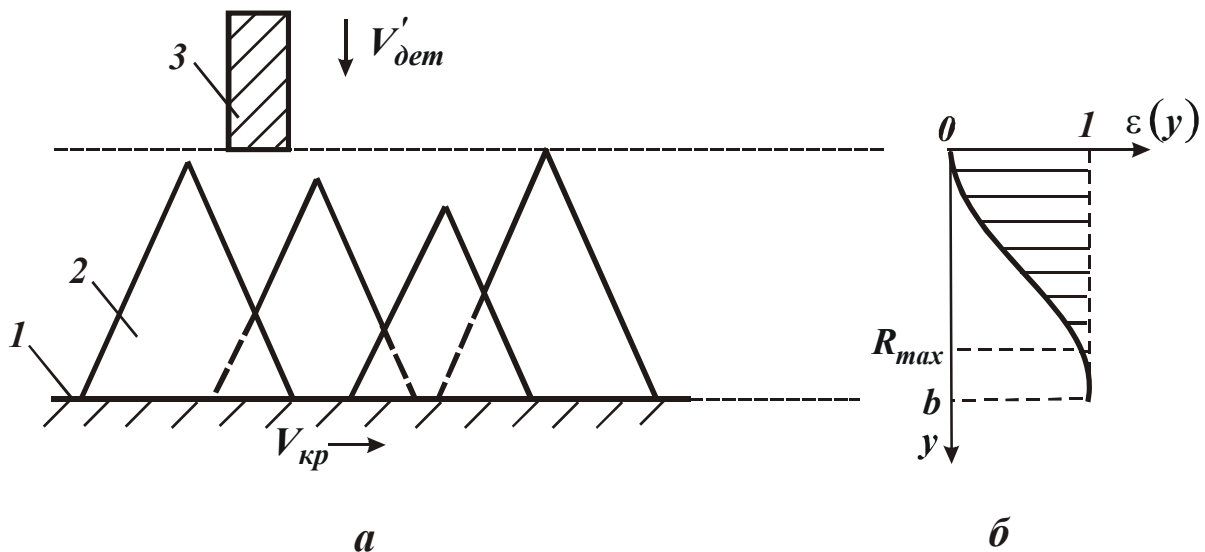


Рис. 3.39. Схема формирования относительной полноты профиля круга  $\varepsilon(y)$  и график функции  $\varepsilon(y)$ : 1 – уровень связки круга; 2 – режущее зерно; 3 – обрабатываемый образец.

Заштрихованным на рис. 3.39,б показан не снятый материал (в виде микронеровностей) обрабатываемого образца. Функция  $\varepsilon(y)$  изменяется в пределах  $0 \dots 1$ : при  $y = 0 \rightarrow \varepsilon(y = 0) = 0$ , по мере увеличения координаты  $y$  функция  $\varepsilon(y)$  стремится к значению  $\varepsilon(y) \rightarrow 1$ . Исходя из этого, установить параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  можно с определенным приближением, задавая значение  $\varepsilon(y)$ , например, равным  $\varepsilon_0 = 0,9; 0,95; 0,99$  и т.д. Тогда

$$R_{max} = 3 \sqrt[3]{-\frac{3 \cdot b \cdot V'_{дет} \cdot \ln(1 - \varepsilon_0)}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (3.132)$$

С учетом зависимостей (3.90) и (3.91) параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  примет вид:

$$R_{max} = 3 \sqrt[3]{-\frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет} \cdot \ln(1 - \varepsilon_0)}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}. \quad (3.133)$$

При  $\ln(1 - \varepsilon_0) = -0,165$  или  $\varepsilon_0 = 0,15$  зависимости (3.133) и (3.69) идентичны. Это свидетельствует о том, что зависимость (3.69) является частным случаем зависимости (3.133), полученной с учетом вероятностного характера участия зерен в формообразовании поверхности при шлифовании.

В работе [212] для выполнения расчетов параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  принято  $\varepsilon_0 = 0,895$ ;  $\ln(1 - \varepsilon_0) = -2,25$ . Тогда окончательно зависимость (3.132) опишется

$$R_{max} = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}} . \quad (3.134)$$

Зависимости (3.134) и (3.69) отличаются лишь множителем  $\sqrt[3]{13,6} = 2,39$ , т.е. рассчитанные по зависимости (3.69) значения  $R_{max}$  в 2,39 раз меньше значений  $R_{max}$ , рассчитанных по зависимости (3.134).

Сравнивая зависимости (3.124) и (3.134), видим, что они отличаются множителем  $\sqrt[3]{3,37} = 1,5$ . Следовательно, учет вероятностного характера участия зерен в резании приводит к увеличению параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  в 1,5 раза.

### 3.2.8. ОЦЕНКА ВЕРОЯТНОСТИ УЧАСТИЯ ЗЕРЕН В РЕЗАНИИ НА ОСНОВЕ ОТНОШЕНИЯ $R_{max} / R_a$

Для оценки полученного решения определим значение  $\varepsilon_0$  на основе данных отношения  $R_{max} / R_a$ , которое, как установлено экспериментально, может изменяться в пределах 4...8 для различных условий шлифования и обрабатываемых материалов.

Для этого определим расчетным путем отношение  $R_{max} / R_a$ .

На рис. 3.40 показана профилограмма поверхности и основные параметры шероховатости поверхности.

Согласно ГОСТ 2789-73 имеется шесть параметров шероховатости поверхности: среднее арифметическое отклонение профиля  $R_a$ ; высота неровностей профиля по десяти точкам  $R_z$ ; наибольшая высота неровностей профиля  $R_{max}$ ; средний шаг неровностей по средней длине  $S_m$ ; средний шаг неровностей по вершинам  $S$ ; относительная

опорная длина профиля  $t_p$ , где  $p$  - значение уровня сечения профиля.

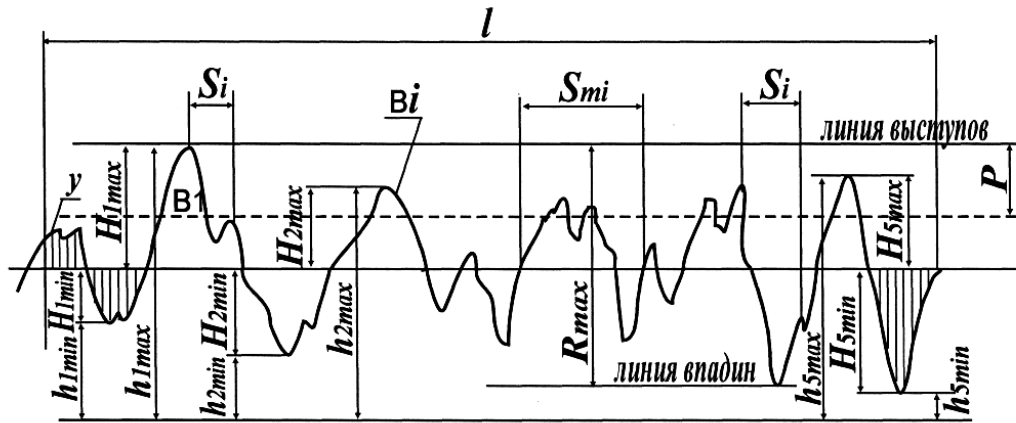


Рис.3. 24. Профиллограмма поверхности.

Параметр шероховатости  $R_z$  определяется как средняя величина между пятью максимальными и пятью минимальными точками профиля в пределах базовой длины

$$R_z = \frac{1}{5} \cdot \left( \sum_{i=1}^5 |H_{i_{max}}| + \sum_{i=1}^5 |H_{i_{min}}| \right) = \frac{1}{5} \cdot \left( \sum_{i=1}^5 h_{i_{max}} - h_{i_{min}} \right). \quad (3.135)$$

Относительная опорная длина профиля равна отношению опорной длины профиля  $\sum_{i=1}^n b_i$  к базовой длине  $l$ , т.е.  $t_p = \frac{1}{l} \cdot \sum_{i=1}^n b_i$ , где  $p$  - характеризует уровень сечения профиля, который равен расстоянию между линией выступов профиля профиллограммы и линией, пересекающей профиль в исследуемом сечении.

Наибольшая высота неровностей профиля  $R_{max}$  - это расстояние между линией выступов и линией впадин профиля в пределах базовой длины  $l$ .

Основой для определения числовых значений параметра шероховатости обработки  $R_a$  является средняя линия профиля  $m$ , расположение которой обеспечивает равенство сумм площадей, очерчиваемых кривой профиля по обе стороны. Параметр  $R_a$  определяется как среднее арифметическое отклонение профиля в пределах базовой длины  $l$ :

$$R_a = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n |y_i|, \quad (3.136)$$

где  $y_i$  - расстояние между любой точкой профиля и средней линией;  $n$  - число измеренных ординат.

Если базовую длину  $l$  разбить на  $n$  участков одинаковой длины  $\Delta l = l/n$ , то зависимость (3.136) примет вид

$$R_a = \frac{\Delta l}{l} \cdot \sum_{i=1}^n |y_i| = \frac{1}{l} \cdot \sum_{i=1}^n |y_i \cdot \Delta l| = \frac{1}{l} \cdot \sum_{i=1}^n |\Delta \bar{F}|, \quad (3.137)$$

где  $\Delta \bar{F}$  - площадь элементарного участка профиля.

Суммируя площади  $n$  элементарных участков длиной  $\Delta l$ , получим

$$R_a = \frac{1}{l} \cdot (\bar{F}_1 + \bar{F}_2), \quad (3.138)$$

где  $\bar{F}_1$  и  $\bar{F}_2$  - соответственно площади, ограниченные средней линией  $m$  и профилем, расположенным по обе стороны от средней линии.

Выразим площади  $\bar{F}_1$  и  $\bar{F}_2$  через относительные величины  $F_1$  и  $F_2$ :

$$\begin{aligned} \bar{F}_1 &= l \cdot F_1, \\ \bar{F}_2 &= l \cdot F_2. \end{aligned}$$

Тогда зависимость (3.138) примет вид

$$R_a = F_1 + F_2. \quad (3.139)$$

Таким образом, получена расчетная зависимость для определения параметра шероховатости обработки  $R_a$ .

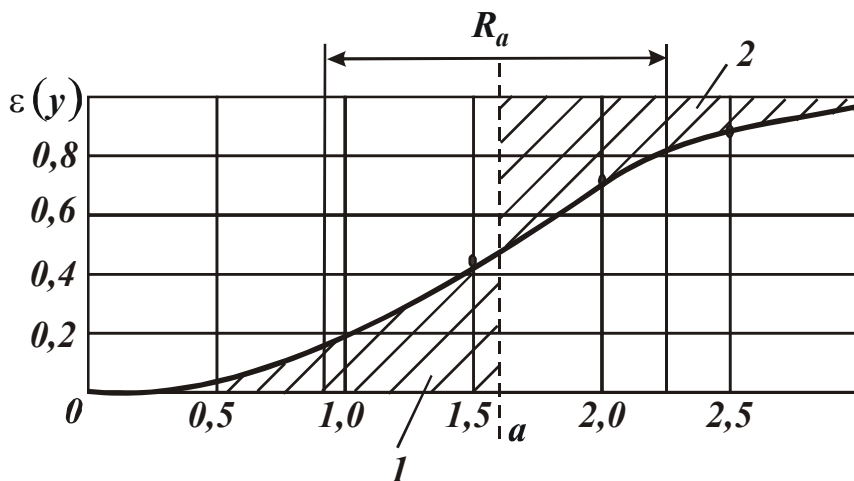


Рис. 3.41. Расчетная схема параметра шероховатости обработки  $R_a$  на основе зависимости  $\varepsilon(y)$ .

Произведем численный расчет параметра  $R_a$  на основе использования функции  $\varepsilon(y)$ , описываемой зависимостью (3.131) и графически представленной на рис.3.41.

Исходя из рис.3.41, параметр шероховатости  $R_a$  равен

$$R_a = \frac{F_1 + F_2}{1}, \quad (3.140)$$

где  $F_1, F_2$  - заштрихованные на рис. 3.41 площади 1 и 2 ( $F_1 = F_2$ ).

Как видим зависимости (3.140) и (3.139) принимают один вид.

Значение 1 в знаменателе зависимости (3.140) соответствует условию  $\varepsilon(y) \approx 1$ . Используя график функции  $\varepsilon(y)$ , приведенный на рис. 3.41, первоначально определим положение средней линии  $y = a$ . Оно определяется из условия  $F_1 = F_2$ .

Зависимость (3.131) с учетом зависимостей (3.90) и (3.91) примет вид:

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp\left(-\frac{\operatorname{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}} \cdot y^3\right). \quad (3.141)$$

Для исходных данных:  $\operatorname{tg}\gamma = 1$ ;  $m = 100$ ;  $x = 10^{-4}$  м;  $V_{кр} = 30$  м/с;  $V'_{дет} = 2 \cdot 10^{-3}$  м/с зависимость (3.141) выразится:

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp(-0,15 \cdot y^3). \quad (3.142)$$

В табл. 3.15 приведены расчетные значения площадей  $F_1$  и  $F_2$  для функции  $\varepsilon(y)$ , описываемой зависимостью (3.142). Нетрудно видеть, что при  $y = 1,62$  мкм площади  $F_1$  и  $F_2$  равны между собой:  $F_1 = F_2 = 0,34$ .

Тогда, исходя из зависимости (3.140), параметр шероховатости обработки  $R_a$  равен 0,68 мкм.

Таблица 3.15

Расчетные значения параметров

$y$ , МКМ	0	0,25	0,5	0,75	1,0	1,25	1,5	1,62	1,75	2,0	2,25	2,5	2,75	3,0	3,25
$\varepsilon(y)$	0	0,003	0,025	0,082	0,18	0,3	0,42	0,48	0,55	0,71	0,83	0,9	0,96	0,98	0,999
$F_1$ , МКМ	0	0,0007	0,014	0,034	0,08	0,15	0,26	0,35	0,4	0,58	0,79	1,0	1,25	1,5	
$F_2$ , МКМ	-	-	-	1,0	0,8	0,59	0,41	0,33	0,27	0,155	0,08	0,04	0,015	0,02	

В табл. 3.16 приведены расчетные значения отношения  $R_{max} / R_a$  для различных (возможных) значений параметра шероховатости обработки  $R_{max} = y$ , которые взяты из табл. 3.15.

Как видим, отношение  $R_{max} / R_a$  изменяется приблизительно в пределах 4...5. Это согласуется с аналогичными экспериментальными данными, полученными при шлифовании. Следовательно, с достаточной для практики точностью можно принять  $\varepsilon_0 = 0,895$  [212]. Тогда справедлива зависимость (3.134), полученная для схемы шлифования прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью  $V'_{дет}$ .

Таблица 3.16

Расчетные значения отношения  $R_{max} / R_a$ 

$R_{max}$ , мкм	2,5	2,75	3,0	3,25
$R_{max} / R_a$	3,68	4,0	4,4	4,8
$\varepsilon_0$	0,9	0,96	0,98	0,999

Установим зависимость для определения параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  при круглом наружном шлифовании с учетом вероятностного характера участия зерен в резании. Для этого, используя зависимость (3.134), получим общую зависимость, справедливую для трех принципиальных схем шлифования, показанных на рис. 3.23.

Воспользуемся функцией  $\varepsilon(y)$ , описываемой зависимостью (3.131), для анализа относительной опорной длины профиля обработанной поверхности  $L(y)$ .

Общий вид функции  $\varepsilon(y)$  показан на рис. 3.42,а. Заштрихованным выделен оставшийся на обработанной поверхности материал в виде микронеровностей. Наибольший выступ микронеровностей соответствует значению  $y = R_{max}$  (где  $R_{max}$  - параметр шероховатости обработки). Наибольшая впадина соответствует значению  $y = 0$ .

От функции  $\varepsilon(y)$  перейдем к функции относительной опорной длины профиля обработанной поверхности  $L(y)$ . Для этого необходимо начало координат поместить в точке  $y = R_{max}$ , ввести новую координату  $\bar{y} = R_{max} - y$  и рассмотреть противоположную вероятностную функцию:

$$L(\bar{y}) = 1 - \varepsilon(\bar{y}) = e^{-\frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V'_{дет}} \cdot (R_{max} - \bar{y})^3}$$

Общий вид функции  $L(\bar{y})$  показан на рис. 3.42,б. Как и на рис. 3.42,а, заштрихованным выделен оставшийся на обработанной поверхности материал в виде микронеровностей. Сплошной материал (без микронеровностей) начинается при  $\bar{y} \geq R_{max}$ . Располагая аналитической зависимостью для описания функции  $L(\bar{y})$ , можно определить параметр шероховатости обработки  $R_a$ . Исходя из рис. 3.42,в, он определяется из выражения

$$R_a = \frac{F_1 + F_2}{1}, \quad (3.143)$$

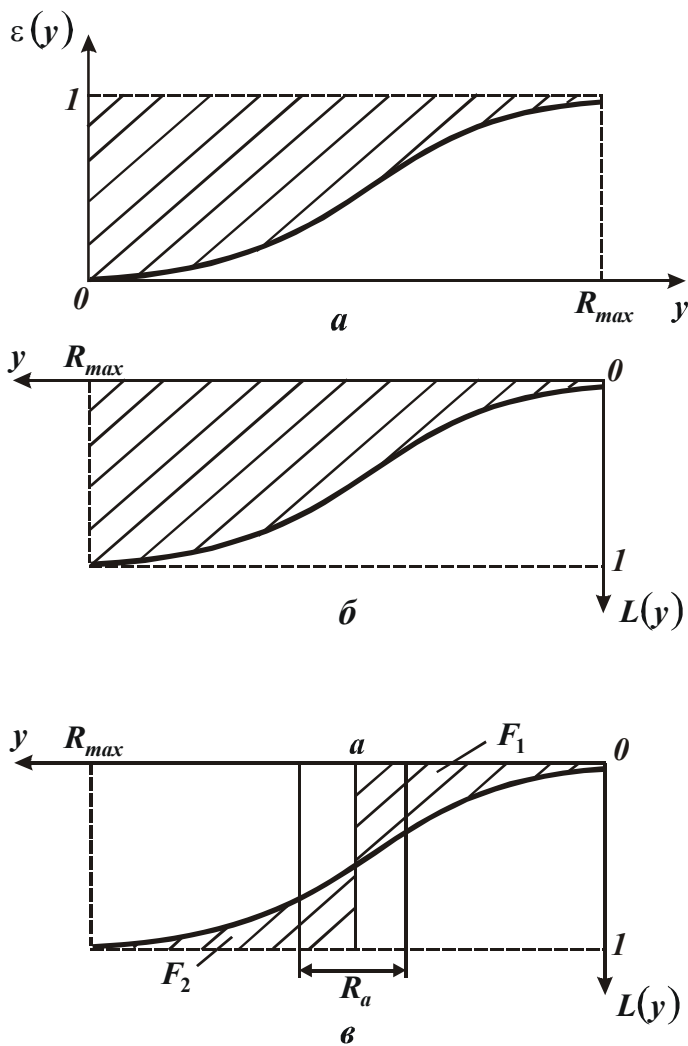


Рис. 3.42. Общий вид функций  $\varepsilon(y)$ ,  $L(\bar{y})$ .

где  $F_1$  – площадь, ограниченная линиями  $\bar{y} = a$ ,  $L(\bar{y}) = 0$  и функцией  $L(\bar{y})$ ;  $F_2$  – площадь, ограниченная линиями  $\bar{y} = a$ ,  $L(\bar{y}) = 1$  и функцией  $L(\bar{y})$ .

Значение  $\bar{y} = a$  определяет положение средней линии, полученной из равенства площадей, занимаемых выступами и впадинами на участке базовой длины  $l$  обработанной поверхности. Проведенные выше численные расчеты для конкретных условий шлифования показали, что соотношение параметров шероховатости  $R_{max} / R_a$  изменяется в пределах 4...5. Это указывает на то, что функция  $L(\bar{y})$  может быть (приблизительно) описана

прямой линией, проведенной через начало координат и точку с координатами  $\bar{y} = R_{max}$  и  $L(\bar{y}) = 1$ , рис. 3.43,а. В данном случае отношение  $R_{max} / R_a = 4$ .

Полученный теоретический результат хорошо согласуется с известными экспериментальными данными. В тоже время установлено, что данное соотношение при определенных условиях обработки может изменяться в более широких пределах: от 5 до 8 и более. Поэтому рассмотрим теоретически условия формирования такого большого соотношения  $R_{max} / R_a$ , принимая условно функцию относительной опорной длины профиля обработанной поверхности в виде, показанном на рис. 3.43,б (здесь  $L_0$  – безразмерная величина, изменяющаяся в пределах от 0 до 1). Исходя из рис. 3.43,б, произведем расчет параметра шероховатости обработки  $R_a$ . Определим величину  $x$  из геометрического соотношения:

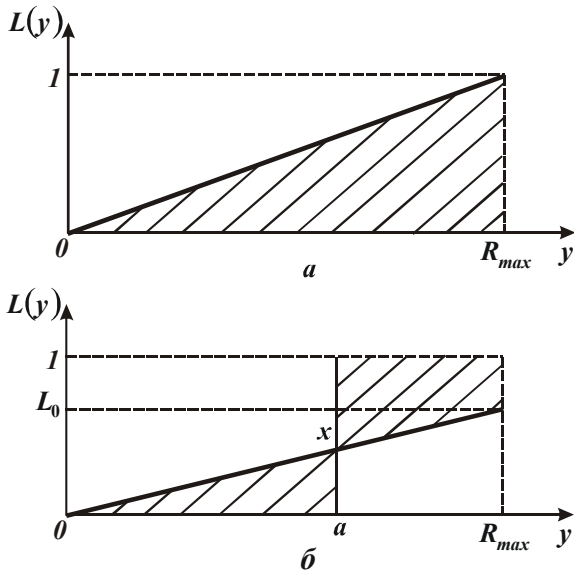


Рис. 3.43. Вид упрощенной функции  $L(\bar{y})$ .

$$\frac{L_0 - x}{a} = \frac{L_0}{R_{max}}, \text{ откуда}$$

$$x = L_0 \cdot \left(1 - \frac{a}{R_{max}}\right). \quad (3.144)$$

Определим первоначально положение средней линии  $\bar{y} = a$  из условия равенства заштрихованных на рис. 3.43,б площадей:

$$0,5 \cdot a \cdot (L_0 - x) = (R_{max} - a) \times \\ \times (1 - L_0) + 0,5 \cdot x \cdot (R_{max} - a),$$

откуда

$$a = R_{max} \cdot (1 - 0,5 \cdot L_0). \quad (3.145)$$

Параметр шероховатости об-

работки  $R_a$  определим из условия:

$$R_a \cdot 1 = 2 \cdot 0,5 \cdot a \cdot (L_0 - x).$$

Откуда с учетом зависимостей (3.144) и (3.145), имеем

$$R_a = R_{max} \cdot L_0 \cdot (1 - 0,5 \cdot L_0)^2. \quad (3.146)$$

Как видим, при  $L_0=1$  параметр  $R_a = \frac{R_{max}}{4}$ , что соответствует

приведенному выше решению, т.е. расчеты выполнены правильно. Из зависимости (3.146) следует, что величина  $L_0$  оказывает на параметр  $R_a$  неоднозначное влияние. Расчетные данные, характеризующие изменение параметра  $R_a$  от  $L_0$ , приведены в табл. 3.17 (для  $R_{max}=1$  мкм).

Таблица 3.17

Расчетные значения  $R_a$  и  $R_{max} / R_a$

$L_0$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$R_a$ , мкм	0	0,09	0,162	0,217	0,256	0,281	0,294	0,295	0,29	0,277	0,25
$R_{max} / R_a$	$\infty$	11,1	6,25	4,54	3,85	3,57	3,4	3,39	3,45	3,7	4,0

С увеличением  $L_0$  от 0 до 0,7 параметр шероховатости обработки  $R_a$  увеличивается, при  $L_0 > 0,7$  – уменьшается, рис.3.44. Отношение  $R_{max} / R_a$ , наоборот, с увеличением  $L_0$  до значения 0,7 уменьшается, затем увеличивается, принимая при  $L_0 < 0,2$  значения, превы-



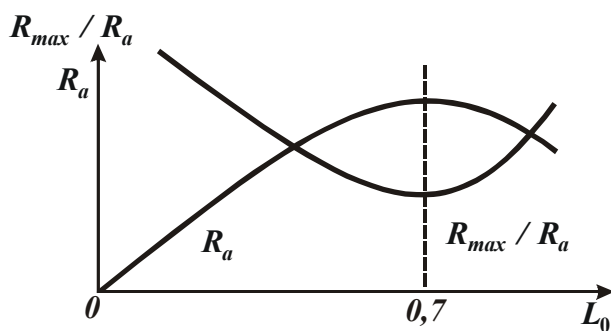


Рис. 3.44 Характер изменения  $R_a$  и  $R_{max} / R_a$  от  $L_0$ .

шающие 6. Этим показано, что форма относительной опорной длины профиля обработанной поверхности  $L(\bar{y})$  определяет значения параметра шероховатости поверхности  $R_a$  и соотношения  $R_{max} / R_a$ .

Увеличенные значения  $R_{max} / R_a > 6$  обусловлены тем,

что на участке базовой длины  $l$  обработанной поверхности площадь, ограниченная впадинами микронеровностей и средней линией, превышает площадь, ограниченную выступами микронеровностей и средней линией. Это может иметь место при шлифовании кругом с притупленными режущими кромками. Например, установлено [109], что наименьшая относительная опорная длина профиля достигается после шлифования абразивным кругом, а наибольшая – после шлифования алмазным кругом на металлической связке и кругом из кубонита. Следовательно, шлифование кругами из синтетических сверхтвердых материалов позволяет увеличить опорную площадь и соответственно несущую способность и износостойкость деталей машин. Поэтому при выборе оптимального метода обработки необходимо знать его возможности по формированию как высотных параметров шероховатости  $R_{max}, R_a$ , так и относительной опорной длины профиля обработанной поверхности.

### 3.2.9. РАСЧЕТ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ С УЧЕТОМ ВЕРОЯТНОСТНОГО ХАРАКТЕРА УЧАСТИЯ ЗЕРЕН В РЕЗАНИИ ПРИ КРУГЛОМ НАРУЖНОМ ШЛИФОВАНИИ

Выразим  $V'_{дет} = \frac{R_{max}}{\tau}$ , тогда

$$R_{max} = \sqrt{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \tau}} \quad (3.147)$$

Время  $\tau$  при круглом наружном шлифовании определяется  $\tau = \frac{l}{V_{дет}}$ . Длина  $l$  выражается зависимостью (3.72). После подста-

новки зависимости (3.72) в (3.147), получим

$$R_{max} = \sqrt[5]{\left(\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{D_{кр}} + \frac{1}{D_{дет}}\right)}. \quad (3.148)$$

Зависимости (3.148) и (3.130) отличаются множителем  $\sqrt[5]{11,4} = 1,62$ . Тогда, рассчитанное по зависимости (3.148) значение  $R_a = 0,2R_{max}$  для условий шлифования, приведенных в параграфе 3.2.4 ( $\operatorname{tg} \gamma = 1$ ;  $m = 100$ ;  $\bar{X} = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м;  $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_{дет} = 15$  м/мин;  $D_{кр} = 0,3$  м;  $D_{дет} = 0,014$  м), равно 2,43 мкм. Расхождение данного значения с экспериментально установленным значением  $R_a = 1,9$  мкм составляет 27%. Как видим, зависимость (3.148) дает завышенное, а зависимость (3.130) – заниженное значение шероховатости обработки.

В табл. 3.18 для сравнения приведены рассчитанные по полученным зависимостям значения параметра шероховатости  $R_a$ , а также экспериментальные значения параметра  $R_a$ .

Таблица 3.18

Расчетные и экспериментальное значения параметра  $R_a$

Зависимости	Расчетные значения			Экспериментальное значение
	(3.109)	(3.130)	(3.148)	
$R_a$ , мкм	0,86	1,5	2,43	1,9

Определим расчетным путем значение величины линейного износа зерен  $x$ , которая формируется в процессе притупления режущих кромок алмазного круга путем его обтачивания алмазным правящим карандашом. Для этого воспользуемся расчетной зависимостью для определения параметра шероховатости обработки  $R_a$ , учитывающей вероятностный характер участия зерен в резании [212]

$$R_a = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}\right)}, \quad (3.149)$$

где  $\bar{X}$  - зернистость круга, м;  $m$  - объемная концентрация зерен в круге;  $\eta$  - безразмерный коэффициент, учитывающий степень затупления зерен круга, изменяется в пределах 0...1 ( $\eta \rightarrow 0$  - для острого зерна,  $\eta \rightarrow 1$  - для затупленного зерна);

$$\eta = \frac{x}{H} = \frac{x}{H_0} \cdot \sqrt[3]{(1-\eta)^2}, \quad (3.150)$$

$$H_0 = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot V_{дет}}{tg \gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}, \quad (3.151)$$

где  $x$  - величина линейного износа зерна, м;  $H$  - максимальная глубина внедрения зерен круга в обрабатываемый материал, отсчитывая их от вершин исходных неизношенных зерен, м.

Экспериментально установленное значение параметра  $R_a$  после шлифования алмазным кругом с притупленными режущими кромками равно 0,2 мкм ( $R_{max} = 1$  мкм). Условия обработки соответствовали приведенным выше исходным данным для расчета параметра  $R_{max}$ .

Для расчета величины  $x$  по зависимости (3.149), разрешим данную зависимость относительно безразмерного коэффициента  $\eta$ :

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)^2} = \left( \frac{R_a}{2} \right)^{2,5} \cdot \frac{m \cdot V_{кр}}{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \rho^{0,5}}, \quad (3.152)$$

где  $\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}}$ ;  $R_{кр}$  - радиус круга, м;  $R_{дет}$  - радиус обрабатываемой детали, м.

Подставляя в зависимость (3.152) исходные данные, установлено  $\eta = 0,91$ . Величину  $x$  определим, преобразуя зависимость (3.149) с учетом зависимостей (3.150) и (3.151) к виду:

$$R_a = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{H_0^6}{630^2 \cdot t}}. \quad (3.153)$$

В результате, имеем

$$x = \sqrt[6]{630^2 \cdot t \cdot \left( \frac{R_a}{2} \right)^5 \cdot \frac{\eta}{(1-\eta)}}. \quad (3.154)$$

Подставляя в зависимость (3.154) значения  $t = 0,1$  мм;  $R_a = 0,2 \cdot 10^{-3}$  мм;  $\eta = 0,91$ , получим  $x = 27$  мкм. Величина линейного износа зерна примерно равна  $0,3 \cdot \bar{X}$ , т.е. выступание зерна над уровнем связки круга практически отсутствует. Из этого вытекает, что уменьшить параметр шероховатости обработки  $R_a$  можно за счет существенного увеличения величины износа зерна  $x$ , применяя алмазные круги на металлических связках, обладающие высокой прочностью

удержания зерен в связке.

Учитывая важность применения вероятностного подхода к расчету шероховатости поверхности, проведем более подробный анализ зависимостей (3.149) – (3.151), для чего преобразуем их.

Зависимость (3.150) можно представить в виде

$$\frac{\eta^3}{(1-\eta)^2} = \left( \frac{x}{H_0} \right)^3. \quad (3.155)$$

Задавая значения  $x$  и  $H_0$ , из зависимости (3.155) определяется безразмерный коэффициент  $\eta$ , а из зависимости (3.151) – параметр шероховатости обработки  $R_a$ .

Параметр  $H_0$ , по сути, определяет максимальную толщину среза в начальный момент обработки, когда  $x=0$ . По мере затупления зерен величина  $x$  увеличивается. Согласно зависимости (3.155), это при  $H_0 = \text{const}$  ведет к увеличению безразмерного коэффициента  $\eta$ , а согласно зависимости (3.151) – к уменьшению параметра шероховатости обработки  $R_a$ . Для удобства анализа зависимость (3.151) представим в виде

$$R_a = 0,2 \cdot \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{H_0^6}{t}}. \quad (3.156)$$

Как видим, явно выразить параметр  $R_a$  через величину  $x$  сложно. Для установления взаимосвязи между параметрами  $R_a$  и  $x$  необходимо прибегать к численному расчету, используя промежуточный параметр  $\eta$ . Это ограничивает возможности анализа путей уменьшения параметра шероховатости  $R_a$ .

Получим упрощенное аналитическое решение, рассматривая зависимость (3.155) в виде

$$\frac{\eta^2}{(1-\eta)^2} = \left( \frac{x}{H_0} \right)^3. \quad (3.157)$$

Тогда

$$\eta = \frac{1}{1 + \left( \frac{H_0}{x} \right)^{1,5}}. \quad (3.158)$$

Подставим зависимость (3.158) в зависимость (3.156):

$$R_a = 0,2 \cdot \sqrt[5]{\frac{\left(1 - \frac{1}{1 + (H_0 / x)^{1,5}}\right)^4}{\left(1 + \frac{1}{1 + (H_0 / x)^{1,5}}\right)^2}} \cdot \frac{H_0^6}{t}. \quad (3.159)$$

Исходя из зависимости (3.159), параметр шероховатости  $R_a$  зависит от 3-х переменных:  $H_0$ ,  $t$ ,  $x$ . С увеличением параметра  $H_0$  и уменьшением  $x$  параметр шероховатости обработки  $R_a$  однозначно увеличивается. С увеличением глубины шлифования  $t$  параметр шероховатости обработки  $R_a$  уменьшается, однако, с увеличением  $t$  одновременно увеличивается и параметр  $H_0$ . Учитывая то, что глубина шлифования  $t$  входит в зависимость (3.151) в степени 1/6, отношение  $H_0^6 / t$  (входящее в зависимость (3.158)) в конечном итоге не будет зависеть от  $t$ . Следовательно, влияние  $t$  на параметр шероховатости обработки  $R_a$  необходимо рассматривать лишь через изменение соотношения  $H_0 / x$ . В связи с этим, с увеличением  $t$  (за счет увеличения параметра  $H_0$ ) параметр шероховатости  $R_a$  будет увеличиваться, согласно зависимости (3.159).

Таким образом, уменьшить  $R_a$  можно уменьшением  $t$ ,  $H_0$  и увеличением  $x$ . Уменьшение  $t$  и  $H_0$  предполагает уменьшение производительности обработки. Поэтому целесообразно увеличивать до определенной величины  $x$ , т.е. шлифование вести кругом с притупленными режущими кромками.

Величина  $x$  не должна превышать величину  $b$ , в противном случае невозможно осуществить резание. Чем больше максимальная высота выступания зерен над уровнем связки круга  $b$ , тем на большую величину можно затупить зерно и значительно уменьшить параметр шероховатости обработки  $R_a$ .

Увеличение  $b$ , с одной стороны, должно обеспечить увеличение величины  $x$ , с другой стороны – увеличение межзеренного пространства круга, необходимое для свободного размещения образующихся микростружек и других продуктов обработки, а также для уменьшения трения обрабатываемого материала со связкой круга и уменьшения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования.

Исходя из зависимости (3.151), увеличение  $b$  вызывает увели-

чение параметра  $H_0$ . Поэтому, для того чтобы параметр шероховатости  $R_a$  уменьшился, согласно зависимости (3.159), необходимо чтобы с увеличением  $b$  соотношение  $H_0 / x$  уменьшалось. Это достигается увеличением  $x$ , т.е. одновременно с увеличением  $b$  необходимо увеличивать величину  $x$ . Так как влияние  $b$  незначительно на  $H_0$ , увеличивая величину  $x$ , всегда можно добиться уменьшения соотношения  $H_0 / x$ .

### 3.3. РАЗРАБОТКА ПРОМЫШЛЕННОЙ ТЕХНОЛОГИИ КРУГЛОГО НАРУЖНОГО АЛМАЗНОГО ПРЕЦИЗИОННОГО ШЛИФОВАНИЯ СПЕЦИАЛЬНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

#### 3.3.1. ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ РАЗРАБОТАННОЙ ТЕХНОЛОГИИ ШЛИФОВАНИЯ

Во втором разделе работы показано, что добиться повышения производительности цикла круглого наружного шлифования с учетом ограничений по точности обработки можно уменьшением отношения  $\sigma / K_{ш}$  (где  $\sigma$  - условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $K_{ш}$  - коэффициент шлифования). Это соответствует уменьшению безразмерного коэффициента  $\eta = \frac{x}{x + H_{max}} \rightarrow 0$  за счет уменьшения величины линейного износа зерна  $x \rightarrow 0$  и увеличения максимальной толщины среза  $H_{max}$  (рис. 3.8).

Как установлено в третьем разделе работы, при круглом наружном шлифовании параметр  $H_{max}$  (или  $a_z$ ) больше параметра шероховатости обработки  $R_{max}$ . Между этими параметрами существует связь:  $H_{max} = \alpha \cdot R_{max}$ , где  $\alpha$  - безразмерный коэффициент,  $\alpha > 1$ . Тогда коэффициент  $\eta$  можно аналитически выразить

$$\eta = \frac{x}{x + \alpha \cdot R_{max}}. \quad (3.160)$$

Как видим, уменьшение параметра  $R_{max}$  ведет к увеличению безразмерного коэффициента  $\eta$ , а согласно рис. 3.8, это ведет к снижению производительности обработки. Следовательно, коэффициент  $\eta$  по-разному влияет на производительность и шероховатость обработки: с уменьшением  $\eta$  производительность увеличивается, а шеро-

ховатость уменьшается.

Практически исключить влияние параметра шероховатости обработки  $R_{max}$  на коэффициент  $\eta$ , исходя из зависимости (3.160), можно увеличением величины линейного износа зерна  $x$ , обеспечивая выполнение условия  $x \gg R_{max}$ , т.е. создавая на режущих зернах значительные площадки износа. Очевидно, реализация данного условия приводит к тому, что коэффициент  $\eta \rightarrow 1$ , а это ведет к снижению производительности обработки.

Приведенные в параграфе 3.2 результаты теоретических и экспериментальных исследований подтвердили правомочность данного условия. За счет образования на режущих зернах значительных площадок износа (т.е. увеличения величины  $x$ ) удалось в 10-20 раз уменьшить шероховатость обработки до требуемого уровня  $R_a = 0,1$  мкм и ниже. Безразмерный коэффициент  $\eta$  при этом увеличился до значения  $\eta = 0,91$ . Оценим, в какой степени это повлияло на уменьшение производительности цикла круглого наружного алмазного шлифования. Для этого обратимся к экспериментально установленным данным, приведенным на рис. 3.22.

Как следует из рис. 3.22, при шлифовании алмазным кругом на металлической связке М1-01 сразу после его интенсивной электроэрозионной правки суммарное время цикла шлифования приблизительно в два раза меньше, чем при шлифовании тем же алмазным кругом после его обтачивания алмазным правящим карандашом. Следовательно, за счет притупления режущих кромок зерен мы уменьшаем производительность обработки лишь в 2 раза, обеспечивая при этом уменьшение шероховатости обработки в 10-20 раз. Иными словами, проигрывая по производительности лишь в 2 раза, мы выигрываем по шероховатости обработки в 10-20 раз, что указывает на эффективность шлифования алмазным кругом на металлической связке после его обтачивания алмазным правящим карандашом (с целью притупления режущих кромок зерен).

На рис. 3.45 приведены экспериментальные значения производительности и шероховатости обработки при шлифовании алмазным кругом на металлической связке М1-01 после его электроэрозионной правки, а так же после обтачивания алмазным правящим карандашом. Здесь же показаны достигаемые значения коэффициента  $\eta$ .

Нами проводились экспериментальные исследования мощности шлифования указанным выше алмазным кругом после его электро-

эрозионной правки и после притупления режущих кромок путем обтачивания круга алмазным правящим карандашом, табл. 3.19.

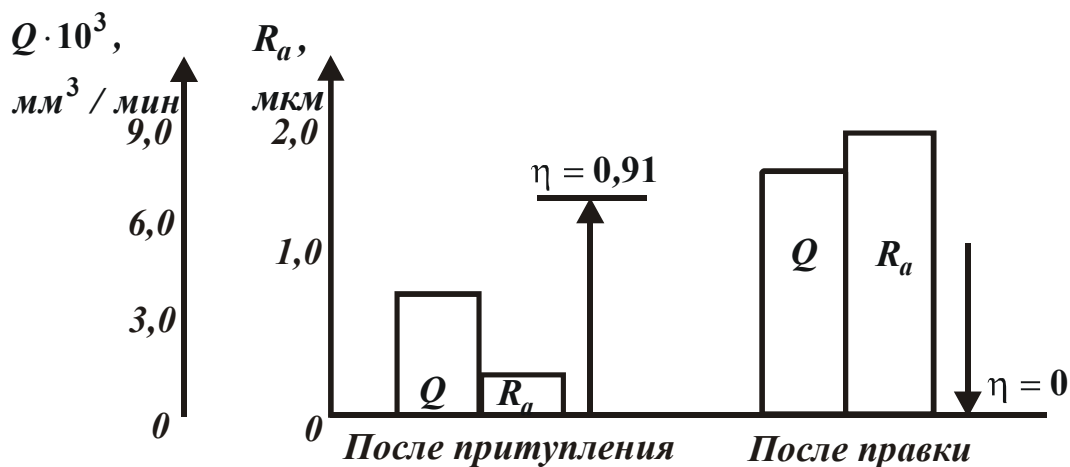


Рис. 3.45. Значения производительности  $Q$  и шероховатости обработки  $R_a$  при шлифовании алмазным кругом на металлической связке после притупления режущих кромок и после его электроэрозионной правки.

Таблица 3.19

Экспериментальные значения мощности шлифования  $N$ , Вт (условия шлифования – алмазный круг 1А1 300х20х5 АС6 125/100 М1-10 4,  $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_{дет} = 10$  м/мин;  $t = 0,1$  мм;  $S_{пр} = 5$  мм/об, обр. материал: твердый сплав ВК8)

После электроэрозионной правки круга	После обтачивания круга алмазным карандашом
190	380

Как следует из табл. 3.19, в первом случае мощность шлифования в 2 раза меньше, чем во втором.

Представим мощность шлифования  $N$  зависимостью

$$N = P_z \cdot V_{кр} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}} \cdot V_{кр} = \sigma \cdot Q, \quad (3.161)$$

где  $P_z$  - тангенциальная составляющая силы резания, Н;  $\sigma$  - условное напряжение резания, определяемое зависимостью (3.54), Н/м<sup>2</sup>;  $Q$  - производительность обработки, м<sup>3</sup>/с.

При  $Q = const$  увеличение мощности шлифования  $N$  возможно за счет увеличения условного напряжения резания  $\sigma$ . Согласно зависимости (3.54), увеличение  $\sigma$  происходит в результате уменьшения знаменателя зависимости, т.е. увеличения безразмерного коэффициента

$\eta = \frac{x}{x + H_{max}}$ . Следовательно, увеличение в 2 раза мощности



шлифования  $N$  произошло в результате увеличения коэффициента  $\eta$ .

Если условно принять, что после электроэрозионной правки алмазного круга на металлической связке коэффициент  $\eta = 0$ , то для того чтобы произошло увеличение условного напряжения резания  $\sigma$  (и соответственно мощности шлифования  $N$ ) в 2 раза, коэффициент  $\eta$  должен принять значение  $\eta = 0,75$ . Учитывая то, что даже после электроэрозионной правки круга  $\eta > 0$ , то после обтачивания круга алмазным правящим карандашом коэффициент  $\eta$  будет превышать значение 0,75. Следовательно, коэффициент  $\eta$  может приблизиться к значению  $\eta = 0,91$ , установленному в третьем разделе работы при исследовании шероховатости обработки.

Рассмотрим влияние коэффициента  $\eta$  на технологическую себестоимость обработки  $C$ . В работе [330] приведены аналитические зависимости, увязывающие технологическую себестоимость обработки  $C$  с коэффициентом  $\eta$ :

$$C = V \cdot \left( \frac{A_1}{Q} + \frac{Ц}{V_{алмаз}} \cdot \frac{\rho_m}{\rho_a \cdot \alpha} \cdot q \right), \quad (3.162)$$

$$q = \frac{M}{Q} \cdot \frac{\sqrt{1-\eta}}{\eta^3}, \quad (3.163)$$

$$M = \frac{\rho_a \cdot \alpha \cdot V_{кр} \cdot B}{\rho_m \cdot c} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж} \cdot HV}{\pi \cdot \text{tg} \gamma}}, \quad (3.164)$$

где  $V$  - суммарный объем материала, снимаемый при обработке, м<sup>3</sup>;  $A_1 = S_1 \cdot Z \cdot k$ ;  $S_1$  - тарифная ставка рабочего, грн/час;  $Z$  - безразмерный коэффициент, учитывающий долю вспомогательного времени обработки по отношению к основному времени;  $k$  - безразмерный коэффициент, учитывающий всевозможные начисления на заработную плату рабочего;  $Ц$  - цена алмазного круга, грн;  $V_{алмаз} = B \cdot h \cdot \pi \cdot D_{кр}$  - объем алмазоносного слоя круга, м<sup>3</sup>;  $B$  - ширина круга, м;  $h$  - толщина алмазоносного слоя круга, м;  $D_{кр}$  - диаметр круга, м;  $\rho_a$ ,  $\rho_m$  - соответственно плотности алмаза и обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>;  $\alpha$  - коэффициент, учитывающий объем, занимаемый алмазным порошком в общем объеме алмазоносного слоя круга (для 100%-ной концентрации алмазного круга  $\alpha = 0,25$ ; для 50%-ной концентрации -  $\alpha = 0,125$  и т.д.);  $Q$  - производительность обработки, м<sup>3</sup>/с;  $q$  - удельный расход алмаза, кг/кг;  $c$  - коэф-

коэффициент, характеризующий износостойкость алмазного зерна (устанавливается расчетно-экспериментальным методом),  $\text{Н/м}^3$ ;  $HV, \sigma_{сж}$  - твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сжатие обрабатываемого материала,  $\text{Н/м}^2$ ;  $2\gamma$  - угол при вершине конусообразного режущего зерна.

Из приведенных зависимостей (3.162) – (3.164) следует, что с увеличением коэффициента  $\eta \rightarrow 1$  технологическая себестоимость  $C$  уменьшается и принимает при  $\eta = 1$  значение, равное первому слагаемому, т.к. второе слагаемое равно нулю (рис.3.46). Из этого вытекает, что увеличение коэффициента  $\eta$  (что имеет место при круглом наружном шлифовании алмазным кругом, предварительно обточенным алмазным правящим карандашом)

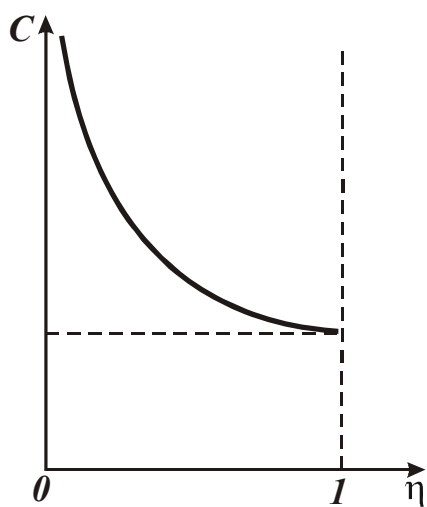


Рис. 3.46. Зависимость технологической себестоимости  $C$  от безразмерного коэффициента  $\eta$ .

приводит к снижению технологической себестоимости обработки  $C$ .

Необходимо отметить, что данная закономерность справедлива при одинаковой производительности обработки.

С уменьшением производительности обработки  $Q$  технологическая себестоимость  $C$  увеличивается по обратно пропорциональной зависимости. Следовательно, в связи с уменьшением производительности обработки в два раза (при шлифовании алмазным кругом после его обтачивания алмазным правящим карандашом) технологическая себестоимость  $C$

увеличится. Однако, в меньшее количество раз по сравнению с ее уменьшением в связи с увеличением коэффициента  $\eta$ . Это вытекает из зависимости (3.162) – (3.164).

Подводя итоги, можно заключить, что за счет увеличения коэффициента  $\eta$  (притупления режущих кромок зерен) обеспечивается уменьшение параметра шероховатости обработки  $R_a$  в 10-20 раз, а также уменьшение технологической себестоимости обработки  $C$  и всего в 2 раза уменьшение производительности обработки. Однако, для окончательной оценки эффективности применения шлифования алмазным кругом после притупления его режущих кромок, необходимо сравнить различные варианты технологического процесса обработки специальных твердосплавных режущих инструментов по кри-

териям производительности и технологической себестоимости обработки.

### 3.3.2. ОБОСНОВАНИЕ И ВЫБОР ЭФФЕКТИВНОГО ВАРИАНТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ПО КРИТЕРИЯМ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СЕБЕСТОИМОСТИ

Для сравнения по критерию наибольшей производительности обработки рассмотрим 3 варианта технологического процесса обработки цилиндрической поверхности специального твердосплавного режущего инструмента (развертки), табл. 3.20. Первый и второй варианты обоснованы выше, третий – базовый вариант, используемый в инструментальном производстве Харьковского машиностроительного завода “ФЭД”.

Таблица 3.20

Сравниваемые варианты технологического процесса обработки цилиндрической поверхности специального твердосплавного режущего инструмента – развертки (диаметр – 20 мм, длина – 30 мм, припуск - 1 мм)

№ варианта	Операция круглого наружного продольного шлифования	Операция доводки алмазной пастой	Время обработки, мин.
1	Алмазный круг 1А1 300х20х5 АС6 125/100 М1-10 4 после электроэрозионной правки и обтачивания алмазным правящим карандашом; $R_a = 0,1$ мкм; $\tau = 2$ мин.	Нет	2
2	Алмазный круг 1А1 300х20х5 АС6 125/100 М1-10 4 после электроэрозионной правки; $R_a = 1,0$ мкм; $\tau = 1$ мин.	Припуск – 0,02 мм; $R_a = 0,1$ мкм; $\tau = 4$ мин.	5
3	Алмазный круг 1А1 300х20х5 АС4 100/80 В2-01 4; $R_a = 0,4$ мкм; $\tau = 3$ мин.	Припуск – 0,02 мм; $R_a = 0,1$ мкм; $\tau = 4$ мин.	7

Как видим, первый вариант обеспечивает наименьшее время обработки, т.е. наибольшую производительность, не требует применения операции доводки алмазной пастой. Необходимая шероховатость обработки  $R_a = 0,1$  мкм формируется на операции круглого наружного продольного шлифования в результате использования цикла, включающего этапы шлифования и выхаживания. Этап выхаживания обеспечивает точность размера обрабатываемой поверхности в пре-

делах 0,01 мм.

Производительность обработки при круглом наружном продольном шлифовании алмазным кругом на органической связке В2-01 меньше, чем при шлифовании алмазным кругом на металлической связке М1-10 (как после электроэрозионной правки круга, так и после его обтачивания алмазным правящим карандашом).

Проведем анализ технологической себестоимости обработки в соответствии с зависимостью, приведенной в работе [99], учитывающей две основные изменяющиеся статьи затрат:

$$C = a_1 \cdot q + \frac{a_2}{Q \cdot \rho_m}, \quad (3.165)$$

где  $a_1$  - стоимость алмазного порошка в инструменте, грн/мг;  $a_2$  -

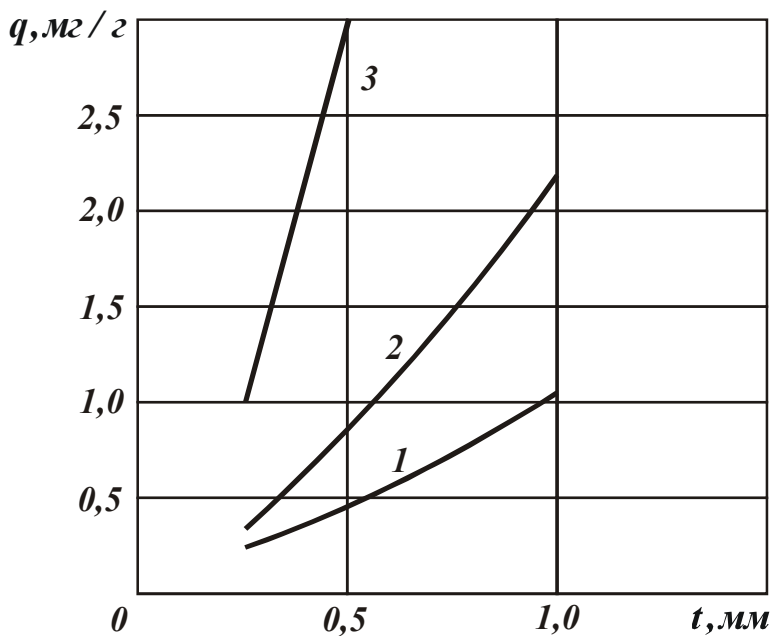


Рис. 3.47. Зависимость удельного расхода алмаза  $q$  от глубины шлифования  $t$  при шлифовании алмазным кругом на металлической связке после притупления режущих кромок (1) и после электроэрозионной правки (2), при шлифовании алмазным кругом на органической связке (3).

зарплата рабочего, грн/с;  $q$  - удельный расход алмаза, мг/г;  $\rho_m$  - плотность обрабатываемого материала, г/мм<sup>3</sup>;  $Q$  - производительность обработки, мм<sup>3</sup>/с.

Из зависимости (3.165) следует, что первое слагаемое обусловлено расходом алмазного порошка инструмента, а второе - производительностью обработки. С увеличением производительности обработки  $Q$  технологическая себестоимость обработки  $C$  уменьшается. Следовательно, второе

слагаемое зависимости (3.165) будет наименьшим для первого рассматриваемого варианта технологического процесса (табл. 3.19).

Нами были проведены экспериментальные исследования удельного расхода алмаза  $q$  при шлифовании алмазным кругом 1A1 300x20x5 AC6 125/100 M1-10 4 (после его электроэрозионной правки, а также после его обтачивания алмазным правящим каранда-

шом) и алмазным кругом 1А1 300х20х5 В2-01 4, рис. 3.47. Как видим, наименьший удельный расход алмаза  $q$  достигается при шлифовании алмазным кругом на металлической связке М1-10 после его обтачивания алмазным правящим карандашом.

Исходя из этого, можно заключить, что для первого варианта технологического процесса обеспечивается наименьшее первое слабое зависимости (3.165). Следовательно, наименьшая технологическая себестоимость обработки  $C$  достигается по первому варианту технологического процесса. Поэтому его необходимо рекомендовать для практического применения.

### 3.3.3. ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЙ

Разработанный технологический процесс круглого наружного продольного шлифования алмазным кругом на металлической связке (после его обтачивания алмазным правящим карандашом) специальных твердосплавных режущих инструментов был внедрен в инструментальном производстве Харьковского машиностроительного завода “ФЭД”. Для этого круглошлифовальный станок был модернизирован под электроэрозионную правку алмазных кругов на металлических связках, укомплектован специальным источником технологического тока мощностью 4,5 кВт.

Технологический процесс шлифования обеспечивает съем больших припусков – 0,5...2,0 мм, а, например, при шлифовании последней ступени многоступенчатых твердосплавных зенкеров – до 10 мм. При этом обеспечивается шероховатость обработки в пределах  $R_a = 0,1...0,2$  мкм, точность размера обрабатываемой поверхности – в пределах 0,01 мм.

Для эффективного ведения процесса шлифования важно правильно подготовить к работе впервые устанавливаемый на станок алмазный круг на металлической связке: устранить биение круга и произвести его качественную правку. Для устранения биения необходимо произвести динамическую и статическую балансировку круга.

При балансировке предельное значение смещения центра тяжести круга относительно оси вращения не должно превышать 32 мкм. После установления круга на планшайбу, с помощью оправки и балансировочного приспособления, круг балансируют по четырем точ-

кам. Затем устанавливают на станок и производят предварительную правку. После чего круг повторно балансируется на оправке по 6-8 точкам, устанавливается на станок и производится окончательная его правка. Нормальная эксплуатация алмазных кругов возможна при осевом и радиальном биении не выше соответственно 0,01 и 0,025 мм при предварительной обработке и 0,003 и 0,015 мм - при окончательной обработке.

Опытами установлено, что обеспечение радиального биения алмазного круга на металлической связке в пределах 0,01 мм позволяет производить эффективную качественную обработку специальных твердосплавных режущих инструментов. Притупление режущих кромок алмазного круга путем его обтачивания алмазным правящим карандашом, рекомендуется производить после электроэрозионной правки алмазного круга. Это обеспечивает более свободное размещение продуктов обработки на рабочей поверхности алмазного круга в процессе шлифования и снижает трение металлической связки круга с обрабатываемым материалом.

Рекомендуемые варианты технологического процесса круглого наружного продольного шлифования твердосплавных режущих инструментов с применением алмазного круга 1А1 300х20х5 на металлической связке М1-10:

#### Вариант 1:

Прецизионное шлифование алмазным кругом после его обтачивания алмазным правящим карандашом ( $R_a = 0,1 \dots 0,2$  мкм, повышение производительности в 2-5 раз по отношению к действующей технологии); глубина шлифования  $t = 0,01-0,05$  мм.

#### Вариант 2:

- 1) предварительное высокопроизводительное шлифование алмазным кругом на металлической связке после его электроэрозионной правки (съем основной части припуска, увеличение в 2-4 раза производительности по отношению к шлифованию алмазным кругом на органической связке, снижение расхода алмаза); глубина шлифования  $t = 0,05-0,1$  мм.
- 2) окончательное чистовое шлифование алмазным кругом на металлической связке после его обтачивания алмазным правящим карандашом ( $R_a = 0,1$  мкм, многократное повышение производительности по отношению к доводке на доводочной бабке); глубина шлифования  $t = 0,01$  мм.

## ГЛАВА 4

# ФОРМИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПОД ВЛИЯНИЕМ КОЛЕБАНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

### 4.1. ОСНОВНЫЕ СООТНОШЕНИЯ ДИНАМИКИ МАТЕРИАЛЬНОЙ ТОЧКИ

В процессе резания под действием возникающих переменных сил в технологической системе возбуждаются механические колебания, которые приводят к снижению точности и производительности обработки. Для оценки динамического состояния технологической системы при резании рассмотрим основные соотношения динамики материальной точки.

Теорема об изменении количества движения материальной точки формулируется так [312]: изменение количества движения материальной точки за некоторый промежуток времени равно импульсу приложенной к ней силы за тот же промежуток времени, т.е.

$$m \cdot V - m \cdot V_0 = P \cdot \tau, \quad (4.1)$$

откуда

$$P = m \cdot \frac{V - V_0}{\tau} = m \cdot \frac{dV}{d\tau} = m \cdot \ddot{x}, \quad (4.2)$$

где  $m$  - масса материальной точки, кг;  $V, V_0$  - конечное и начальное значения скорости движения материальной точки, м/с;  $P$  - сила, Н;  $\tau$  - время, с;  $x$  - перемещение материальной точки, м;  $\ddot{x} = \frac{dV}{d\tau}$  - ускорение движения материальной точки, м/с<sup>2</sup>.

Решим дифференциальное уравнение (4.2), для чего представим его в виде:

$$P = m \cdot \frac{d\dot{x}}{d\tau} \quad (4.3)$$

или

$$\frac{P}{m} \cdot d\tau = d\dot{x}. \quad (4.4)$$

Проинтегрируем левую и правую части уравнения (4.4):

$$\frac{P}{m} \cdot \tau = \dot{x} + C_1. \quad (4.5)$$

Постоянную интегрирования  $C_1$  определим из начального усло-

вия:  $\dot{x}(\tau = 0) = V_0$ . Тогда получим  $C_1 = -V_0$  и зависимость (4.5) примет вид:

$$\frac{P}{m} \cdot \tau = \dot{x} - V_0. \quad (4.6)$$

Представим (4.6) в виде

$$\frac{P}{m} \cdot \tau = \frac{dx}{d\tau} - V_0$$

или

$$\left( \frac{P}{m} \cdot \tau + V_0 \right) \cdot d\tau = dx. \quad (4.7)$$

Проинтегрируем обе части уравнения (4.7):

$$x = \frac{P}{m} \cdot \frac{\tau^2}{2} + V_0 \cdot \tau + C_2. \quad (4.8)$$

Постоянную интегрирования  $C_2$  определим из начального условия:  $x(\tau = 0) = 0$ , откуда  $C_2 = 0$ . Подставляя  $C_2 = 0$  в зависимость (4.8) с учетом  $a = P/m$  (где  $a$  - ускорение движения материальной точки), имеем

$$x = V_0 \cdot \tau + \frac{a \cdot \tau^2}{2}. \quad (4.9)$$

Данная зависимость справедлива для равноускоренного движения материальной точки. Для равнозамедленного движения ускорение  $a$  необходимо взять со знаком “минус”, тогда зависимость (4.9) выразится

$$x = V_0 \cdot \tau - \frac{a \cdot \tau^2}{2}. \quad (4.10)$$

Из зависимости (4.10) определим время  $\tau$ , при котором  $\dot{x} = 0$ . Для этого продифференцируем (4.10) по времени  $\tau$ :

$$\dot{x} = V_0 - a \cdot \tau. \quad (4.11)$$

При  $\dot{x} = 0$  имеем:

$$\tau = \frac{V_0}{a} = \frac{m \cdot V_0}{P}. \quad (4.12)$$

В результате пришли к зависимости (4.1) при условии  $V = \dot{x} = 0$ . Из зависимости (4.10) найдем значение  $x$ , при котором выполняется условие  $\dot{x} = 0$ :

$$x = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot P}. \quad (4.13)$$



Откуда следует закон сохранения энергии:

$$P \cdot x = \frac{m \cdot V_0^2}{2}, \quad (4.14)$$

где  $P \cdot x$  - работа, совершаемая силой  $P$  на пути длиной  $x$ , Дж;  
 $\frac{m \cdot V_0^2}{2}$  - кинетическая энергия массы  $m$ , движущейся с начальной скоростью  $V_0$ , Дж.

Например, при деформировании пружины жесткостью  $c$ , возникающая при этом упруго-восстанавливающая сила  $P$  равна  $P = c \cdot x$ , где  $x$  - величина сжатия пружины. Тогда закон сохранения энергии (4.14) примет вид:

$$c \cdot x^2 = \frac{m \cdot V_0^2}{2}. \quad (4.15)$$

Определим из зависимости (4.10) время  $\tau$ , при котором  $\dot{x} = V_1$ .  
 В результате имеем:

$$\tau = \frac{m \cdot (V_0 - V_1)}{P}. \quad (4.16)$$

Из зависимости (4.10) найдем величину  $x$ , при которой  $\dot{x} = V_1$ :

$$x = \frac{m}{2 \cdot P} \cdot (V_0^2 - V_1^2). \quad (4.17)$$

Данная зависимость справедлива для равнозамедленного движения, при равноускоренном движении ( $V_1 > V_0$ ) зависимость (4.17) необходимо рассматривать в виде:

$$x = \frac{m}{2 \cdot P} \cdot (V_1^2 - V_0^2). \quad (4.18)$$

Зависимости (4.17) и (4.18) в общем виде выражают закон сохранения энергии, который согласно зависимости (4.17) описывается:

$$P \cdot x = \frac{m}{2} \cdot (V_0^2 - V_1^2). \quad (4.19)$$

Преобразуем правую часть зависимости (4.19):

$$\frac{m}{2} \cdot (V_0 - V_1) \cdot (V_0 + V_1) = m \cdot (V_0 - V_1) \cdot V_{cp}, \quad (4.20)$$

где  $V_{cp} = \frac{(V_0 + V_1)}{2}$  - средняя скорость движения.

Применительно к деформированию пружины жесткостью  $c$ , когда  $P = c \cdot x$ , закон сохранения энергии (4.19) с учетом преобразова-

ния (4.20) опишется:

$$c \cdot x^2 = m \cdot (V_0 - V_1) \cdot V_{cp}. \quad (4.21)$$

Рассматривая  $\tau = x / V_{cp}$ , имеем

$$c \cdot x = m \cdot \frac{(V_0 - V_1)}{\tau}. \quad (4.22)$$

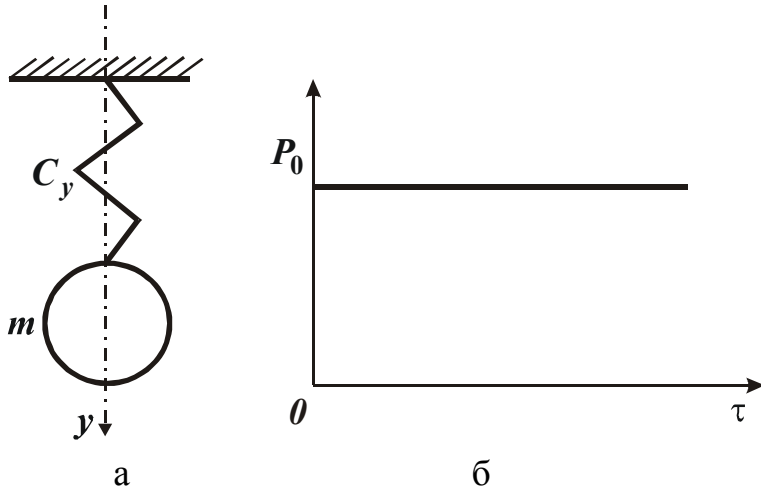


Рис. 4.1. Расчетная схема (а) и график зависимости  $P_0$  от  $\tau$  (б).

Для бесконечно малых значений  $\tau = \Delta\tau$  и  $(V_0 - V_1) = -\Delta V$  справедливо  $\frac{-\Delta V}{\Delta\tau} = -\ddot{x}$ , тогда уравнение (4.22) принимает вид:

$$c \cdot x = -m \cdot \ddot{x}$$

или

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = 0. \quad (4.23)$$

Получили уравнение колебания массы  $m$ , связанной с пружи-

ной жесткостью  $c$ , рис. 4.1,а.

## 4.2. ОБЩИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ

Для решения уравнения (4.23) представим его в виде:

$$\ddot{x} + k^2 \cdot x = 0, \quad (4.24)$$

где  $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$  - собственная частота колебаний.

Решение уравнения (4.24) можно представить [31]:

$$x = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau$$

или

$$x = A \cdot \sin(k\tau + \alpha), \quad (4.25)$$

где  $A$  - амплитуда колебаний,  $\alpha$  - начальная фаза.

Постоянные  $C_1$  и  $C_2$  определяются из начальных условий:

$C_1 = V_0 / k$ ,  $C_2 = x_0$ . Тогда

$$x = \frac{V_0}{k} \cdot \sin k\tau + x_0 \cdot \cos k\tau, \quad (4.26)$$

$$A = \sqrt{x_0^2 + \left(\frac{V_0}{k}\right)^2}, \quad \alpha = \operatorname{arctg}\left(\frac{k \cdot x_0}{V_0}\right). \quad (4.27)$$

Как видим, амплитуда колебаний  $A$  тем больше, чем больше начальные значения перемещения  $x_0$  и скорости движения  $V_0$  массы  $m$  и меньше собственная частота колебаний  $k$ . Происходящее в этих условиях движение массы  $m$  представляет собой свободные колебания. Данное решение получено без учета действия сил сопротивления, которые приводят, как известно, к затуханию колебаний.

Если в уравнении (4.19) силу  $P$  принять в виде:  $P = c \cdot x - P_0$  (рис. 4.1,б), то преобразованное уравнение (4.23) опишется

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = P_0. \quad (4.28)$$

Частное решение уравнения:

$$x = A_0, \quad (4.29)$$

где  $A_0 = \frac{P_0}{c} = x_{cm}$  - статическое перемещение массы  $m$  от действия силы  $P_0$ .

Общее решение уравнения (4.28):

$$x = C_1 \cdot \sin k\tau + C_2 \cdot \cos k\tau + x_{cm}, \quad (4.30)$$

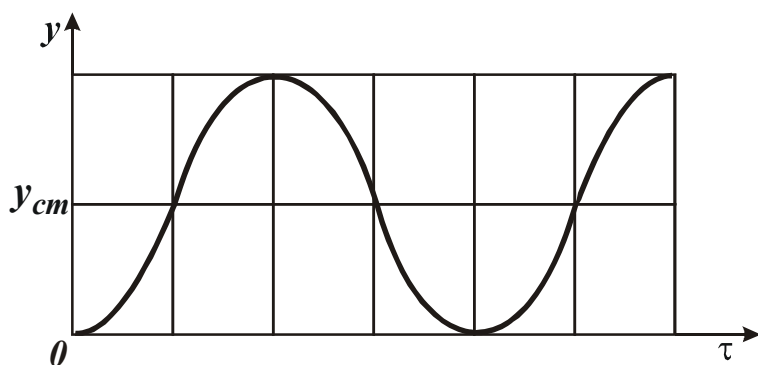


Рис. 4.2. Изменение перемещения  $y$  от времени  $\tau$ .

где  $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$  - собственная частота колебаний.

Постоянные  $C_1$  и  $C_2$  определим из начальных условий:

$$x(\tau = 0) = 0;$$

$$\dot{x}(\tau = 0) = 0. \quad \text{Тогда}$$

$$C_1 = 0, \quad C_2 = -x_{cm} \quad \text{и}$$

соответственно

$$x = x_{cm} \cdot (1 - \cos k\tau). \quad (4.31)$$

Характер изменения перемещения  $x$  во времени показан на рис. 4.2. Максимальное значение  $x_{max}$  равно  $x_{max} = 2 \cdot x_{cm}$  при  $k \cdot \tau = \pi$ , т.е. динамическое перемещение в два раза превышает статическое.

При действии кратковременного импульса силы  $P_0$ , когда  $k \cdot T_1 < \pi$  (где  $T_1$  - время действия импульса силы, рис. 4.3), перемещение  $x$ , исходя из зависимости (4.31), равно

$$x = 2 \cdot x_{cm} \cdot \sin^2 \frac{kT_1}{2} \approx x_{cm} \cdot \frac{k^2 \cdot T_1^2}{2}. \quad (4.32)$$

При  $T_1 \rightarrow 0$  имеем  $x \rightarrow 0$ , т.е. в этих условиях можно добиться значительного уменьшения амплитуды колебаний.

Данное решение может быть использовано для аналитического

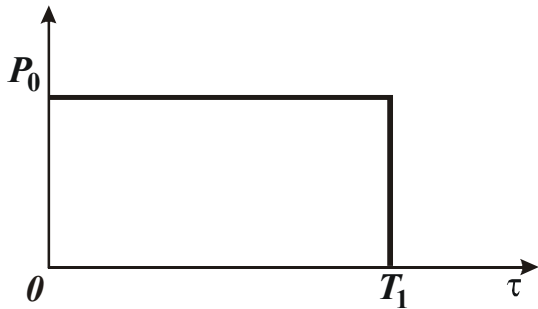


Рис. 4.3. Изменение силы  $P_0$  от времени  $\tau$ .

описания динамики процесса прерывистого резания (например, строгания), обусловленное соударением двух тел (режущего инструмента и обрабатываемой заготовки) в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал. За счет возбуждения в технологической системе колебаний упругие деформации инструмента в момент врезания увеличиваются в два

раза, что может привести к снижению стойкости инструмента, снижению производительности и качества обработки.

Используя данное решение, рассмотрим колебания режущего инструмента в направлении, перпендикулярном движению инструмента, т.е. в направлении оси  $y$  (считая, что инструмент движется в направлении оси  $x$ ). Для этого в решении вместо параметра  $x$  будем рассматривать параметр  $y$ .

Проведем анализ колебаний массы  $m$  по закону (4.31) в связи с изменением толщины среза. Силу  $P_0$  условно представим в виде:

$$P_0 = P_{y0} - \bar{P}_y,$$

где  $P_{y0} = \frac{P_{z0}}{K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot b \cdot a}{K_{рез}}$ ;  $\bar{P}_y = \frac{\sigma \cdot b \cdot y}{K_{рез}}$ ;  $a, b$  - толщина и ширина среза, м;  $\sigma$  - условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>.

Уравнение (4.28) примет вид:

$$m \cdot \ddot{y} + \bar{c} \cdot y = P_{y0}, \quad (4.33)$$

где  $\bar{c} = c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}}$ .

Решение уравнения (4.33) имеет вид, аналогичный (4.31):

$$y = \bar{y}_{cm} \cdot (1 - \cos \bar{k} \tau), \quad (4.34)$$

где  $\bar{y}_{cm} = \frac{\bar{P}_{y0}}{\bar{c}}$ ;  $\bar{k} = \sqrt{\frac{c + \frac{\sigma \cdot b}{K_{рез}}}{m}}$  - собственная частота системы.

Увеличение жесткости системы  $c$  на величину  $\sigma \cdot b / K_{рез}$  ведет к увеличению собственной частоты системы  $\bar{k}$ . Следовательно, в процессе резания жесткость  $\bar{c}$  и частота  $\bar{k}$  зависят от условий обработки. Например, по мере затупления инструмента, т.е. с увеличением соотношения  $\sigma / K_{рез}$  жесткость  $\bar{c}$  и частота  $\bar{k}$  увеличиваются. Величина  $\bar{y}_{cm}$  определяется

$$\bar{y}_{cm} = \frac{a}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot b}\right)}. \quad (4.35)$$

Чем меньше  $a, b, \sigma / K_{рез}$  и больше  $c$ , тем меньше  $\bar{y}_{cm}$ . При заданных значениях  $a, b, c$  уменьшить  $\bar{y}_{cm}$  и соответственно  $y$  можно уменьшением соотношения  $\sigma / K_{рез}$  (повышением режущей способности инструмента).

При определенных условиях возможен случай  $y > a$ , т.е. инструмент будет выходить из контакта с обрабатываемым материалом.

#### 4.3. КОЛЕБАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПРЕРЫВИСТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Прерывистое резание является наиболее сложным и в то же время наименее изученным вопросом в теории обработки металлов резанием. Многочисленные исследования, проведенные с целью выявления основных закономерностей процесса и в первую очередь объяснения низкой работоспособности инструмента, привели к противоречивым результатам [12,13,14]. В одних случаях специалисты считают основным фактором, влияющим на показатели процесса, механический удар инструмента с деталью во время врезания, в других случаях предпочтение отдается тепловым и адгезионным явлениям, сопровождающим процесс обработки.

Обработка прерывистых поверхностей характеризуется периодическим кратковременным взаимодействием инструмента и детали. В отличие от установившегося процесса резания, при котором техно-

логическая система находится в статическом равновесии, неустановившийся процесс обладает дисбалансом подводимой и расходуемой энергии.

Как известно, часть энергии идет на пластические деформации обрабатываемого металла и отделение стружки, т.е. на процесс резания, а часть энергии расходуется на упругие деформации элементов технологической системы. Так, при установившемся процессе резания соотношение этих энергий во времени устанавливается и практически остается неизменным, а в случае прерывистого резания, когда взаимодействие сопровождается механическим ударом, это соотношение не постоянно на протяжении времени контакта.

В момент врезания значительная часть энергии затрачивается на деформацию элементов технологической системы. Через некоторое время процесс устанавливается и в принципе ничем не отличается от обычного резания. Поэтому основная особенность обработки прерывистых поверхностей заключена в начальной стадии взаимодействия инструмента с деталью.

Ударное воздействие характеризуется приложением большой по величине энергии за малые промежутки времени. Применительно к шлифованию прерывистых поверхностей это означает, что величина импульса силы определяется относительными линейными скоростями шлифовального круга и детали. В связи с этим, важным вопросом может быть рассеивание энергии путем уменьшения абсолютной скорости взаимодействующих тел.

Применение связок шлифовальных кругов, обеспечивающих демпфирование удара за счет их деформации, приводит к уменьшению скорости удара и как следствие – уменьшению импульса силы.

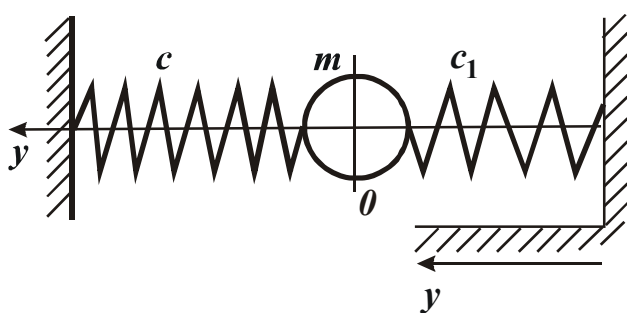


Рис. 4.4. Расчетная схема колебаний элементов технологической системы.

В этих условиях сила резания является основным показателем, характеризующим физическую сторону процесса шлифования прерывистых поверхностей, что предопределяет необходимость исследования ударного взаимодействия круга с обрабатываемым элементом детали.

Для этого рассмотрим следующую расчетную схему (рис.4.4), в которой шлифовальный круг представлен сосредоточенной массой

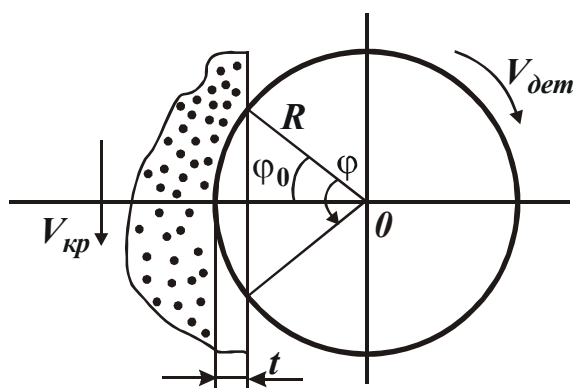


Рис. 4.5. Расчетная схема формы импульса силы ударного взаимодействия обрабатываемого элемента с кругом.

жесткой, движущейся в горизонтальном направлении по известному закону, описываемому законом изменения параметра  $\bar{y}$ . Закон изменения параметра  $\bar{y}$  может быть установлен, исходя из расчетной схемы, приведенной на рис. 4.5.

$$\bar{y} = t - [R - R \cdot \cos(\varphi_0 - \varphi)] = t - R \cdot 2 \sin^2 \frac{(\varphi_0 - \varphi)}{2} \cong t - \frac{R}{2} \cdot (\varphi_0 - \varphi)^2, \quad (4.36)$$

где  $t$  - глубина шлифования, м;  $R$  - радиус обрабатываемой детали, м;  $\varphi_0$  - угол контакта круга с деталью;  $\varphi$  - текущее значение угла  $\varphi_0$ .

Угол  $\varphi_0$ , исходя из приведенной на рис. 4.4 расчетной схемы, определится:

$$\varphi_0 = \sqrt{\frac{2t}{R}}. \quad (4.37)$$

Угол  $\varphi$  определяется как отношение текущей длины контакта обрабатываемого элемента детали с кругом к радиусу детали

$$\varphi = \frac{V_{дет}}{R} \cdot \tau, \quad (4.38)$$

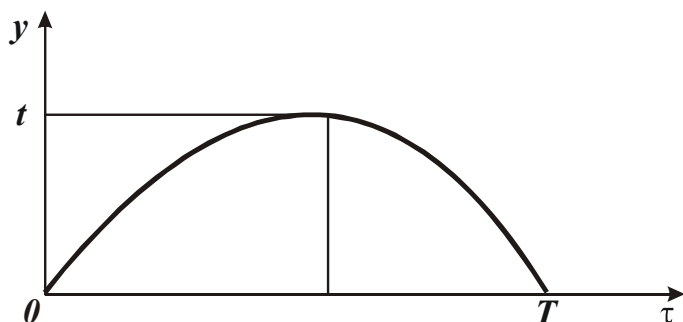


Рис. 4.6. Изменение перемещений элементов технологической системы в момент контакта круга с деталью.

где  $V_{дет}$  - скорость детали, м/с;  $\tau$  - текущее время, с.

Как следует из зависимости (4.36), координата  $\bar{y}$  связана с параметром  $\varphi$  по квадратичному закону, что сопоставимо с законом синусоиды:  $y = t \cdot \sin \frac{\pi\tau}{T}$ , где  $T$  -

период контакта обрабатываемого элемента с кругом, с. Поэтому для упрощения расчетов с достаточной для практики точностью закон (4.36) может быть представлен в виде синусоиды, графически показанной на рис. 4.6.

Используя принципы составления дифференциального уравнения колебаний сосредоточенной массы, описанные в работе [31], получено следующее дифференциальное уравнение

$$c_1 \cdot (\bar{y} - y) - c \cdot y = m \cdot \ddot{y}, \quad (4.39)$$

где  $y$  - перемещение массы  $m$ , м.

Преобразуя уравнение (4.39), имеем

$$m \cdot \ddot{y} + (c + c_1) \cdot y = c_1 \cdot \bar{y}. \quad (4.40)$$

С учетом  $(c + c_1)/m = k^2$  и  $c/m = k_1^2$ , получено

$$\ddot{y} + k^2 \cdot y = k_1^2 \cdot t \cdot \sin \frac{\pi \tau}{T}. \quad (4.41)$$

Для решения полученного дифференциального уравнения воспользуемся работой [31], принимая нулевые начальные условия и применяя операционное исчисление:

$$\begin{aligned} y &= \frac{1}{k} \cdot \int_0^T k_1^2 \cdot t \cdot \sin \frac{\pi \tau_1}{T} \cdot \sin k(\tau - \tau_1) \cdot d\tau_1 = \\ &= \frac{k_1}{k} \cdot t \cdot \int_0^T \left[ \cos \left( \frac{\pi \tau_1}{T} - k\tau + k\tau_1 \right) - \cos \left( \frac{\pi \tau_1}{T} + k\tau - k\tau_1 \right) \right] \cdot d\tau_1 = \quad (4.42) \\ &= \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left( \frac{\pi^2}{T^2} - k^2 \right)} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2}{T^2} \cdot \sin^2 kT + \left( \frac{\pi}{T} \cdot \cos kT - k \right)^2} \cdot \sin(k\tau + \alpha). \end{aligned}$$

Полученная зависимость (4.42) позволяет сделать важный вывод, связанный с тем, что в начальный момент контакта обрабатываемого элемента детали с кругом происходит запаздывание перемещения массы  $m$  от действия импульса силы. Об этом свидетельствует присутствие в зависимости (4.42) множителя  $\sin(k\tau + \alpha)$ . В силу инерционности системы масса  $m$  не успевает среагировать на импульс силы и получить перемещение, соответствующее статическому значению этой силы, т.е. шлифование в начальный период контакта происходит практически без перемещения. Технологическая система в этом случае приобретает как бы свойства, эквивалентные большей приведенной жесткости, что приводит к более глубокому проникно-



вению передней части обрабатываемого элемента детали в рабочую поверхность круга. С одной стороны, это позволяет увеличить интенсивность съёма обрабатываемого материала, с другой стороны, это приводит к возможности врезания обрабатываемого элемента в связку круга, ее интенсивному разрушению и повышенному износу круга. В этом случае обрабатываемый элемент, по сути, выполняет роль правящего инструмента, т.е. не круг обрабатывает деталь, а деталь обрабатывает круг. Этим, собственно, и предопределяется чрезвычайно высокий износ круга при шлифовании деталей с прерывистыми поверхностями.

Для оценки интенсивности ударного взаимодействия круга с обрабатываемой деталью обратимся к зависимости (4.42), принимая в ней  $\sin(k\tau + \alpha) = 1$  и устанавливая максимальное значение перемещения  $y_{max}$ :

$$y_{max} = \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left( \frac{\pi^2}{T^2} - k^2 \right)} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2}{T^2} + k^2 - 2 \cdot \frac{\pi}{T} \cdot k \cdot \cos kT}. \quad (4.43)$$

После несложных преобразований зависимость (4.43) примет следующий вид:

$$y_{max} = \frac{k_1^2 \cdot t}{k \cdot \left( \frac{\pi}{T} - k \right)} \cdot \sqrt{1 + \frac{2 \cdot \frac{\pi}{T} \cdot k \cdot \cos kT}{\left( \frac{\pi}{T} - k \right)^2}}. \quad (4.44)$$

Анализируя зависимость (4.44), видим, что при условии  $\pi / T = k$  в технологической системе наступает резонанс. Это свидетельствует о том, что с увеличением скорости вращения детали (что соответствует уменьшению периода контакта круга с обрабатываемым элементом детали  $T$ ) перемещение  $y_{max}$  неограниченно увеличивается и технологическая система переходит в неустойчивое состояние, управлять которым чрезвычайно сложно. Таким образом, увеличение скорости детали, во-первых, увеличивает время запаздывания в момент удара и увеличивает износ круга, во-вторых, приводит технологическую систему в более неустойчивое состояние. Следовательно, для нормального функционирования процесса шлифования (с точки зрения динамической устойчивости процесса и силового воздействия на круг) скорость детали следует уменьшать.

Заслуживает внимания анализ влияния жесткости  $c_1$  (выраженной через  $k_1$ ) на величину  $y_{max}$ . Как следует из зависимости (4.44), с увеличением  $c_1$  параметр  $y_{max}$  увеличивается, а следовательно уменьшается слой связки, который может быть удален (срезан) обрабатываемым элементом детали. В связи с этим представляется целесообразным применение высокопрочных (металлических) связок для алмазных кругов, которые обеспечат в условиях ударного характера взаимодействия детали с кругом снижение его износа, т.к. в этом случае удар будет восприниматься не связкой, а всей рабочей поверхностью круга и в первую очередь режущими зернами. При таких условиях обработки технологическая система успеет среагировать на импульс силы и получить перемещения, достаточные для беспрепятственного перемещения обрабатываемого элемента в слое зерен круга, не касаясь связки.

Исходя из установленного механизма взаимодействия круга с деталью, можно предложить некоторые пути повышения эффективности шлифования прерывистых поверхностей. Во-первых, это применение кругов на высокопрочных металлических связках, обеспечивающих значительную высоту выступания зерен над уровнем связки. Увеличение высоты позволит увеличить время движения обрабатываемого элемента до уровня связки, а следовательно, увеличить перемещения в технологической системе в начальный момент удара и в определенной степени рассеять энергию удара, т.е. как бы перевести весьма неблагоприятные условия обработки прерывистых поверхностей в более приемлемые условия шлифования сплошных поверхностей. Кроме того, увеличение высоты выступания зерен над уровнем связки позволит интенсифицировать линейный съём материала и приведет к уменьшению во времени координаты  $\bar{y}$  (т.е. в этом случае появляется возможность съёма материала до того момента, когда он подойдет к уровню связки круга).

Вторым важным условием управления процессом шлифования является установление вполне однозначного соотношения между скоростью детали, скоростью круга и глубиной шлифования, при котором весь подводимый в зону резания материал будет полностью срезан режущими зернами, не доходя до уровня связки. Это обеспечит исключение ударного характера взаимодействия и снижение износа круга. Вполне очевидно, что управлять таким процессом в условиях относительно высоких скоростей детали весьма затруднено,

поскольку даже небольшое отклонение какого-либо параметра (например, высоты выступания зерен над уровнем связки круга и т.д.) от заданного значения приведет к несоблюдению указанного выше условия и повышению износа круга. Исходя из этого, можно сделать вывод о целесообразности ведения процесса шлифования прерывистой поверхности в условиях относительно небольших скоростей вращения детали, применяя при этом новые соотношения параметров режима шлифования.

Используя полученную зависимость (4.44), может быть предложен еще один путь повышения эффективности шлифования прерывистых поверхностей, связанный с установлением глубины шлифования, не превышающей максимальной высоты выступания зерен над уровнем связки круга. В этом случае, очевидно, обрабатываемый элемент не должен касаться связки круга, т.е. съём материала должен происходить в слое зерен выше уровня связки. Однако, учитывая, что в условиях применения весьма небольших глубин шлифования имеет место многопроходность съёма припуска (4.44), т.е. полный съём подводимого в зону резания материала происходит не на первом, а на последующих проходах, фактическая глубина шлифования может значительно (в 10 и более раз) превышать номинальную (установленную по лимбу станка) глубину шлифования. Следовательно, предложенный путь интенсификации шлифования менее эффективен по сравнению со вторым.

Таким образом, на основе математического моделирования процесса показано, что наиболее эффективным путем повышения работоспособности круга, работающего в условиях периодического ударного взаимодействия с обрабатываемыми элементами детали, является применение принципиально новых (отличных от традиционных) соотношений параметров режимов шлифования: глубины шлифования, скоростей детали и круга, обеспечивающих полный съём подводимого в зону резания материала на уровне, не превышающем уровня связки.

Необходимо отметить, что условия шлифования прерывистых поверхностей существенно отличаются от условий прерывистого шлифования, когда прерывистость контакта круга с деталью позволяет повысить технико-экономические показатели обработки [367]. Эффект в этом случае достигается за счет периодического прерывания контакта и устранения явления теплового насыщения поверхностных слоев обрабатываемой детали, т.е. за счет снижения темпе-

ратуры резания и повышения качества обработки. Реализация условий прерывистого шлифования также предполагает образование на профиле рабочего выступа круга определенного угла атаки к плоскости резания, который способствует более плавному входу зерен в материал, послойному его удалению и основное – рассеиванию энергии удара в момент врезания. Иными словами, при прерывистом шлифовании (за счет самооформления профиля рабочего выступа круга) удар в начальный момент контакта круга с деталью практически отсутствует и износ круга в основном подчиняется закономерностям обычного шлифования сплошных поверхностей. В условиях же шлифования прерывистых поверхностей самоуправление процессом не происходит и поэтому задача повышения эффективности обработки требует иного подхода к управлению процессом шлифования. Как отмечалось выше, для эффективного ведения процесса шлифования в таких условиях необходимо строго регламентировать глубину внедрения обрабатываемого элемента детали в рабочую поверхность круга, не допуская пересечения траекторией движения вершины обрабатываемого элемента уровня связки и ее интенсивного разрушения. Обрабатываемый материал должен быть полностью удален на определенном уровне высоты рельефа круга, обусловленном прочностными свойствами зерен, связки и обрабатываемого материала.

Важным фактором в демпфировании удара может быть скорость круга. Поэтому рассмотрим ее влияние на силу, действующую на деталь со стороны круга в вертикальном направлении.

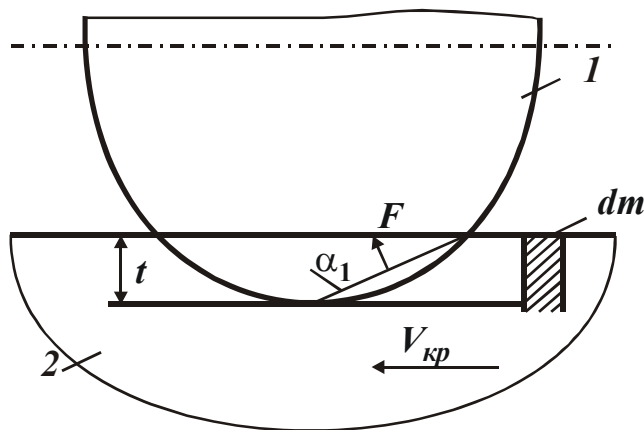


Рис. 4.7. Расчетная схема: 1 – обрабатываемая деталь, 2 – рабочая поверхность круга.

элемент круга массой  $dm$  (рис. 4.7):

$$dm = \rho \cdot t \cdot V_{кр} \cdot d\tau, \quad (4.45)$$

С физической точки зрения указанная сила представляет собой силу скоростного напора, которая по своей природе сопоставима с действием набегающего потока воздуха на крыло самолета или с движением катера по поверхности воды (глизсирование). Для установления математической зависимости силы скоростного напора выделим

где  $\rho$  - плотность материала связки круга, кг/м<sup>3</sup>;  $V_{кр}$  - скорость круга, м/с;  $t$  - глубина шлифования, м;  $\tau$  - время, с.

Масса  $dm$  производит удар по детали со скоростью  $V_{дет}$ . Элементарная сила удара при этом равна

$$dF = w \cdot dm, \quad (4.46)$$

где  $w$  - ускорение, м/с<sup>2</sup>; ( $w = \frac{dV}{d\tau}$ ).

Тогда

$$dF = \frac{dV}{d\tau} \cdot \rho \cdot t \cdot V_{кр} \cdot dt = \rho \cdot t \cdot V_{кр} \cdot dV. \quad (4.47)$$

Скорость массы  $dm$  в момент удара изменяется от значения  $V_{кр}$  до нуля. Тогда

$$F = \int_{V_{кр}}^0 \rho \cdot t \cdot V_{кр} \cdot dV = -\frac{\rho \cdot t}{2} \cdot V_{кр}^2. \quad (4.48)$$

Сила скоростного напора, действующая в вертикальном направлении, равна

$$F = \frac{\rho \cdot t}{2} \cdot ctg\alpha \cdot V_{кр}^2. \quad (4.49)$$

Как следует из полученной зависимости, сила, действующая на деталь со стороны круга, пропорциональна квадрату скорости круга. Исходя из зависимости (4.49), при определенных значениях скорости круга  $V_{кр}$  проникновение обрабатываемого материала вглубь рабочей поверхности круга станет невозможным. Обрабатываемая деталь будет как бы глиссировать по поверхности круга, образованной вершинами максимально выступающих зерен круга.

Таким образом, в отличие от скорости детали, с увеличением которой происходит более глубокое внедрение обрабатываемого элемента детали в рабочую поверхность круга, с увеличением скорости круга наблюдается обратная картина – выталкивание детали из рабочей поверхности круга. Следует отметить, что влияние  $V_{кр}$  на характер взаимодействия неоднозначен с кинематической и динамической точек зрения. Если при кинематическом представлении процесса шлифования увеличение  $V_{кр}$  приводит к росту числа одновременно работающих зерен, что положительно отражается на работоспособности круга, то при динамическом представлении увеличение  $V_{кр}$  игра-

ет отрицательную роль.

Следовательно, увеличение  $V_{кр}$  до определенного значения играет положительную роль, т.к. это обеспечивает увеличение количества одновременно работающих зерен и рассеивание энергии удара обрабатываемого элемента. При дальнейшем увеличении  $V_{кр}$  начинает превалировать динамический фактор, имеющий аэродинамическую природу, который при больших скоростях  $V_{кр}$  практически не позволит производить съём материала. Такой результат подтверждает сделанный ранее вывод о целесообразности управления ударным характером взаимодействия обрабатываемого элемента детали с кругом путем применения новых (нетрадиционных) соотношений параметров режима шлифования, которые могут быть получены из условия обеспечения полного съёма подводимого в зону резания материала на заданном уровне высоты рельефа круга, т.е. из условия обеспечения шлифования с заданной максимальной толщиной среза.

#### **4.4. КОЛЕБАНИЯ ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ ШЛИФОВАНИИ**

##### **4.4.1. ВЛИЯНИЕ КОЛЕБАНИЙ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ**

Существуют разные, а иногда и противоположные, точки зрения о влиянии колебаний на эффективность процесса шлифования. Из трудов Е.Н. Коновалова [123] известно, что при вибрационном шлифовании твердых сплавов повышается производительность обработки, уменьшается вероятность появления трещин и прижогов. Кроме того, наличие вынужденных колебаний уменьшает сопротивление схода стружки и облегчает процесс стружкообразования, поскольку в этом случае трение покоя заменяется трением движения.

Введение вынужденного регулирования вибрациями (с частотой 100 Гц) в технологическую систему через шлифовальный круг уменьшает радиальную (на 25-30%) и тангенциальную (на 10-12%) составляющие силы резания при круглом наружном шлифовании [247].

Исследованию вибраций высокочастотного спектра при шлифовании разных сталей и сплавов посвящены труды А.А. Воронина и А.И. Маркова [57] (жаропрочные стали ЭИ437б и ЖС6К, частота колебаний – 20 кГц, амплитуда – 0,007...0,09 мм), А. Колуэлла [122]

(хромованадиевые, титановые и молибденовые стали, частота колебаний – 10...18 кГц, амплитуда – 0,025 мм) и др. Установлено, что при наличии высокочастотных колебаний звукового или ультразвукового диапазона малой амплитуды уменьшаются высота шероховатости, сила и температура шлифования, повышается производительность обработки и стойкость абразивного инструмента. Это обстоятельство является результатом меньшего засаливания режущих зерен круга и равномерного самозатачивания.

Возбуждение высокочастотных колебаний в упругой системе станка происходит за счет искусственного наложения вынужденных колебаний, применения прерывистых кругов или использования специальных способов правки шлифовальных кругов. Прерывистое шлифование является наиболее простым и широко универсальным способом возбуждения высокочастотных колебаний в упругой системе станка. При определенных сочетаниях геометрических параметров прерывистого круга на 30-40% уменьшается температура и сила резания, длительнее сохраняется режущая способность зерен и приблизительно в 3...5 раз уменьшается необходимое количество правок круга.

Рассмотренные особенности процесса прерывистого шлифования подобны процессу вибрационного шлифования. Вместе с тем, в

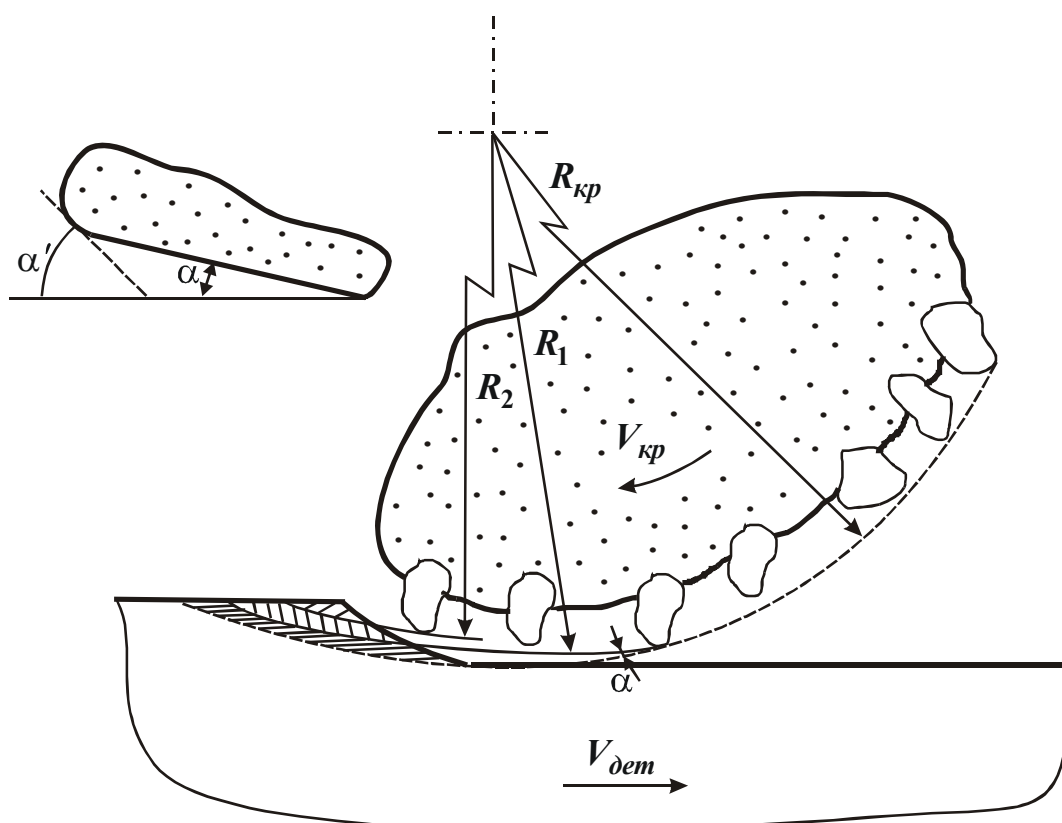


Рис. 4.8. Схема работы абразивных зерен при прерывистом шлифовании.

отличие от виброшлифования применение прерывистых кругов, как правило, ухудшает шероховатость поверхности. При прерывистом шлифовании сила удара воспринимается зернами, расположенными на передней кромке режущего выступа, что приводит к их интенсивному выпадению из связки. В результате на режущих выступах прерывистого круга образуется фронтальная зона, расположенная под определенным углом атаки к плоскости резания. Режущие зерна, которые расположены на разных радиусах от центра вращения круга (рис.4.8), перемещается по разным траекториям, удаляя припуск отдельными слоями.

Многочисленные исследования подтверждают положительное влияние высокочастотных колебаний на показатели качества процесса шлифования. В тоже время известна отрицательная сторона этого вопроса [201,202]. Отрицательное влияние вибраций в упругой системе шлифовального станка проявляется в изменении геометрии режущего контура шлифовального круга и неустановившемся характере колебаний. Прочность зерен и связки в ряде случаев является недостаточной – зерна разрушаются и выпадают, что крайне нежелательно для высокоточного профильного шлифования.

Рассмотренные отрицательные явления также проявляются в процессе автоколебания, который обусловлен нелинейной зависимостью силы резания от скорости шлифования. Автоколебания обычно возникают от неуравновешенности шлифовального круга или других периодических низкочастотных возбуждений.

При прерывистом шлифовании возможны два неустановившиеся состояния [278,280], которые отрицательно влияют на показатели процесса обработки. Это ударный резонанс, который имеет место при совпадении частоты соударения режущих выступов круга с одной из собственных частот упругой системы шлифовального станка, и параметрический резонанс. Параметрический резонанс обусловлен периодическим изменением (с частотой прохождения режущих выступов круга над обрабатываемой деталью) суммарной жесткости замкнутой многоконтурной динамической системе шлифовального станка. Если частота изменения полной жесткости резания равна удвоенной частоте упругой системы шлифовального станка, то возникает опасность развития колебаний, амплитуда которых увеличивается с течением времени обработки. Параметрический резонанс существенно отличается от “обычного” и более опасен.

Вибрации в упругой системе станка изменяют условие динами-



ческого взаимодействия режущих зерен с деталью и определяют характер колебаний. При решении вопроса о полезности или вредности вибраций в процессе шлифования необходимо учитывать условия, которые предъявляются к данной технологической операции (с точки зрения обеспечения необходимой точности обработки, шероховатости поверхности, физико-механического состояния, структуры поверхностного слоя, изнашивания кругов и производительности обработки), и амплитудно-частотный спектр данных вибраций. Если отрицательное влияние вибраций в технологической системе шлифовального станка превалирует над положительным, необходимо применить меры по их устранению. Особенно четко это проявляется на примере автоколебаний, отрицательное влияние которых отмечается в ряде известных трудов [201,203, 332].

Существуют разные пути снижения уровня вибраций в упругой системе шлифовального станка, например, применяют разные виброгасители, устройства для автоматического балансирования кругов, амортизирующие прокладки и др. Вместе с тем, эти меры носят частный характер и не во всех случаях могут быть практически реализованы. Известно [357], что условия закрепления абразивных зерен в упругой связке круга принципиально изменяют характер их взаимодействия с обрабатываемым материалом. Закрепление зерен в эластичной связке амортизирует удар, снижает плотность теплового потока, устраняет разновысотность режущих профилей, снижает интенсивность засаливания рабочих поверхностей инструмента и т.д.

Кроме закрепления абразивных зерен в эластичной связке рационально использовать в конструкции планшайбы упруго-демпфирующие элементы. Применение упруго-демпфирующих элементов с оптимальными, предварительно рассчитанными параметрами, как известно [325], обуславливает целенаправленное управление упругой системы за счет сдвига колебаний в более устойчивую область.

Критический анализ известных работ свидетельствует о том, что вибрации, которые появляются в технологической системе, существенно влияют на качественные показатели процесса как с положительной, так и с отрицательной стороны. Одновременно оценить роль колебаний в процессе шлифования невозможно без учета типа колебаний, их амплитудно-частотных характеристик и требований, которые выдвигают к данной операции. В то же время доказано [203, 325], что наличие в упругой системе автоколебаний всегда отрицательно

влияет на процесс, поэтому необходимо применять меры по их устранению.

Один из эффективных способов гашения автоколебаний с целью улучшения качества шлифованной поверхности и повышения технологических возможностей процесса шлифования состоит во введении в планшайбу для крепления круга на шпинделе станка упруго-демпфирующего элемента, параметры которого должны быть предварительно рассчитаны и оптимизированы по таким критериям, как производительность, точность, шероховатость обработки и т.д. [325].

#### 4.4.2. УСЛОВИЯ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ПАРАМЕТРИЧЕСКОГО РЕЗОНАНСА

Периодичность изменения возбуждающей силы в процессе прерывистого шлифования приводит к изменению жесткости упругой системы во времени (рис. 4.9).

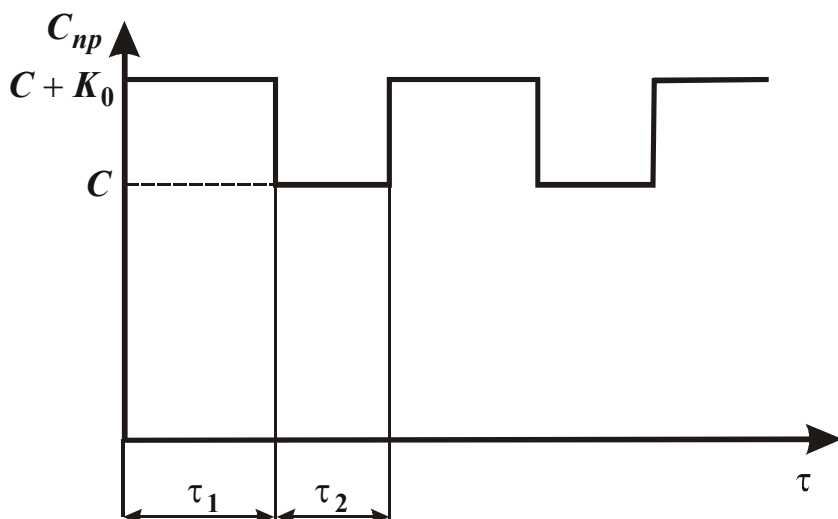


Рис. 4.9. Изменение жесткости упругой системы плоскошлифовального станка при прерывистом шлифовании.

Во время контакта режущего выступа круга с обрабатываемой деталью жесткость упругой системы равна  $C + K_0$ , а в момент прерывания процесса резания —  $C$  (здесь  $K_0$  — коэффициент передачи процесса резания по координате  $y$ , который учитывает статическую часть динамической жесткости резания, Н/м;  $C$  — жесткость, которая характеризует свойства упругой системы станка в разомкнутом состоянии и которая зависит от конструкции шпиндельного узла и условий сопряжения его элементов).

Для выявления потенциально возможных областей возникновения параметрического резонанса рассмотрим одномассовую систему в установившемся режиме.

При прерывистом шлифовании движение системы в направле-

нии оси  $y$  описывается уравнением

$$m \cdot \ddot{y} + b \cdot \dot{y} + c \cdot y = (F_0 - \kappa_0 \cdot y) \cdot f(\tau), \quad (4.50)$$

где

$$f(\tau) = \begin{cases} 1, & 0 < \tau < \tau_1; \\ 0, & \tau_1 < \tau < (\tau_1 + \tau_2). \end{cases}$$

Дифференциальные уравнения движения системы в периоды контакта режущего выступа с обрабатываемой деталью и прерывания процесса резания имеют вид

$$\begin{aligned} m \cdot \ddot{y}_1 + b \cdot \dot{y}_1 + c \cdot y_1 &= -\kappa_0 \cdot y_1; \\ m \cdot \ddot{y}_2 + b \cdot \dot{y}_2 + c \cdot y_2 &= 0. \end{aligned} \quad (4.51)$$

Изменяющиеся коэффициенты при координате  $y$  изменяются по закону прямоугольного синуса (рис. 4.9) с периодом  $(\tau_1 + \tau_2)$ . С течением времени  $(\tau_1$  и  $\tau_2)$  уравнения содержат постоянные коэффициенты. Решения уравнений (4.51) принимают вид

$$\begin{aligned} y_1 &= e^{-\eta^* \tau} (A \cdot \sin \omega_1 \tau + B \cdot \cos \omega_1 \tau); \\ y_2 &= e^{-\eta^* \tau} (C \cdot \sin \omega_2 \tau + D \cdot \cos \omega_2 \tau), \end{aligned} \quad (4.52)$$

где  $\omega_1 = \sqrt{\frac{c + \kappa_0}{m} - \eta^{*2}}$ ;  $\omega_2 = \sqrt{\frac{c}{m} - \eta^{*2}}$ ;  $\eta^*$  - коэффициент демпфирования.

Для определения постоянных  $A, B, C, D$  рассмотрим граничные условия для момента времени  $\tau_1$

$$y_1(\tau_1) = y_2(\tau_1); \quad \dot{y}_1(\tau_1) = \dot{y}_2(\tau_1) \quad (4.53)$$

и условия для момента времени  $(\tau_1 + \tau_2)$

$$p \cdot y_1(0) = y_2(\tau_1 + \tau_2); \quad p \cdot \dot{y}_1(0) = \dot{y}_2(\tau_1 + \tau_2), \quad (4.54)$$

где  $p$  - некоторое постоянное число (если  $p > 1$ , то колебания в каждом периоде будут усиливаться, а если  $p < 1$ , то они будут постепенно угасать).

Таким образом, устойчивость системы определяется значением модуля  $p$ .

После подстановки (4.52) в (4.53) и (4.54) и решения системы однородных дифференциальных уравнений относительно постоянных  $A, B, C, D$  и раскрытия определителя, который состоит из его коэффициентов, получено [325] следующее квадратное уравнение:

$$p^2 - 2 \cdot L \cdot p + M' = 0,$$

где  $L = \frac{1}{2} \cdot e^{-\eta^* \cdot (\tau_1 + \tau_2)} \cdot \left[ \frac{\omega_1^2 + \omega_2^2}{\omega_1 \cdot \omega_2} \cdot \sin \omega_1 \tau_1 \cdot \sin \omega_2 \tau_2 - 2 \cos \omega_1 \tau_1 \cdot \cos \omega_2 \tau_2 \right];$

$$M' = e^{-2\eta^* (\tau_1 + \tau_2)}.$$

Корни данного уравнения:

$$p_{1,2} = L \pm \sqrt{L^2 - M'}.$$

Чтобы  $p_1$  и  $p_2$  были действительными, необходимо выполнить неравенство

$$L^2 > M'; \quad |L| > \frac{1 + M'}{2}. \quad (4.55)$$

Условия неустойчивости  $|p| > 1$  можно записать в виде (4.55); области неустойчивости упругой системы станка 3Г71, как установлено [325], определяются геометрическими параметрами прерывистого круга и числовыми значениями жесткости резания. Области неустойчивой работы упругой системы станка при прерывистом шлифовании показаны на рис. 4.10. На основе полученных данных можно

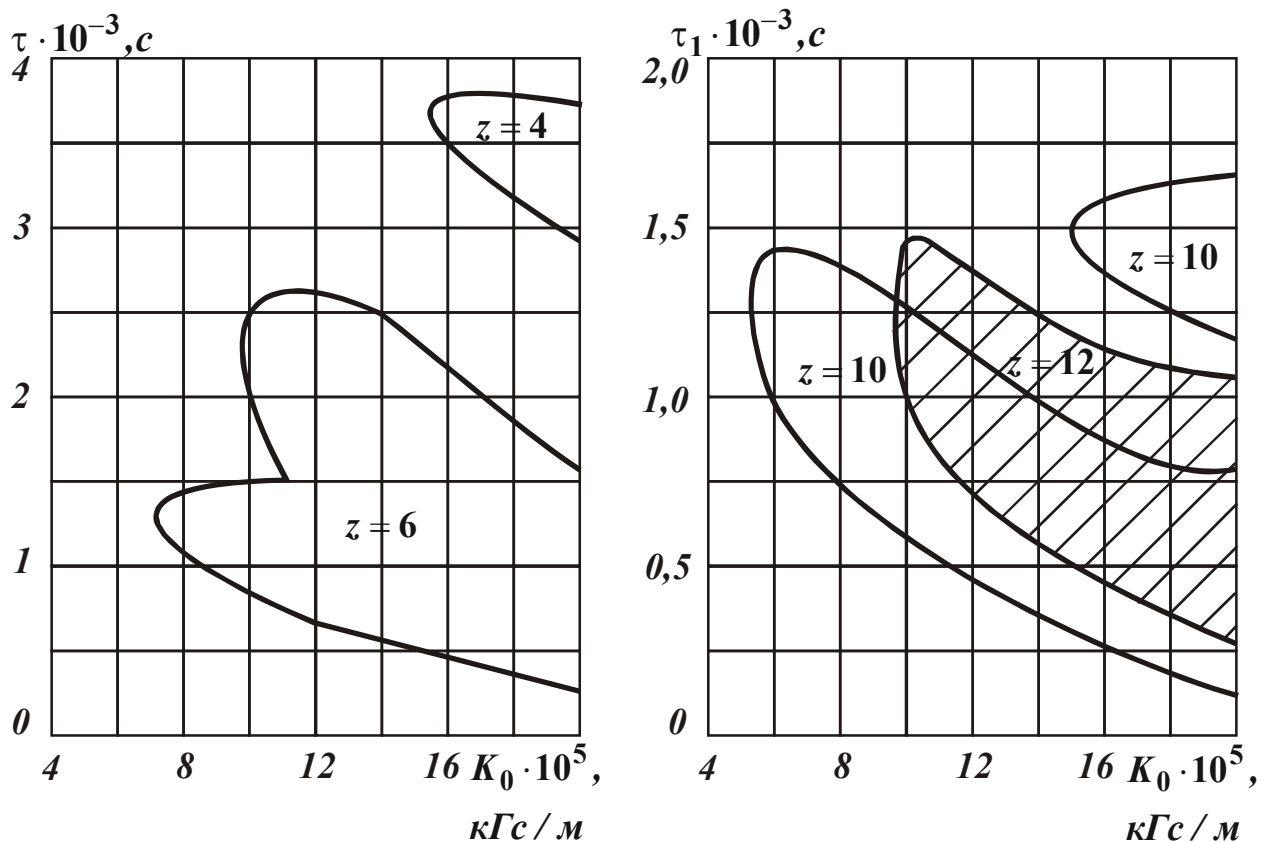


Рис. 4.10. Области неустойчивой работы (параметрический резонанс) упругой системы станка 3Г71.

оценить прерывистое шлифование на динамическую устойчивость.

Анализ выражения (4.55) показывает, что области неустойчивой работы упругой системы станка определяются геометрическими параметрами прерывистого круга, динамическими свойствами упругой системы и числовым значением параметра, который характеризует условия обработки  $K_0$ . Колебания в направлении по нормали к обрабатываемой поверхности с большими амплитудами при прерывистом шлифовании приводят к увеличению высоты шероховатости. В связи с этим необходимо оптимизировать геометрические параметры прерывистых кругов с учетом резонансных и неустановившихся режимов упругой системы станка.

Анализ показывает, что для наладки упругой системы станка с целью исключения ударного и параметрического резонансов необходимо, чтобы частота возбуждения  $\omega_{воз}$  в 1,1 раза превышала резонансную частоту. При этом длину режущих выступов круга определяем по формуле

$$l_1 = \frac{\pi \cdot D_{кр} \cdot n'}{(3...4,6) \cdot \omega_{i_{max}}}, \quad (4.56)$$

где  $D_{кр}$  - диаметр шлифовального круга, м;  $n'$  - частота вращения шпинделя, 1/с;  $\omega_{i_{max}}$  - максимальная частота изгибных колебаний спектра собственных колебаний упругой системы станка в направлении по нормали к обрабатываемой поверхности, Гц.

#### 4.4.3. ДИНАМИКА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ЗЕРЕН ПРЕРЫВИСТОГО КРУГА С ДЕТАЛЬЮ

В процессе шлифования реакция упругой системы проявляется в виде обратной связи с запаздыванием по времени. Этот эффект существенно усложняет изучение динамики процесса шлифования. Упругую систему шлифовального станка можно смоделировать как многомассовую колебательную систему с собственным спектром частот. Перемещения шлифовального круга в направлении оси  $y$  (рис. 4.11) соизмеримы с величинами снимаемых припусков. Эти перемещения состоят из контактных деформаций, обусловленных наличием зазоров в шпиндельном узле, и упругих деформаций, обусловленных податливостью узлов станка. Суммарные упругие деформации пропор-

циональны составляющей усилия резания  $P_y$ , направленной по нормали к обрабатываемой поверхности.

Условия динамического взаимодействия зерен в реальной упругой системе шлифовального станка в процессе резания описываются системой дифференциальных уравнений

$$\sum_{k=1}^S m_{j,k} \cdot \ddot{q}_k + h_{j,k} \cdot \dot{q}_k + c_{j,k} \cdot q_k = P_j; \quad (j=1,2,\dots,3), \quad (4.57)$$

где  $m_{j,k}$ ,  $h_{j,k}$ ,  $c_{j,k}$  - обобщенная масса, коэффициент демпфирования и жесткость упругой системы в направлении нормали;  $q_k$  - обобщенные координаты;  $P_j$  - внешняя обобщенная сила, которая действует на упругую систему и имитирует входное влияние.

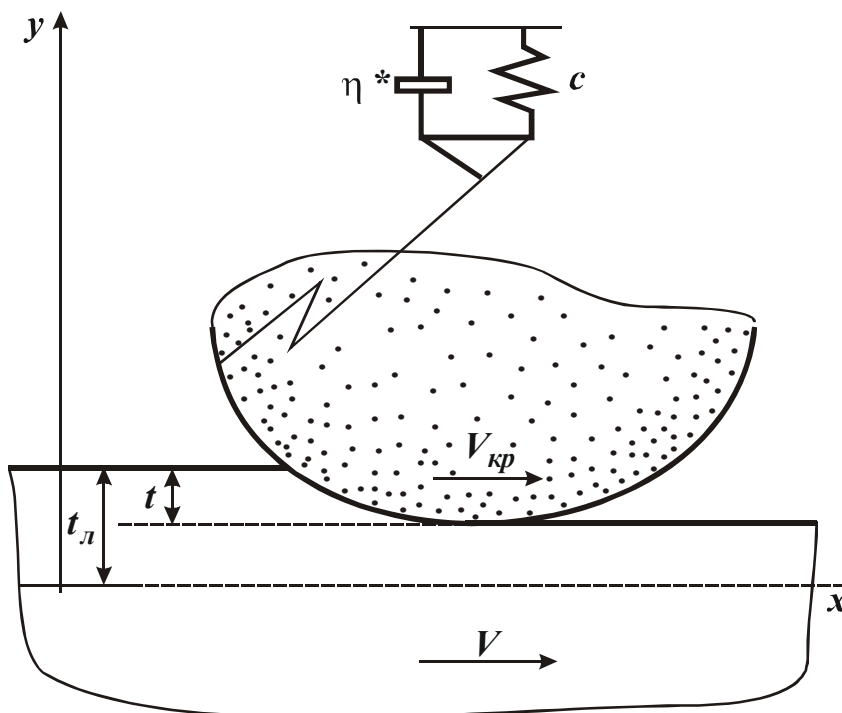


Рис. 4.11. Расчетная схема для определения условий снятия металла с учетом податливости упругой системы станка.

Выходную координату (реальное перемещение) определим алгебраическим суммированием перемещений по отдельным нормальным координатам:

$$y_{вых} = \sum_{j=1}^S q_j$$

Реальные значения сил резания, которые зависят от координат и скоростей, описываются системой нелинейных дифференци-

альных уравнений. Решить такую систему в общем виде практически невозможно.

Если систему уравнений разделить на множество не связанных между собой уравнений, например, в направлении нормальной координаты  $y$ , то уравнение (4.57) примет вид

$$m_j \cdot \ddot{y}_j + 2\eta_j^* \cdot \dot{y}_j + c_j \cdot y_j = P_y(y_j, \dot{y}_j). \quad (4.58)$$

Для плоскошлифовального станка 3Г71 значения коэффициентов приведены в табл. 4.1 [279].

Таблица 4.1

$\omega$ , Гц	$C \cdot 10^6$ , кг/м	$m$ , кгс <sup>2</sup> /м	$\eta^*$ , кгс/м
100	0,72	1,826	114,6
130	1,01	1,52	118,6
205	0,78	0,494	50,6
330	1,98	0,25	39,2
375	2,18	0,494	51,5
425	3,48	0,465	64,0

Сила  $P_y(y, \dot{y})$  в уравнении (4.58) определяет в общем виде три типа колебаний: вынужденные, собственные и автоколебания. В первом приближении уравнение (4.58) можно представить в виде

$$P_y(y, \dot{y}) = K_0 \cdot P_1(y) \cdot P_2(\dot{y}). \quad (4.59)$$

Причем, зависимость  $P_1(y)$  можно описать так:

$$P_1(y) = (t_n - y)^n,$$

где  $0 < n \leq 1$  (например,  $n \approx -0,04 \dots 1,0$  [184]).

Функция  $P_2(\dot{y})$  зависит от скорости проникновения зерен в металл, режимов шлифования и состояния рабочей поверхности круга. Эту функцию можно представить в виде

$$P_2(\dot{y}) = 1 + \alpha \cdot \dot{y} + \beta \cdot \dot{y}^2 + \gamma \cdot \dot{y}^3, \quad (4.60)$$

где коэффициенты  $\alpha, \beta, \gamma$  зависят от режимов шлифования, условий правки, состояния рабочей поверхности круга и т.д.

Значения коэффициентов  $\alpha, \beta, \gamma$  определяют по методике, приведенной в работе [200].

Учитывая разложение силы  $P_y$  в ряд, уравнение (4.58) можно представить

$$\ddot{y} + \eta^* \cdot \dot{y} + \omega_0^2 \cdot y = \frac{K_0}{m} \cdot (t_n - y) \cdot (1 + \alpha \cdot \dot{y} + \beta \cdot \dot{y}^2 + \gamma \cdot \dot{y}^3), \quad (4.61)$$

где  $K_0$  – коэффициент передачи процесса резания по координате  $y$ , кгс/мм.

Уравнение (4.61) содержит наиболее полную информацию о характере нормальных колебаний шлифовального круга.

Используя приближенный метод решения нелинейных дифференциальных уравнений Вандер-Поля, в работе [234] решение уравнения (4.60) представлено в виде

$$y = \bar{y} + A \cdot \cos \omega \tau ,$$

где  $\bar{y}$  - усредненное во времени  $\tau$  (за одно вращение) упругое перемещение круга,

$$\bar{y} = t_{л} - t = \frac{K_0 \cdot t_{л} \cdot (1 + 0,5 A^2 \beta \omega^2)}{C + K_0 \cdot (1 + 0,5 \beta A^2 \omega^2)}, \quad (4.62)$$

$\omega^2$  - частота автоколебаний,  $\omega^2 = \omega_0^2 + \frac{K_0}{m} \cdot (1 + 4 A^2 \omega_0^2)$ ;  $\omega_0$  - собственная частота упругой системы;  $t_{л}, t$  - глубина резания соответственно лимбовая и фактическая (рис. 4.11).

В процессе шлифования устанавливаются автоколебания, частота которых приближается к собственной частоте упругой системы, с амплитудой, зависящей от упруго-пластических характеристик  $(c, \eta^*)$ , состояние рабочей поверхности круга, обрабатываемого материала и режимов резания:

$$A^2 = \frac{4}{3\omega^2} \cdot \left[ \frac{\alpha}{\gamma} - \frac{\eta^* (c - K_0)}{\gamma \cdot c \cdot K_0 \cdot t_{л}} \right]. \quad (4.63)$$

Для анализа колебаний реальной многомассовой системы, которая имеет спектр собственных частот, необходимо подставить в (4.63) вместо  $\eta^*, \omega$  значения  $\eta_i^*, \omega_i$ , взятые из табл. 4.1. В этом случае реальная упругая система с изменением собственных частот будет иметь разные амплитуды автоколебаний. Реальные колебания упругой системы будут суперпозицией наипростейших гармонических колебаний с частотой и затуханием на каждой частоте  $\eta_i^*$ . Вклад каждой гармоники зависит от величины затухания колебаний упругой системы на данной частоте. Амплитуда автоколебаний обратно пропорциональна собственной частоте упругой системы шлифовального станка. Это обстоятельство хорошо согласуется с полученными экспериментальными данными по формированию волнистости рабочей поверхности шлифовального круга в процессе резания.

Основной причиной образования волнистости на круге являются вибрации технологической системы [332]. Колебания круга в радиальном направлении обуславливает изменение силы резания, что приводит к неравномерному износу рабочей поверхности круга.

Исследования В.И. Свирцева [325] показывают, что в процессе шлифования сплошными кругами на их поверхности формируется волна, которая представляет собой суперпозицию двух гармоник –



100 Гц и 200 Гц. Наиболее явно выраженной является волна от низкочастотных колебаний 100 Гц.

Полученные данные хорошо согласуются с формулой (4.63). Максимальная амплитуда колебаний будет достигаться при наименьших частотах упругой системы.

Из формулы (4.63) также вытекает, что увеличение жесткости технологической системы не всегда приводит к уменьшению амплитуды колебаний. Необходимо увеличивать демпфирующие свойства системы.

Формулу (4.63) можно представить в виде

$$A^2 = \frac{4}{3\omega^2} \cdot \frac{c + K_0}{\gamma \cdot c \cdot K_0 t_l} \cdot \left( \frac{K_0 \cdot c \cdot t_k}{c + K_0} \cdot \alpha \cdot \eta^* \right). \quad (4.64)$$

Из формулы (4.64) вытекает, что установившиеся колебания  $A > 0$  возникают при условии

$$\frac{K_0 \cdot c \cdot t_l}{c + K_0} \alpha > \eta^*. \quad (4.65)$$

В зависимости (4.64) величина  $\eta^*$  определяет отрицательное трение не в упругой системе, а в системе шлифовальный круг – деталь. Эта величина оказывает дестабилизирующее действие на развитие автоколебаний. Она зависит от режимов обработки, силы резания, скорости проникновения режущих зерен и величины демпфирования в упругой системе.

Из работы [325] известно, что величину фактического съема металла (рис. 4.11) можно представить в виде

$$t = \frac{c \cdot t_l}{c + K_0 \cdot \left[ 1 + \frac{2}{3} \beta \cdot \left( \frac{\alpha}{\gamma} - \frac{\eta^* \cdot (c + K_0)}{K_0 \cdot c \cdot t_l \cdot \gamma} \right) \right]}. \quad (4.66)$$

Обозначая

$$K^* = K_0 \cdot \left[ 1 + \frac{2}{3} \beta \cdot \left( \frac{\alpha}{\gamma} - \frac{\eta^* \cdot (c + K_0)}{K_0 \cdot c \cdot t_l \cdot \gamma} \right) \right], \quad (4.67)$$

для определения фактического съема металла получим простую зависимость

$$t = t_l \cdot \frac{c}{c + K^*}. \quad (4.68)$$

Параметр  $K^*$  имеет размерность жесткости и по физической сути определяет динамическую жесткость резания.

Обобщенный показатель процесса шлифования  $K^*$  зависит однозначно от режимов и режущей способности кругов.

При малых глубинах резания существует линейная зависимость съема металла от величины заглубления зерна. В этом случае в соответствии с зависимостью (4.68), получим

$$K_0 = K^* \Big|_{t_l \rightarrow 0} = c \cdot \left( \frac{t_l}{t} - 1 \right) \Big|_{t_l \rightarrow 0} = const. \quad (4.69)$$

С увеличением глубины резания появятся автоколебания. В этом случае жесткость резания  $K^*$ , которая определяется из (4.69), по мере заглубления зерен в металл увеличивается:

$$K^* = c \cdot \left( \frac{t_l}{t} - 1 \right) \neq const.$$

Используя обобщенный показатель  $K^*$ , можно определить усредненную силу резания

$$\bar{P}_y = K^* \cdot t. \quad (4.70)$$

Тангенциальная составляющая силы резания

$$P_z = K_{ш} \cdot P_y, \quad (4.71)$$

где  $K_{ш}$  - коэффициент шлифования.

При шлифовании машиноподелочных сталей коэффициент шлифования изменяется в пределах 0,4...0,6.

Тангенциальную составляющую силы  $P_z$  можно определить так:

$$P_z = K_{ш} \cdot c \cdot (t_l - 1). \quad (4.72)$$

Радиальная составляющая силы резания  $P_y$  зависит от режущей способности шлифовального круга  $\lambda = Q / P_y$ :

$$P_y = \frac{Q}{\lambda} = \frac{S \cdot V \cdot t}{\lambda}, \quad (4.73)$$

где  $S, V$  - подачи соответственно поперечная и продольная.

Из зависимостей (4.70) и (4.73) вытекает однозначная связь динамической жесткости шлифования с режимами резания:

$$K^* = \frac{S \cdot V}{\lambda}. \quad (4.74)$$

Из выполненного анализа вытекает, что обобщенный показатель (динамическая составляющая жесткости резания)  $K^*$  является универсальным параметром, который характеризует динамику взаимодействия зерен с металлом. Он может быть использован как критерий оптимизации процесса прерывистого шлифования по производитель-

ности и качеству обработки.

Соотношение (4.68) устанавливает пути экспериментального определения величины

$$K^* = c \cdot \left( \frac{t_L}{t} - 1 \right). \quad (4.75)$$

Сравнивая зависимости для определения динамической жесткости резания (4.67) и величины фактического съема металла при шлифовании (4.68), видим два принципиально разных варианта управления динамикой взаимодействия зерен прерывистого круга.

Первый вариант – это управление статической жесткостью резания  $K_c$  за счет выбора материала режущих зерен, связки, пропитки кругов для импрегнирования и т.д. К этому варианту можно отнести также вибрационное и прерывистое шлифование, при которых создаются наилучшие условия стружкообразования за счет изменения характера динамики взаимодействия режущих зерен и обрабатываемого материала.

Второй вариант – это увеличение демпфирования в упругой системе станка без уменьшения ее жесткости. Физически это означает, что с увеличением демпфирования в упругой системе уменьшается амплитуда автоколебаний круга и ее скорость. Обеспечивается это введением между шпинделем и кругом упруго-демпфирующего элемента с постоянной или переменной жесткостью. Анизотропность жесткости в радиальном направлении вызывает появление колебаний, частота которых не совпадает с частотой автоколебаний. Это приводит к устранению автоколебаний.

#### **4.4.4. УПРАВЛЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ СТРУКТУРОЙ ПРОЦЕССА ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ**

Колебания, которые обусловлены прерывистостью процесса шлифования, изменяют условия динамического взаимодействия инструмента и детали. Для управления динамической структурой процесса шлифования необходимо в упругую систему станка ввести упруго-демпфирующий элемент с оптимальными параметрами.

Оптимизация упруго-демпфирующих элементов способствует целенаправленному повышению режущей способности зерен шлифовальных кругов за счет сдвига колебаний упругой системы станка в устойчивую зону.

При прерывистом шлифовании импульсное влияние силы на упругую систему с динамическим гасителем с частотой возбуждения  $f > 500$  Гц может быть аппроксимировано гармонической функцией времени (рис. 4.12)

$$P(\tau) = \frac{P_0}{2} \cdot \sin \omega \tau, \quad (4.76)$$

где  $\omega = \frac{2\pi}{\tau_1 + \tau_2}$ .

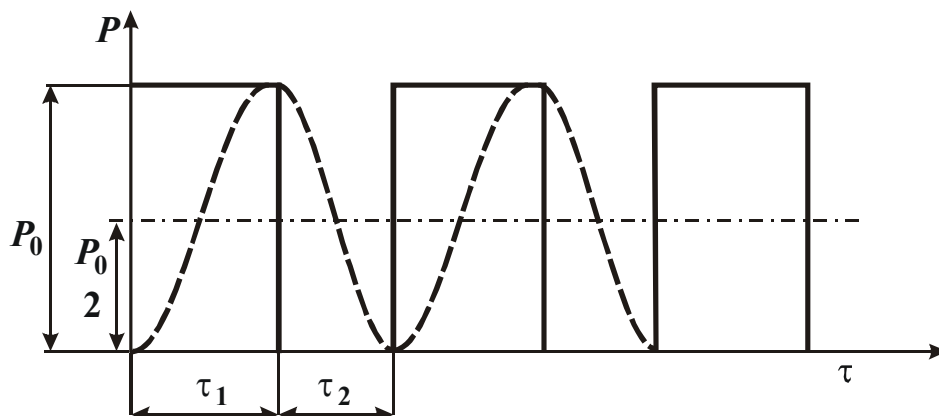


Рис. 4.12. Аппроксимация импульсной функции возбуждения гармонической функцией.

Расчетная схема динамического гашения колебаний за счет введения дополнительной массы  $M_2$  в упругую систему станка показана на рис. 4.13.

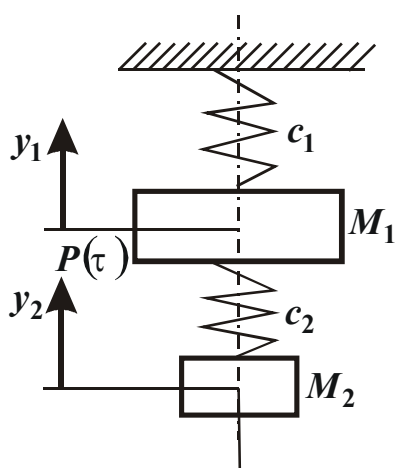


Рис. 4.13. Расчетная схема динамического гашения колебаний:  $M_1$  - масса упругой системы, приведенная к месту установления шлифовального круга;  $c_1$  - приведенная жесткость;  $M_2, c_2$  - дополнительные соответственно масса и жесткость упругой системы.

Движение упругой системы описывается дифференциальным уравнением

$$M_1 \cdot \ddot{y}_1 + (c_1 + c_2) \cdot \dot{y}_1 - c_2 \cdot y_2 = \frac{P_0}{2} \cdot \sin \omega \tau. \quad (4.77)$$

В соответствии с решением этого уравнения

$$y_1 = A \cdot \sin \omega \tau; \quad y_2 = B \cdot \sin \omega \tau$$

получим

$$\begin{aligned} -M_1 \cdot \omega^2 A + (c_1 + c_2) \cdot A - c_2 \cdot B &= \frac{P_0}{2}; \\ -M_2 \cdot \omega^2 B + c_2(B + A) &= 0. \end{aligned} \quad (4.78)$$

Из системы уравнений (4.78) получим зависимость для определения амплитудного значения координаты  $y_1$ , которая описывает колебания упругой системы:

$$A = \frac{P_0 \cdot (c_2 - M_2 \cdot \omega^2)}{2[(c - M_2 \cdot \omega^2) \cdot (c_1 + c_2 - M_1 \cdot \omega^2) - c_2^2]}. \quad (4.79)$$

Из зависимости (4.79) вытекает, что при условии

$$c_2 = M_2 \cdot \omega^2 \quad (4.80)$$

амплитуда колебаний упругой системы в направлении координаты  $y_1$  равна нулю.

При определенной жесткости упругой системы  $c_2$  и постоянной частоте  $\omega$  возбуждающие силы масса динамического гашения должна принимать строго определенную величину

$$M_2 = \frac{c_2}{\omega^2}. \quad (4.81)$$

Следовательно, для каждого прерывистого шлифовального круга с геометрическими параметрами ( $l_1$  - длина режущего выступа;  $l_2$  - длина впадины) и постоянной жесткости упругой системы необходимо подбирать строго определенную массу жесткого динамического гасителя  $M_2$ . В противном случае применение жестких динамических гасителей может отрицательно влиять на процесс шлифования.

Максимальный эффект достигается при установлении упруго-деформирующих элементов непосредственно на шлифовальный круг, которые обеспечивают вязкое трение. Такая конструкция гасителей при постоянной массе  $M_2$  увеличивает диапазон возможных частот возбуждающей силы, т.е. позволяет при данной конструкции планшайбы с упруго-демпфирующим элементом применять прерывистые шлифовальные круги с разными комбинациями ( $l_1 + l_2$ ).

Упруго-демпфирующие элементы должны обеспечить максимально возможное демпфирование при сохранении жесткости упругой системы на заданном уровне. Для этого необходимо выбирать материалы, способные поглощать энергию колебаний за счет внутреннего трения. К таким материалам относится резина и близкие к ней

материалы, которые существенно отличаются от других. Например, резина имеет коэффициент поглощения энергии 0,05...0,06, а сталь – 0,01...0,02 [248].

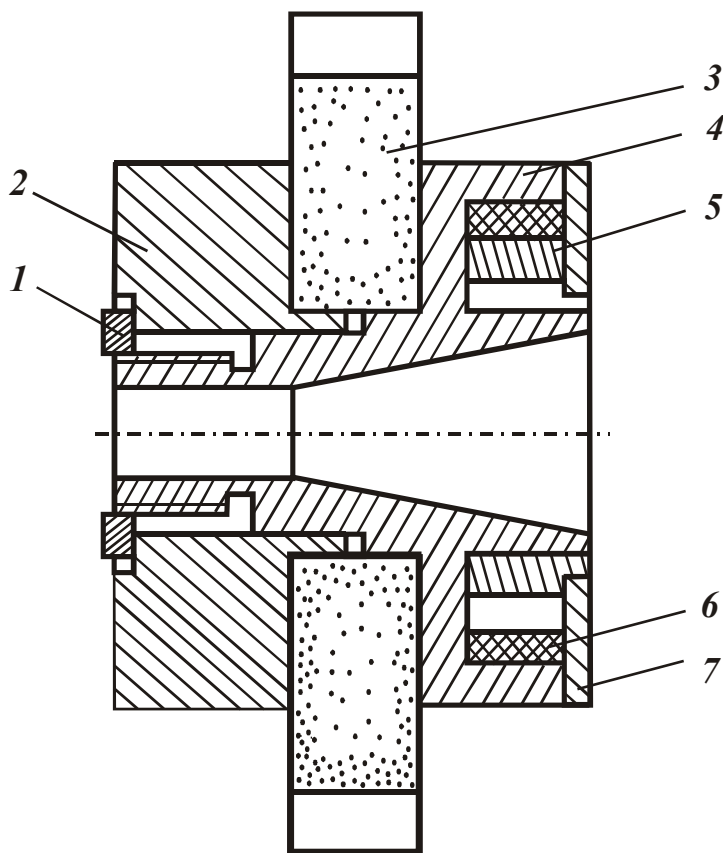


Рис. 4.14. Конструкция устройства для динамического гашения колебаний при прерывистом шлифовании.

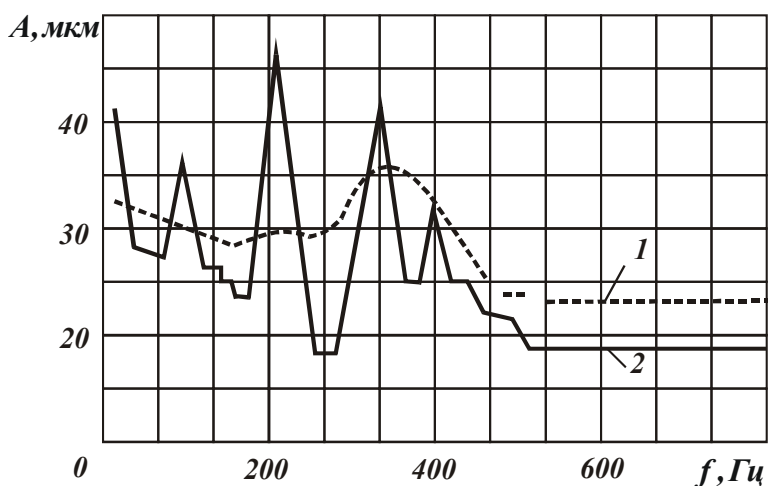


Рис. 4.15. Амплитудно-частотная характеристика упругой системы плоскошлифовального станка 3Г71 [3]: 1 – с упруго-демпфирующим элементом; 2 – без упруго-демпфирующего элемента.

В работе [325] установлено, что для упруго-демпфирующих элементов наибольший эффект достигается при использовании полиуретана ГУП-26 с модулем упругости  $1,7 \cdot 10^7$  Н/м<sup>2</sup>, который технологичен в изготовлении и имеет достаточно высокую жесткость.

На рис. 4.14 показана конструкция планшайбы с упруго-демпфирующим элементом. В корпусе оправки 4, на которой крепится прерывистый шлифовальный круг 3 с помощью кольца 2 и гайки 1, устанавливается дополнительная масса 5 с упругим элементом 6. Осевые колебания дополнительной массы ограничены кольцевым фланцем 7.

Амплитудно-частотные характеристики вращающегося шпинделя станка 3Г71 показаны на рис. 4.15. Штриховой линией показана характеристика для планшайбы с упруго-демпфирующим элементом, а сплошной ли-

нией – без этого элемента. При шлифовании без демпфирующего элемента четко просматриваются три резонансные частоты 100, 205 и 33 Гц вертикальных колебаний шпинделя. С введением в упругую систему станка упруго-демпфирующего элемента резко изменяется амплитудно-частотная характеристика. Первые два “пика” (100 и 205 Гц) исчезают полностью, а третий – 330 Гц – становится меньше и шире.

Для повышения производительности процесса шлифования необходимо уменьшить амплитуду автоколебаний шлифовального круга именно на низких частотах упругой системы.

Для подтверждения эффективности применения упруго-демпфирующих элементов Паршаков А.Н. проводил специальные исследования [325]. На плоскошлифовальном станке 3Г71 ( $c = 1,08 \cdot 10^3$  кГс/мм) шлифовали образцы из стали 45 ( $HRC=40$ ), размерами 150x60x20 мм кругом 24АНСМ1К6 без СОЖ, на режимах:  $V_{кр} = 35$  м/с, продольная подача стола - 3, 6, 12, 15 м/мин,  $t = 0,04$  мм, шлифование без поперечной подачи.

С увеличением скорости стола увеличивается нагрузка, дей-

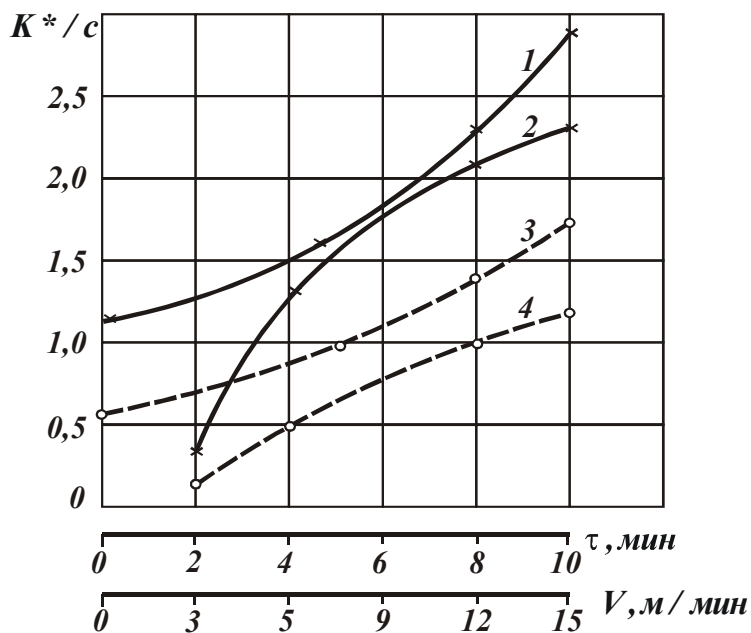


Рис. 4.16. Зависимости  $K^*/c$  от скорости детали (кривые 1 и 3;  $\tau = 12$  мин) и длительности шлифования (кривые 2 и 4;  $V = 9$  м/мин); штриховые линии соответствуют шлифованию с УДЭ, сплошные – без УДЭ (круг 24А25НСМ16К5, сталь 45, без СОЖ,  $S_n = 20$  мм/ход).

ствующая на режущие зерна, увеличивается сила  $P_y$  и соответственно отжатия шлифовального круга.

Установлено, что применение упруго-демпфирующего элемента уменьшает отжатия шлифовального круга. Экспериментальные данные согласуются с теоретическими. Из зависимости (4.67) вытекает, что с увеличением демпфирования уменьшается обобщенный показатель  $K^*$ , а из зависимости (4.68) видим, что с уменьшением  $K^*$  увеличивается съем металла.

На рис. 4.16 показана зависимость динамической жесткости от жесткости шпинделя  $c$ , скорости стола  $V_{дет}$  и продолжительности шлифования. С увеличением длительности обработки отжатие шлифовального круга увеличивается вследствие ухудшения режущих свойств зерен. Применение упруго-демпфирующего элемента (УДЭ) дает положительный эффект благодаря улучшению режущих свойств круга. Данное утверждение подтверждается выражением (4.74). При шлифовании с постоянными режимами  $SV = const$  с уменьшением  $K^*$  увеличивается  $\lambda = Q/P_y$  - производительность шлифования. При шлифовании без УДЭ зависимость  $K^*/c$  в интервале изменения скорости от 3 до 15 м/мин увеличивается от 0,3 до 2,4, а при шлифовании с УДЭ – от 0,2 до 1,3. За 10 минут шлифования параметр  $K^*/c$  изменяется соответственно без УДЭ от 1,1 до 3,0 и с УДЭ – от 0,6 до 1,8.

Следовательно, эффективность шлифования можно повысить или благодаря уменьшению динамической жесткости  $K^*$ , или благодаря увеличению жесткости шлифовального узла  $c$ .

#### 4.4.5. РЕКОМЕНДАЦИИ ПО ВЫБОРУ ПАРАМЕТРОВ ПРЕРЫВИСТЫХ КРУГОВ С УЧЕТОМ ДИНАМИЧНОСТИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ

Динамичность процесса прерывистого шлифования оценивают в относительных величинах в сравнении с динамичностью процесса сплошного шлифования. Например, при исследовании динамики процесса прерывистого шлифования используют отношение интегральных показателей при прерывистом  $H_{max_{пр}}$  и сплошном  $H_{max_{сц}}$  шлифовании (рис. 4.17).

Приведенный критерий характеризует процесс шлифования с позиции переменных условий взаимодействия режущих зерен с обрабатываемым материалом во времени при наличии колебаний в упругой системе.

На рис. 4.18 показан один из циклов колебаний упругой системы в установившемся режиме за период прохождения режущего выступа и впадины. Координата средней линии  $\Delta_1$  характеризует величину статического отжатия упругой системы при сплошном шлифовании. Заштрихованная зона показывает интегральный показатель среза металла при прерывистом шлифовании.

Зависимость, показанная на рис. 4.17, дает представление о вли-



янии обобщенного показателя  $K^*$  на отношение  $H_{max_{np}} / H_{max_{сц}}$ .

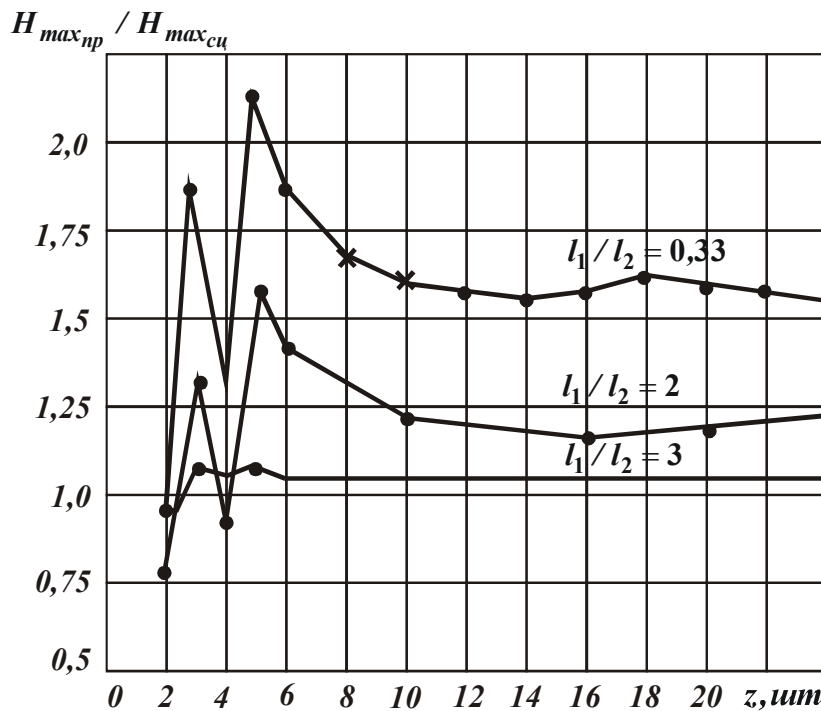


Рис. 4.17. Зависимости отношения интегрального показателя срезов при прерывистом шлифовании  $H_{max_{np}}$  и интегрального показателя срезов при сплошном шлифовании  $H_{max_{сц}}$  от количества режущих выступов прерывистого круга  $z$ .

Кроме этого, просматривается связь отношения интегрального показателя среза  $H_{max_{np}}$  и интегрального показателя среза  $H_{max_{сц}}$  из соотношения параметров прерывистого круга  $l_1 / l_2$ .

При шлифовании кругами, которые имеют отношение параметров  $l_1 / l_2 = 0,33$ , с количеством режущих выступов  $z = 2 \dots 6$  в упругой системе станка в направлении оси  $y$  (по нормали)

возникают колебания с амплитудами порядка  $10 \dots 80$  мкм [325]. При таких условиях процесс шлифования сопровождается динамическими ударами, упругая система работает в неустановившемся режиме (в режиме параметрического резонанса). При шлифовании кругами с

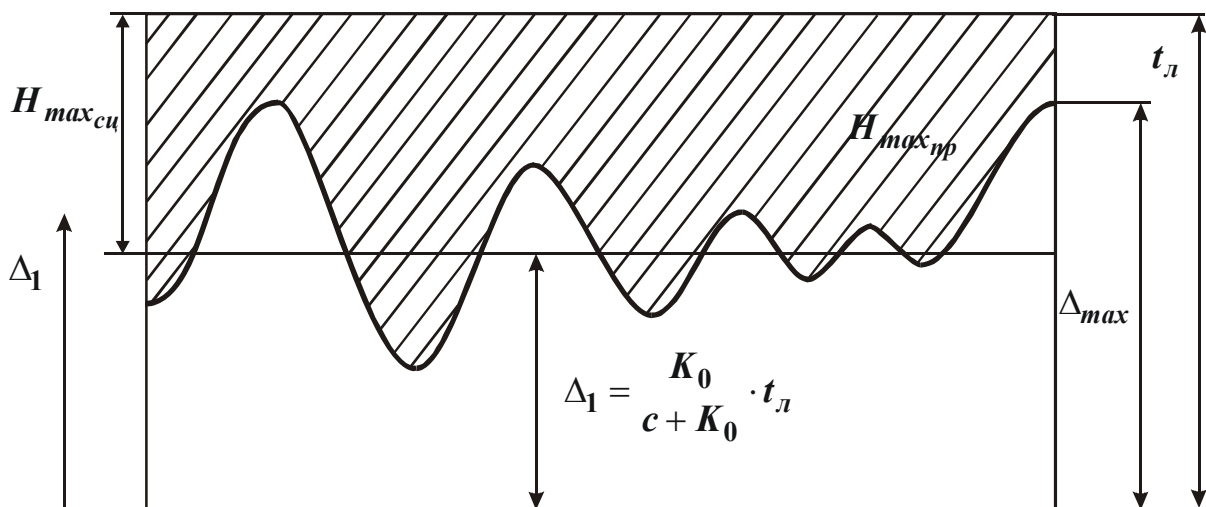


Рис. 4.18. Цикл колебаний упругой системы в установившемся режиме за период прохождения выступа и впадины.

количеством режущих выступов и  $z=10\dots24$  независимо от соотношения  $l_1/l_2$  величины отношений интегральных показателей срезов стабилизируются (рис. 4.17).

Приведенные данные свидетельствуют о том, что черновое обдирочное шлифование необходимо выполнять кругами с соотношениями  $l_1/l_2 = 0,8\dots1,0$  и количеством режущих выступов 12, 14, 16, 18.

Такие круги, работая в режиме интенсивного самозатачивания, длительное время сохраняют высокую режущую способность. На чистовых операциях, которые требуют длительного сохранения размерной стойкости круга, например, при профильном шлифовании высокоточных зубчатых колес с большим количеством зубьев или окончательном шлифовании профиля резьбы прецизионных ходовых винтов, рекомендуется использовать прерывистые круги с количеством выступов 10, 12, 14, 16 и отношением  $l_1/l_2 = 2,5\dots3,0$ . Эти круги по размерной стойкости не уступают сплошным и обеспечивают меньшую высоту шероховатости шлифованных поверхностей, чем при шлифовании сплошным кругом.

#### 4.4.6. ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА СИЛУ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

При прерывистом шлифовании, когда частота возбуждения совпадает с резонансной частотой крутильных колебаний шпинделя,

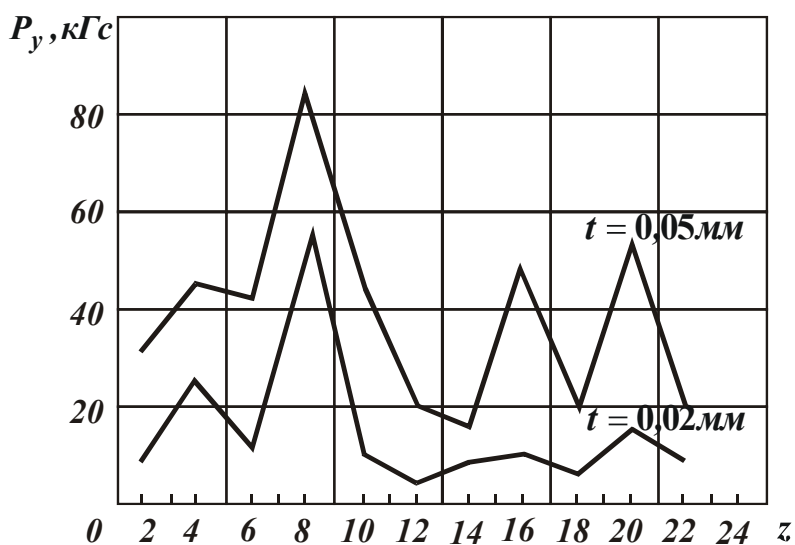


Рис. 4.19. Зависимости силы резания  $P_y$  от количества режущих выступов прерывистого круга ( $V_d = 10$  м/мин).

падает с резонансной частотой крутильных колебаний шпинделя, как известно [275, 325], улучшаются условия работы абразивных зерен благодаря большому количеству режущих граней, лучшему размещению стружки в межзеренном пространстве и удалению отходов шлифования. Процесс шлифования

при таких условиях происходит с интенсивным самозаточиванием кругов. На рис. 4.19 показана зависимость составляющей силы резания  $P_y$  от количества режущих элементов прерывистого круга. Максимальные значения составляющей силы резания  $P_y$  совпадают с частотами вынужденных колебаний, на которых выявлен максимальный всплеск амплитуды колебаний упругой системы по координате  $y$ .

С анализа приведенных данных вытекает, что максимальные амплитуды колебаний упругой системы возникают на частотах возбуждения, которые совпадают с собственными частотами упругой системы станка. Так, по координате  $y$  максимальные амплитуды колебаний возникают при шлифовании кругами с количеством режущих выступов 4, 6, 8. Такие круги при частоте вращения шпинделя плоскошлифовального станка, равной 47,6 Гц, обеспечивают частоты возбуждения соответственно 190, 285, 380 Гц. В диапазон приведенных вынужденных частот колебаний попадают частоты собственных колебаний упругой системы станка 205 и 330 Гц.

Колебания упругой системы с большими амплитудами увеличивают величину съема металла с обрабатываемой поверхности, но приводят к резкому ухудшению качества поверхностного слоя шлифуемой детали.

При шлифовании кругами с количеством режущих выступов 18...20 за счет параметрической неустойчивости увеличивается амплитуда колебаний упругой системы. При таких условиях шлифовальный круг изнашивается через один режущий выступ. По мере уменьшения амплитуды в работу вновь подключаются все режущие выступы.

Периодическое изменение частоты

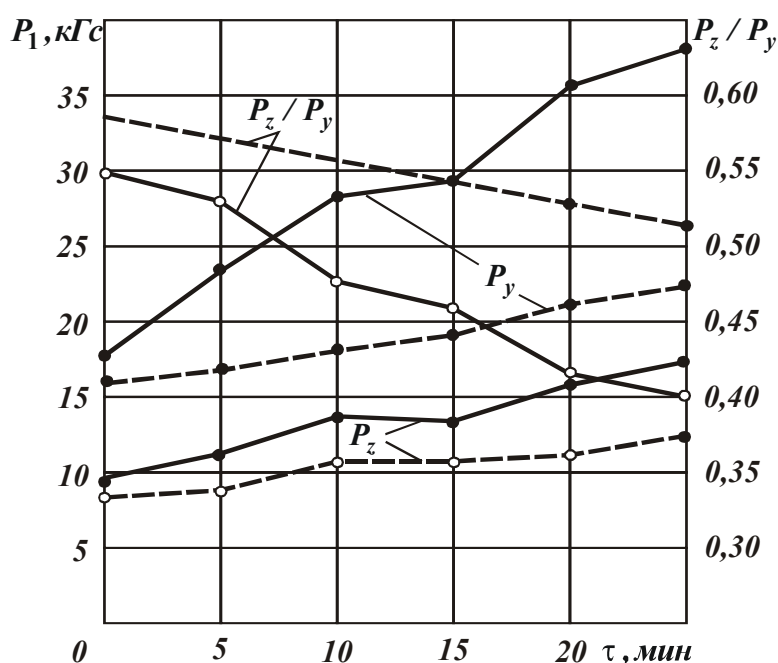


Рис. 4.20. Зависимости составляющих силы резания  $P_y, P_z$  и соотношения  $P_z/P_y$  от длительности шлифования (контурные линии – сплошной круг, пунктирные – прерывистый).

возбуждения обуславливает динамическую неустойчивость работы станка. Зависимости составляющих силы резания  $P_y$  и  $P_z$  от продолжительности шлифования сплошным и прерывистым ( $l_1=50$  мм;  $z=12$ ;  $D_{кр}=250$  мм) кругами стали 45 на режиме  $V_{дет}=9$  м/мин;  $t=0,03$  мм;  $V_{кр}=35$  м/с показаны на рис. 4.20.

При шлифовании сплошным кругом значительно увеличивается сила резания во времени. При шлифовании прерывистым кругом за 25 минут на заданном режиме несущественно увеличиваются силы резания  $P_y$  и  $P_z$ . В этом интервале времени прерывистый шлифовальный круг обладает стабильно режущей способностью.

Во всех случаях силы резания при прерывистом шлифовании меньше, чем при шлифовании сплошным кругом. Существенное отличие характера силовых зависимостей проявляется в изменении отношения  $P_z/P_y$  во времени шлифования. Уменьшение отношения  $P_z/P_y$  во время обработки связано с ухудшением режущих свойств зерен, повышением степени засаливания рабочей поверхности круга. При шлифовании прерывистым кругом отношение сил  $P_z/P_y$  для исследуемого материала и интервала времени изменяется несущественно-

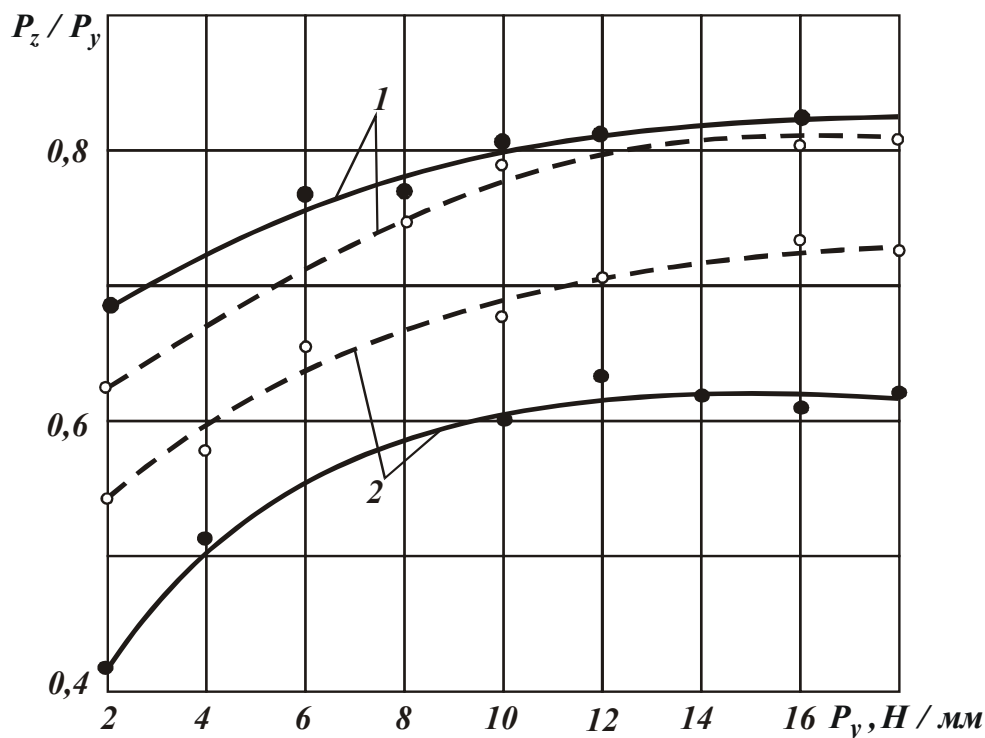


Рис. 4.21. Зависимости отношения сил  $P_z/P_y$  от радиальной составляющей силы резания  $P_y$ : 1 – после правки круга; 2 – после  $9 \cdot 10^2$  с работы (контурные линии – сплошной круг, пунктирные – прерывистый).

но. Это свидетельствует о том, что прерывистые шлифовальные круги способны длительное время обладать высокой режущей способностью.

На рис. 4.21 показана зависимость отношения  $P_z/P_y$  от радиальной составляющей силы резания  $P_y$  после  $6 \cdot 10^2$  с работы круга. Следует отметить, что с повышением радиальной составляющей силы резания  $P_y$  увеличивается глубина внедрения сферической части зерен в металл. Это приводит к увеличению отношения сил  $P_z/P_y$  до тех пор, пока произойдет переход от пластического оттеснения металла к резанию большей части режущих зерен, которые находятся в зоне контакта. Полученные данные согласуются с результатами экспериментальных исследований Сагарды А.А. [271]. Кроме того, увеличение радиальной составляющей силы резания  $P_y$  при других одинаковых условиях приводит к увеличению соотношения толщины среза к радиусу округления режущей части зерна  $a_z/\rho$ .

Исследование силовых зависимостей при шлифовании деталей из стали X12M показывают, что в течении 15 минут работы круга 24A25CM2K6 наблюдается увеличение составляющей силы резания  $P_y$  с 0,8 до 1,5 кГс/мм. Составляющая силы резания  $P_z$  увеличивается с 0,4 до 0,6 кГс/мм. При прерывистом шлифовании во всем диапазоне изменения радиальной составляющей силы резания  $P_y$  отношение  $P_z/P_y$  на 35-40% больше по сравнению со шлифованием сплошным кругом.

В табл. 4.2 приведены данные с протоколов исследований процесса шлифования с постоянным усилием  $P_y = 6$  кГс на режиме  $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_{дет} = 6$  м/мин; круг – 24A40M3K6.

Таблица 4.2

Длительность шлифования	Кол-во проходов	$t_{cp}$ , мм/Вт	Мощность $P$ , Вт	$P_z$ , кГс	$\lambda$ , мм/(мин·кГс)	$E$ , Дж/мм <sup>3</sup>	$P_z/P_y$
0,1	5	0,037	840	2,88	259	32,4	0,48
0,5	5	0,013	654	2,24	91	72	0,37
1,0	5	0,008	630	2,15	56	112	0,36
2,0	5	0,006	522	1,79	42	124	0,30
3,0	5	0,005	480	1,64	35	137	0,27
5,0	5	0,003	450	1,53	24	188	0,25

Из анализа данных, приведенных в табл. 4.2, вытекает, что после 5 минут шлифования средняя глубина резания  $t$  уменьшается от 0,037 до 0,003 мм.

С уменьшением глубины уменьшается мощность, которая затрачивается на резание (от 840 до 450 Вт), тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  (от 2,88 до 1,53 кГс), соотношение сил  $P_z/P_y$  (от 0,48 до 0,25) и параметр  $\lambda$  (от 259 до 24 мм<sup>3</sup>/(мин·кГс)).

Удельная работа шлифования  $E$  увеличивается от 32,4 до 188 Дж/мм<sup>3</sup>. Важной особенностью процесса шлифования при постоянном усилии является то, что отношение  $P_z/P_y$  изменяется не за счет увеличения силы  $P_y$  (как при шлифовании по жесткой схеме), а за счет уменьшения силы  $P_z$ . При  $P_z/P_y = 0,27 \dots 0,25$  процесс резания практически прекращается и вся работа затрачивается на преодоление силы трения.

Таким образом, период стойкости кругов можно определять не только коэффициентом режущей способности  $\lambda$ , который уменьшается до 30...35 мм<sup>3</sup>/(мин·кГс), и энергозатратами на шлифование, которые увеличиваются до 130...140 Дж/мм<sup>3</sup>, но и соотношением сил  $P_z/P_y$ .

#### 4.4.7. ДИНАМИКА ФОРМИРОВАНИЯ МАКРОРЕЛЬЕФА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА

При обработке фасонных деталей из труднообрабатываемых материалов стойкость круга является одним из основных показателей, которые определяют точность шлифуемых профилей и шероховатость поверхности.

От стойкости круга зависят также производительность обработки и расходы инструментов. При малой стойкости увеличивается количество необходимых правок, вследствие чего резко увеличиваются расходы инструментов, т.к. большая их часть (до 80%) расходуется при правке.

Для увеличения размерной стойкости шлифовальных кругов и рационального управления процессом шлифования необходимо знать, что происходит с кругом в процессе шлифования и в результате чего ухудшается его режущая способность, какие динамические процессы происходят при этом.

Известно, что шлифовальный круг теряет свою режущую способность вследствие износа абразивно-алмазных зерен, налипания металла на поверхность круга, заполнения пор отходами шлифования, изменения правильной геометрической формы [366].

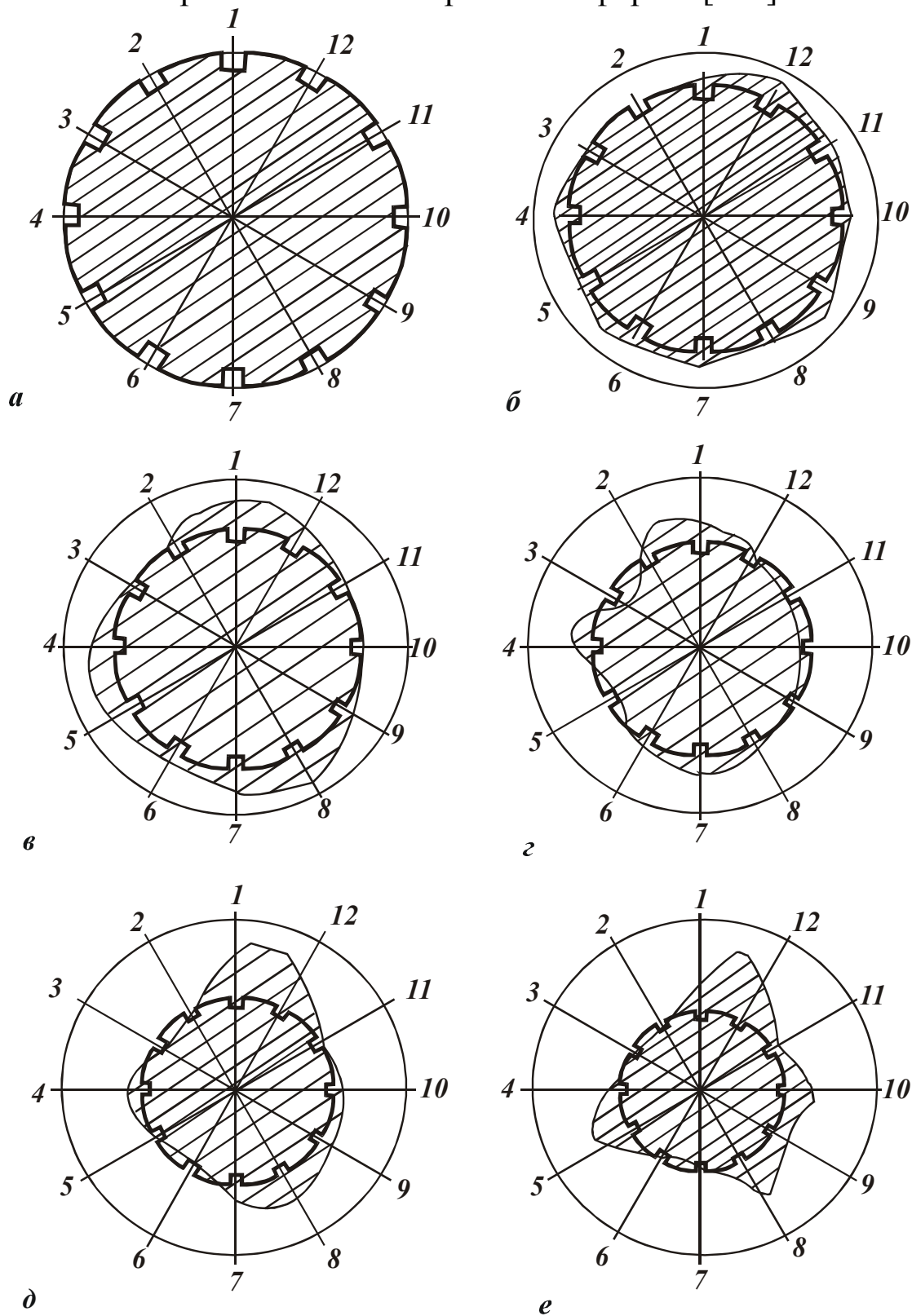


Рис. 4.22. Профили сплошных и прерывистых шлифовальных кругов после разной продолжительности работы: а – после правки; б-е – после работы в течении соответственно 10, 15, 20, 25 и 30 минут.

Рядом исследователей установлено [278, 332, 358], что при шлифовании возникают переменные силы, которые отрицательно сказываются на стойкости шлифовального круга, вызывая неравномерный износ по периферии круга. Появление волнистости уменьшает количество режущих зерен, повышает нагрузки на них, возбуждает в упругой системе автоколебания.

Для установления закономерностей формирования макрорельефа на рабочей поверхности шлифовального круга была проведена специальная серия исследований [325]. На плоскошлифовальном станке 3Г71 сплошным и прерывистым ( $l_1 = 50$  мм;  $z = 12$ ;  $D_{кр} = 250$  мм) кругами 24А25ПСМ27К5 шлифовали образцы из стали 45 HRC 50...54 на режиме  $V_{кр} = 35$  м/с;  $V_{дет} = 15$  м/мин;  $t = 0,03$  мм;  $S = 2$  мм/ход; СОЖ – 3%-ный водный раствор.

В течении 30 минут шлифования через каждые 2, 10, 15, 20, 25 и 30 минут измеряли шлифовальные круги в 12 точках, равномерно расположенных по периферии круга. Износ измеряли индикатором с ценой деления 0,001 мм. В начале проведения исследований на шлифовальном круге протачивали цилиндрический поясok длиной 5 мм, который использовали для сравнения износа круга во времени.

Профили сплошных и прерывистых шлифовальных кругов после разных часовых интервалов работы показаны на рис. 4.22. Анализируя динамику износа, можно проследить следующую закономерность. На поверхности сплошного шлифовального круга формируются две волны, на которые накладываются четыре волны меньшей амплитуды. Во время работы круга данная комбинация волн сохраняется, но происходит прецессия (перемещение) их по периферии от исходного состояния.

В процессе шлифования упругая система станка колеблется, что вызывает изменение глубины и, соответственно, нагрузок на зерна. Затухающие колебания, как установлено, происходят на собственных частотах упругой системы станка (100, 205, 330 Гц) при циклической частоте вращения шпинделя шлифовального круга 47,6 Гц.

Низкочастотные колебания с частотой 100 Гц вызывают формирование на рабочей поверхности круга двух больших волн. Колебания с частотой 205 Гц формируют на круге четыре волны меньшей амплитуды. Образующаяся волнистость на круге является источником вынужденных колебаний упругой системы, которая в дальнейшем входит в резонансный режим. С увеличением амплитуды коле-



баний увеличиваются глубина резания и соответственно нагрузки, действующие на режущие зерна.

Прецессию волн на поверхности шлифовального круга можно объяснить изменением точек на его периферии, которые вступают в контакт с обрабатываемой деталью при очередном прохождении.

С течением времени обработки интенсивность формирования волн на круге и их амплитуды увеличиваются.

При шлифовании прерывистым кругом в исследуемом интервале времени обработки рабочая поверхность режущих выступов изнашивается равномерно.

Прерывистость процесса резания возбуждает вынужденные высокочастотные колебания в упругой системе, которые устраняют колебания системы станка на ее собственных частотах.

В разные периоды шлифования размерный износ сплошного круга превышает износ прерывистого. Однако, в целом суммарный радиальный износ прерывистого круга на 10-20% больше, чем сплошного.

По мере износа прерывистого круга на режущих выступах происходит самообразование профиля, образуются поверхности, которые имеют некоторый угол атаки к плоскости резания. Если посмотреть на профиль выступа с торца круга, то можно увидеть, что часть его имеет спиральный вид, а часть – цилиндрический. Точка разделения этих зон во время шлифования перемещается от передней кромки выступа к задней.

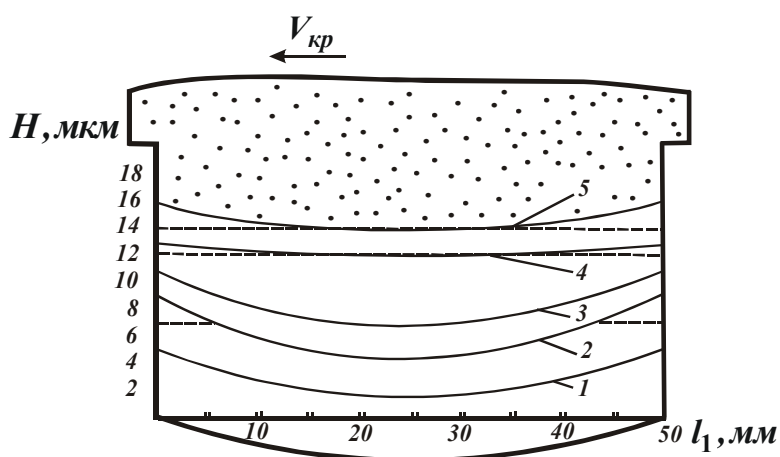


Рис. 4.23. Профиль режущего выступа в направлении вектора скорости в разные промежутки времени: 1 -  $\tau = 5$  мин; 2 -  $\tau = 10$  мин; 3 -  $\tau = 15$  мин; 4 -  $\tau = 20$  мин; 5 -  $\tau = 25$  мин;  $V_{дет} = 7$  м/мин (круг 24А25ПСМ27К5; материал детали – сталь 45; HRC 56...58;  $t = 0,03$  мм;  $S = 1,8$  мм/ход).

Профиль рабочих выступов после его полного самообразования принимает установленную форму. С этого момента работа режущих зерен стабилизируется во времени. Круг самозатачивается равномерно по всему профилю с сохранением постоянного угла атаки.

На рис. 4.23 показаны профили пре-

рывистого круга в направлении вектора скорости. Кривые 1, 2, 3, 4, 5 соответствуют профилям режущего выступа прерывистого круга ( $z=12$ ;  $l_1 = 50$  мм;  $D_{кр} = 250$  мм) через 5, 10, 15, 20, 25 минут шлифования стали 45 HRC 50...54 на режиме  $V_{кр} = 35$  м/с;  $t_l = 0,93$  мм;  $S = 1,8$  мм/ход;  $V_{дет} = 7$  м/мин.

На задней кромке режущего выступа образуется также затыло-

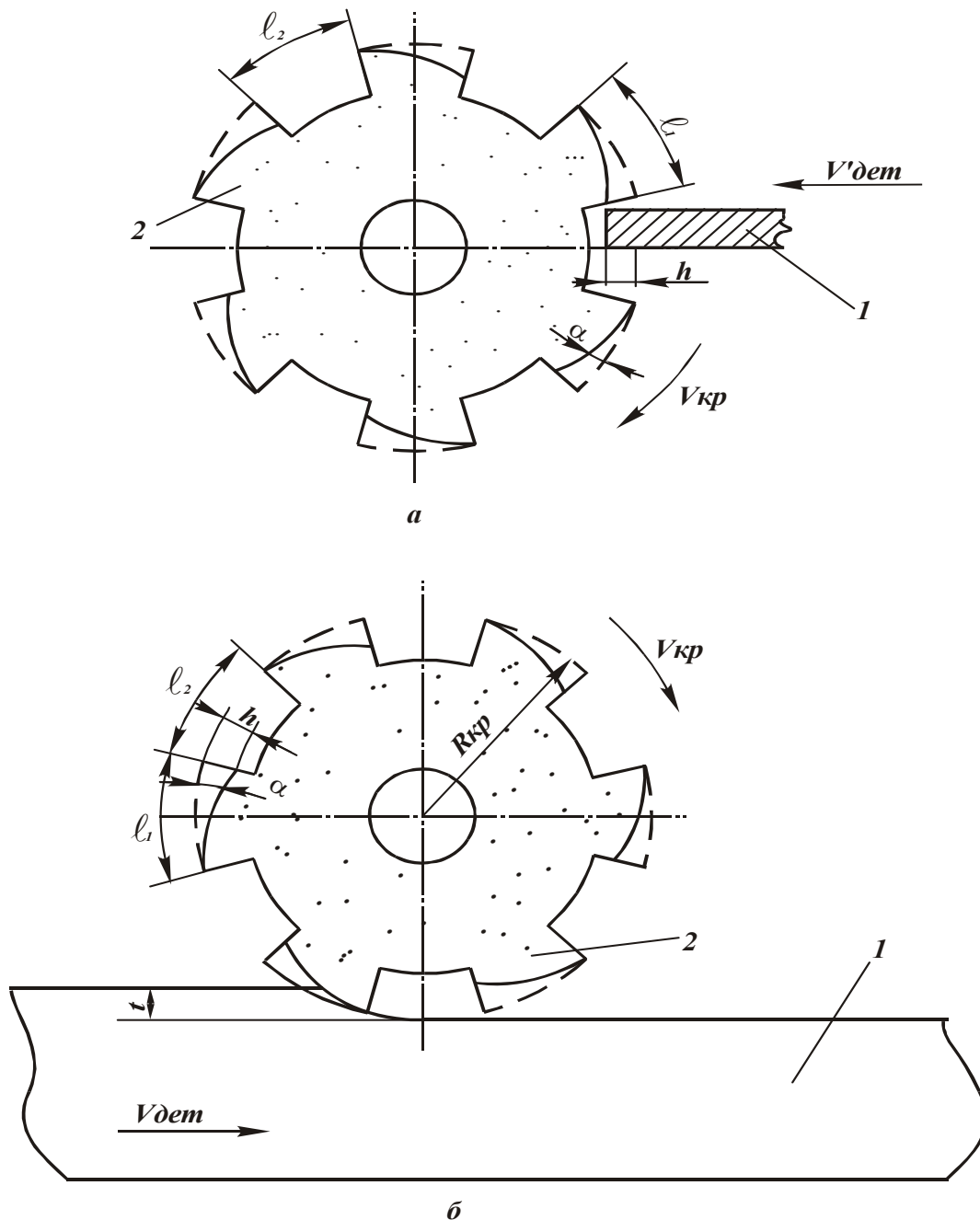


Рис. 4.24. Расчетная схема определения закономерностей съема припуска при прерывистом шлифовании образца, движущегося по нормали к кругу (а), и при плоском прерывистом шлифовании (б): 1 – прерывистый круг; 2 – режущие зерна.

ванная зона, появление которой связано с увеличением удельного давления на зерна при выходе их из зоны контакта с шлифуемой деталью. С увеличением глубины резания, поперечной подачи и скорости перемещения детали усиливается динамика формирования фронтальной поверхности.

При наличии угла наклона фронтальной поверхности зоны изменяется характер взаимодействия режущих зерен с обрабатываемой поверхностью. Режущие зерна, расположенные на разных радиусах от центра вращения круга, перемещаются каждое по своей траектории. Снимаемый припуск представляет собой пакет элементарных тонких слоев (рис. 4.24) [364]. Различие углов входа этих слоев в рабочую поверхность круга определяет условия съема материала и нагруженность режущих зерен в пределах дуги контакта круга с обрабатываемой деталью.

Параметр  $H_{max}$  характеризует максимальную толщину среза и определяется по зависимости, приведенной в работе [211]

$$H_{max} = 3 \sqrt{\frac{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{R \cdot t}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}, \quad (4.82)$$

где  $\bar{X}$  - зернистость круга, мм;  $V_{дет}, V_{кр}$  - соответственно скорости детали и круга, м/с;  $R = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$  - приведенный радиус, 1/м;  $t$  - глубина шлифования, м;  $2\gamma$  - угол при вершине конусообразного режущего зерна;  $m$  - объемная концентрация зерен круга.

Из зависимости (4.82) вытекает, что для увеличения  $H_{max}$  необходимо увеличить скорость проникновения зерен в металл обрабатываемой детали.

Скорость проникновения зерен в металл:  
для круглого шлифования

$$\omega = V_{дет} \cdot \sqrt{2t \cdot R_{кр}}; \quad (4.83)$$

для плоского шлифования периферией круга

$$\omega = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}; \quad (4.84)$$

для плоского шлифования торцом круга

$$\omega = V_{дет} \cdot \frac{t}{B}, \quad (4.85)$$

где  $V_{дет}$  - скорость детали, м/с;  $t$  - глубина шлифования, м;  $D_{кр}$  -

диаметр круга, м;  $B$  - ширина обода круга (длина дуги контакта), м.

Во время прохождения впадины прерывистого круга перемещение обрабатываемой детали увеличивается на величину набегающего припуска, который удаляется зернами режущего выступа. С учетом набегающего припуска увеличиваются нагрузки, действующие на режущие зерна, и скорость проникновения зерен в металл на величину  $V_{кр} \cdot tg\alpha$  (рис. 4.23), где  $tg\alpha = h/l_1$ ;  $h = V_{дет} \cdot \sqrt{2t \cdot R_{кр}} \cdot \tau$ ;  $\tau = l_2/V_{кр}$ ;  $l_1, l_2$  – соответственно длины режущего выступа и впадины, м.

После подстановки приведенных выражений в зависимости (4.83) и (4.84), получим:

для круглого прерывистого шлифования

$$\omega_n = V_{дет} \cdot \sqrt{2t} \left( 1 + \frac{l_2}{l_1} \right); \quad (4.86)$$

для плоского прерывистого шлифования периферией круга

$$\omega_n = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \left( 1 + \frac{l_2}{l_1} \right); \quad (4.87)$$

для плоского прерывистого шлифования торцом круга

$$\omega_n = V_{дет} \cdot \frac{t}{B} \left( 1 + \frac{l_2}{l_1} \right). \quad (4.88)$$

Результаты расчета скоростей проникновения зерен в металл при сплошном  $\omega$  и прерывистом  $\omega_n$  шлифовании приведены в табл.4.3.

Таблица 4.3

Вид шлифования	$V_{дет}$ , мм/с	$t$ , мм	$l_1$ , мм	$l_2$ , мм	$\omega$ , мм/с
Плоское периферией круга	167	0,02	-	-	1,67
		0,04	-	-	2,35
	250	0,02	-	-	2,49
		0,04	-	-	3,53
Плоское прерывистое периферией круга	167	0,02	20,0	13,5	3,9
		0,02	16,5	17,0	4,89
	250	0,04	20,0	13,5	5,88
			16,5	17,0	7,35

Анализируя приведенные данные, видим, что процесс шлифования кругами с прерывистой рабочей поверхностью происходит со значительно большими скоростями проникновения режущих зерен в

металл.

Повышенная скорость проникновения режущих зерен вызывает самооформления фронтальной поверхности режущего выступа. При этом обеспечивается равномерная нагруженность зерен по всему профилю выступа и увеличивается их количество.

При шлифовании торцом круга процесс стружкообразования происходит в сложных условиях. Большое количество зерен, которые лишь упруго-пластически оттесняют металл без образования стружки, создают неблагоприятные условия для микрорезания. Наблюдается интенсивный износ зерен и засаливание круга. Увеличение скорости проникновения режущих зерен в металл способствует самооформлению режущего контура за счет выпадения из связки затупившихся зерен.

При прерывистом торцовом шлифовании скорость проникновения зерен в металл увеличивается, например, при шлифовании торцом круга со скоростью  $V_{dem} = 50$  мм/с;  $t = 0,03$  мм; длиной дуг контакта 5, 10 и 15 мм; скорость проникновения зерен в металл равна при сплошном шлифовании соответственно 0,19, 0,1 и 0,07 мм/с, при прерывистом шлифовании ( $l_1 = 20$  мм;  $l_2 = 13,5$  мм) – соответственно 0,32, 0,166 и 0,12 мм/с.

От скорости проникновения зерен в металл зависит скорость подвода энергии к системе. Отметим, что между скоростью подвода энергии к системе и началом стружкообразования существует связь. Например, с увеличением скорости проникновения зерен в металл отделение стружки возможно при меньших глубинах резания. Это предопределяет количество режущих зерен.

Из приведенных в табл. 4.3 данных вытекает, что скорость проникновения зерен в металл при прерывистом шлифовании в среднем в 1,9-2,0 раза больше, чем при обычном сплошном шлифовании. С увеличением  $\omega$  увеличивается скорость деформации, а это приводит к уменьшению расстояния между плоскостями сдвига и уменьшению толщины среза.

#### **4.5. УТОЧНЕННЫЙ РАСЧЕТ АМПЛИТУДЫ КОЛЕБАНИЙ ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ РЕЗАНИИ**

Для уточненного расчета амплитуды колебаний при прерывистом резании воспользуемся аналитическим решением, приведенным

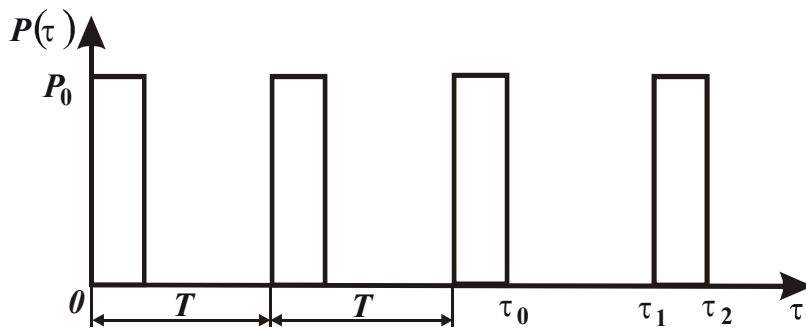


Рис. 4.25. Изменение периодической силы  $P(\tau)$ .

начальный момент времени равны  $y$  и  $\dot{y}_0$ . До приложения следующего импульса система будет колебаться с собственной частотой  $k$ . Колебания системы описываются уравнением

$$y = y_0 \cdot \cos k\tau + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin k\tau. \quad (4.89)$$

Скорость перемещения

$$\dot{y} = -k \cdot y_0 \cdot \sin k\tau + \dot{y}_0 \cdot \cos k\tau. \quad (4.90)$$

В конце этого интервала, непосредственно перед следующим импульсом (во время  $\tau_1$ ), получим

$$y_1 = y_0 \cdot \cos kT + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin kT, \quad (4.91)$$

$$\dot{y}_1 = -k \cdot y_0 \cdot \sin kT + \dot{y}_0 \cdot \cos kT. \quad (4.92)$$

В результате действия очередного импульса скорость мгновенно изменится на величину  $S/m$  (где  $S$  - значение импульса).

После второго импульса величина перемещения приведенных масс и скорости их движения определяется в виде следующих выражений:

$$y_2 = y_1 = y_0 \cdot \cos kT + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin kT, \quad (4.93)$$

$$\dot{y}_2 = \dot{y}_1 + \frac{S}{m} = -k \cdot y_0 \cdot \sin kT + \dot{y}_0 \cdot \cos kT + \frac{S}{m}. \quad (4.94)$$

Импульсы вызывают периодические движения упругой системы с постоянным периодом. Поэтому величины  $y_2$  и  $\dot{y}_2$  будут соответственно равны  $y_0$  и  $\dot{y}_0$

$$y_2 = y_0 = y_0 \cdot \cos kT + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin kT, \quad (4.95)$$

$$\dot{y}_2 = \dot{y}_0 = -k \cdot y_0 \cdot \sin kT + \dot{y}_0 \cdot \cos kT + \frac{S}{m}. \quad (4.96)$$

в работе [226].

Расчетная схема периодического воздействия импульсов на упругую систему показана на рис. 4.25.

Перемещение и скорость приведенной массы  $m$  в

Система уравнений содержит две неизвестные величины:  $y_0$  и  $\dot{y}_0$ . Решая систему уравнений, находим

$$y_0 = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k} \cdot \operatorname{ctg} \frac{kT}{2}, \quad (4.97)$$

$$\dot{y}_0 = \frac{S}{2 \cdot m}. \quad (4.98)$$

С учетом  $T = 2\pi / \omega$  (где  $\omega$  - частота возмущающей силы) закон движения (4.89) примет вид

$$y = \frac{S \cdot \left[ \sin k\tau + \operatorname{ctg} \left( \frac{\pi \cdot k}{\omega} \right) \cdot \cos k\tau \right]}{2 \cdot m \cdot k}. \quad (4.99)$$

Амплитуда колебаний определится как

$$A = \frac{S \cdot \sqrt{1 + \operatorname{ctg}^2 \left( \frac{\pi \cdot k}{\omega} \right)}}{2 \cdot m \cdot k} = \frac{S}{\left[ 2 \cdot m \cdot k \cdot \left| \sin \left( \frac{\pi \cdot k}{\omega} \right) \right| \right]}. \quad (4.100)$$

Дробь  $S / (m \cdot k)$  - есть максимальное отклонение режущей кромки инструмента, вызванное однократным импульсом. Выражение

$$\beta = \frac{1}{2 \cdot \left| \sin \frac{\pi \cdot k}{\omega} \right|} \quad (4.101)$$

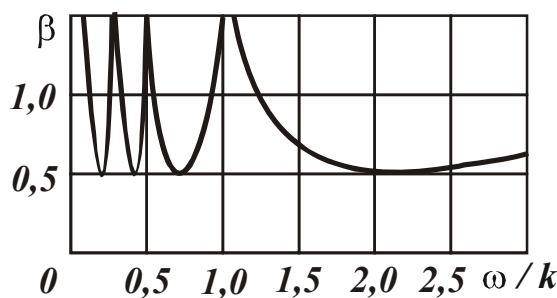


Рис. 4.26. Зависимость коэффициента  $\beta$  от отношения частот

служит коэффициентом, отражающим влияние повторяемости импульсов.

На рис. 4.26 показано изменение коэффициента  $\beta$  в зависимости от отношения частот  $\omega / k$ .

При совпадении вынужденной  $\omega$  и собственной  $k$  частот или их кратности ( $k = n \cdot \omega$ , где  $n = 1, 2, \dots$ )

возникает резонанс. Из зависимости (4.101) видно, что  $\beta_{min} = 0,5$ .

Минимальное значение амплитуды колебаний  $A_{min}$  при

$\left| \sin \frac{\pi \cdot k}{\omega} \right|$  с учетом  $S = P_0 \cdot \tau$  (где  $P_0$  - значение силы;  $\tau$  - время дей-

ствия силы) и  $k = \sqrt{c/m}$  (где  $c$  – жесткость технологической системы) определяется таким образом:

$$A_{min} = 0,5 \cdot A_{cm} \cdot \tau \cdot k, \quad (4.102)$$

где  $A_{cm} = P_0 / c$  - перемещение массы  $m$ , соответствующее статическому приложению силы  $P_0$ .

С учетом  $k = 2\pi / T$  зависимость (4.102) окончательно примет вид

$$A_{min} = A_{cm} \cdot \frac{\pi \cdot \tau}{T}, \quad (4.103)$$

где  $T$  – период собственных колебаний.

Значение  $A_{min}$  зависит от соотношения  $\pi \cdot \tau / T$ . При малой жесткости технологической системы период собственных колебаний системы относительно большой. Следовательно, уменьшая  $\tau$  ( $\pi \cdot \tau / T \ll 1$ ), можно существенно уменьшить амплитуду колебаний  $A_{min}$ . Это эквивалентно повышению динамической жесткости системы. Значит, при кратковременном действии импульсов определенной продолжительности  $\tau$  можно практически исключить упругие перемещения системы, приблизив фактическую производительность шлифования к номинальной. При этих условиях режущие зерна внедряются в металл на большую глубину. Создаются условия ударно-циклического взаимодействия связки шлифовального круга с металлом обрабатываемой детали, что способствует протеканию процесса самозатачивания и повышению стойкости и режущей способности абразивно-алмазных инструментов.

Процессы абразивной обработки с использованием высокочастотных (ультразвуковых) колебаний получили широкое практическое применение. Возбудить высокочастотные колебания при шлифовании можно путем применения прерывистых кругов.

Длину рабочего выступа прерывистого круга следует выбирать в соответствии с длительностью контакта  $\tau$ , вытекающего из зависимости (4.103).



## ГЛАВА 5

### ФОРМИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПОД ВЛИЯНИЕМ ТЕРМОУПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ

Точность и надёжность металлорежущих станков тесно связаны с протекающими в них тепловыми процессами. Нагрев узлов станка до температур, превышающих нормальную ( $20^{\circ}\text{C}$ ), неравномерное распределение температуры в узлах – результат как тепловыделений внутри станка, так и влияния окружающей среды. Увеличение температуры деталей и узлов станка неизбежно приводит к температурным деформациям, при которых изменяются не только линейные размеры деталей, но и форма поверхностей и их расположение. Особенно важен подробный анализ тепловых процессов в координатно-расточных, алмазно-расточных, резьбошлифовальных и других станках, окончательно формирующих точность обработанных деталей. Следует отметить, что даже незначительная избыточная температура, под которой понимают температуру, превышающую нормальную, вызывает весьма существенные деформации. Например, ходовой винт длиной 1000 мм при нагреве всего на один градус выше нормальной температуры удлинится на 11,5 мкм.

Нестабильный тепловой режим металлорежущего стенка неблагоприятно отражается, во-первых, на точности обрабатываемых изделий, во-вторых, на работоспособности узлов. Так, температурные деформации колонны плоскошлифовального станка с вертикальным расположением шпинделя приводят к отклонению от перпендикулярности оси шпинделя к плоскости стола. При перепаде температуры стенок колонны  $\Delta\theta = 4...5^{\circ}\text{C}$  изменение углового положения оси шпинделя составляет примерно 0,1 мм на 1000 мм длины. Вследствие этого отклонение от параллельности торцов обрабатываемой детали достигает 0,012 мм на длине, равной 300 мм.

Особенно чувствительны к температурным деформациям станки с ЧПУ, которые по сравнению с универсальными более энергоёмки, а доля машинного времени у них достигает 70...90 %. В этих станках до 50 % подводимой энергии вследствие механических, электрических потерь превращается в тепловую. Как показывают исследования, вклад тепловых деформаций в общий баланс погрешностей обработки в станках с ЧПУ может достигать до 30...70 %. Кроме этого

температурные деформации влияют на долговечность узлов станка. Вследствие изменения линейных размеров сопряженных деталей нарушаются первоначальные зазоры и натяги. Увеличение натягов в опорах качения приводит к возрастанию момента холостого хода, ухудшению условий смазки, ускоренному изнашиванию подшипников, а в некоторых случаях к заеданию их в работе. Что же касается опор скольжения, то при первоначальных малых диаметральных зазорах в них возможно даже захватывание валов вследствие увеличения их диаметра.

Следует обратить внимание ещё на одно обстоятельство, которое не позволяет в полной мере реализовать на практике возможности режущих инструментов. В последние годы разработана гамма высокоэффективных марок инструментальных материалов на основе кубического нитрида бора, минералокерамики и др., которые позволяют осуществлять высокоскоростную обработку. Однако широкое внедрение их в практику механической обработки сдерживается из-за недостатка необходимого металлорежущего оборудования, способного обеспечить высокие скорости перемещения рабочих органов. В первую очередь это относится к шпиндельным узлам и приводам подач. Для полного использования режущих свойств инструментов частота вращения шпинделя должна быть увеличена до 10...15 тыс. об/мин., а скорость перемещения коробки подач – до 20 м/мин.

Поскольку теплообразование в опорах шпинделя пропорционально частоте вращения его с показателем степени, равным примерно 0,7, то возникает проблема снижения тепловыделений и уровня нагрева. Это еще раз свидетельствует о том, что с целью обеспечения высокой точности, надежности и долговечности металлорежущего станка выбор его оптимальной компоновочной схемы должен производиться с обязательным всесторонним теплофизическим анализом.

## **5.1. ИСТОЧНИКИ ТЕПЛОВЫДЕЛЕНИЙ И ИХ МОЩНОСТЬ**

Теплообразование в механизмах металлорежущих станков является следствием механических, гидравлических и электрических потерь подводимой мощности. Механические потери в подвижных узлах станков неизбежны из-за возникающих сил трения. Гидравлические потери обусловлены сопротивлением протеканию жидкости в гидросистеме станка. Что же касается электрических потерь, то они



Рис.5.1. Классификация источников тепловыделений.

определяются в основном сопротивлением проводников. Генерируемая теплота неравномерно нагревает детали станка и вызывает их деформации. Она является основным и решающим фактором в формировании температурного поля и температурных деформаций узлов станка. Поэтому уже на стадии проектирования станков целесообразно анализировать его основные тепловые характеристики: количество и расположение источников тепловыделения, их мощность, направление тепловых

потоков и др. По расположению относительно металлорежущего станка источники теплообразования можно разделить на две категории: внешние и внутренние (рис. 5.1). К внешним источникам можно отнести окружающую среду, процесс резания и смазочно-охлаждающую технологическую среду (СОТС). Внутренние источники тепловыделений составляют подвижные узлы и детали станка, гидро - и электрооборудование.

Температура окружающей среды непрерывно изменяется. Эти изменения зависят как от времени суток, так и времени года. Причем колебания температуры довольно значительны. Так, в течении суток температура в цехе с не кондиционированной средой может изменяться от 15 до 21°C, а в летнее время в течении смены – от 20 до 29°C. Неустойчивая температура окружающей среды обуславливает нестабильный тепловой режим узлов станка, обрабатываемой детали и измерительных инструментов. Нарушается первоначальная точность расположения исполнительных органов станка, достигнутая в период настройки. Возникают погрешности не только обработки, но и измерений. Влияние окружающей среды можно полностью исключить, если прецизионные металлорежущие станки разместить в термостатированных цехах, которые обеспечивают весьма высокую степень стабилизации температуры (20± 0,5 °C).

Как известно, работа резания практически полностью превращается в теплоту. Образовавшаяся теплота распределяется не только между инструментом, деталью и стружкой. Часть ее теплопроводностью, конвекцией, а при высоких температурах и излучении передается элементам станка. Для некоторых типов станков процесс резания является одним из основных источников тепловыделений. Мощность процесса резания как источника теплообразования можно определить по формуле

$$Q_p = P_z / E(v - ksn / 1000) \text{ (кал/мин)},$$

где  $E$  - механический эквивалент теплоты;  $k = P_x / P_z$ .

К этому следует добавить, что возникающие в процессе резания силы нагружают опоры шпинделя, механизм подачи станка и их приводы. Силы трения в подвижных узлах станка возрастают. Вследствие этого процесс резания приводит к увеличению мощности и внутренних источников тепловыделений.

Смазочно-охлаждающая технологическая среда, охлаждая зону резания, существенно нагревается. Избыточная температура СОТС, например, может достигать 5...8°C. Омывая элементы станка, охлаждающая среда вызывает их неравномерный нагрев. При этом нарушается первоначально установленное положение инструмента относительно базовых поверхностей станка. Это отражается на точности обрабатываемых изделий. Так, при обработке подшипниковых колец на торцешлифовальных станках изменение температуры СОТС только на 1°C приводит к увеличению отклонения от плоскостности торцов на 0,12 мкм, а отклонения от параллельности – на 0,63 мкм.

Значительный интерес представляют внутренние источники тепловыделений. Эти источники, как правило, определяют тепловой режим станка по двум причинам: во-первых, они располагаются в наиболее ответственных узлах станка, во-вторых, по мощности тепловыделений они превосходят внешние источники, особенно при скоростном режиме работы станка. Из внутренних источников особое место занимают кинематические пары: опоры шпинделей и ходовых винтов, винт-гайка и винт – гайка качения, зубчатые передачи. Тепловыделение в этих источниках обусловлено весьма сложным процессом трения. Следует отметить, что теплообразование в опорах в большинстве случаев небольшой величины и составляет незначительную часть мощности холостого хода станка. И все же количество генерируемой теплоты вполне достаточно для того, чтобы вызвать

значительные температурные деформации узлов. В связи с этим очень важно правильно оценивать мощность источников тепловыделений.

В качестве опор в металлорежущих станках обычно используют подшипники качения различных типов и точности. Предполагая, что работа трения полностью превращается в теплоту, тепловыделение в подшипнике можно определить по формуле [124]

$$Q_{ПК} = 1,163niM, \text{ Вт} \quad (5.1)$$

где  $n$  - частота вращения,  $\text{мин}^{-1}$ ;  $i$  - число рядов тел качения;  $M$  - момент трения подшипника,  $\text{кГмм}$ .

Момент трения для шарикоподшипников рассчитывают по выражению

$$M = M_0 + M_1 = 10^{-3} f_0(vn)^{2/3} d_m^3 + f_1 P (P / Q_{СТ})^c d_m, \text{ и} \quad (5.2)$$

для роликоподшипников

$$M = M_0 + M_1 = 10^{-8} f_0(vn)^{2/3} d_m + f_1 P d_m, \quad (5.3)$$

где  $M_0, M_1$  - моменты трения холостого хода и обусловленного нагрузкой;  $f_0$  - коэффициент, зависящий от типа подшипника;  $f_1$  - коэффициент, зависящий от типа подшипника и нагрузки;  $v$  - кинематическая вязкость масла,  $\text{ст}$ ;  $d_m = (d + D) / 2$  - средний диаметр подшипников,  $\text{мм}$ ;  $P$  - приведенная нагрузка на подшипник,  $\text{кг}$ ;  $Q_{СТ}$  - предельно допустимая статическая нагрузка;  $c$  - показатель степени.

Если подшипник нагружен осевой силой, то учет ее в зависимости от типа подшипника производится следующим образом:

для радиально-упорных шарикоподшипников  $P = 0,9P_a \text{ctg}\beta - 0,1P_r \geq P_r$ ;

для роликоподшипников  $P = 0,8P_a \text{ctg}\beta \geq P_r$ ;

для упорных шарикоподшипников  $P = P_a$ ;

в случае отсутствия осевой нагрузки  $P = P_r$ . Здесь  $P_a$  - осевая нагрузка;  $P_r$  - радиальная нагрузка;  $\beta$  - угол контакта.

Формулы (5.2) и (5.3) справедливы при  $vn > 2000$ ; для меньших значений величину  $(vn)^{2/3}$  полагают постоянной и равной 160. Коэффициенты и показатель степени к формулам (5.2) и (5.3) в зависимости от типа подшипника и угла контакта представлены в табл.5.1. Меньшие значения коэффициентов следует выбрать для легких серий подшипников.

Тепловая мощность подшипника скольжения определяется зависимостью

$$Q_{ПС} = 5,131 \cdot 10^{-4} nd [3,36 \cdot 10^{-11} (ld^2 / \delta) \mu n + f_n P], \text{ Вт}$$

где  $l, \delta$  - ширина подшипника скольжения и диаметральный зазор в нем, мм;  $\mu$  - динамическая вязкость масла, спз;  $f_n$  - условный коэффициент трения в подшипнике скольжения.

Таблица 5.1

Коэффициенты и показатели степени

Тип подшипника	Угол контакта	$f_0$	$f_1 \cdot 10^3$	$c$
Шарикоподшипники радиальные	1,5...2°	-	9	0,55
Шарикоподшипники радиально-упорные	15...30°	2	1	0,33
	40°	2	1,3	0,33
Шарикоподшипники упорные	90°	4	1,6	0,33
Роликоподшипники цилиндрические	-	2...3	0,25...0,30	-
Роликоподшипники конические	-	3...4	0,4...0,5	-

Точность обработки на металлорежущих станках в значительной мере зависит от температурных деформаций ходового винта. Это относится в первую очередь к прецизионным винторезным и резьбошлифовальным станкам, нагрев винта которых происходит за счет теплообразования в опорах и паре винт – гайка. Причем первые два источника сосредоточены по концам винта, в то время как второй принимают равномерно распределенным по рабочей длине его. Тепловыделения достаточны для того, чтобы повысить избыточную температуру винта на 1...3 °С. Неминуемые при этом температурные удлинения винта вызывают накопленную погрешность его шага, которая копируется на изделие. Это обстоятельство является одной из причин, ограничивающих минутную подачу и скорость в паре винт – гайка.

Тепловыделение в паре винт – гайка определяется зависимостью  $Q_{ВГ} = 1,163 M \omega / A$ , где  $M$  – момент трения в паре;  $\omega$  - угловая скорость винта. Момент трения в винтовой передаче можно рассчитывать по формуле  $M = pt / 2\pi(1/\eta - 1)$ , где  $t$  – шаг винта;  $P$  - тяговое усилие;  $\eta$  - к. п. д. винтовой передачи при заданной скорости скольжения профиля гайки относительно винта.

Высокие требования к жесткости и быстродействию станков с ЧПУ обусловили широкое применение в приводах подач шариковой передачи винт – гайка качения (ВГК). Значительные усилия натяга в передаче и опорах вызывают нагрев и температурные деформации винта, что сказывается на точности позиционирования исполнительности органов станка. Для расчета возникающей накопленной погрешности шага винта и долговечности подшипников необходимо располагать сведениями о мощности теплообразования в паре и опорах. Теплообразование в этом случае, как и в рассмотренных ранее, определяется частотой вращения винта и моментом трения

$$Q_{ВГК} = 0,1nM_0, \text{ Вт.} \quad (5.4)$$

Для определения средневзвешенной мощности должен быть известен режим работы станка

$$\bar{Q}_{ВГК} = \sum Q_i \beta_i, \text{ Вт} \quad (5.5)$$

где  $Q_i$  – мощность тепловыделения при работе в  $i$ -м режиме, Вт;  $\beta_i$  – относительная продолжительность работы в  $i$ -м режиме.

Для наиболее часто применяемых стандартных передач определен [126] момент холостого хода при усилии предварительного натяга, составляющем 25 % допустимой осевой статической нагрузки:

Типоразмер

передачи

$(d \times t)$ , мм	25×5	32×10	40×10	50×10	63×10	80×10	100×10
---------------------	------	-------	-------	-------	-------	-------	--------

Момент

$M_0$ , Н·м	0,26	0,41	0,63	1,14	1,95	3,21	5,20
-------------	------	------	------	------	------	------	------

Отметим, что приращение момента трения из-за нагружения передачи внешней осевой силой незначительно (это обеспечивается конструкцией гайки) и при практических расчетах может не учитываться. Момент холостого хода в подшипниках качения передачи определяется усилием предварительного натяга, размерами подшипника (табл.5.2) и мало зависит как от внешней осевой нагрузки, так и от частоты вращения вала.

Потери на трение в зубчатом колесе можно определить по формуле

$$Q_K = v_K / 102 (C_{OK} b \sqrt{\mu v_K} + 2mK_K f_K P_K / d_K \cos \beta), \text{ кВт},$$

где  $v_K$  – окружная скорость колеса, м/с;  $C_{OK}$  – коэффициент, зависящий от условий смазки;  $b$  – ширина колеса, мм;  $m$  – модуль, мм;  $f_K$  – условный коэффициент трения;  $K_K = (\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2) \varepsilon 0,5\pi$ ;  $\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2$  –

коэффициент перекрытия;  $\varepsilon_1, \varepsilon_2$  – коэффициенты перекрытия за полюсом и до полюса зацепления;  $P_K$  – окружное усилие, кг;  $d_K$  – диаметр начальной окружности, мм.

Таблица 5.2

Момент холостого хода и грузоподъемность подшипников передачи ВГК

Размеры подшипника ( $d_{вн} \times d_{н}$ ), мм	$C_a$ , дан	$P_o$ , дан	$M_o$ , Н·м
25x57	2850	620	0,65
25x72	5600	1700	2,00
30x62	3200	780	0,85
30x80	7600	2280	2,95
35x70	4300	1060	1,30
40x75	4600	1140	1,50
40x90	8600	2550	3,90
45x80	4850	1240	1,75
50x110	12600	3800	7,00
55x115	13000	3950	7,60
60x120	13500	4250	8,60

Теплообразование в гидросистемах станков обусловлено двумя причинами: во-первых, вследствие дросселирования, при котором потенциальная энергия сжатого масла превращается в кинетическую, а затем в тепловую, во-вторых, в результате внутреннего трения между слоями масла. Основным источником теплоты является процесс дросселирования. Кроме этого дополнительное тепловыделение возникает за счет внутренних утечек и потерь трения в насосе. Первые потери характеризуются объемным к. п. д. ( $\eta_0$ ) насоса, а вторые – его механическим к. п. д. ( $\eta_m$ ). Количество теплоты, выделяемое в гидросистеме за 1 ч, в случае слива всего объема масла в гидробак и погруженного в него насоса, определяют по формуле  $Q = 3600 N_n \tau = 5,9 p q \tau / \eta_0 \eta_m$ , кДж, где  $N_n$  – приводная мощность насоса, кВт;  $\tau$  – время работы гидропривода, ч;  $P$  – давление в гидросистеме, кг/см<sup>2</sup>;  $q$  – производительность насоса, л/мин при давлении  $P$ .

Если же масло, нагнетаемое насосом, поступает в цилиндры, то количество генерируемой теплоты рассчитывают по выражению  $Q = 5,9 p q \tau (1 / \eta_0 \eta_m - 1)$ , кДж.



## **5.2. ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ПОЛЯ ЭЛЕМЕНТОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ**

Температурное поле деталей металлорежущих станков может быть установлено опытным или теоретическим путем. Экспериментальные методы отличаются достоверностью результатов исследования, но вместе с этим и большой трудоемкостью, ограниченной возможностью изменения исходных данных. Поэтому предпочтение обычно отдается аналитическим способам, которые позволяют определить температуру в любой точке детали. Как правило, решается одномерная, реже двухмерная задача о стационарном или нестационарном температурном поле. Однако детали при этом должны быть простой конфигурации с тем, чтобы их, с небольшим удалением от действительности, можно было представить в виде тел элементарных геометрических форм (стержня, пластины, цилиндра и т. д.) с простыми условиями теплообмена и теплообразования на поверхности. Выполнение этих требований позволяет избежать непреодолимых математических трудностей при решении задач теплопроводности. Таким образом, точные аналитические методы пригодны для исследования сравнительно простых задач. В противном случае необходимо использовать приближенные численные методы решения, например, метод конечных элементов. По известному температурному полю можно определить термоупругие деформации узлов станка и оценить возможные погрешности обработки, которые являются конечной целью расчета.

Большинство узлов металлорежущих станков можно рассматривать как совокупность коробчатых деталей (колонны, коробки скоростей, подач и т. д.) и деталей типа тел вращения (шпиндели, валы, винты и т. д.). Температурные поля таких деталей и представляют наибольший интерес, поскольку их температурные деформации влияют на точность позиционирования рабочих органов станков.

### **5.2.1. ВАЛ, ХОДОВОЙ ВИНТ, ШПИНДЕЛЬ**

Температурное поле вала так же, как ходового винта и шпинделя, определяется мощностью источников теплообразования и условиями теплообмена его с окружающей средой. Источниками тепловыделений в шпиндельных узлах являются опоры, роль которых возрастает с учетом перспектив значительного повышения быстроходности

узлов. Теплота, генерируемая опорами, нагревает не только шпиндель, но и сами опоры, а также корпусные детали, в которых они смонтированы. Ходовые винты нагреваются теплотой, которая выделяется в соединении винт – гайка и опорах. Что же касается винтов поперечных подач, то основной причиной их нагрева являются более нагретые сопряженные детали или масло гидросистемы станка.

При решении задач теплопроводности аналитическими методами принимаются определенные допущения, которые, с одной стороны, упрощали бы решение, а с другой – не слишком уводили бы от реальности. Так, шпиндель, вал, винт обычно представляют стержнем конечной или бесконечной длины с постоянным поперечным сечением. Причем в поперечном сечении стержень может иметь профиль любой геометрической конфигурации (круг, прямоугольник, треугольник и т. д.). Стержень принимается однородным с независимыми от температуры теплофизическими характеристиками. Считают, что температура в сечении стержня постоянна и не зависит от изменения радиуса и угла. Следовательно, процесс распространения теплоты происходит только вдоль оси стержня, являясь одномерным. Теплоотдача с торцов стержня отсутствует. Подшипники принимают сосредоточенными источниками теплоты постоянной интенсивности. Тепловой поток от подшипника является осесимметричным, постоянным по ширине кольца. Кинематическая пара винт – гайка – источник с равномерно распределенным тепловым потоком на участке перемещения гайки по винту.

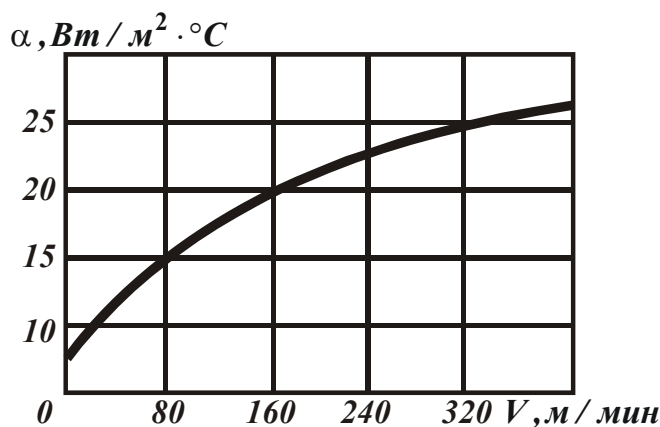


Рис. 5.2. Зависимость коэффициента теплоотдачи от окружной скорости вала.

Аналитические зависимости, полученные при указанных допущениях, для расчета стационарного температурного поля стержня давно известны. Формула, по которой можно определить избыточную температуру в любом сечении вала (винта, шпинделя) бесконечной длины, имеет вид

$$\theta_x = \theta_0 \exp(-mx), \quad (5.6)$$

где  $\theta_0 = Q_{ПК} / \sqrt{\alpha \lambda u F}$  – избыточная температура вала в его начальном сечении (при  $x = 0$ ),  $^\circ\text{С}$ ;  $Q_{ПК}$  – тепловой поток, поступающий из

подшипника через шейку вала, Вт;  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи вала, Вт/м<sup>2</sup> °С (выбирается по графику рис.5.2);  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности, Вт/м · °С;  $F$  – площадь поперечного сечения вала, м<sup>2</sup>;  $u$  – периметр теплоотдающей поверхности вала, м;  $x$  – расчетная координата, м;  $m = \sqrt{\alpha u / \lambda F}$  – теплофизическая характеристика.

Для расчета избыточной температуры в любом сечении вала (винта, шпинделя) конечной длины используют формулу

$$\theta_x = \theta_0 ch[m(l-x)] / ch(ml), \text{°C}, \quad (5.7)$$

где  $\theta_0 = Q_{ПК} / \lambda F m th(ml)$  – избыточная температура в начальном сечении вала, °С;  $l$  – длина вала, м.

В случае поступления теплоты из двух источников, расположенных по концам вала, результирующую температуру в расчетном сечении вала определяют по принципу суперпозиции – суммированием значений температуры, вызываемой каждым источником в отдельности.

Формулы (5.6) – (5.7) позволяют рассчитать температуру винта, обусловленную тепловыделением только в опорах. Для определения температуры рабочего участка ходового винта от тепловыделений в соединении винт – гайка предложена эмпирическая формула [293]

$$\theta = \frac{3600 \chi N (1 - \eta)}{A \eta (\alpha u l_p + 2 \sqrt{\alpha \lambda F u}) \tau_1 + \tau_2}, \text{°C}, \quad (5.8)$$

где  $N = (P_P + P_{ХХ}) / (\tau_P + \tau_{ХХ}) l_P$  – мощность цикла;  $P_P = f(P_z + G) + kP_x$  – тяговое усилие рабочего хода, кг;  $G$  – вес движущихся частей, кг;  $f$  – коэффициент трения;  $k$  – коэффициент, учитывающий перекося направляющих;  $\tau_P, \tau_{ХХ}$  – время рабочего и холостого ходов, с;  $\tau_1, \tau_2$  – время работы и остановки винта за цикл, с.;  $\chi$  – коэффициент, определяющий количество теплоты, поступающей в ходовой винт (остальное поступает в гайку), для практических расчетов принимают  $\chi = 0,5$ ;  $l_P$  – длина рабочего хода, м;  $\eta$  – коэффициент полезного действия пары винт – гайка;  $P_{ХХ}$  – тяговое усилие холостого хода, кг.

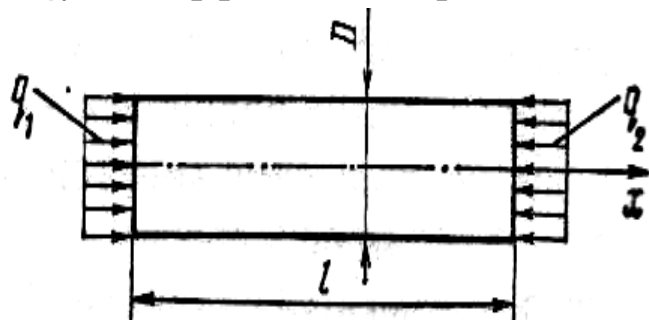


Рис.5.3. Тепловая модель шпиндельного узла металлорежущего станка.

щей в ходовой винт (остальное поступает в гайку), для практических расчетов принимают  $\chi = 0,5$ ;  $l_P$  – длина рабочего хода, м;  $\eta$  – коэффициент полезного действия пары винт – гайка;  $P_{ХХ}$  – тяговое усилие холостого хода, кг.

В последнее время в приводах подач станков с ЧПУ широкое распространение получили шариковые передачи винт – гайка качения (ВГК). Температурное поле винта такой передачи зависит от тепловыделений как в опорах, так и в кинематической паре винт– гайка. Температуру нагрева винта от теплообразования в опорах можно рассчитать по формуле (5.7). Нагрев же винта вследствие тепловыделения в паре определяют по формуле [142]

$$\theta_x = \begin{cases} \frac{\bar{Q}_{ВГК}}{2\bar{\alpha}ul_p} \frac{sh(ml_p/2)}{sh(ml/2)} ch(mx) & \text{при } 0 \leq x \leq \frac{l-l_p}{2}; \\ \frac{\bar{Q}_{ВГК}}{2\bar{\alpha}ul_p} \left\{ 1 - \frac{sh[m(l-l_p)/2]}{sh(ml/2)} \right\} ch[m(l/2-x)] & \text{при } \frac{l-l_p}{2} \leq x \leq \frac{l}{2}, \end{cases} \quad (5.9)$$

где  $\bar{\alpha}$  – средневзвешенный коэффициент теплоотдачи, Вт/м<sup>2</sup> °С;  $l_p$  – рабочий участок ходового винта, м.

Результирующее температурное поле винта строится по принципу суперпозиции: совмещением частных температурных полей, обусловленных теплообразованием как в опорах, так и в паре винт – гайка.

Приведенные ранее формулы (5.6) – (5.9) пригодны для построения стационарного температурного поля деталей типа тел вращения, когда преобладающими источниками нагрева являются опоры и кинематические пары винт – гайка. На практике очень часто имеют место нестационарные процессы теплопроводности, когда температурное поле элементов изменяется не только в пространстве, но и во времени.

В связи с этим рассмотрим решение задачи о нестационарном температурном поле шпиндельного узла. Шпиндельный узел представляется в виде цилиндрического стержня конечной длины  $L$ , диаметра  $d$  и площади поперечного сечения  $F$ . Тепловые потоки  $q_1$  и  $q_2$  поступают в шпиндель со стороны торцовых поверхностей в местах закрепления задней и передней опор. Охлаждение шпинделя окружающей средой осуществляется через его боковую поверхность. Допускается, что теплообмен протекает только конвекцией с коэффициентом теплоотдачи  $\alpha$ . Начальная температура шпинделя принимается равной нулю. Теплофизические параметры материала шпинделя не зависят от температуры. Задача считается одномерной. На основе тепловой модели шпиндельного узла (рис. 5.3), сформулированной таким образом, составляется математическая модель.

Дифференциальное уравнение теплопроводности с граничными и начальными условиями принимают вид

$$\partial \theta / \partial \tau = 1/a(\partial^2 \theta / \partial x^2 - m^2 \theta); \quad (0 \leq x \leq L); \quad (5.10)$$

$$\left. \begin{aligned} \lambda(\partial \theta / \partial x)|_{x=0} &= -q_1 / F \\ \lambda(\partial \theta / \partial x)|_{x=L} &= q_2 / F \\ \theta(x, \tau)|_{\tau=0} &= 0 \end{aligned} \right\}. \quad (5.11)$$

Для решения поставленной задачи используется метод интегральных преобразований Лапласа. С этой целью уравнение (5.10) и граничные условия (5.11) умножают на ядро преобразования

$$\bar{\theta}(x, p) = \int_0^{\infty} \theta(x, \tau) \exp(-p\tau) d\tau. \text{ Полученные выражения интегриру-$$

ют по  $\tau$  в пределах от 0 до  $\infty$ . В результате удается перейти от дифференциального уравнения в частных производных к обыкновенному дифференциальному уравнению, правда, в пространстве изображений. Решение такого уравнения затруднений не вызывает. Затем к преобразованной функции применяют формулу обращения Лапласа

$$\theta(x, \tau) = 1/2\pi i \int_{\gamma-i\infty}^{\gamma+i\infty} \bar{\theta}(p, \tau) \exp(p\tau) dp \text{ и окончательно получают реше-}$$

ние задачи о нестационарном температурном поле шпинделя в виде

$$\begin{aligned} \theta(x, \tau) = q_2 / F\lambda\sqrt{a}2\sqrt{2b} & \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} [\exp(-M\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}(M/2\sqrt{\tau} - \sqrt{2b\tau}) - \right. \\ & \left. - \exp(M\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}(M/2\sqrt{\tau} + \sqrt{2b\tau})] + \right. \\ & + \sum_{n=0}^{\infty} [\exp(-M_1\sqrt{2b}) \cdot \operatorname{erfc}(M_1/2\sqrt{\tau} - \sqrt{2b\tau}) - \\ & \left. - \exp(M_1\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}(M_1/2\sqrt{\tau} + \sqrt{2b\tau})] \right\} + \\ & + q_1 / F\lambda\sqrt{a}2\sqrt{2b} \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} [\exp(-u\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}(u/2\sqrt{\tau} - \sqrt{2b\tau}) - \right. \\ & \left. - \exp(u\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}(u/2\sqrt{\tau} + \sqrt{2b\tau})] \right\} + \\ & + \sum_{n=0}^{\infty} \exp(-u_1\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}(u_1/2\sqrt{\tau} - \sqrt{2b\tau}) - \\ & \left. - \exp(u_1\sqrt{2b}) \cdot \operatorname{erfc}(u_1/2\sqrt{\tau} + \sqrt{2b\tau}) \right\}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M &= \sqrt{a}[(2n+1)l - x]; \quad M_1 = \sqrt{a}[(2n+1)(l+x)]; \\ u &= \sqrt{a}(2nl - x); \quad u_1 = \sqrt{a}[(n+1)2l - x]; \quad 2b = m^2 / a. \end{aligned} \quad (5.12)$$

Выражения (5.12) состоят из суммы четырех рядов, которые достаточно быстро сходятся. Удовлетворительные результаты получаются уже при  $n = 10$ . Из этого выражения легко получить формулу для расчета стационарного температурного поля шпинделя. Для этого необходимо найти пределы (при  $\tau \rightarrow \infty$ ) тех функций, по которым происходит суммирование. Например, предел первого члена выражения (5.12)

$$\lim_{\tau \rightarrow \infty} \left[ \exp(-M\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}\left(\frac{M}{2\sqrt{\infty}} - \sqrt{2b\infty}\right) - \exp(M\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}\left(\frac{M}{2\sqrt{\infty}} + \sqrt{2b\infty}\right) \right] =$$

$$= \lim_{\tau \rightarrow \infty} \left[ \exp(-M\sqrt{2b}) \cdot \operatorname{erfc}(-\infty) - \exp(M\sqrt{2b}) \operatorname{erfc}(\infty) = 2 \exp(-M\sqrt{2b}) \right].$$

После аналогичных преобразований других членов выражения (5.12) получим

$$\theta(x, \infty) = q_2 / F\lambda\sqrt{a}2\sqrt{2b} \left[ \sum_{n=0}^{\infty} 2 \exp(-M\sqrt{2b}) + \sum_{n=0}^{\infty} 2 \exp(-M_1\sqrt{2b}) \right] +$$

$$+ q_1 / F\lambda\sqrt{a}2\sqrt{2b} \cdot \left[ \sum_{n=0}^{\infty} 2 \exp(-u\sqrt{2b}) + \sum_{n=0}^{\infty} 2 \exp(-u_1\sqrt{2b}) \right]. \quad (5.13)$$

Ряды, входящие в выражение (5.13), представляют гиперболические функции. Произведя соответствующую замену и несложные преобразования, получим формулу, описывающую установившееся распределение температуры в шпинделе

$$\theta(x) = (q_2 / F\lambda m) \operatorname{ch}(mx) / \operatorname{sh}(ml) + (q_1 / F\lambda m) \operatorname{ch}[m(l-x)] / \operatorname{sh}(ml).$$

Следует отметить, что представленные зависимости для расчета нестационарного теплового состояния деталей типа тел вращения не единственны. Существуют и другие формулы, которые учитывают, например, тепловыделение не только в подшипниках, но и в кинематических парах. Формулы получены в результате решения задачи теплопроводности методом источников. Однако решения получаются в интегральной форме и настолько громоздки, что практическое использование их затруднительно.

### 5.2.2. БАЗОВЫЕ ДЕТАЛИ (КОЛОННЫ, КОРПУСА ШПИНДЕЛЬНЫХ БАБОК, КОРОБКИ ПОДАЧ, СТАНИНЫ)

Температурное поле базовых деталей, в отличие от ранее рассмотренных, установить с помощью точных аналитических методов

чрезвычайно сложно. Трудности возникают не только из-за сложности геометрических форм деталей этого типа, но и вследствие наличия целого ряда внутренних источников теплообразования, различного их местоположения в станке. Кроме того, в формировании температурного поля возрастает роль внешних источников теплоты. К этому же следует добавить, что охлаждение отдельных поверхностей, ограничивающих детали, зачастую протекает в совершенно различных условиях. В связи с этим весьма затруднительно описать взаимодействие деталей с окружающей средой.

Учет указанных особенностей при постановке задачи о тепловом состоянии детали приводит к непреодолимым математическим трудностям. Многим исследователям выход из этого положения представлялся в упрощении задачи, в формулировании целого ряда допущений, которые существенно удаляют от действительного процесса теплопроводности. Расчетные зависимости, полученные таким образом, являются весьма приближенными и не позволяют получить достоверные сведения о фактическом распределении температуры в деталях. Использование этих зависимостей может быть рекомендовано лишь для ориентировочных расчетов.

При определении температурных полей сложных конструктивных форм производят их расчленение на отдельные составные элементы. Например, детали коробчатого типа (колонны, корпуса шпиндельных бабок, коробки подач) представляют в виде отдельных стенок. Поскольку толщина стенок, как правило, незначительна по сравнению с другими ее измерениями, то изменением температуры по толщине пренебрегают. Это позволяет свести задачу к плоской, представляя стенку в виде пластины неограниченных или конечных размеров. В последнем случае пластину целесообразно изображать в виде диска постоянного сечения с центральным отверстием под подшипник. Отвод теплоты в окружающую среду осуществляется через поверхность пластины.

Температурное поле стенки может формироваться под воздействием как сосредоточенных источников теплоты, так и источников, равномерно распределенных по объему коробки. В первом случае такими источниками являются подшипники, во втором – кинематические пары, масло гидросистемы станка. При этом предполагают, что теплота, непрерывно выделяющаяся в подшипнике, равномерно распределяется по его дорожкам качения. Тепловой поток, поступающий в стенку, принимается постоянным во времени.

При указанных допущениях стационарное одномерное температурное поле стенки описывается аналитической зависимостью

$$\theta = \theta_1 \frac{I_0(mr)K_1(mr_2) + I_1(mr_2)K_0(mr)}{I_0(mr_1)K_1(mr_2) + I_1(mr_2)K_0(mr_1)}, \text{ } ^\circ\text{C},$$

где  $I_0(r), I_1(r), K_0(r), K_1(r)$  – модифицированные функции Бесселя;  $\theta_1$  – температура подшипника;  $r$  – расчетный радиус;  $m = \sqrt{2\alpha / \lambda\delta}$ ;  $\delta$  – толщина стенки;  $r_2$  – радиус окружности, описанной из центра подшипника.

Поскольку для металлорежущих станков значительную часть машинного времени составляет неустановившийся тепловой режим, то представляет интерес нестационарное температурное поле стенки неограниченных размеров с сосредоточенным теплообразующим источником. Решение подобной задачи получено методом источников. Расчетное выражение в критериальной форме имеет вид

$$\theta(r, \tau) = \theta_1(q / 4\pi\lambda\delta), \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.14)$$

где  $\theta_1 = \int_0^{F_0} \left( \frac{1}{F_0} \right) \exp \left[ -\frac{(\psi^2 + 1)}{4F_0} - KF_0 \right] I_0 \left( \frac{\psi}{2F_0} \right) dF_0$ ;  $K = \frac{2\alpha r_0^2}{\delta\lambda}$  – безразмерный обобщенный параметр;  $\psi = r / r_0$  – безразмерная координата;  $r$  – расстояние от начала координат до точки, в которой определяется температура, м;  $r_0$  – расстояние от начала координат до источника теплоты, м.

Для практического использования формулы (5.14) необходимо просчитать численно интеграл и построить графики в координатах  $\theta_1, \psi$  при фиксированных значениях  $K$  и  $F_0$  (рис. 5.4). Если в стенке расположено несколько подшипников, то суммарное температурное поле можно получить наложением частных полей от каждого из них.

Решение задачи нестационарной теплопроводности методом источников получается в интегральной форме. Такое решение нуждается в дальнейшей доработке и поэтому неудобно для практического использования. Кроме того, классическими методами, к которым относится метод источников, не всегда удается получить приближенное решение, в котором можно было бы отделить режимные параметры процесса от физических характеристик тела. А между тем именно приближенное решение весьма эффективно для проведения анализа процесса. Поэтому для решения задачи о нестационарном температурном поле стенки целесообразно использовать методы интеграль-



ных преобразований, которые позволяют избежать недостатков, присущих классическим. Распределение температуры в стенке при неустановившемся режиме работы станка установлено синус-преобразованием Фурье. Полученное решение может быть использовано, например, для анализа теплового состояния вертикальных колонн фрезерных, сверлильных, расточных и многооперационных станков с ЧПУ.

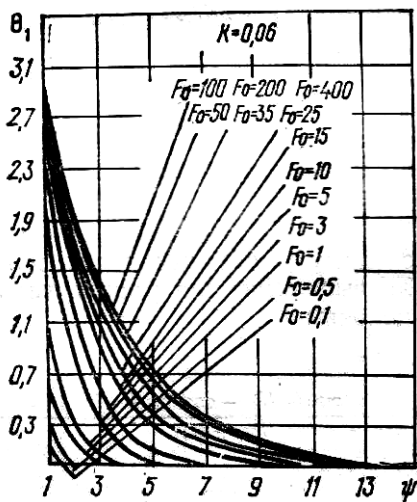


Рис.5.4. К расчету температурного поля стенки нестационарного станка.

и толщиной  $\delta$ . Теплообмен стенки с окружающей средой осуществляется через ее боковые поверхности конвекцией с коэффициентом теплоотдачи  $\alpha$ . Теплота к колонне поступает теплопроводностью,

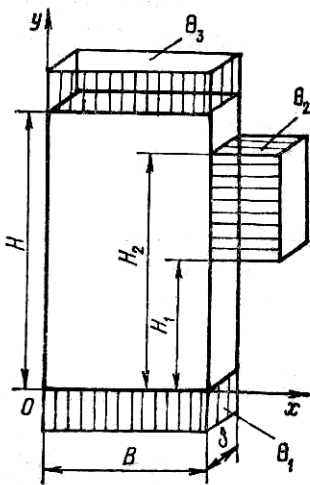


Рис.5.5. Тепловая модель колонны.

главным образом, от деталей привода главного движения. Условия взаимодействия колонны с приводом и фундаментом могут быть заданы распределением температуры или теплового потока по присоединительным поверхностям (рис.5.5). Начальная температура колонны принимается равной температуре окружающей среды.

На основе тепловой модели колонны формулируется ее математическая модель, состоящая из дифференциального уравнения теплопроводности, граничных и начальных условий

$$\begin{aligned} \frac{\partial \theta}{\partial \tau} &= a(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2}) - (2a\alpha / \lambda \delta) \theta; \\ (0 \leq x \leq B; \quad 0 \leq y \leq H; \quad 0 \leq \tau < \infty); \\ \theta &= 0 \text{ при } x = 0, x = B \text{ и } 0 \leq y \leq H_1; x = B \text{ и } H_2 \leq y \leq H; \\ \theta &= \theta_1 \text{ при } y = 0; \theta = \theta_3 \text{ при } y = H; \\ \theta &= \theta_2 \text{ при } x = B \text{ и } H_1 \leq y \leq H_2; \\ \theta &= 0 \text{ при } \tau = 0. \end{aligned} \quad \left. \vphantom{\frac{\partial \theta}{\partial \tau}} \right\}$$

Дифференциальное уравнение и граничные условия умножаем

на ядро преобразования *sin px* в соответствии с синус – преобразованием Фурье. Интегрируя полученные выражения в пределах изменения независимых переменных, получим уравнение в пространстве изображений

$$\bar{\theta} a \left( \frac{n^2 \pi^2}{B^2} + \frac{m^2 \pi^2}{H^2} + R \right) + \frac{\partial \bar{\theta}}{\partial \tau} = a(C_1 + C_2), \quad (5.15)$$

где  $\bar{\theta}$  - изображение функции  $\theta$ .

Введем обозначения

$$P = a \cdot \left( \frac{n^2 \pi^2}{B^2} + \frac{m^2 \pi^2}{H^2} + R \right); \quad Q = a \cdot (C_1 + C_2).$$

Тогда уравнение (5.15) можно представить в виде

$$\partial \bar{\theta} / \partial \tau - p \bar{\theta} = Q.$$

Решение уравнения первого рода относительно переменной  $\tau$  не вызывает затруднений и может быть представлено в виде

$$\bar{\theta} = \theta / p [1 - \exp(-p \tau)].$$

Применяя к полученному решению формулу обращения для синус – преобразования Фурье, получают выражение для расчета нестационарного температурного поля колонны

$$\begin{aligned} \theta(x, y, \tau) = & \\ = \sum_{n=0}^{\infty} \sum_{m=0}^{\infty} 4 / HB & \left\{ \frac{\{(H/B)(n/m)(-1)^n [\cos(m\pi H_2/H) - \cos(m\pi H_1/H)]\} \theta_2 -}{[(n^2 \pi^2 / B^2) + (m^2 \pi^2 / H^2) + R]} \right. \\ & \left. - \frac{(B/H)(m/n)[(-1)^{m+1} \theta_3 + \theta_1][(-1)^n - 1]}{[(n^2 \pi^2 / B^2) + (m^2 \pi^2 / H^2) + R]} \right\} \{1 - \exp[-a(n^2 \pi^2 / B^2) + (m^2 \pi^2 / H^2) + \\ & + 2\alpha / \delta \lambda) \tau]\} \sin(n\pi x / B) \sin(m\pi y / H). \end{aligned} \quad (5.16)$$

По выражению (5.16) можно установить распределение температуры по поверхности колонны станка для любого момента времени, если известны температуры  $\theta_1, \theta_2$  и  $\theta_3$ .

Для определения средней избыточной температуры корпуса коробки при равномерно распределенном теплообразовании по ее объему составляется уравнение теплового баланса: при установившемся тепловом режиме в соответствии с законом сохранения энергии соблюдается равенство между количеством теплоты, генерируемой внутри коробки, и теплоты, рассеиваемой стенками коробки в окружающую среду и через контактируемые поверхности в сопрягаемые детали. Из уравнения следует

$$\theta_K = \frac{Q}{\alpha_1 F_1 + \alpha_{CT} F \sqrt{\alpha_2 \lambda F_2 u_2} / \alpha_{CT} F + \sqrt{\alpha_2 \lambda F_2 u_2}}, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (5.17)$$

где  $Q$  - интенсивность теплообразования в коробке, ккал/ч;  $\alpha_1$  - коэффициент теплоотдачи корпуса коробки, ккал/м<sup>2</sup> · ч · °С;  $F_1$  - площадь теплоотдающей поверхности корпуса коробки, м<sup>2</sup>;  $\alpha_{CT}$  - теплопроводность стыка, ккал/м<sup>2</sup> · ч · °С (табл.5.3);  $F$  - площадь контакта сопрягаемых деталей, м<sup>2</sup>;  $\alpha_2$  - коэффициент теплоотдачи сопрягаемой детали, ккал/м<sup>2</sup> · ч · °С (табл.5.4);  $F_2$  - площадь поперечного сечения сопряженных деталей, м<sup>2</sup>;  $u_2$  - периметр контура теплоотдающей поверхности сопрягаемой детали, м.

Теплопроводность стыков достигает значительной величины (табл.5.3). По данным последних исследований коэффициент теплопроводности стыка может составлять 8000 ккал/м<sup>2</sup> · м · °С. Поэтому влияние стыка на тепловой поток в сопряженную деталь можно не учитывать. Тогда формула (5.17) несколько упростится и примет вид

$$\theta_K = Q / (\alpha_1 F_1 + \sqrt{\alpha_2 \lambda F_2 u_2}), \text{ } ^\circ\text{C},$$

Таблица 5.3

Значение коэффициентов теплопроводности стыков

Состояние контактируемых поверхностей	Обработка сопрягаемых поверхностей		
	Шлифование + шлифование	Шлифование + шабрение	Шабрение + шабрение
Тепловая проводимость стыка, ккал/м <sup>2</sup> · ч · °С			
Сухие	1500	1800	2200
С масляной пленкой	2300	5200	3700

Станины, подобно коробчатым деталям, отличаются сложностью геометрических форм, условий теплообразования и теплообмена на поверхностях.

И в этом случае для определения температурного поля используется аналогичный прием: станина разбивается на отдельные элементы. Каждый элемент можно представить в виде ребра конечной или бесконечной длины. Решения задачи теплопроводности для деталей такого типа известны и рассмотрены ранее.

Обычно температурное поле деталей, как и металлорежущих станков в целом, является неравномерным. Неравномерность обусловлена односторонним подводом тепловой энергии и тепловой инерцией, при которой процесс распространения теплоты осуществ-

ляется с конечной скоростью.

Таблица 5.4.

Значение коэффициента теплоотдачи

Область применения коэффициента	Коэффициент теплоотдачи Вт/м <sup>2</sup> °С
Поверхности, охлаждаемые за счет конвективного движения воздуха и не имеющие дополнительного обдува	5...7
Поверхности, непосредственно не имеющие дополнительного обдува, но примыкающие к хорошо обдуваемым поверхностям	
Поверхности, имеющие выходящие гладкие валы, вращающиеся с числом оборотов не более 100 об/мин	14...18
Поверхности, имеющие выходящие валы с фланцами, вращающиеся с числом оборотов $n = 300...1000$ об/мин	30...35
Поверхности, хорошо обдуваемые вращающимися патронами, шкивами или другими деталями при: а) $n = 500...1000$ об/мин б) $n = 1000...2000$ об/мин в) $n = 2000...3000$ об.мин	60...70 70...90 90...115
Поверхности коробок, имеющие жалюзи: а) при отсутствии движения воздуха внутри коробок б) при усиленном движении воздуха внутри коробок	115 350

В связи с этим прогрев детали по ее объему протекает постепенно, различные участки ее имеют неодинаковую температуру. Следует

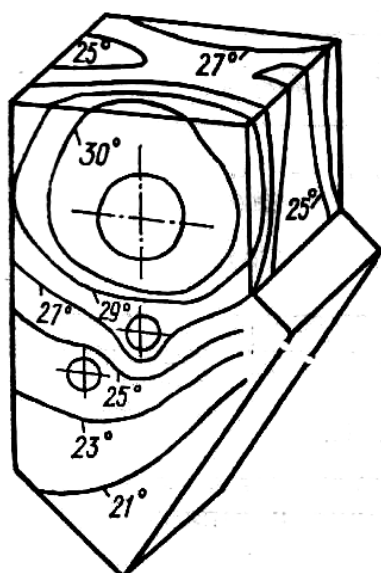


Рис.5.6. Температурное поле корпуса шпиндельной бабки специализированного токарного станка.

отметить, что и в стационарном режиме температурное поле остается неравномерным. Образовавшееся пространственное температурное поле приводит к возникновению прогибов элементов станины и к искривлению ее направляющих, что увеличивает погрешность обработки. Поэтому представляет интерес средняя температура в нижнем и верхнем сечениях станины, по разности которых можно оценить температурные деформации.

Среднюю температуру поверхности направляющих станины, контактирующих с нагретым корпусом шпиндельной коробки, можно рассчитать по формуле

$$\theta_c = \alpha_{CT} F Q_K / (\alpha_{CT} F + \sqrt{\alpha \lambda F p u}), \text{ } ^\circ\text{C},$$

где  $F$  - площадь соприкосновения контактирующих поверхностей,  $m^2$ ;  $F_p$  - площадь поперечного сечения стенки, отводящей теплоту от контактирующих поверхностей,  $m^2$ ;  $u$  - периметр теплоотдающей поверхности стенки,  $m$ .

В последнее время для решения задач теплопроводности широко применяются приближенные численные методы. Возможности этих методов несколько шире, чем аналитических. Они позволяют в более полном объеме учитывать особенности конкретной задачи, в частности, сложность геометрических форм элементов станка, переменность условий теплообмена на его поверхностях и т.д.

С помощью метода конечных элементов установлено температурное поле корпуса шпиндельной бабки специализированного токарного станка (рис. 5.6). Причем, результаты расчета хорошо согласуются с опытными данными. Кроме того, метод оказался весьма плодотворным для анализа влияния конструктивных особенностей шпиндельных бабок на уровень нагрева их корпусов. При этом исследовались обрабатывающие центры с вертикальной компоновкой колонны и горизонтальным шпинделем.

Температурное поле, как отдельных узлов, так и металлорежущего станка в целом может быть определено не только расчетным, но и опытным путем. Однако результаты экспериментов справедливы только для данного частного случая и не могут быть распространены на тепловые явления, протекающие в подобных системах. На основе этих опытных данных затруднительно получить общие закономерности процесса теплопроводности. Поэтому распределение температуры, в отдельных узлах станка целесообразно изучать на моделях с привлечением теории подобия. В этом случае удастся увязать частные результаты с общими закономерностями. Иногда особенности температурного поля узлов станка исследуют на электрических моделях.

В заключение отметим, что довольно часто интерес представляет продолжительность процесса разогрева узлов металлорежущего станка и выхода их на стационарный режим работы. Избыточную температуру элементов станка в любой момент неустановившегося теплового состояния рассчитывают по формуле

$$\theta_{i\tau} = \theta_{i\infty} [1 - \exp(-\tau / T)], \text{ } ^\circ\text{C},$$

где  $\theta_{i\infty}$  - избыточная температура  $i$ -го элемента станка в установившемся тепловом состоянии,  $^\circ\text{C}$ ;  $\tau$  - время непрерывной работы станка;

$T$  - термическая постоянная времени. Как показывают расчеты, квазистатическое состояние станка, при котором  $\theta_{i\tau} = 0,950_{i\infty}$ , практически наступает при отношении  $\tau / T = 3$ .

Следовательно, при известной термической постоянной нетрудно определить время выхода станка на установившийся режим работы. Что же касается коробки скоростей, то избыточную температуру ее в любой момент времени работы станка можно определить по формуле

$$\theta_{\tau} = (1 - \psi)Q / \alpha F [1 - \exp(-\alpha F \tau / C_m G)],$$

где  $\psi$  - коэффициент, учитывающий количество теплоты, отдаваемой коробкой в контактирующие детали; для станков токарной, сверлильной и шлифовальной групп  $\psi = 0,15...0,20$ ;  $Q$  - теплообразование в механизмах коробки, ккал/ч;  $G$  - вес узла, кг;  $F$  - площадь теплоотдающей поверхности коробки, м<sup>2</sup>;  $C_m$  - средневзвешенная теплоемкость узла, ккал/кг · °С;  $\tau$  - время с момента начала работы, ч. В зависимости от типоразмера и конструкции станка процесс разогрева корпусов коробок скоростей длится от 4 до 12 ч.

### 5.3. ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ДЕФОРМАЦИИ СТАНКОВ И ПОГРЕШНОСТИ ОБРАБОТКИ

Для выполнения работы по снятию стружки с заготовок к металлорежущим станкам подводится энергия. Часть этой энергии бесполезно теряется на преодоление сил трения в механизмах станка, сопротивления прохождению электрического тока в приводных двигателях и системах управления и т. д. Как уже упоминалось, эта энергия превращается в тепловую. Происходит неравномерный нагрев деталей и узлов станка. Нестационарное температурное поле изменяет линейные размеры деталей станка, а также форму и относительное расположение их поверхностей. Возникающие в связи с этим деформации снижают точность расположения инструмента относительно заготовки, достигнутую при настройке. Следовательно, металлорежущему станку, как и любой машине, присущи естественные погрешности функционирования. Задача заключается в уменьшении, а возможно и компенсации температурных погрешностей, поскольку доля их в общем балансе погрешностей, в зависимости от типа станков, составляет 30...70%, а в некоторых случаях соизмерима с допуском на изготовление деталей.

Как показывают исследования, проведенные на ряде станкостроительных заводов, температура нагрева у 20...30% металлорежущих станков превышает допустимый уровень. Чрезмерный нагрев нежелателен для станков, используемых на операциях, замыкающих технологический процесс, и в частности для станков с программным управлением, что связано со специфичными особенностями, отмеченными ранее.

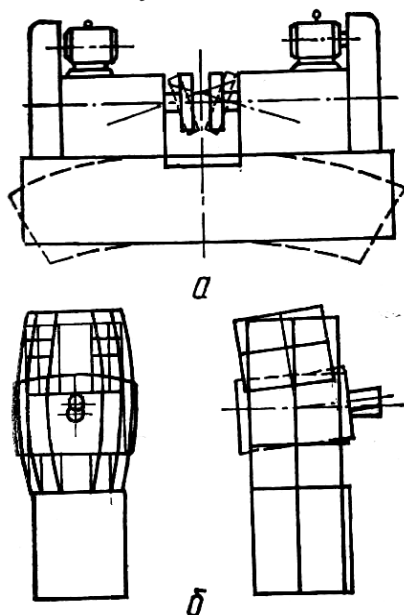


Рис. 5.7. Температурные деформации станины (а) и колонны (б) металлорежущих станков.

Температурные деформации станка как результат деформации его отдельных деталей и узлов приводят не только к линейным отклонениям режущего инструмента относительно заготовки, но и к угловым поворотам его. Причем линейные отклонения обусловлены средними избыточными температурами, а угловые возникают из-за искажений первоначальной формы деталей

станка вследствие неравномерного пространственного температурного поля этих деталей. Линейные отклонения инструмента определяют погрешность размера обрабатываемой поверхности, тогда как угловые отражаются на точности формы и расположения обработанных поверхностей. Следует иметь в виду, что в то время, как первые погрешности можно компенсировать, вторые – невозможно.

Неравномерное температурное поле, образующееся в процессе работы станка, приводит к возникновению прогибов элементов станины (рис.5.7, а), к изгибу колонны станков вертикальной компоновки (рис.5.7,б) и т. д. В результате происходит искривление направляющих в горизонтальной и вертикальной плоскостях.

Величина и направление температурных смещений в общем случае зависят от компоновочной схемы станка, расположения источников тепловыделений относительно базовых деталей, режима и продолжительности обработки. Определяющее влияние на температурные погрешности оказывают деформации базовых деталей (станин, колонн, столов, стоек и др.) и шпиндельных бабок. Линейные температурные смещения шпинделя и заготовки рассматривают в направлении осей координат ( $x$ ,  $y$ ,  $z$ ), а угловые повороты – вокруг

этих осей. Отклонения обозначают буквами греческого алфавита: линейные  $\Delta$ , угловые  $\beta$ , с постановкой внизу индекса той координатной оси, относительно которой исследуется смещение.

Изменение взаимного положения инструмента и заготовки вследствие температурных деформаций обусловлено в основном отклонением шпинделя от его первоначального выверенного положения. Влияние различных факторов на величину и направление смещения шпинделя в процессе работы станка устанавливается теоретически или опытным путем. При всех преимуществах теоретического метода исследования (незначительные затраты времени и средств, возможность обобщения полученных результатов и т.д.) он обладает одним серьезным недостатком, заключающимся в идеализации процесса термоупругого деформирования, которая слишком далеко уводит от действительности. Заставляет к этому прибегать сложная направленность в пространстве температурных деформаций. Поэтому точное описание деформаций может быть представлено очень сложными математическими моделями, решение которых чрезвычайно затруднено. Правда, расширенные возможности вычислительной техники и достигнутые успехи в приближенных методах решения задач термоупругости позволили в некоторой мере избегать этих трудностей.

Температурное смещение валов, ходовых винтов, шпинделей в осевом направлении может быть получено решением уравнения термоупругости

$$\frac{\partial^2 \Delta}{\partial x^2} - \beta \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial x} = 0, \quad (5.18)$$

где  $\Theta$  - избыточная температура в точке с координатой  $x$ ;  $\Delta$  - упругое перемещение этой точки;  $\beta$  - коэффициент линейного теплового расширения.

Уравнение (5.18) решается совместно с уравнением теплопроводности при следующих допущениях: исследуемый объект (шпиндель, ходовой винт, вал) представляется стержнем конечной длины и постоянного сечения, упруго закрепленным по концам; термоупругое состояние является одноосным; температурное поле стержня осесимметрично.

Решение уравнения (5.18) с граничными условиями, определенными закреплением стержня в местах расположения опор, принимает вид



$$\Delta_x = \beta / F \lambda m^2 \{q_2 (sh(mx) / sh(ml)) + q_2 [1 - shm(l-x) / sh(ml)]\} - (5.19) \\ - j_T (x / EF + 1 / j_1) \beta (q_1 + q_2) / F \lambda m^2,$$

где  $q_1, q_2$  – тепловые потоки, поступающие в шпиндель (ходовой винт);  $j_1, j_2$  – жесткость опор;  $E$  – модуль упругости;  $j_T = (j_1^{-1} + j_2^{-1} + l / EF)^{-1}$  – жесткость шпинделя;  $m = \sqrt{\bar{\alpha}u / \lambda F}$ .

Если жесткость опор одинакова ( $j_1 = j_2 = j$ ), то осевое смещение, например, ходового винта можно определить по формуле

$$\Delta_x = \eta_1 \delta_1^* + \eta_2 \delta_2^*, \quad (5.20)$$

где  $\eta_1 = 0,5 \beta q / (\bar{\alpha}u)$ ,  $\eta_2 = 0,5 q L / (\bar{\alpha}u L_P)$  – масштабные коэффициенты;  $\delta_1^*, \delta_2^* = f(x/l, ml, j^*)$  – безразмерные упругие деформации винта, обусловленные тепловыделением в опорах и передаче;  $j^* = j_T / j$  – безразмерная жесткость.

Область применения расчетных выражений (5.19) – (5.20) ограничена. Во-первых, они не позволяют определить положение оси шпинделя относительно других координат осей ( $y, z$ ), а также изменение этого положения с течением времени. Во-вторых, приведенные формулы не учитывают влияния на координаты шпинделя температурных деформаций других составных частей металлорежущего станка, например, колонны, станины, стоек и т.д. Целесообразно располагать именно таким решением задачи, поскольку конечное положение шпинделя как результат деформации не только собственно шпинделя, но и остальных деталей узлов станка, определяют погрешность обработки.

Исследованиями [142] показана возможность учета влияния температурных деформаций базовых деталей и узлов станка на положение его шпинделя в плоскости  $z\theta y$ . Помимо этого представляется возможным оценить смещение шпинделя в зависимости от продолжительности работы станка. Расчетные зависимости могут быть использованы для различных типов станков с программным управлением. С этой целью в зависимости от компоновочной схемы станки классифицируются на четыре группы (рис. 5.8): а) станки с вертикальной компоновкой колонны и шпинделя (сверлильные, фрезерные координатно-расточные, многоцелевые); б) станки с вертикальной колонной и горизонтальным шпинделем, расположенным внутри колонны симметрично относительно её стоек (многоцелевые); в) станки с вертикальной колонной и горизонтальным шпинделем, располо-

женным консольно на колонне (горизонтально расточные, многоцелевые); г) станки с горизонтальной компоновкой станины и шпинделя (токарные).

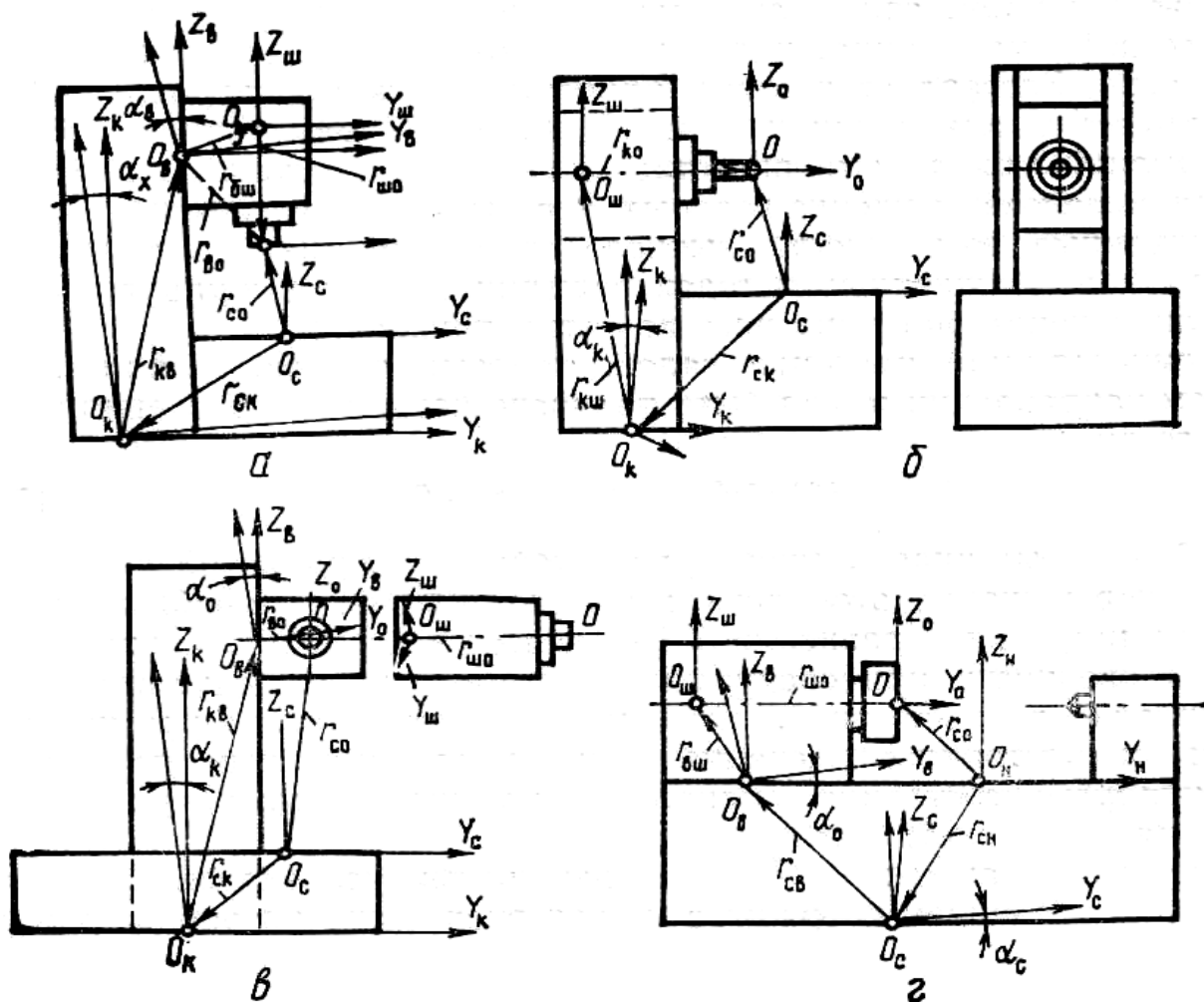


Рис. 5.8. Компоновочные схемы станков.

Формулы получены на основе положений теории аналитической геометрии и определяют изменение координат точки  $O$ , принадлежащей оси шпинделя (рис. 5.8). Для этого на базовых деталях и узлах станка строятся системы координат. Неподвижная система координат связывается с менее нагретой деталью, например, станиной. Остальные системы координат показаны с возможными углами поворота, вызванными неравномерным нагревом. Координатные системы обозначены точкой  $O$  с индексом, указывающим базовую деталь, с которой связана система.

Величина и направление температурных деформаций шпинделя относительно стола определяется изменением положения радиус-вектора —  $r_{co}$ . Его величина в свою очередь зависит от радиус-векторов  $r_{ck}$  (станина — колонна),  $r_{кб}$  (колонна — шпиндельная бабка),  $r_{бш}$  (шпиндельная бабка — шпиндель),  $r_{шп}$  (шпиндель — инструмент),

$r_{co}$  (станина – основание),  $r_{cб}$  (станина – шпиндельная бабка). Естественно, что координаты радиус-векторов изменяются при работе станка в связи с нагревом деталей. Разница между их начальным и текущим значением определяет величину погрешности, вызванную деформациями.

Зависимости для расчета изменения координат точки  $O$ , например, для станка первой компоновочной схемы (рис. 8, а) имеет вид

$$\Delta y = -z_{кб} \beta \Delta \Theta_{ук} [1 - \exp(-B_k \tau)] \sin \alpha_k + Y_{кб} \beta \Delta \Theta_{ук} [1 - \exp(-B_k \tau)] \cos \alpha_k -$$

$$- z_{бш} \beta \Delta \Theta_{yb} [1 - \exp(-B_b \tau)] \sin \alpha_b + Y_{бш} \beta \Delta \Theta_{yb} [1 - \exp(-B_b \tau)] \cos \alpha_b +$$

$$+ Y_{шo} \beta \Delta \Theta_{уш} [1 - \exp(-B_{ш} \tau)] + Y_{ск} \beta \Delta \Theta_{уе} [1 - \exp(1 - B_c \tau)];$$

$$\Delta z = z_{кб} \beta \Delta \Theta_{ук} [1 - \exp(-B_k \tau)] \cos \alpha_k + Y_{кб} \beta \Delta \Theta_{ук} [1 - \exp(-B_k \tau)] \sin \alpha_k +$$

$$+ z_{бш} \beta \Delta \Theta_{yb} [1 - \exp(-B_b \tau)] \cos \alpha_b + Y_{бш} \beta \Delta \Theta_{yb} [1 - \exp(-B_b \tau)] \sin \alpha_b +$$

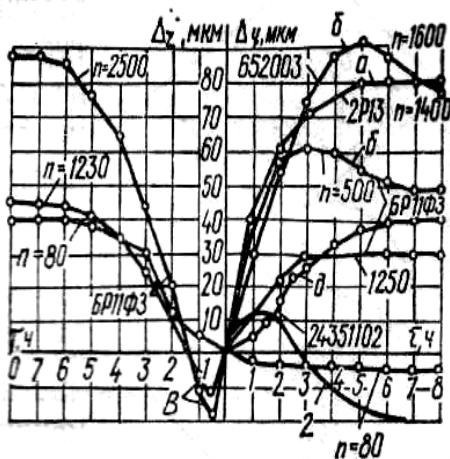
$$+ z_{шo} \beta \Delta \Theta_{уш} [1 - \exp(-B_{ш} \tau)] + z_{ск} \beta \Delta \Theta_{уе} [1 - \exp(-B_c \tau)],$$


Рис.5.9. Температурные смещения шпинделя.

где  $Y_i, Z_i$  – проекции радиус-вектора на соответствующие оси координат;  $\varepsilon$  – коэффициент линейного расширения;  $\Delta \Theta_y$  – избыточная температура установившегося режима;  $B = \alpha_i F_i / c_i m_i$  – температурный фактор, характеризующий скорость роста температуры;  $\tau$  – время работы станка.

По приведенным формулам установлены типовые закономерности изменения температурных деформаций шпинделя (рис.5.9). В зависимости от соотношения величин  $B$  и  $\Delta L$  отдельных узлов и деталей возможен следующий характер изменения температурных деформаций: 1) деформации изменяются по экспоненциальной зависимости (кривая а); 2) с течением времени деформации изменяют знак, приобретая в определенный момент максимальное или минимальное значение (кривые в и г); 3) деформации непрерывно возрастают и достигают максимального значения (кривая б); 4) деформации в начальный период незначительны, а затем быстро возрастают (кривая д). Таким образом, процесс деформирования, характер, величина и направление действия температурных деформаций шпинделя определяется не

только режимом работы станка и условиями его эксплуатации, но и компоновочной схемой.

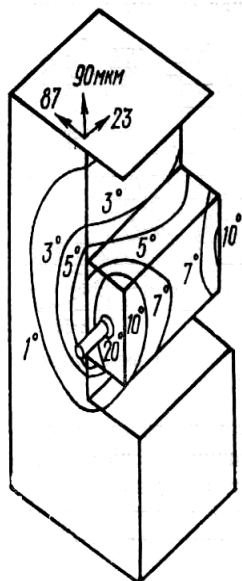


Рис. 5.10. Температурное поле и смещение оси шпинделя обрабатывающего центра (2 часа работы станка).

В последнее время для расчета температурных деформаций отдельных узлов станка широко используется приближенный метод конечных элементов. Этим методом рассчитаны, например, температурное поле и деформации обрабатывающего центра с вертикальной колонной и горизонтально расположенным шпинделем (рис. 5.10). На температурные деформации и погрешность обработки исследовалось влияние целого ряда факторов: колонн различного конструктивного исполнения, тип направляющих, способ охлаждения. При этом изучалось изменение положения конечной точки, расположенной на оси шпинделя. Установлено, что в зависимости от конструкции колонны погрешность обработки за два часа работы изменяется в довольно широких пределах – от 29,4 до 95,7 мкм.

Температурные смещения шпинделя вызывают погрешности размера, формы и расположения поверхностей (табл. 5.5). Так, отклонения шпинделя от делочно-расточного станка отражаются не только на точности размера, но и увеличивают отклонения от соосности и параллельности отверстий, биения торцовых поверхностей и т.п. Температурные смещения шпинделя станков этой группы составляют  $\Delta_x = 25$  мкм,  $\Delta_y = 35$  мкм.

Отклонения шпинделя вследствие температурных деформаций станка, как уже упоминалось, являются величинами переменными и зависят в первую очередь от частоты вращения, времени работы и условий эксплуатации станка. Например, при непрерывной работе токарно-револьверного станка в течение 6 ч при частоте вращения 100 об/мин, отклонение шпинделя составляет  $\Delta_y = 80$  мкм (рис. 5.11, а), тогда как при частоте 630 об/мин –  $\Delta_y = 96$  мкм. Необходимо отметить, что температурные деформации быстро возрастают на начальном этапе обработки. Затем темп нарастания деформаций замедляется, наступает установившийся режим работы. После остановки температурные деформации уменьшаются (рис. 5.11, б) и станок возвращается в исходное состояние. Таким образом, температурные деформации станков обратимы.

Таблица 5.5

Технологические погрешности в зависимости от температурных деформаций станков

Детали и узлы станка	Линейные и угловые смещения	Отклонения формы и расположения обрабатываемых поверхностей	Величина технологической погрешности
Шпиндель токарно-револьверного станка 1А425	$\Delta_y = 96 \text{ мкм}$ $\Delta_x = 108 \text{ мкм}$	Погрешность диаметрального размера	-
Станина и передняя бабка токарного станка	-	Седлообразность Уменьшение диаметра Конусообразность	0,15 мм/м 0,008...0,05 мм (0,006...0,036)/300
Колонна и шпиндельная головка фрезерного станка 6А75В	$\beta = 54,3 \text{ мкрад}$	Отклонение от параллельности	9,5 мкм
Шпиндель вертикально-фрезерного станка 6520-ФЗ	$\Delta_y = 59 \dots 96 \text{ мкм}$	-	-
Колонна расточного станка	$\Delta_x = 123 \text{ мкм}$ $\Delta_y = 138 \text{ мкм}$ $\beta = 1,23 \cdot 10^{-4} \text{ ,град}$	Отклонение от параллельности оси отверстия основной базе	0,12 мм/м
Шпиндель отделочно-расточных станков 2706В, 2714В	$\Delta_x = 25 \text{ мкм}$ $\Delta_y = 35 \text{ мкм}$	Отклонения от соосности и параллельности осей отверстий	-
Шпиндельный узел координатно-расточного станка	$\Delta_x = 35 \text{ мкм}$ $\Delta_y = 75 \text{ мкм}$	Отклонения от соосности отверстий, от перпендикулярности осей отверстий к поверхности	14 мкм
Шпиндель торцешлифовального станка	$\Delta_x = 10 \text{ мкм}$ $\Delta_y = 39 \text{ мкм}$	Отклонения от плоскости и параллельности торцовых поверхностей	0,12 мкм 0,63 мкм

Принимая во внимание то обстоятельство, что температурные погрешности составляют основную долю в общем балансе погрешностей, технологическую надежность станков с ЧПУ целесообразно

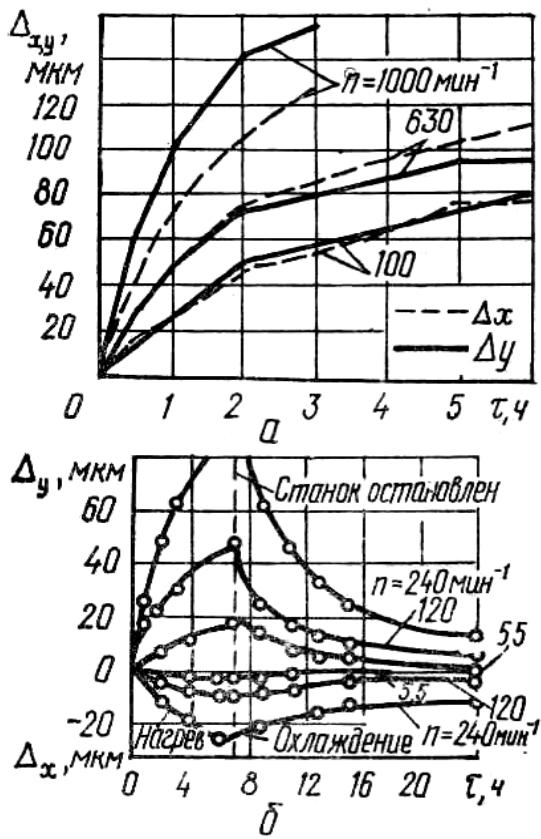


Рис. 5.11. Температурные смещения оси шпинделя в зависимости от частоты его вращения и времени работы станка.

определять с учетом именно этих погрешностей. Под технологической надежностью понимают способность станка выполнять обусловленные его назначением операции, обеспечивая при этом заданную точность размеров, формы и расположение поверхностей. Уровень технологической надежности оценивают запасом станка по точности обработки ( $\delta_T$ ), коэффициентом запаса точности ( $K_m$ ) и вероятностью безотказной работы  $P(t)$ , которые рассчитываются по формулам

$$\delta_T = TL - \Delta_{np} - \Delta_{ст};$$

$$K_T = (TL - \Delta_{np}) / (\delta_{\phi} - \delta_T),$$

где  $TL$  - поле допуска;  $\Delta_{np}$  - погрешность программирования;  $\Delta_{ст}$  - общая погрешность обработки на станке за межналадочный период;  $\delta_{\phi} = TL - \Delta_{np}$  - фактический запас точности.

Как показывают исследования [58], в начальный момент обработки станки обладают достаточно высокой надежностью. Так, в начале межналадочного периода ( $\bar{\Delta} = 0$ ) показатели надежности имели следующие значения:  $\delta_m = 51$  мкм,  $K_m = 2,04$ ,  $P(t) = 1$  (рис.5.12). С

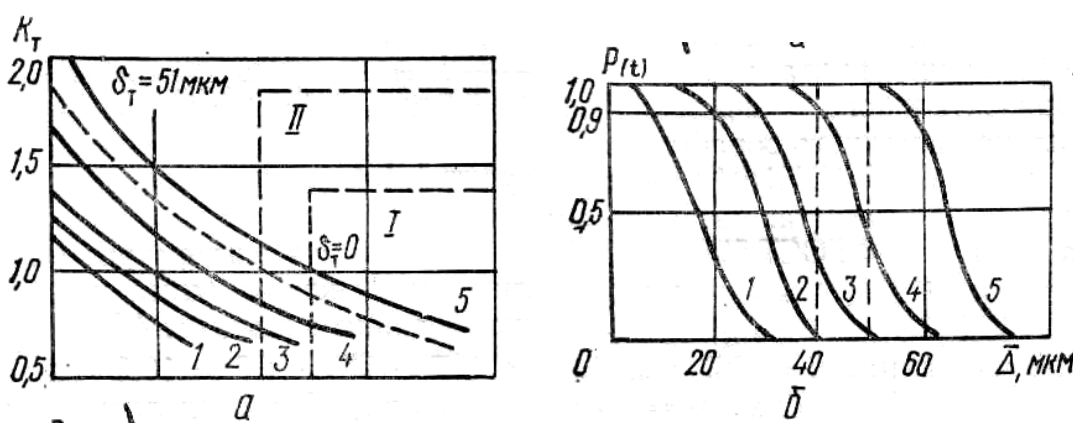


Рис. 5.12. Изменение показателей технологической надежности  $K_T$  (а) и  $P(t)$  (б) из-за тепловых деформаций при геометрической погрешности (мкм), равной: 1 - 50; 2 - 40; 3 - 30; 4 - 20; 5 - 4.

увеличением температурных деформаций показатели резко уменьшаются и при  $\bar{\Delta} = 50$  мкм резерв станка по точности обработки будет полностью исчерпан ( $\delta_m = 0$ ). Появляется вероятность возникновения технологических отказов. Поэтому правее абсциссы  $\bar{\Delta} = 50$  мкм находится область I возникновения технологических отказов. Отметим, что в пределах областей I и II, рассчитанных соответственно при  $\Delta_{np} = 0$  и 10 мкм, возникают отказы по точности обработки. Таким образом, располагая сведениями по показателям надежности, можно управлять точностью технологического процесса. Представляется возможность определить такие предельные значения составляющих погрешностей, при которых не будут иметь место технологические отказы.

Таблица 5.6

Режим работы передачи ВГК

Режим работы	Скорость перемещения $V_{po}$ , мм/мин.	Частота вращения $n$ , мин <sup>-1</sup>	Окружная скорость $V$ , м/мин.	Работа в $i$ -м режиме $\beta$ , %.
Рабочая подача	132	400	63	20
	96	250	39	30
	192	500	78	20
	16	1200	188	5
Ускоренный ход	10020	1800	283	5
Остановка	0	0	0	20

В заключение еще раз подчеркнем, что температурные деформации металлорежущих станков снижают не только точность обработки, но и производительность ее. Связано это со значительными

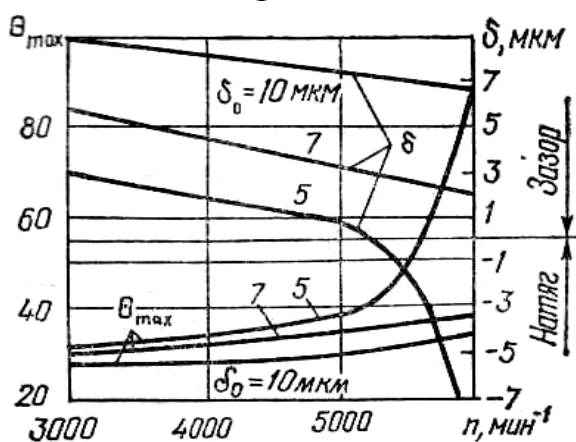


Рис. 5.13. Влияние частоты вращения шпинделя на температуру подшипника и радиальный зазор.

тепловыделениями при увеличении скорости относительного перемещения деталей. Приходится ограничивать допускаемую скорость резания, поскольку неравномерный нагрев сильно изменяет зазоры в подвижных узлах. Например, с нагревом радиальных двухрядных роликоподшипников шпиндельных узлов токарных станков уменьшается монтажный радиальный зазор

(рис.5.13). При незначительных зазорах (в приведенном примере при  $\delta_o = 5$  мкм) с увеличением частоты вращения шпинделя, он полностью выбирается и даже может перейти в натяг. Наблюдаются значительные потери на трение, интенсивное тепловыделение. Температура подшипника резко возрастает. Снижается несущая способность масляного слоя, уменьшается долговечность подшипников и смазочного материала. В связи с этим зазоры в опорах шпиндельных узлов и их долговечность необходимо рассчитывать с учетом температурных деформаций.

Рассмотрим примеры расчета температурных деформаций ходовых винтов передач двух типов: винт - гайка скольжения и винт - гайка качения.

**Пример 1.** Рассчитать температурные деформации ходового винта передачи винт-гайка скольжения резьбошлифовального станка ММ582. Исходные данные: геометрические параметры винта  $d = 48$  мм,  $u = 0,15$  м,  $F=0,0017\text{м}^2$ ; коэффициент теплопроводности материала винта  $\lambda=45\text{Вт/м}^\circ\text{С}$ ; вес стола с узлами  $G = 350$  кг; время работы винта за цикл  $\tau_2 = 20$  с. Осуществляется процесс чернового шлифования резьбы однониточным кругом. Наружный диаметр шлифуемой резьбы  $d = 80$  мм, шаг резьбы  $p = 4$  мм, длина свинчивания  $L = 550$  мм. Окружная скорость изделия  $v = 10$  м/мин, число проходов  $i = 6$ .

1. Время рабочего и равного ему холостого хода  $\tau_p = \tau_{xx} = \pi dL/Vp = 207$  с.

2. Тяговое усилие рабочего хода рассчитаем по ранее приведенной формуле. В соответствии с рекомендациями [293] значение коэффициента трения и коэффициента, учитывающего отклонения расположения направляющих, принимаем соответственно  $f = 0,18$ ;  $k = 1,15$ . Составляющие силы резания  $P_z = 120$  Н,  $P_x = 35$  Н. Тогда  $P_p = 0,18 \cdot (120 + 3430) + 1,15 \cdot 35 = 679$  Н.

3. Мощность движения подачи при тяговом усилии  $P_{xx} = 617$  Н холостого хода  $N = (679 + 617)/414 \cdot 0,55 = 1,72$  Вт.

4. Коэффициент теплоотдачи выбираем по табл.5.4 -  $\alpha = 6$  ккал/м<sup>2</sup> ч  $^\circ\text{С}$ .

5. Среднюю температуру рабочего участка ходового винта определяем по формуле (5.8)

$$\theta = \frac{0,5 \cdot 0,172(1 - 0,3) \cdot 3600 \cdot 2 \cdot 207 \cdot 6}{427 \cdot 0,3(6 \cdot 0,15 \cdot 0,55 + 2\sqrt{6 \cdot 39 \cdot 0,0017 \cdot 0,15}) \cdot 2 \cdot 207 \cdot 6 + 20} = 1,7^\circ\text{С}$$

6. Величина температурного удлинения ходового винта на длине



шлифования составляет

$$\Delta L = 1,1 \cdot 10^{-5} \cdot 550 \cdot 1,7 = 10,3 \text{ мкм.}$$

**Пример 2.** Определить осевую деформацию винта передачи ВГК горизонтального фрезерно-сверлильно-расточного обрабатывающего центра 2204ВМ1Ф4

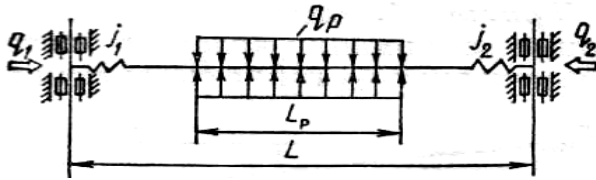


Рис. 5.14. Расчетная схема винта.

Исходные данные для расчета: материал винта - сталь 8ХФ ГОСТ 5950—73 ( $E = 2,1 \cdot 10^{11}$  Па;  $\beta = 1,1 \cdot 10^{-5} \text{ } 1/^\circ\text{C}$ ,  $\lambda = 53,5 \text{ Вт/м} \cdot \text{град}$ ); линейные размеры винта  $L = 967 \text{ мм}$ ,  $L_D = 660 \text{ мм}$ ,  $d = 50$

мм,  $p = 10 \text{ мм}$ ,  $F = 0,0019 \text{ м}^2$ ,  $u = 0,157 \text{ м}$ ; опоры винта — подшипники 5-206 ( $d_{BH} = 30 \text{ мм}$ ,  $d_n = 62 \text{ мм}$ ); осевая жесткость опоры  $j = 27,3 \text{ дан/мкм}$  (выбирается по номограмме [126]). Режим работы передачи и удельный вес его в общем балансе времени приведен в табл. 5.6.

Расчет проводится по следующей методике [126]:

1. Составляется расчетная схема (рис.5.14).
2. Момент трения холостого хода в передаче ВГК -  $1,14 \text{ Н} \cdot \text{м}$ , в опоре -  $0,85 \text{ Н} \cdot \text{м}$  (табл.5.2).
3. Средневзвешенное тепловыделение определяется по формулам (5.4), (5.5) и составляет в передаче  $46,2 \text{ Вт}$ , в опоре -  $34,5 \text{ Вт}$ .
4. Средневзвешенный коэффициент теплоотдачи рассчитывается

по формуле  $\bar{\alpha} = \sum_{i=1}^n \alpha_i \beta_i = 12,2 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{ } ^\circ\text{C}$ , где  $\alpha_i = f(v_i)$  - коэффициент теплоотдачи в  $i$ -м режиме (рис. 5.2).

5. Параметр  $ml$  определяется с учетом формулы для расчета величины  $m/ml = 4,2$ .

6. Масштабные коэффициенты рассчитываются по ранее приведенным формулам  $\chi_1 = 99$

мкм;  $\chi_2 = 194 \text{ мкм}$ .

7. Жесткость винта при тепловом расширении вычисляется по известной формуле  $j_m = 13,6 \text{ дан/мкм}$ .

8. Безразмерная жесткость  $j^* = 0,5$ .

9. Суммарная деформация  $\Delta$  рассчитывается

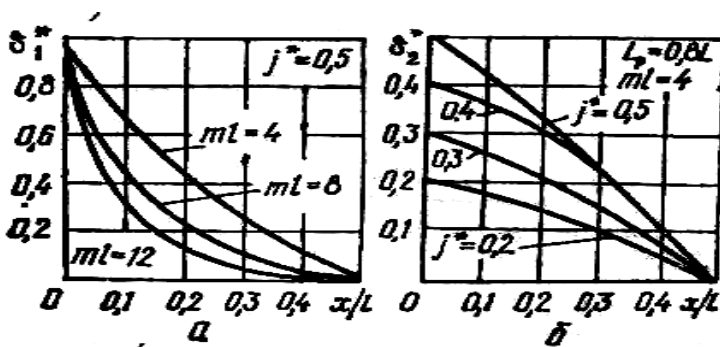


Рис. 5.15. Безразмерные упругие деформации винта от тепловыделений в опорах (а) и передаче (б).

по формуле (5.20). Значения безразмерных упругих деформаций  $\delta_1^*$   $\delta_2^*$  находят из графиков рис.5.15.

10. Строится график зависимости деформации от безразмерных координат (рис.5.16). По графику определяется параметрическая ошибка на длине перемещения, которая составляет 240 мкм.

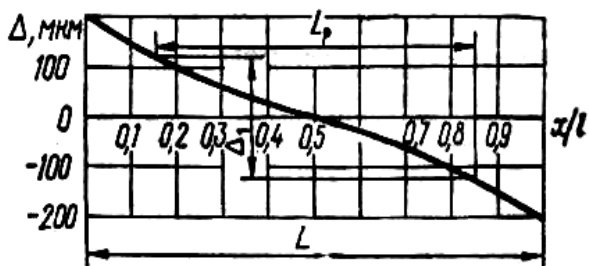


Рис. 5.16. Суммарная осевая деформация винта от координат.

Учитывая принятые допущения, приведенные примеры расчета ходовых винтов следует считать ориентировочными. Вместе с этим они свидетельствуют о том, что при нагреве винтов происходят их значительные температурные удлинения. Это неизбежно приводит к потере точности изделия.

#### 5.4. СПОСОБЫ СНИЖЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ДЕФОРМАЦИЙ СТАНКОВ

Пристальное внимание, которое уделяется в последнее время исследованию температурных деформаций, обусловлено, во-первых, влиянием их на производительность и точность обработки, во-вторых - на долговечность металлорежущих станков. Повышенный нагрев станков приводит к потере точности изделий, к снижению производительности обработки и срока службы отдельных узлов станка. Поэтому мероприятия по снижению уровня температурных деформаций являются оправданными и необходимыми. Причем их целесообразно проводить уже на стадии проектирования станка. Естественно, что это не исключает мер, направленных на уменьшение температурных смещений, предусматриваемых при изготовлении и сборке станков, а также в период эксплуатации их. В связи с этим способы уменьшения деформаций можно разделить на конструкторские, технологические, организационно-технические и компенсационные.

Методы уменьшения температурных смещений преследуют основную цель - снижение погрешности обработки. При реализации этих методов снижается мощность теплообразующих источников, обеспечивается рациональное расположение их, выравнивается неравномерное температурное поле. Помимо этого уделяется внимание выбору рациональных конструкций деталей и узлов станка, ускорен-

ному выходу его на установившийся режим работы и т. д.

Тепловой анализ на стадии проектирования должен проводиться, в первую очередь, для станков, окончательно формирующих размеры и форму изделий, и в особенности для станков с ЧПУ. При этом анализируются режимы, при которых предусматривается эксплуатация станка. Устанавливается наиболее нагруженный режим обработки, для которого оценивается мощность тепловыделяющих источников. Затем исследуется температурное поле станка и влияние на него различных факторов: конструкций колонны и шпинделя, типа опор и направляющих, системы смазки и способ подачи ее и т. д. По известному распределению температуры в станке определяются температурные смещения инструмента относительно заготовки и вызванные ими погрешности обработки. Таким образом, может быть рекомендована следующая последовательность этапов теплового расчета станка (рис.5.17).

Каждому из рассматриваемых этапов целесообразно дать математическое толкование. Получается система уравнений, решение которой приводит к конечной цели — определению погрешности обработки. Поскольку решение подобной задачи для металлорежущего

станка в целом затруднительно, то останавливаются на тепловом анализе отдельных элементов станка: базовых деталей и шпиндельной бабки. При этом для решения используются метод конечных элементов и вычислительная техника.

В результате анализа должно быть обеспечено минимальное тепловыделение и равномерность температурного поля. В сущности, на этапе проектирования прогнозируется оптимальная конструкция металлорежущего станка. Поиск такой конструкции отличается достаточной сложностью. При этом требуется учесть множество факторов: правильно назначить основные размеры деталей и допуски на них; выбрать рациональные размеры опор и меж-

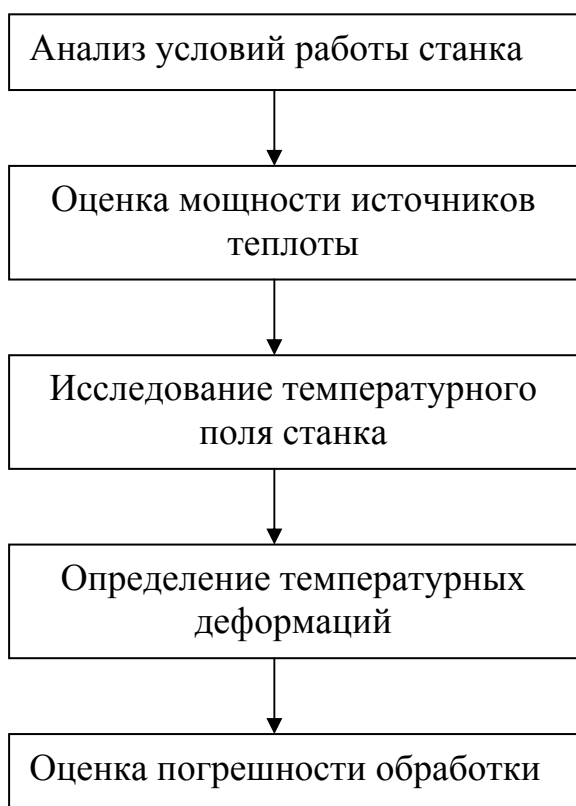


Рис. 5.17. Последовательность теплового расчета металлорежущего станка.

порные расстояния; подобрать эффективные способы смазки и охлаждения; создать симметричные конструкции элементов станка и осуществить оптимальную компоновку их и т. д.

Как показывают тепловые расчеты обрабатывающих центров с вертикальной колонной и горизонтально расположенным шпинделем, на погрешность обработки значительное влияние оказывают конструкция колонны и направляющих, тип опор и система их охлаждения. Различные варианты сопоставлялись с широко распространенным обрабатывающим центром без системы охлаждения, колонна которого имеет единственную направляющую скольжения. Установлено, что замена направляющих скольжения на роликовые снижает погрешность обработки на 60%, использование симметричной колонны с двумя направляющими - на 30%, а применение холодильника, встроенного в циркуляционную систему смазки шпиндельных опор, - на 9% от той погрешности, которая присуща базовому, обрабатывающему центру.

Наиболее теплонапряженными узлами в металлорежущих станках являются шпиндельные бабки. Это связано с интенсивным тепловыделением в подшипниковых опорах шпинделей, величина которого, как уже упоминалось, пропорциональна частоте вращения с показателем степени 0,7 - формулы (5.1) - (5.3). Этот момент приобретает особое значение с учетом перспектив значительного повышения быстроходности узлов станков. Понизить уровень нагрева бабок можно двумя путями: во-первых, за счет использования рациональных конструкций опор, во-вторых, охлаждением шпинделя и его опор. Оба пути связаны с некоторым усложнением конструкции шпиндельного узла и его удорожанием.

Что же касается возможностей первого пути, то они несколько ограничены. Поэтому второй путь, не исключая первого, представляется более предпочтительным.

Тепловые характеристики опор улучшаются при использовании прецизионных подшипников. Значительного снижения тепловыделений можно добиться за счет применения подшипников с регулируемым натягом, обеспечивающих постоянный натяг при измене-

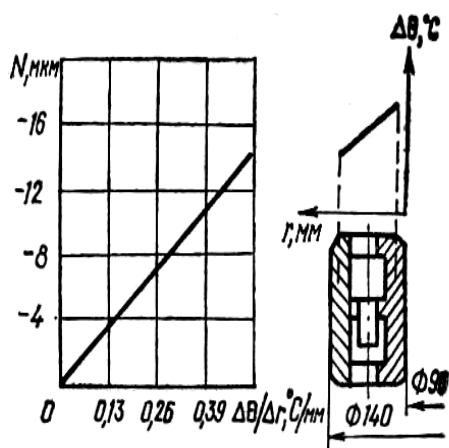


Рис. 5.18. Влияние градиента температуры на величину натяга в роликоподшипнике.

нии условий работы. Необходимо отметить, что на величину рабочего натяга в соединении шпиндель - подшипник оказывает влияние неравномерный нагрев колец последнего. И чем значительнее неравномерность температурного поля, тем сильнее натяг (рис. 5.18). Увеличение натяга сопряжено, как известно, с возрастанием момента трения и мощности тепловыделения. Таким образом, неравномерный нагрев является причиной дополнительного генерирования теплоты. Поэтому выбор способа смазки подшипников должен проводиться с учетом и этого обстоятельства.

Для охлаждения шпинделя и опор все чаще применяют индивидуальное воздушное или водяное охлаждение, а также циркуляционные системы смазки подшипников. Охлаждение шпиндельного узла отделочно-расточного станка 2712В при непрерывной работе расточной головки ( $n = 3200 \text{ мин}^{-1}$ ) позволяет снизить температурные деформации оси шпинделя в вертикальной плоскости с 28 до 10 мкм. Расход воды при этом составляет 24 л/ч. Для стабилизации температуры масла иногда в систему смазки включают холодильник. Следует иметь в виду, что эффективность охлаждения весьма сильно зависит от способа подачи и расхода смазки. Например, смазка масляным туманом намного результативнее смазки в масляной ванне.

Как известно, неравномерное температурное поле сильно искажает первоначальные формы и взаимное расположение поверхностей деталей станка, увеличивая тем самым погрешность обработки. Причем вследствие тепловой инерции наибольшая неравномерность имеет место в начальный период работы станка, а также при изменении режима обработки. Поэтому уже на этапе проектирования следует предусматривать мероприятия по выравниванию температурного поля и сокращению времени выхода станка на установившийся режим работы с тем, чтобы как можно быстрее стабилизировать температурные деформации. Выровнять неравномерное температурное поле можно за счет повышения (или понижения) температуры отдельных, менее нагретых, участков детали или величины и направления тепловых потоков, активизируя отвод теплоты или, наоборот, накапливая ее на отдельных участках. С этой целью на пути прохождения тепловых потоков предусматривают барьеры, стыки, термоизоляторы (например, смазки с различными коэффициентами теплопроводности), вентиляционные выемки и другие конструктивные элементы. Кроме того, на отдельных участках удлиняют, если это возможно, путь отвода теплоты, детали выполняют с малым поперечным сече-

нием и из материалов низкой теплопроводности. Если же требуется интенсифицировать теплоотвод, то детали изготавливают с большим поперечным сечением (если это возможно по соображениям материалоемкости) и хорошей теплопроводностью. Перечисленные меры позволяют несколько выровнять температурное поле станка.

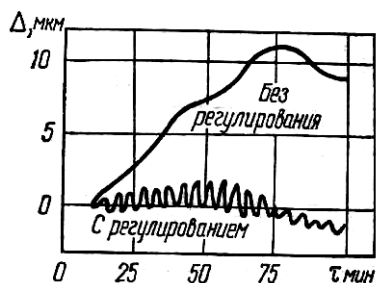


Рис. 5.19. Компенсация температурных деформаций станка искусственными источниками теплоты.

Намного эффективнее протекает процесс выравнивания температурного поля в случае закрепления на станке искусственных источников (или стоков) теплоты. Величина теплового потока от этих источников подбирается в зависимости от мощности внутренних источников. Искусственные источники теплоты позволяют создавать температурное поле заданного направления. Другими словами, с помощью искусственных источников формируется такое поле, температурный градиент которого

направлен навстречу градиенту поля от внутренних источников. Происходит быстрое выравнивание температурного поля элементов станка. Вследствие этого компенсируются температурные деформации станка, обусловленные его неравномерным нагревом. Причем уравнивание деформаций протекает за счет самого станка. Исследования, проведенные на шлифовальном станке, доказали возможность значительной компенсации температурных деформаций за счет искусственных тепловыделяющих источников (рис.5.19). При этом продолжительность прогрева и выхода станка на стационарный режим работы сокращается более чем в два раза (рис. 5.20). Следует

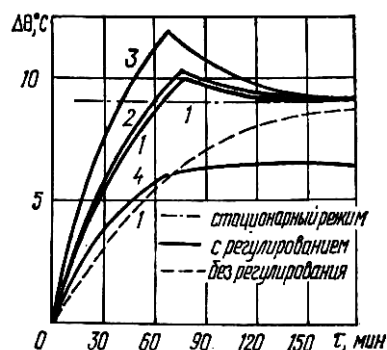


Рис. 5.20. Влияние искусственных источников теплоты на изменение температуры в станке 1,2,3,4 — точки замера температуры.

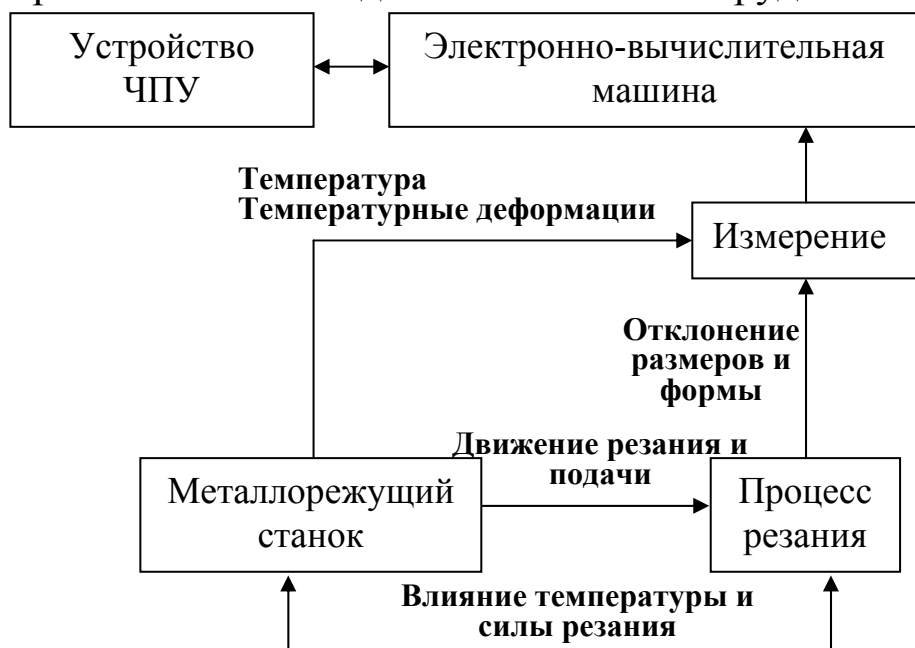
отметить, что ускоренная стабилизация тепловых деформаций может быть достигнута и за счет кратковременного повышения частоты вращения шпинделя.

Влияние технологических мероприятий на уровень тепловыделений в металлорезающих станках трудно переоценить. Отклонения размеров, формы и расположения поверхностей ответственных деталей станка, возникающие на этапе их изготовления и сборки, проявляются затем в чрезмерном и неравномерном нагреве станка в процессе

его эксплуатации. Поэтому технология изготовления и сборки должна разрабатываться с учетом температурных смещений элементов станка. Так, установку заготовок в приспособлениях необходимо осуществлять, принимая во внимание величину и направление температурных деформаций; соблюдать последовательность при обработке поверхностей, связанных точными размерами и т. д.

Из организационно – технических мероприятий по снижению температурных деформаций наиболее эффективными следует считать размещение прецизионных станков в термоконстантных цехах. Это исключает влияние на точность обработки внешних источников теплоты. Кроме того, финишную обработку особо точных деталей, сборку и юстировку станков также рекомендуется проводить в условиях постоянного температурного режима. С целью устранения влияния на станок источников тепловыделений желательно выносить их (если это возможно) за пределы станка. Это относится, в первую очередь, к гидростанциям, электрическим двигателям, аппаратуре программного управления и т.д. К положительным результатам приводит локализация источников теплоты. Примерами могут служить теплоизоляция электрических двигателей, отделение от станка с помощью экранов коробки скоростей и других узлов с передачами.

Рассмотренные мероприятия не в состоянии полностью исключить температурные деформации станков. Более того, осуществление некоторых из них связано с усложнением конструкции станка, удорожанием его и дополнительными трудностями при эксплуатации.



Тем не менее пренебрегать этими методами ни в коем случае не следует, поскольку комплексная реализация их позволяет значительно повысить точность обработки.

Весьма перспективными представляются компенсационные методы управле-

Рис. 5.21. Функциональная связь металлорежущего станка и процесса резания.

ния температурными деформациями металлорежущих станков. Компенсация деформаций осуществляется за счет относительного перемещения заготовки и режущего инструмента в направлении управляемых осей координат. В качестве контролируемых параметров могут быть приняты: 1) температура, измеряемая в наиболее характерных точках, например, на переднем фланце или стенках коробки шпиндельной бабки, вдоль станины и т. д. Датчики температуры должны обладать высокой чувствительностью и реагировать даже на незначительное изменение теплового состояния; 2) линейные смещения элементов станка; 3) параметры качества обрабатываемой детали, например, ее размер, выдерживаемый на данной операции и т. д.

Измеренные параметры сопоставляются с заданными значениями. При выходе действительного значения параметра за границы поля допуска формируется управляющее воздействие, например, на режущий инструмент или заготовку.

Системы управления тепловыми деформациями станков могут быть разработаны на основе всестороннего анализа процесса механической обработки. При анализе обнаруживается тесная функциональная взаимосвязь между металлорежущим станком и процессом резания (рис. 5.21). Как известно, станок предназначен для придания режущему инструменту и заготовке движений резания и подачи. Реализация этих движений — необходимое условие возникновения процесса резания. Оказывается, что процесс механической обработки, в появлении и существовании которого столь значительная роль принадлежит станку, в свою очередь влияет на него. Это воздействие осуществляется через теплоту, генерируемую в процессе резания, и силы резания, вызывающие дополнительные упругие деформации элементов станка.

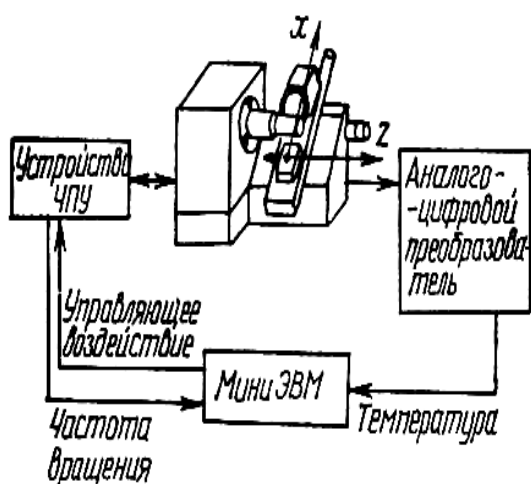


Рис. 5.22. Схема компенсации погрешности обработки.

резания, вызывающие дополнительные упругие деформации элементов станка.

При взаимодействии инструмента и заготовки на последней появляются новые поверхности. Формируется деталь, действительные размеры и форма которой в силу целого ряда причин отклоняются от заданных. Отклонения — результат не только погрешностей, допущенных при проектировании, изготовлении и деформаций станка в процессе экс-



плуатации, но и воздействия процесса резания. Указанные отклонения могут быть измерены непосредственно или косвенно, через температуру станка или его деформации. Обработка результатов измерений может быть осуществлена ЭВМ. Управляющее воздействие для компенсации деформаций поступает от ЭВМ на металлорежущий станок через устройство ЧПУ.

По такой схеме практически реализована система компенсации тепловых деформаций элементов токарного станка с ЧПУ. В указанной системе используется миниЭВМ (рис. 5.22). Данные о температуре отдельных точек станка через аналого-цифровой преобразователь посылаются в ЭВМ. Одновременно в мини ЭВМ передается информация о частоте вращения шпинделя. Управляющее воздействие от ЭВМ на станок передается через устройство ЧПУ.

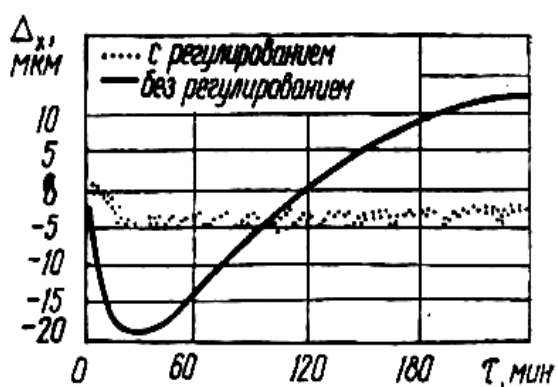


Рис. 5.23. Зависимость смещений оси шпинделя от времени работы станка.

Исследования показали, что приведенная система компенсации при непрерывном вращении шпинделя с частотой  $1500 \text{ мин}^{-1}$  допускает отклонение температуры от заданного значения не более чем на  $2^\circ$ . Что же касается смещений оси шпинделя относительно резца в направлении оси  $x$ , то их удалось сократить с 33 до 5 мкм, т. е. более чем в 5 раз (рис. 5.23).

Как показали исследования, получить высокую точность компенсации с помощью температурного сигнала затруднительно. Обусловлено это, во-первых, отсутствием точной зависимости деформаций от температуры, во-вторых, ошибками, допускаемыми при выборе точек измерения температуры. Помимо этого точность компенсации снижают упрощенные формулы коррекции, вызванные ограниченными возможностями ЭВМ.

Как показали исследования, получить высокую точность компенсации с помощью температурного сигнала затруднительно. Обусловлено это, во-первых, отсутствием точной зависимости деформаций от температуры, во-вторых, ошибками, допускаемыми при выборе точек измерения температуры. Помимо этого точность компенсации снижают упрощенные формулы коррекции, вызванные ограниченными возможностями ЭВМ.

## ГЛАВА 6

### ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ В ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И РЕМОНТА МАШИН

#### 6.1. ТОЧНОСТЬ, КАК ВАЖНЕЙШАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА КАЧЕСТВА ИЗДЕЛИЙ

Под точностью деталей машин понимают степень соответствия их фактических геометрических размеров требуемым, проставленным на чертеже. Поскольку точность деталей чаще всего формируется при их механической (и другой) обработке, то применяют термин «точность обработки». Понятие точности относится также к механизмам, узлам, сборочным единицам машины и к машине в целом. В этом случае говорят о «точности сборки». В дальнейшем деталь, механизм, сборочную единицу, узел и машину в целом будем называть более общим термином «изделие» и говорить о точности изделия. Для характеристики геометрии изделий в технологии машиностроения рассматривают точность размеров, формы и взаимного расположения поверхностей, которые в совокупности представляют собой минимальную группу геометрических параметров, определяющих геометрический образ изделий (математическая геометрическая модель). В свою очередь требуемый геометрический образ изделий первоначально определяется конструктором исходя из выполнения требуемой функции изделия (например, функции детали в механизме или в машине), т.е. исходя из их служебного назначения, которое в конечном счёте влияет на эксплуатационную характеристику машины – объекта производства. Следовательно, геометрическая точность изделий машиностроения относится к числу первейших требований, невыполнение которых делает бессмысленным всякую производственную деятельность. Другая важная особенность категории точности – это её связь с экономикой производства. Известно, что по мере приближения к «идеальной» точности изделий затраты на их изготовление резко возрастают. Поэтому в технологии машиностроения вводится понятие «экономическая точность» обработки, под которой понимают приемлемую по затратам точность, при которой изделие выполняет свою служебную функцию, а затраты на его изготовление экономически приемлемы для предприятия – изготовителя. Понятие экономической точности непосредственно связано с более общими категориями «полезности», «качества продукции» и «управление ка-

чеством продукции». Предприятие-изготовитель заинтересовано в сокращении производственных затрат, которые (как отмечалось выше) резко возрастают по мере увеличения точности. Стремление этого предприятия ограничить затраты при одновременном сохранении своего престижа приводит к экономически приемлемой точности изделий.

Для количественной оценки точности изделия используется понятие погрешности (ошибки, отклонения и т.п.). Величину погрешности нормируют, задавая допуски (допускаемые отклонения). В этой связи различают допуски на размер, форму и взаимное расположение поверхностей, которые указывают в конструкторской и технологической документации.

В технологии машиностроения сформировались два методических подхода к учению о качестве изделий. В соответствии с первым подходом выделяют группу параметров и показателей их геометрической точности. При этом отдельно рассматривают группу параметров и показателей, характеризующих свойства материала изделия (детали), и прежде всего свойства материала поверхностного слоя. Для этой группы параметров и показателей используют термин «качество поверхностного слоя». В соответствии с этим подходом в структуру курса технологии машиностроения включают разделы: «точность изделий» (или «точность обработки») и «качество поверхностного слоя» (или «качество поверхности»). Такой подход использован, например, в научных школах проф. А.А. Маталина и проф. А.В. Якимова.

В соответствии с другим методическим подходом геометрическая точность изделий (или обработки) рассматривается как один из показателей их качества наряду, например, с показателями свойств материалов. При таком подходе к оценке качества изделий (деталей машин и машины в целом) понятие «точность» относится не только к геометрическому образу изделия (размерным связям), но также к свойствам материалов, поскольку на показатели свойств материалов также назначаются допускаемые отклонения. Таким образом, в соответствии с этим подходом понятие «точности» характеризуется отклонениями показателей качества изделий, количества изделий (произведенных в единицу времени) и их стоимости от своих расчётных (номинальных) значений [119]. Такой подход характерен, например, для научной школы проф. Б.С. Балакшина. Так в учебнике И.М. Колесова [119] понятие допуска вводится к любому «отвлеченному» по-

казателю  $K$ . Вводится три вида значений любого показателя:

- 1) номинальное (теоретическое), определяемое в результате расчёта;
- 2) действительное (объективно существующее);
- 3) измеренное (действительное значение, познанное с каким-то отклонением).

Применяются три способа задания допуска на отклонение показателя  $K$ , являющегося скалярной величиной. Допуск задаётся в виде:

- 1) верхнего и нижнего предельных отклонений показателя  $K$ ;
- 2) поля допуска и координаты его середины;
- 3) наибольшего и наименьшего предельных значений показателя  $K$ .

Однако, несмотря на указанное обобщение понятия «точность», основное внимание в рассматриваемом подходе уделяется показателям размерных связей в машине (геометрическая точность изделий) и показателям свойств материалов. Такой подход позволяет по мнению его создателей одновременно формировать свойства материала и размерные связи в процессе изготовления изделий. При этом обеспечение необходимых свойств материала должно быть заложено в технологический процесс изготовления (или ремонта) изделия на стадии его проектирования. При этом возможны два варианта действий [119]. По первому варианту задачи обеспечения требуемых геометрической точности и свойств материала изделия (детали) решаются совместно, т.е. с учётом двух критериев: геометрической точности и свойств материала. По второму варианту разработку технологического процесса первоначально нацеливают на достижение геометрической точности изделия, а затем выбранные операции анализируют с точки зрения обеспечения требуемых свойств материала. Однако, как следует из сравнительного анализа рассмотренных методических подходов к учению о качестве изделий (деталей и машин) эти подходы касаются вопросов формы, а не содержания существа дела. Поэтому в дальнейшем понятие точности будет относиться к геометрической (пространственной) точности изделий (т.е. к вопросам, связанным с обеспечением размерных связей).

Технология машиностроения устанавливает научные приёмы проектирования, процедуры, подходы, принципы, позволяющие минимизировать затраты в технологическом процессе изготовления продукции, обеспечивая рациональную (или оптимальную) закономерность формирования точности изделия в ходе его изготовления или ремонта, т.е. в ходе процесса управления качеством изготавливаемой продукции. Поэтому независимо от принятых мето-

дологических подходов (рассмотренных выше) вопрос обеспечения требуемой геометрической точности изделий в процессе их изготовления или ремонта является важнейшим в структуре курса технологии машиностроения.

С методической точки зрения следует отметить важность технического понятия «точность» ещё и потому, что это понятие (и соответствующие ему количественные оценочные функции) рассматривают не только в технологии машиностроения, но и других областях техники и технологии, в том числе в строительстве, архитектуре, любых ремонтных работах в быту и т.п. Например, при шпатлевании внутренних стен жилых и производственных зданий трудо- и материалоёмкость шпатлёвочных работ резко возрастают по мере ужесточения требований к плоскостности обрабатываемых стен. По аналогии с экономически приемлемой точностью здесь вводится, например, понятие «визуальная точность», под которой понимают точность, обуславливающую эстетически приемлемый вид обработанных (путём наращивания, в отличие от механической обработки) стен. В то же время имеются допуски на плоскостность стен (например, 6 мм и 3 мм, соответственно, на черновую и чистовую шпатлёвку на длине 3 м). Для получения точности обработанных стен большей, чем «визуальная» требуются соответствующие приёмы работы и технологическая оснастка. Например, при так называемой «маячной» штукатурке (и шпатлёвке) предварительно подготавливают опорные точки – «маячки» (своего рода технологические базы), используют специальные длинномерные инструменты (правила, шпатели и т.п.). Более высокая степень плоскостности стен в свою очередь уменьшает трудоёмкость последующих строительно-ремонтных работ, связанных, например, с установкой багет и плинтусов. Другой пример, поясняющий важность понятия «точность»: влияние степени плоскостности автомобильных дорог на скорость износа и частоту поломок деталей и механизмов ходовой части автомобилей. Неровности дорожного полотна (выпуклости и вогнутости) приводят к возникновению динамических усилий, действующих на ходовую часть автомобилей и влияющих на развал и схождение колёс. В конечном счёте это приводит к необходимости частых ремонтов автомобилей, т.е. к высоким эксплуатационным затратам на их содержание.

Предлагаемый в данной главе материал охватывает отдельные вопросы обеспечения точности при механической обработке и сборке изделий машиностроения (в том числе методические и методологиче-

ские вопросы) и прежде всего вопросы, не нашедшие должного отражения в технической литературе и производственной практике. В этой связи автор данной главы согласен с мнением проф. Колесова И.М. о том, «что учебник должен не только знакомить с накопленным опытом, но также отражать проблемы, пути их решения и содействовать пониманию относительности наших знаний об окружающем мире. Это необходимо для развития творческих способностей, формирования собственного мышления инженера и привития вкуса к поиску» [119].

## **6.2. МЕТОДОЛОГИЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТОЧНОСТИ ИЗДЕЛИЙ НА РАЗЛИЧНЫХ ЭТАПАХ ИХ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА**

Проблема сложности в машиностроении заключается в резком усложнении современных конструкций механизмов и машин, а также систем управления, для удовлетворения разнообразных и изысканных вкусов потребителей. Ситуация дополнительно обостряется истощением и удорожанием материальных и энергетических ресурсов, ухудшением экологии при эксплуатации машин, а также конкурентной борьбой, которую ведут изготовители для продвижения своей продукции на мировой рынок.

Для решения проблемы сложности предпринимались различные попытки методологического характера. Общепризнанной методологией технического творчества в настоящее время является общая теория систем (ОТС), которую принято называть системным подходом. Основные особенности общей теории систем следующие [192]:

- 1) она построена на основе общепринятого понятия «система»;
- 2) охватывает все специализированные теории систем (линейных, аксиоматических и т.д.);
- 3) использует логико-математический аппарат для исследования формальных систем;
- 4) объединяет теории различных аспектов поведения систем;
- 5) широко использует методы аналогии и моделирования.

Основной задачей общей теории систем является создание общей методологии упрощения абстрактных систем и тем самым общей методологии моделирования. Сущность системного метода исследования заключается в использовании так называемого финалистского подхода, предполагающего возможность нормативного выведения свойств элементов системы из наличия присущей ей или приписыва-

емой цели, и механистического подхода, исходящего из возможности выведения свойств системы лишь из свойств её элементов [192]. Однако такое общее руководство часто оказывается недостаточным, что особенно остро проявилось при использовании компьютерных технологий проектирования сложных технических систем, к числу которых относятся, например, технологические процессы и системы. По этой причине в каждой прикладной дисциплине имеются соответствующие специальные методики принятия решений на различных этапах процесса проектирования (своего рода набор рецептов),

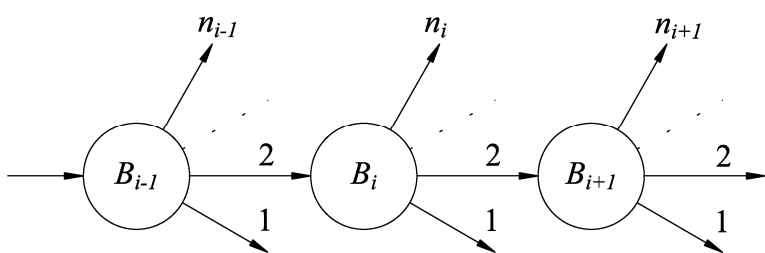


Рис. 6.1. Стратегия проектирования типа “последовательное движение”.

направленных на достижение конечной цели по мере последовательного достижения промежуточных целей. Такие методики можно представить в виде связей в структурной схеме процесса проектирования.

В свою очередь эти связи относятся к соответствующим узлам схемы, которые характеризуют этапы процесса проектирования (этапы принятия решений) (рис. 6.1)

В своем классическом виде методология проектирования, основанная на принципах ОТС, характеризуется стратегией «последовательного движения», т.е. движения от предыдущего этапа к последующему и так до тех пор, пока не будет завершен последний этап принятия решений. Как следует из анализа рис. 6.1, количество возможных решений, которое может быть принято на трех последовательных этапах проектирования составляет

$$W_3 = n_{i-1} \cdot n_i \cdot n_{i+1}, \quad (6.1)$$

где  $n_{i-1} \cdot n_i \cdot n_{i+1}$  – число альтернативных решений на  $(i-1)$ -ом,  $i$ -ом и  $(i+1)$ -ом этапах. Например,  $n_{i-1} = 3$  (прокат, штамповка, отливка);  $n_i = 3$  (для проката А, Б, В);  $n_i = 5$  (для штамповки Т1, Т2, Т3, Т4, Т5);  $n_i = 22$  (для отливки);  $n_{i+1} = 3$  (число возможных маршрутов обработки для выбранного класса точности заготовки). Тогда  $W_{3min} = 3 \cdot 3 \cdot 3 = 27$ ,  $W_{3max} = 3 \cdot 22 \cdot 3 = 198$ , т.е.  $27 \leq W_3 \leq 198$ .

Таким образом, рассмотренный пример показывает, что число альтернативных вариантов решений на интервале проектирования, содержащем все три этапа, составляет от 27 до 198. Учитывая, что

при разработке сложных технических систем общее количество этапов проектирования намного больше трех, а рост числа альтернативных решений подчиняется закону, близкому к геометрической прогрессии, можно прийти к заключению, что число альтернативных вариантов проектов даже для самой простой стратегии проектирования – стратегии последовательного движения – может достигать десятков и сотен тысяч. Получение, анализ и оценивание по критериям развития (качества) такого огромного количества проектов вручную невозможно. Поэтому в каждой прикладной дисциплине на протяжении десятилетий формировались (в ходе своего рода естественного отбора) только такие методики проектирования, которые, во-первых, не требовали возврата к предыдущим этапам по мере последовательного движения вперед и, во-вторых, - позволяли получить экономически приемлемые окончательные решения, которые, в конечном счете, корректировались производственной практикой (с учетом производственных условий и обстановки) конкретных машиностроительных предприятий.

Появление компьютерных технологий потребовало пересмотра сложившихся взглядов и представлений на процесс проектирования. Во-первых, потому что с ростом скорости принятия решений возврат к предыдущим этапам проектирования стал не только возможным, но и необходимым с точки зрения технологического менеджмента и, во-вторых, потому, что компьютерные технологии (в отличие от эвристических методов принятия решений) сами по себе явились критерием объективности принимаемых решений. Они стали своего рода тестом на научность, подобно тому, как критерием известного понятия «алгоритм» является возможность его реализации на компьютере. По аналогии с тем, как конструкция детали отрабатывается на технологичность (т.е. на возможность этой детали быть полученной существующими технологическими методами), так и методы проектирования должны быть отработаны на технологичность (т.е. способность этих методов быть воспринятыми существующими компьютерными технологиями обработки информации). Из сказанного вытекает актуальность научной проблемы разработки методов и технологий компьютерного проектирования, а для этого, прежде всего, нужны новые методологии технического творчества. Традиционный системный подход, основанный на ОТС в том виде как он был создан в шестидесятые и семидесятые годы XX века, имеет следующие недостатки [153]:



1. В процессе разработки и постановки продукции на производство можно двигаться в кажущемся правильном направлении цели, но в конце выполненной работы может оказаться, что цель не достигнута или достигнута частично.
2. ОТС не раскрывает требования (и механизма его реализации), в соответствии с которым выполняются любые промежуточные работы в ходе разработки и постановки продукции на производство.
3. При интегрировании в одну технологическую или производственную систему нескольких этапов жизненного цикла изделия ОТС не раскрывает механизма преемственности этих этапов, в частности, это касается разнородных этапов подготовки производства и изготовления изделий.

Для преодоления этих недостатков более приемлемым может быть новый методологический подход, основанный на общей теории управления (общей теории кибернетических систем). В отличие от обычного системного подхода, т.е. подхода, основанного на методологии ОТС, новый кибернетический подход (кибернетический системный подход) основывается на общей теории управления. Сущность нового подхода можно пояснить с помощью схемы, приведенной на рис. 6.2.



Рис. 6.2. Структурная схема процесса управления, поясняющая сущность кибернетического подхода.

В соответствии с этой схемой управляющий орган (человек или компьютер) принимает решение, которое через исполнительный орган оказывает влияние на управляемый объект (технический процесс).

Из анализа сущности кибернетического подхода можно сформулировать следующее определение для нового методологического подхода к решению проблемы. Общая теория управления – это методология системного исследования (анализа и синтеза) сложных инженерных объектов (технических систем), в соответствии с которой управление на основе поставленных целей является необходимым (необходимость управления выступает как требование), многоэтапным, преемственным процессом приближения к цели, охватывающим все этапы жизненного цикла изделия, исходя из обеспечения свойства системы сохранять в процессе взаимодействия с внешней средой значения существенных переменных в некоторых заданных пределах. Таким образом, существенными признаками (атрибутами) общей теории управления являются следующие: 1) цель управления; 2) объект управления; 3) управляющий орган; 4) обратная связь (общая, местная); 5) информационная технология (преобразование и использование информации); 6) память (накопление прошлого опыта и текущих результатов); 7) информационная модель объекта.

Для применения общей теории управления к соответствующим этапам жизненного цикла изделия важно правильно определить объект управления, которым, как правило, является соответствующий процесс жизненного цикла, например, процесс проектирования, процесс изготовления (обработки и сборки), процесс эксплуатации и т.п. В качестве примера рассмотрим применение кибернетического подхода при проектировании, изготовлении и эксплуатации технологических систем (ТС) в машиностроении.

На первом этапе (первый уровень управления) объектом управления является процесс проектирования технологической системы (в режиме разделения времени). По методике работы [161] система управления процессом проектирования может быть представлена в виде замкнутой системы автоматического управления с отрицательной обратной связью (рис. 6.3,а). Целью и результатом управления является проект технологической системы, который получает всестороннее отображение в технологической документации, чертежах (картах) наладки технологического оборудования, а также в управляющих программах для станков с ЧПУ. При этом на входе системы управления в качестве задания используется, например, чертеж дета-

ли (или её компьютерная модель) и годовая программа выпуска этих деталей.

На втором этапе (второй уровень управления) объектом управления является процесс изготовления ТС (в режиме реального времени): подбираются соответствующие средства технологического оснащения, осуществляется наладка станков, настройка их на размер, изготовление пробной партии деталей и т.п. Система управления процессом изготовления ТС представлена на рис. 6.3,б. Целью и результатом управления является перевод средств технологического оснащения предприятия в состояние готовности для выполнения технологического процесса. При этом на входе системы управления в качестве задания используется информационная модель ТС, полученная в виде проекта на предыдущем рассмотренном выше уровне управления (рис. 6.3,а).

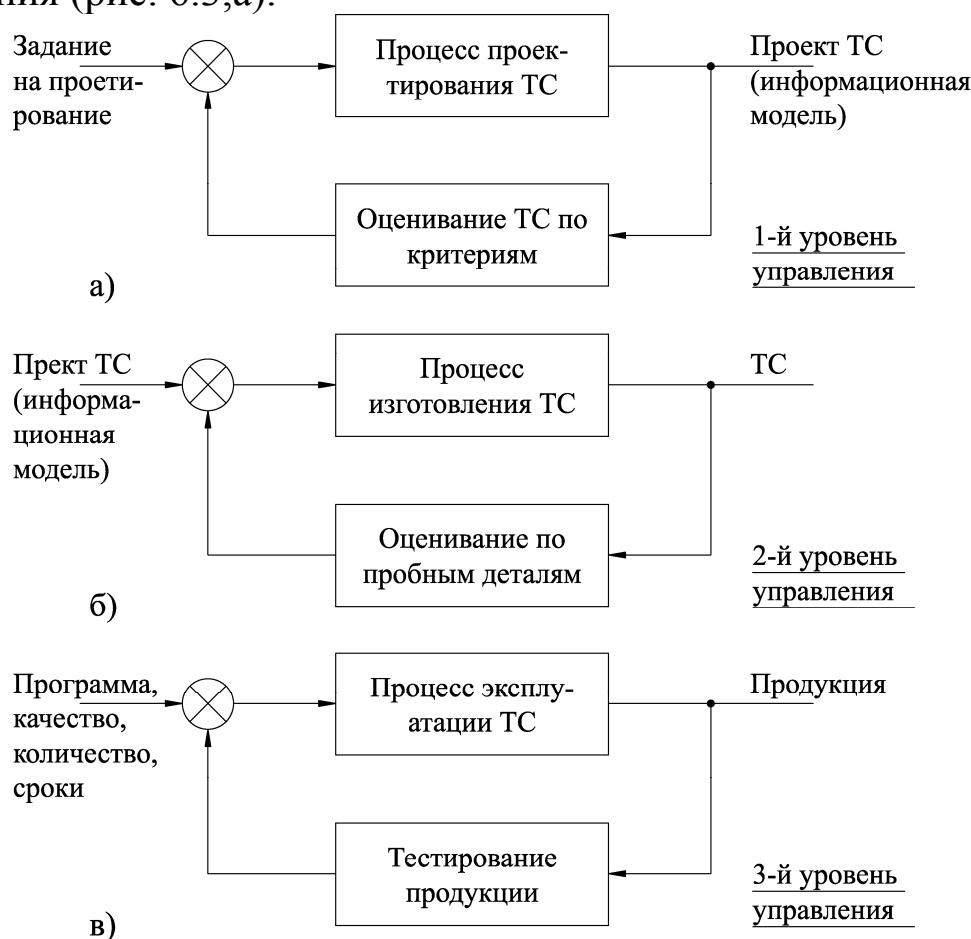


Рис. 6.3. Управление процессами проектирования (а), изготовления (б) и эксплуатации (в) технологической системы (ТС).

На третьем этапе (третий уровень управления) объектом управления является процесс эксплуатации (функционирования) подготовленной ранее ТС (в режиме реального времени). Система управления процессом эксплуатации ТС представлена на рис. 6.3,в. Целью и ре-

результатом управления является изготовление реальных изделий (деталей, узлов, механизмов, приборов, машин и т.д.) требуемого качества в установленном производственной программой количестве и в заданные сроки при наименьших затратах живого и автоматизированного труда [318]. Подводя итог выполненным исследованиям, можно сформулировать следующие выводы:

1. Рассмотренная в примере часть жизненного цикла изделия (детали, узла, прибора, машины и т.п.) включающая, проектирование, изготовление и эксплуатацию технологической системы, содержит три одноименных процесса, причем каждый из этих процессов является объектом управления, соответственно, на первом, втором и третьем уровнях управления.
2. Связующим стержнем разнородных по своей природе этапов жизненного цикла изделия является процесс управления, который сопровождает все этапы жизненного цикла изделия, начиная с маркетинговых исследований и заканчивая эксплуатацией изделий, т.е. единству изделия соответствует единство управления этапами жизненного цикла этого изделия.
3. Эффективные информационные технологии управления являются необходимым условием последующих эффективных технологий обработки материалов и сборки изделий, и составляют интеллектуальную основу компьютерных технологий в машиностроении.
4. Так как процессы обработки информации, в отличие от процессов обработки материалов, являются обратимыми (в том смысле, что всегда можно вернуться на предыдущий этап принятия решения), то компьютерные технологии управления (в отличие от технологий обработки материалов) содержат в себе потенциальные возможности многократного моделирования альтернативных решений, прежде чем одно из этих решений будет осуществлено. В данном смысле компьютерные технологии управления могут и должны быть более всесторонними, чем технологии обработки материалов. Например, они могут включать в себя циклы обучения технологической системы, позволяющие учесть индивидуальные особенности элементов этой системы.

### **6.3. ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ ПРИ НАСТРОЙКЕ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ НА РАЗМЕР**

Для обеспечения стабильности технологических процессов ре-

шающее значение имеет качество настройки станка на размер. Настройка станков является одной из самых трудоемких операций, требующей высокой квалификации наладчика. Главную трудность в процессе наладки станка представляет определение настроенного размера, установка и регулирование инструмента на размер. Рациональной является такая настройка станка, которая обеспечивает положение центра рассеяния внутри поля допуска в течение максимально возможного (для данных условий) времени и на таком уровне, который минимизирует вероятность появления бракованных деталей.

В существующей технической литературе до сих пор нет однозначного мнения относительно методики определения настроенного размера, допуска на настройку и количества деталей, которые можно изготовить между двумя подналадками станка. Существуют следующие методы определения момента подналадки станка [189]:

- 1) из опыта известно количество деталей, которые можно обработать с одной настройки;
- 2) возможность измерения деталей автоматической системой измерения через определенные промежутки времени для определения момента коррекции управляющей программы.

Первый метод является самым распространенным, однако, на зависимость износа инструмента от количества обработанных деталей влияет много факторов, поэтому при одном и том же числе обработанных деталей величина износа инструмента может быть различной. Это приводит либо к браку по размеру, либо к неоправданно частым подналадкам. Второй метод является либо трудоемким (при измерениях вручную), либо дорогостоящим (при автоматическом контроле размера). Учитывая указанные недостатки, на производстве часто применяют комбинированный метод, в соответствии с которым по мере увеличения количества обработанных деталей производят измерения размеров этих деталей, причем частота измерений зависит от указанного количества деталей. В этой связи задача расчетного определения количества деталей, которое может быть обработано между подналадками, является актуальной в технологии машиностроения.

Рабочий настроенный размер  $A_p$  - это прогнозируемый результат, к которому необходимо стремиться при настройке, поднастройке и перенастройке. А поскольку прогноз делается до получения результата, то имеется ошибка прогнозирования, которая не должна превышать допуска на настройку  $T_n$ , т.е.

$$A_p = x_0 \pm \frac{T_H}{2}, \quad (6.2)$$

где  $x_0$  - номинальное значение рабочего настроечного размера, мм;  
 $T_H$  - допуск на настройку, мм.

Для обеспечения требуемой величины  $A_p$ , необходимо внести поправку в размер  $A_c$  статической настройки станка, который для охватываемой (вал) и охватывающей (отверстие) деталей выражается, соответственно, следующими формулами (рис. 6.4) [119]

$$A_c = A_p - A_\delta, \quad (6.3)$$

$$A_c = A_p + A_\delta, \quad (6.4)$$

где  $A_\delta$  - размер динамической настройки (дополнительное смещение вершины режущего лезвия под действием силы резания), мм.

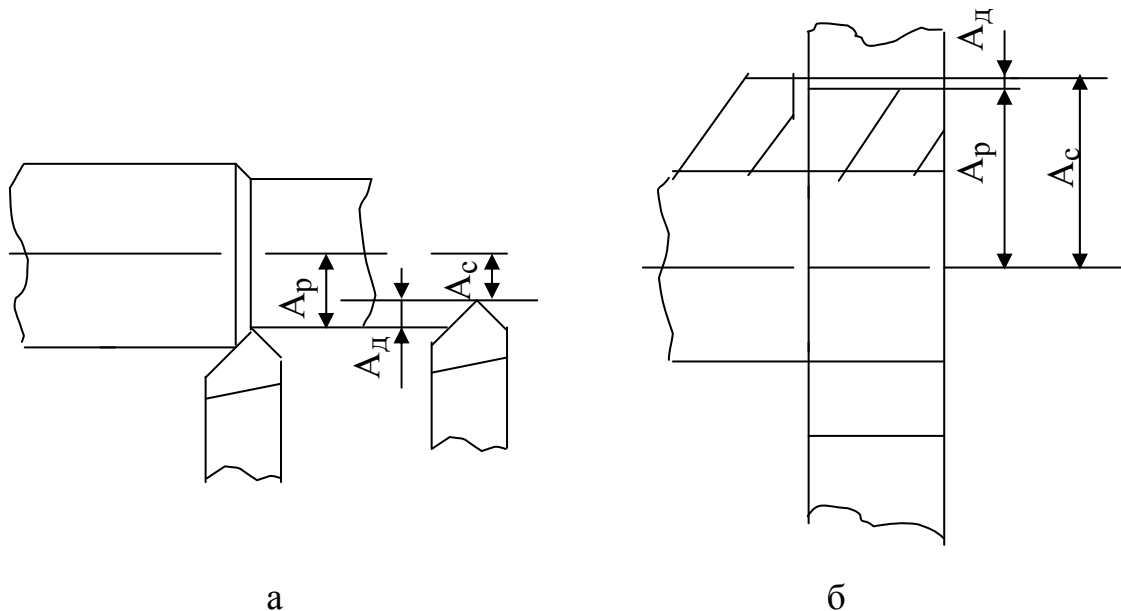


Рис. 6.4. Определение размера статической настройки  $A_c$ , который обеспечит требуемый рабочий настроечный размер  $A_p$  при обработке охватываемой (а) и охватывающей (б) деталей.

Прогнозируемое значение размера  $A_\delta$  можно найти из уравнения

$$A_\delta = \frac{P_y}{j}, \quad (6.5)$$

где  $P_y$  - радиальная составляющая силы резания, Н;  $j$  - жесткость технологической системы, Н/мм.

При обработке одной детали для наилучшего использования по-

ля допуска  $T$  на ее размер в качестве  $x_0$  принимают среднее значение допустимых предельных размеров (рис. 6.5, а), т.е.

$$x_0 = \frac{L_{max}^{доп} + L_{min}^{доп}}{2}. \quad (6.6)$$

В этом случае рабочий настроечный размер определяется фор-

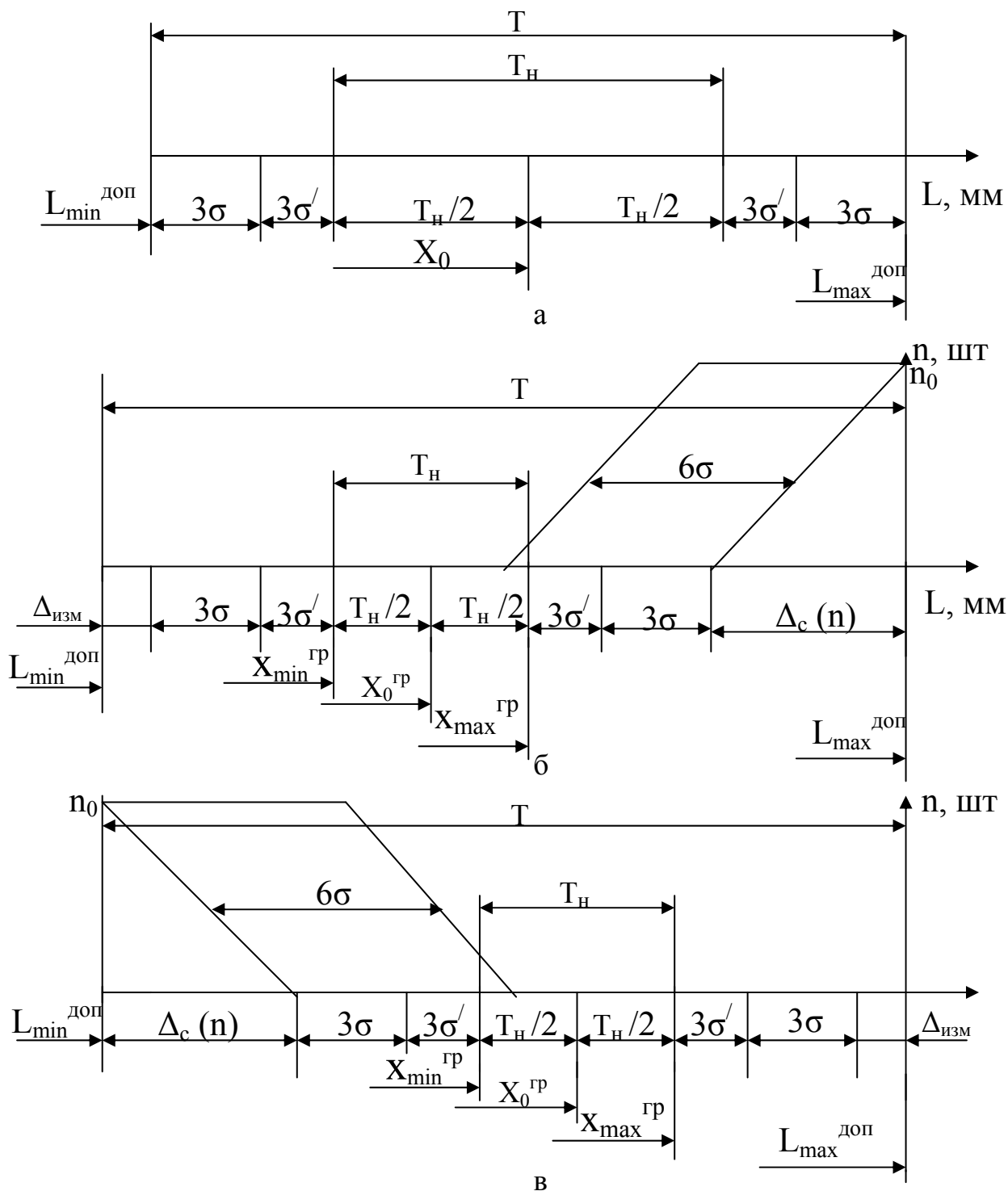


Рис.6.5 Схема настройки станка для обработки партии деталей без учета износа (а) и для обработки партии охватываемых (б) и охватывающих (в) деталей с учетом износа.

мулой (6.2), т.к. возможные погрешности динамической настройки равновероятно располагаются по обе стороны от  $x_0$ . Контроль правильности настройки осуществляется методом пробных проходов и промеров при обработке небольшого участка детали [34].

Случаю обработки одной детали соответствует рис. 6.5,а, в котором отсутствует составляющая  $3\sigma$ . При настройке для обработки партии деталей (рис.6.5, б, в) необходимо так расположить будущее поле рассеивания, чтобы оставить «резерв» для систематических погрешностей обработки  $\Delta_c(n)$ . Эти погрешности могут быть вызваны, например, размерным износом инструмента. Критерием оптимизации настройки в этом случае является максимальное количество деталей, которые могут быть обработаны до первой поднастройки технологической системы. Контроль правильности настройки производят по среднему значению размера для группы  $m$  обработанных деталей

$$L_{cp}^{zp} = \sum_{i=1}^m \frac{L_i}{m}. \quad (6.7)$$

При смещении в процессе обработки уровня настройки к верхнему предельному размеру  $L_{max}^{don}$ , т.е. при обработке охватываемых (валов) поверхностей (рис. 6.5,б), предельные значения группового настроечного размера определяются [34]

$$x_{0min}^{zp} \geq L_{min}^{don} + \Delta_{изм} + 3\sigma \left( 1 + \frac{1}{\sqrt{m}} \right), \quad (6.8)$$

$$x_{0max}^{zp} \leq L_{max}^{don} - \Delta_c(n) - 3\sigma \left( 1 + \frac{1}{\sqrt{m}} \right). \quad (6.9)$$

Отсюда получаем номинальное значение группового настроечного размера

$$x_0^{zp} = L_{max}^{don} - \Delta_c(n) - 3\sigma \left( 1 + \frac{1}{\sqrt{m}} \right) - \frac{T_H}{2}. \quad (6.10)$$

При смещении в процессе обработки уровня настройки к нижнему предельному размеру  $L_{min}^{don}$  т.е. при обработке охватывающих (отверстий) поверхностей (рис. 6.5,в), предельные значения группового настроечного размера определяются

$$x_{0min}^{zp} \geq L_{min}^{don} + \Delta_c(n) + 3\sigma \left( 1 + \frac{1}{\sqrt{m}} \right), \quad (6.11)$$

$$x_{0max}^{zp} \leq L_{max}^{don} - \Delta_{изм} - 3\sigma \left( 1 + \frac{1}{\sqrt{m}} \right). \quad (6.12)$$



Отсюда получаем номинальное значение группового настроечного размера

$$x_0^{zp} = L_{min}^{don} + \Delta_c(n) + 3\sigma \left( 1 + \frac{1}{\sqrt{m}} \right) + \frac{T_n}{2}. \quad (6.13)$$

В формулах (6.10) и (6.13) учтено, что контроль правильности настройки осуществляется по групповым средним. Из этих формул, а также из схем, показанных на рис. 6.5,б,в, видно, что допуск на настройку (при контроле по групповым средним) составляет [34, 119, 189]

$$T_n = T - 6\sigma \left( 1 + \frac{1}{\sqrt{m}} \right) - \Delta_c(n) - \Delta_{изм}. \quad (6.14)$$

Алгебраическое суммирование погрешностей, входящих в формулу (6.14), приводит к существенному занижению расчетной величины  $T_n$ . Это занижение гарантирует отсутствие брака, однако резко увеличивает трудоемкость настройки, а, следовательно, и себестоимость обработки. Более приемлемым (по трудоемкости и себестоимости) является подход, в соответствии с которым допускают определенный процент риска получить бракованную деталь и связанные с этим дополнительные затраты. Такой подход позволяет увеличить допуск  $T_n$ , снизить трудоемкость настройки и себестоимость обработки с учетом планируемой доли брака. Например, допуская риск 0,27 % (3 бракованные детали на каждую тысячу обработанных) расчет допуска  $T_n$  производят по формуле [120]

$$T_n = \sqrt{T^2 - (6\sigma)^2 - \left( \frac{6\sigma}{\sqrt{m}} \right)^2 - \xi \Delta_c^2(n) - \frac{\Delta_{изм}^2}{m}}, \quad (6.15)$$

где  $\xi$  - коэффициент запаса, учитывающий нестабильность износа инструмента ( $\xi=1 \dots 2$ ).

Величина износа режущего инструмента при обработке  $n$  деталей определяется по формуле [189]

$$\Delta_c(n) = \frac{2U_0 l}{1000}, \quad (6.16)$$

где  $U_0$  - удельный износ инструмента, мкм/км;  $l$  - величина пути, проходимая инструментом при обработке, м.

Здесь

$$l = \frac{L \pi D n}{S 1000}, \quad (6.17)$$

где  $L$ ,  $D$  - длина и диаметр обработанной части детали, мм;  $S$  - подача, мм/об.

Например, при  $T=0,4$  мм;  $\sigma=0,02$  мм;  $m=4$ ;  $\Delta_{изм}=0,05$  мм;  $\xi=1-1,7$ ;  $L_{max}^{don}=40$  мм;  $S=0,08$  мм/об;  $U_0=3$  мкм/км и  $U_0=6,5$  мкм/об;  $L=30$  мм;  $D=40$  мм по формуле (6.16) находим  $\Delta_c(n)$ . Зная  $\Delta_c(n)$ , находим допуск на настройку по формуле (6.15) с учетом коэффициента запаса (кривые 1- 4 на рис.6.6). С учетом допуска на настройку по формуле (6.14), получим зависимости 5 и 6, показанные на рис. 6.6. Зависимости 1- 6 на рис.6.7 построены с учетом группового настроечного размера, найденного по формуле (6.10).

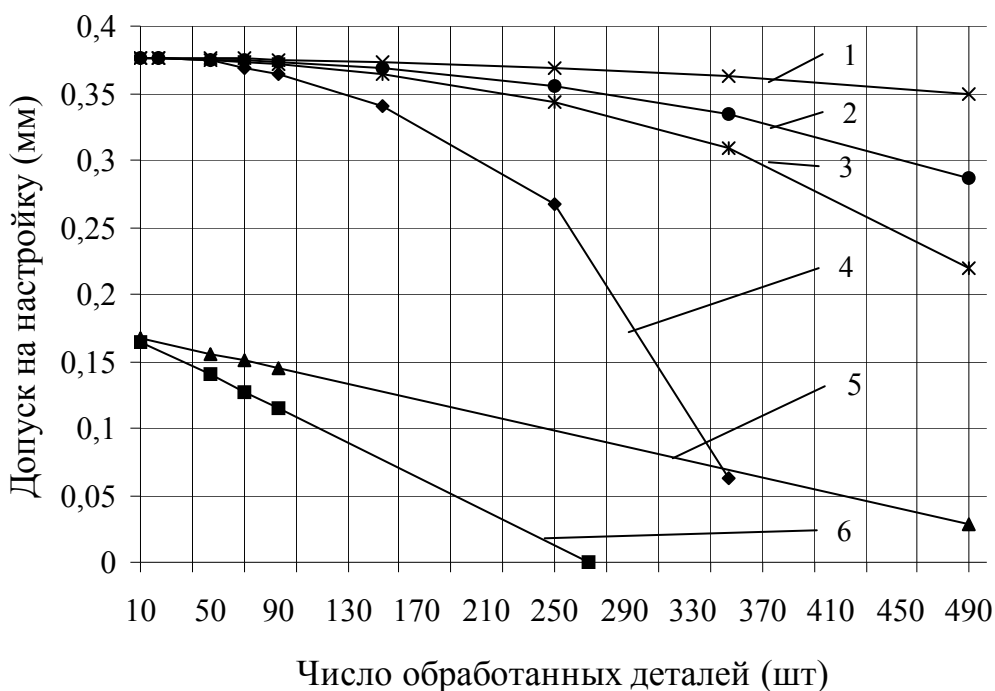


Рис.6.6. Зависимости допуска на настройку от количества обработанных деталей для метода квадратического суммирования погрешностей при  $U_0=3$  мкм/км и  $\xi=1$  (кривая 1),  $U_0=3$  мкм/км и  $\xi=1,7$  (кривая 2),  $U_0=6,5$  мкм/км и  $\xi=1$  (кривая 3),  $U_0=6,5$  мкм/км и  $\xi=1,7$  (кривая 4), а также для метода алгебраического суммирования погрешностей при  $U_0=3$  мкм/км (кривая 5) и  $U_0=6,5$  мкм/км (кривая 6).

По графикам (рис.6.6) при известном допуске на настройку  $T_n$  можно найти количество деталей между подналадками, причем при уменьшении  $T_n$  количество этих деталей увеличивается. Метод алгебраического сложения погрешностей по сравнению с методом их квадратического суммирования дает меньшее значение допуска  $T_n$ . Например, при  $n=70$  величина допуска  $T_n$  для указанных методов,

соответственно, составляет 0,355 мм (кривая 3 на рис.6.6) и 0,120 мм (кривая 6 на рис.6.6).

Таким образом, установленные в работе особенности методов настройки металлорежущих станков на размер позволяют выбрать рациональный метод с учетом конкретных условий производства.

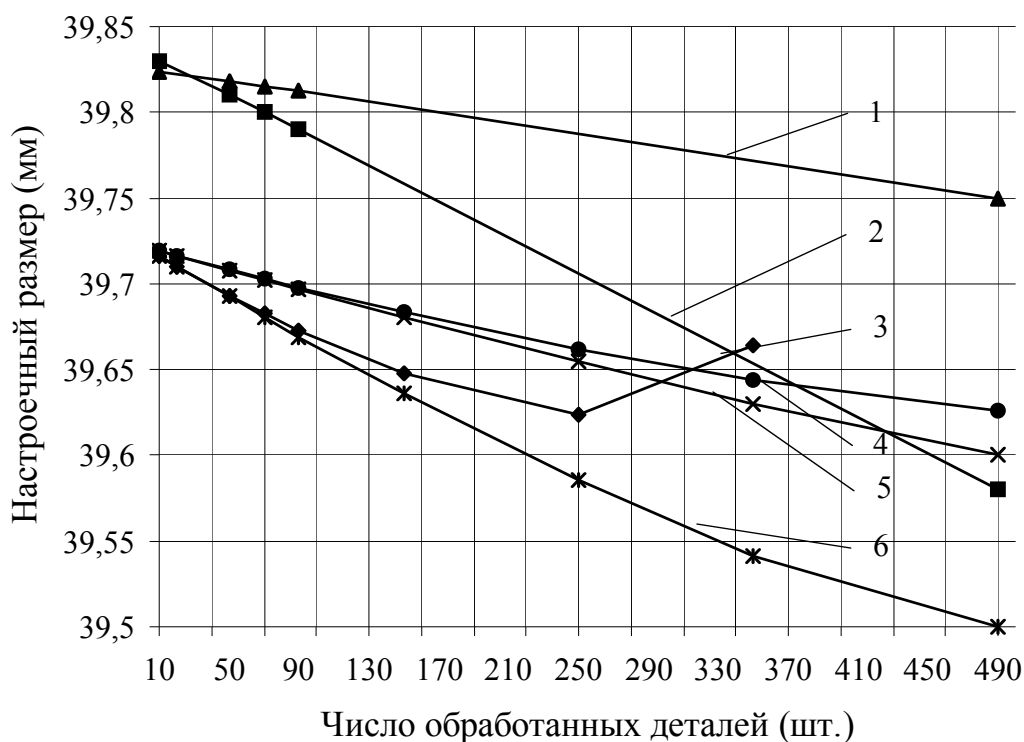


Рис.6.7. Зависимости группового настроечного размера от количества обработанных деталей: 1, 2- допуск на настройку по методу алгебраического суммирования погрешностей, соответственно, при  $U_0=3$  мкм/км и  $U_0=6,5$  мкм/км; 3, 4, 5, 6- допуск на настройку по методу квадратического суммирования погрешностей, соответственно, при  $U_0=6,5$  мкм/км и  $\xi=1,7$ ,  $U_0=3$  мкм/км и  $\xi=1,7$ ,  $U_0=3$  мкм/км и  $\xi=1$ ,  $U_0=6,5$  мкм/км и  $\xi=1$ .

#### 6.4. ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Окружающие нас технологические системы (ТС) предназначены для реализации какого-либо технологического процесса. Металлорежущий станок реализует технологический процесс обработки заготовок по мере превращения их в готовые детали. Автомобиль, самолёт или велосипед реализуют технологические процессы перевозки пассажиров и грузов. Примеры ТС можно продолжить вплоть до ТС государственного устройства общества, которые в свою очередь вклю-

чают подсистемы образования, науки, культуры, здравоохранения, экономики, производства и т. п. Основной характеристикой качества всех ТС является их способность выполнять требуемую рабочую функцию на определённом промежутке времени (для чего, собственно, эти рукотворные системы и создавались). В свою очередь, указанная способность характеризуется параметрами и показателями (ПП) технологического процесса, которые условно разделяют на две группы: ПП при  $\tau = 0$  и ПП при  $\tau > 0$ , где  $\tau$  - время функционирования технологической системы. Постоянство ПП во времени является важнейшей характеристикой качества ТС и называется стабильностью функционирования ТС. Отсутствие требуемой стабильности – лабильность – является отрицательной характеристикой ТС. Представьте себе автомобиль, который в процессе эксплуатации ведёт себя непредсказуемым образом, например, изменяет случайным образом тягу, частоту вращения вала двигателя в режиме холостого хода, имеет переменный во времени и к тому же повышенный расход горючего. Вряд ли такой автомобиль будет удовлетворять изысканные вкусы потребителей.

Выполнение рабочей функции ТС (в соответствии с алгоритмом функционирования) может осуществляться с различным качеством. Например, металлорежущий станок может иметь после сборки различную точность позиционирования рабочих органов, что обусловлено погрешностями изготовления деталей и сборки узлов, из которых он состоит. Следовательно, ПП металлорежущего станка являются случайными величинами в определённом интервале изменения (регламентируется нормами точности) при одном и том же технологическом процессе изготовления деталей и узлов станка. Выходной контроль качества выпускаемой продукции осуществляют при определённых (регламентированных) условиях функционирования станков. При этом ничего нельзя сказать о том, как будут изменяться ПП во времени, т.е. в период эксплуатации станка.

Характерной особенностью понятия стабильности является его принадлежность к управлению. В этой связи раздел стабилизации содержится почти во всех учебниках по теории автоматического управления и регулирования и рассматривается большинством авторов как частный случай управления и регулирования. Соответствующие системы управления называют системами стабилизации [325]. При этом следует различать стабильность как свойство (при отсутствии регулировочных воздействий) и стабильность, как результат автоматиче-

ского (автоматизированного) регулирования (т.е. следствие регулировочных воздействий). В первом случае речь идёт о свойстве ТС сохранять во времени постоянство ПП (в том числе параметров распределения и характеристик случайных величин), во втором – речь идёт о качестве автоматического (автоматизированного) регулирования или об управляемости ТС.

В зависимости от длины временного интервала, на котором ТС функционирует стабильно, все ТС можно разделить на коротко-, средне- и долгоживущие. Например, ТС резания на основе токарного станка является короткоживущей по сравнению с ТС перевозки пассажиров на основе легкового автомобиля. Действительно, удельный износ токарного резца составляет от 3 до 10 мкм на 1 км пути резца [318], а удельный износ цилиндра двигателя внутреннего сгорания – от 1,2 до 2,8 мкм на 1000 км пробега [136], т.е. в среднем в 3000 раз меньше.

Эффективным средством контроля и обеспечения стабильности функционирования ТС является диагностика их технического состояния на основе встроенных систем автоматической диагностики. Основными элементами таких систем являются первичные измерительные преобразователи (датчики или сенсоры), микрокомпьютер (микроконтроллер), интерфейс, а также вспомогательные устройства (блок питания, показывающие приборы, схемы согласования, усиления и т.п.). Прогресс в технологии микросхем- и системотехники позволил резко уменьшить габариты электронных схем диагностики, выполнять их в виде автономных модулей (чипов), которые не только сообщают оператору сведения о стабильности функционирования ТС в режиме реального времени, но также накапливают информацию, производят её статическую обработку и упорядочивание.

Исследованные методы и программы обеспечения стабильности ТС являются существенной частью системы обеспечения качества продукции в машиностроении в соответствии с международным стандартом ISO 9001. Это позволяет принять адекватные решения о необходимости подналадки ТС, их предупредительном и капитальном ремонте. Кроме того, в межподналадочный период на основе систем диагностики появляется возможность управления процессом функционирования ТС для восстановления и сохранения стабильности её функционирования. Известны следующие программы обеспечения качества функционирования ТС по критерию стабильности [392]:

1. Программа обеспечения качества путем контроля конечного продукта (программа QA – Quality Assurance). В соответствии с этой программой свойства продукта измеряются после того, как продукт изготовлен. Однако такая программа обеспечения качества является дорогостоящей, так как себестоимость изготовления бракованного продукта (например, деталей машин) увеличивается за счет материальных и временных затрат на бракованные детали.
2. Программа обеспечения качества путем статистического контроля процесса изготовления (программа SQA – Statistical Quality Assurance) основана на предположении, что изменения в продукте происходят от соответствующего процесса его изготовления. Преимуществом такой программы является возможность реализации предупреждающего контроля, так как добавляется еще одна координата измерения – измерение параметров процесса. Программа SQA имеет преимущество по затратам по сравнению с программой QA, так как позволяет уменьшить число возможных дефектов в конечном продукте. В то же время появление какого-либо нового возмущения, оказывающего влияние на процесс, не может быть предотвращено, что оказывает влияние на продукт.
3. Программа обеспечения качества путем статистического регулирования процесса (программа SPC – Statistical Process Control) по сравнению с программой SQA осуществляется мониторинг (слежение) за переменными процесса (а не продукта) и оценивает изменение процесса статистически. Выявляется отклонение от нормы переменных процессов и на основании этого осуществляется регулирование таким образом, чтобы сохранить свойства продукта в пределах спецификации. Это уменьшает долю брака в конечном продукте.
4. Программа комбинирования SPC и компьютерно-интегрированного производства (программа CIM/SPC, где CIM – Computer Integrated Manufacturing). В соответствии с этой программой возможны два варианта включения SPC в CIM: 1) автоматизация только мониторинга процесса (разомкнутая интеграция с участием человека-оператора); 2) автоматизация, как мониторинга процесса, так и внесения регулирующих воздействий, необходимость которых вытекает из мониторинга (замкнутая интеграция в условиях малолюдного и безлюдного производства). Таким образом, программа CIM/SPC корректирует процесс в ре-

жиге реального времени изготовления продукта. Если же процесс (объект управления) по какой-либо причине не может быть скорректирован, то программа CIM/SPC останавливает этот процесс, предоставляется человеку-оператору возможность восстановить работоспособное состояние ТС. Следует отметить, что традиционные программы CIM/SPC, как правило, включают компоненту QA, так как программа QA позволяет идентифицировать изменения продукта, которые не относятся к процессу, а вызваны индивидуальными особенностями этого продукта.

Проведенный анализ и классификация программ стабилизации качества продукта позволяют сформулировать следующие выводы:

1. Стабилизация параметров и показателей процесса изготовления продукта (например, деталей машин) есть необходимое, но не достаточное условие стабилизации качества самого продукта, поскольку последнее зависит так же от индивидуальных его особенностей. Некоторые из этих особенностей в условиях CIM можно учитывать путем обучения ТС [318].
2. Одним из методов обеспечения стабильности функционирования ТС является их подналадка, которая для долгоживущих ТС (например, транспортных средств) принимает форму предупредительного или капитального ремонта, а для короткоживущих ТС (например, ТС резания или шлифования) – осуществляется путем заточки или смены инструмента и настройки металлорежущих станков на размер. В этой связи для условий CIM особую актуальность с точки зрения технологического менеджмента приобретают методы определения настроечного размера и межподналадочного периода работы этих ТС.

Описанные методы и программы обеспечения стабильности ТС являются важной частью систем обеспечения качества продукции в соответствии с международным стандартом ISO 9001. Показателем стабильности производства является наличие сертификата DIN EN ISO 9001. Это система контроля качества, которая предназначена обеспечить стабильность свойств выпускаемой продукции на требуемом уровне, а также постоянное совершенствование продукта. Здесь следует отметить, что понятие «стабильность», как и понятие «точность», непосредственно связано с экономикой производства и ценой выпускаемой продукции. Во-первых, на стоимость продукта оказывает влияние стоимость самой системы контроля качества, поскольку задействуются соответствующие человеческие ресурсы, затрачивает-

ся дополнительное время, ведется специальная документация и т.п. Во-вторых, имеются дополнительные затраты на отсев бракованных изделий, исправление брака и т.п. Всё это позволяет исключить ситуацию, когда потребителю сознательно отгружают продукт с неизвестным качеством или с браком.

В заключении следует отметить, что вопрос контроля стабильности функционирования технологических систем является актуальным не только в технике и технологии, но также в других областях деятельности человека, например, в медицине и здравоохранении. Так, новым этапом в развитии здравоохранения может стать так называемое интеллектуальное бельё, созданное в немецких исследовательских лабораториях компании Royal Philips Electronics. Его уникальность – в возможности непрерывного отслеживания состояния здоровья владельца. Миниатюрные датчики, контролирующие сердечный ритм, пульс и прочие сигналы, вплетены в ткани специального белья, постоянно носимого человеком. Информация с них собирается и анализируется защищённым сверхтонким центральным модулем размером 10x2 см. Если жизненные показатели здоровья ухудшаются, то система по беспроводной связи может запрашивать «онлайновую» консультацию у врачей или вызвать «неотложку». Встроенная в систему 64-мегабайтная микросхема позволяет хранить трёхмесячный журнал записей датчиков (сенсоров), что облегчает дальнейшую постановку и корректировку диагноза [113].

## **6.5. ИССЛЕДОВАНИЕ МЕТОДОВ ОЦЕНКИ СТАБИЛЬНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПО КРИТЕРИЮ ТОЧНОСТИ**

Известно, что стабильность технологических процессов обработки и сборки является важнейшей характеристикой их качества и надежности. Обеспечение стабильности позволяет увеличить точность и уменьшить трудоемкость обработки, поскольку это связано с уменьшением доли случайных погрешностей в общем их балансе. В этой связи повышение стабильности технологических процессов и систем является актуальной научно-технической проблемой в технологии машиностроения. Известны два основных метода обеспечения точности обработки: метод пробных проходов и промеров и метод автоматического получения размеров. В условиях мелкосерийного производства указанные методы обеспечения точности обычно ис-



пользуются в их комбинации [159], поскольку перед обработкой очередной партии заготовок рабочий вынужден проконтролировать величину возникающей погрешности на первой заготовке. По результатам контроля этой погрешности в технологическую систему вносится необходимая коррекция. При обработке последующих заготовок используется уже имеющаяся управляющая программа из библиотеки управляющих программ.

Анализ существующей технической литературы и проведенные поисковые исследования позволили сформулировать два основных направления работ по обеспечению стабильности технологических процессов и систем. Первое направление связано с использованием качественных методов оценки, второе – количественных. В соответствии с работой [10], стабильность технологических процессов оценивают следующими основными группами методов: методы контрольных карт и метод статистического анализа. В состав методов контрольных карт входит метод учета дефектов [85], который заключается в построении *p*-диаграммы технологического процесса [157]. Этот метод основан на использовании предельных калибров (проходных и непроходных). Преимуществом его является комплексный характер, поскольку с помощью метода *p*- диаграмм одновременно учитывают несколько различных параметров (не только размерных), характеризующих качество изготавливаемого изделия [355]. Особенностью метода *p*- диаграмм является гибкое формирование контрольных границ, с которыми сравнивают текущее значение процента брака.

Известно, что с увеличением интенсивности обработки ухудшается стабильность технологических процессов. Это приводит к двум тенденциям: с одной стороны увеличивается экономическая выгода, которую получает предприятие за счет увеличения объема выпускаемой продукции, с другой – возрастают затраты, связанные с увеличением доли брака (исправимого и неисправимого). Оптимальная производительность обработки обеспечивает приемлемую экономическую выгоду, которая представляет собой разность между получаемым эффектом и возрастаемыми при этом потерями. Поэтому границы, предопределяющие уровень брака, не являются постоянными, а зависят от производственных условий и производственной обстановки. В этой связи, указанный выше метод учета дефектов, отличающийся от других методов автоматическим формированием оптимальных контрольных границ, как нельзя лучше соответствует требованиям эффективного управления предприятием в рыночных условиях.

Типовая  $p$ - диаграмма содержит верхнюю и нижнюю контрольные границы, между которыми располагаются текущие значения процента брака  $p_i (i=1, \dots, N)$  и средние их значения  $\bar{P}$ , определяемые по выборкам деталей (рис.6.8).

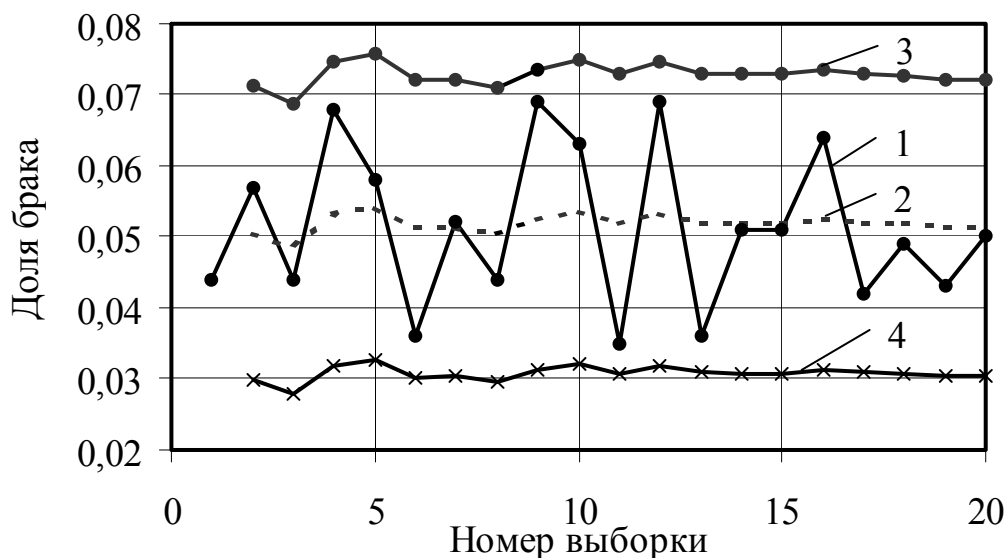


Рис. 6.8.  $p$  - диаграмма технологического процесса: 1, 2, 3, 4—текущие измерения ( $p$ ), средняя величина параметра  $p$  ( $\bar{P}$ ), верхний ( $\bar{P} + 3\sigma_{\bar{p}}$ ) и нижний ( $\bar{P} - 3\sigma_{\bar{p}}$ ) контрольные пределы, соответственно.

Верхний  $B_p$  и нижний  $H_p$  пределы параметра  $p$  определяют по формулам

$$B_p = \bar{P} + 3\sigma_{\bar{p}}; \quad (6.18)$$

$$H_p = \bar{P} - 3\sigma_{\bar{p}}, \quad (6.19)$$

где  $\bar{P}$  - средняя доля дефектных изделий;  $\sigma_{\bar{p}}$  - среднее квадратичное отклонение.

Причем

$$\bar{P} = \frac{\sum_{i=1}^N p_i}{N}, \quad (6.20)$$

где  $N$  - число выборок к моменту  $N$ -ого измерения.

В работе [157] установлено, что для рассматриваемого случая

$$\sigma_{\bar{p}} = \sqrt{\frac{\bar{P}(1-\bar{P})}{n}}. \quad (6.21)$$

Если в процессе контроля текущее значение параметра  $p$  не вы-

ходит за пределы контрольных границ, описанных формулами (6.18) и (6.19), то процесс считается устойчивым, в противном случае устойчивость процесса нарушается.

Однако, метод  $p$ - диаграмм (метод учета дефектов) не исследован в имеющейся технической литературе, в частности, отсутствуют сведения по динамике формирования границ. Не изучено влияние длительности отклонения текущего процента брака на характер и время переходного процесса изменения контрольных границ. Этому вопросу и посвящена данная работа. Методика имитационного моделирования заключалась в изучении переходных процессов изменения границ  $p$ - диаграммы при воздействии на систему типовых возмущающих воздействий:  $\delta$ - функции Дирака (импульсное воздействие) и единичной (ступенчатой) функции. Оба воздействия прикладывались в различные моменты времени, отсчитываемого от начала работы компьютерной системы диагностики процесса [157]. При импульсном воздействии определяли величину приращения уровня верхней границы (рис.6.9).

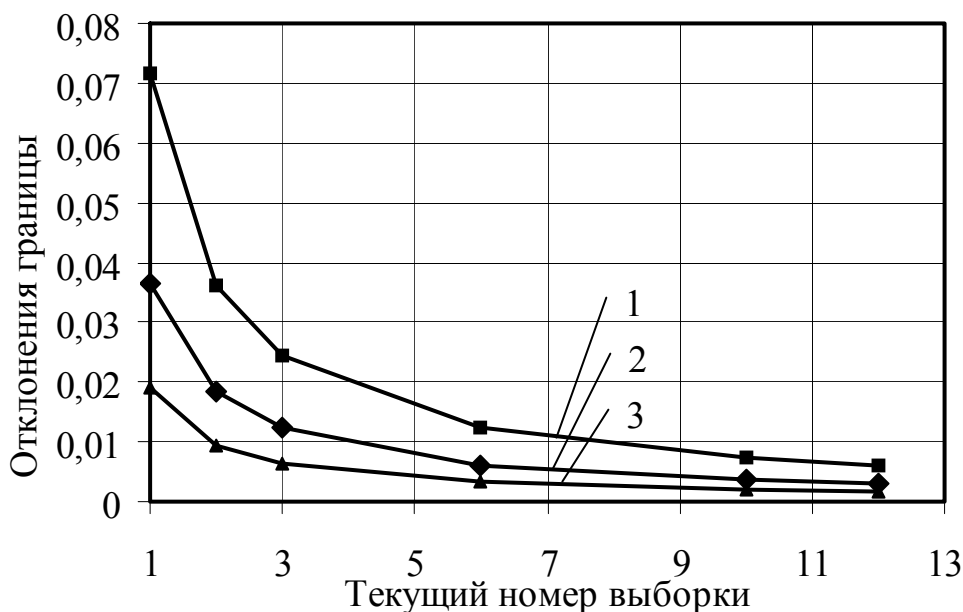


Рис. 6.9. Отклонения верхней границы от импульсного (одиночного) воздействия: 1, 2, 3— отклонения контрольной границы, вызванные импульсными приращениями параметра  $p$  на величину 0,062; 0,031; 0,016, соответственно.

Установлено, что характер и длительность переходных процессов изменения границ существенным образом зависят от момента времени приложения указанных возмущающих воздействий. Например, отклик системы (изменение контрольной границы  $p$ - диаграммы) на импульсное возмущающее воздействие уменьшается по гипербо-

лической зависимости (рис.6.9) по мере увеличения времени приложения возмущающего воздействия (время отсчитывается от момента включения системы в работу). Момент времени приложения единичного воздействия предопределяет длительность переходного процесса изменения границы  $p$ - диаграммы (рис.6.10). Например, на рис.6.10 переходный процесс изменения контрольной границы предопределяется ступенчатым воздействием в момент времени  $N=10$  ( $N$ - номер выборки пропорциональный времени).

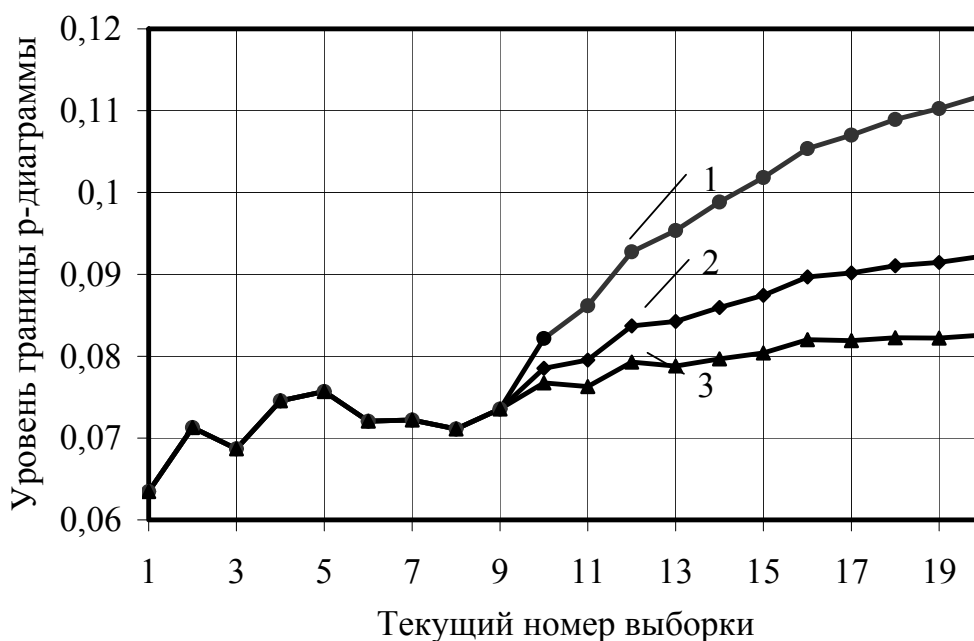


Рис. 6.10. Переходный процесс изменения границы  $p$ - диаграммы: 1, 2, 3— отклонения границы, вызванные ступенчатыми приращениями параметра  $p$  на величину 0,062; 0,031; 0,016, соответственно.

В ходе имитационного моделирования установлено, что длительность переходного процесса изменения верхней контрольной границы  $p$ - диаграммы (нижняя контрольная граница изменяется аналогичным образом) зависит от времени приложения ступенчатого воздействия, причем по мере увеличения момента времени приложения указанного воздействия длительность переходного процесса увеличивается (рис.6.11). Это означает, что с увеличением времени работы системы оценки стабильности технологического процесса (системы диагностики) зависимость уровня контрольной границы от продолжительного действия возмущающего фактора уменьшается. Другими словами, возмущающий фактор, диагностируемый системой как «нарушение устойчивости» процесса в одних условиях (когда момент времени приложения ступенчатого воздействия мал), при изменении

этих условий (когда это время велико) уже не диагностируется как «нарушение устойчивости». Таким образом, особенностью метода  $p$ -диаграмм является уменьшение «чувствительности» контрольной границы по отношению к возмущающему воздействию по мере увеличения продолжительности работы системы оценки стабильности технологического процесса.

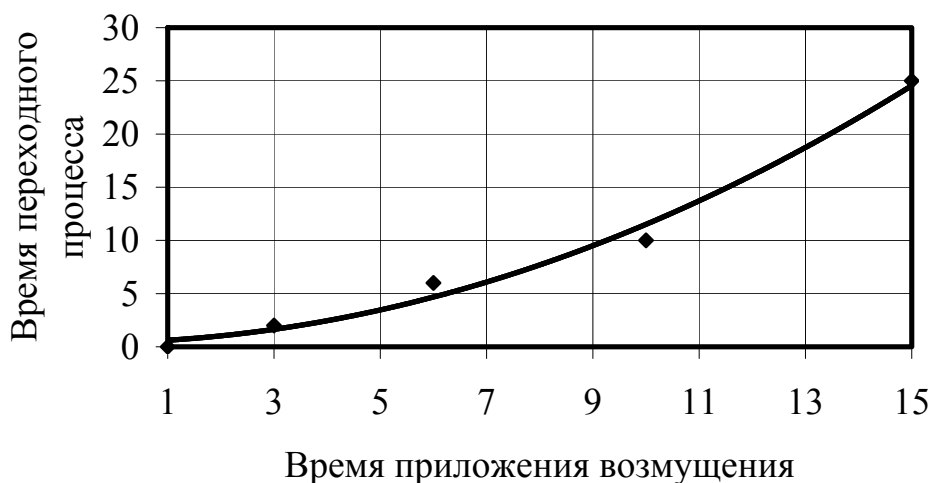


Рис.6.11. Зависимость времени переходного процесса от времени начала возмущающего воздействия.

Результаты проведенного анализа позволяют ответить на многие вопросы, касающиеся практического применения метода. Например, время переходного процесса изменения контрольных границ является техническим требованием к быстрдействию системы оценки экономической выгоды, которая появляется по мере увеличения производительности обработки. Невмешательство этой (экономической) системы в работу компьютерной (технологической) системы диагностики означает разрешение на изменение контрольных границ, которое происходит в соответствии с выявленными и изученными переходными процессами. Метод  $p$ -диаграмм можно использовать для оценки устойчивости и стабильности технологических процессов в различных отраслях промышленности: в машино- и приборостроении, легкой, пищевой, электротехнической и других.

## 6.6. ВЛИЯНИЕ МЕТОДА ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ НА СТРУКТУРУ ПРИПУСКА

Известно, что способ и результаты определения межоперационных и межпереходных припусков оказывают существенное влияние на трудо- и материалоёмкость технологического процесса механиче-

ской обработки. Припуск на каждый технологический переход должен быть наименьшим, но одновременно достаточным для обеспечения требуемой точности обработки, шероховатости поверхности и требуемого физико-механического состояния поверхностного слоя.

В работе [189] дана методика определения межоперационных припусков для одного из двух известных методов обеспечения точности обработки – метода пробных проходов и промеров (МППП). Приведены общие положения и термины: общий припуск, минимальный, номинальный и максимальный припуски, допуск припуска. Показано, что для структуры расположения припусков и допусков в соответствии с МППП справедливы положения размерного анализа технологического процесса по методу полной взаимозаменяемости (метод «мини-макса»), когда припуск является замыкающим звеном размерной цепи. Однако, в этой работе не даны рекомендации по определению припусков для другого распространённого метода обеспечения точности обработки – метода автоматического получения размера (МАПР) на настроенных станках.

В работе [64] подробно рассмотрены структуры расположения припусков и допусков для обоих методов обеспечения точности обработки (МАПР и МППП), приводится механизм, обуславливающий ту или иную структуру. Однако, ничего не говорится о возможности перехода от одной структуры к другой. Дело в том, что размерный анализ технологического процесса чаще всего производят на основе метода полной взаимозаменяемости для структуры расположения припусков и допусков в соответствии с МППП (метод «мини-макса»). В тоже время размерный анализ, как правило, применяют для станков, настроенных на размер, т.е. для условий, в которых действует МАПР. Как следствие, возникает противоречие: схема расположения припусков и допусков соответствует МППП, а полученные результаты применяют для условий, в которых действует МАПР.

Указанное противоречие подробно рассмотрено в работе [372]. Более того, в этой работе предлагаются приёмы перехода от структурной схемы – оригинала (построенной для МАПР) к расчетной (промежуточной) структурной схеме, соответствующей МППП. Предложено два приёма перехода. Первый: в качестве максимального значения припуска для расчётной схемы оставить максимальное значение припуска для МАПР ( $Z_{k \max}^{МАПР}$ ), а в качестве минимального – принять расчетный размер  $Z_{k \min}^{расч} = Z_{k \min}^{МАПР} - 2S_k$ . Второй: в качестве

минимального значения припуска взять расчетный размер  $Z_{k \min}^{расч} = Z_{k \min}^{МАПР} - S_k$ . В этом случае расчетный максимальный размер  $Z_{k \max}^{расч} = Z_{k \max}^{МАПР} + S_k$ . Однако, в этой работе не дается сравнительного анализа структур припуска для МППП и МАПР. Кроме того, в работе [189] принято под расчетным припуском понимать номинальное значение припуска. Поэтому ниже вместо термина «расчетный» используется термин «эквивалентный» и даются формулы связи между тремя структурами припуска (рис.6.12).

На рис.6.12 приняты следующие обозначения:  $a_{max}$ ,  $a_{min}$  и  $b_{max}$ ,  $b_{min}$  – предыдущий и последующий межоперационные (межпереходные) размеры (максимальный и минимальный);  $S_{k-1}$ ,  $S_k$  – предыдущий и последующий допуски на указанные размеры;  $Z_{k \min}$ ,  $Z_{k \text{ ном}}$ ,  $Z_{k \max}$  – минимальное, номинальное и максимальное значения припуска для  $k$ -ой технологической операции (перехода);  $Z_{k \min}^{экв}$ ,  $Z_{k \max}^{экв}$  – минимальное и максимальное значения припуска на  $k$ -ю операцию (переход) для эквивалентной схемы расположения припусков и допусков.

Эквивалентная схема (рис.6.12,в) и схемы, соответствующие МППП (рис.6.12, а) и МАПР (рис.6.12, б), построены на основании следующих предположений. Во-первых, на всех трёх схемах минимальные значения припусков являются одинаковыми, поскольку минимальный припуск определяют по таблицам или расчётом как первичную величину. Во-вторых, предыдущий и последующий допуски ( $S_{k-1}$ ,  $S_k$ ) на всех трёх схемах являются, соответственно, одинаковыми, поскольку определяются только свойствами предыдущей и последующей операций (переходов). Из рис.6.12 видно, что при принятых допущениях  $k$ -я составляющая припуска для МППП больше одноимённой составляющей для МАПР на величину  $S_k$ . Следовательно, МАПР в отличие от МППП характеризуется меньшей величиной общего припуска.

Известно, что для одного и того же технологического процесса (операции) структура припуска (т.е. схема расположения припусков и допусков) может быть различной [311]. Поэтому часто возникает задача перехода от одной структуры к другой (т.е. задача преобразования данных одной структуры в данные другой структуры). На основании

принятых выше предположений для исследуемых схем расположения припусков и допусков (рис.6.12) могут быть выполнены эквивалентные переходы от одной схемы к другой в соответствии с нижеприведенными формулами.

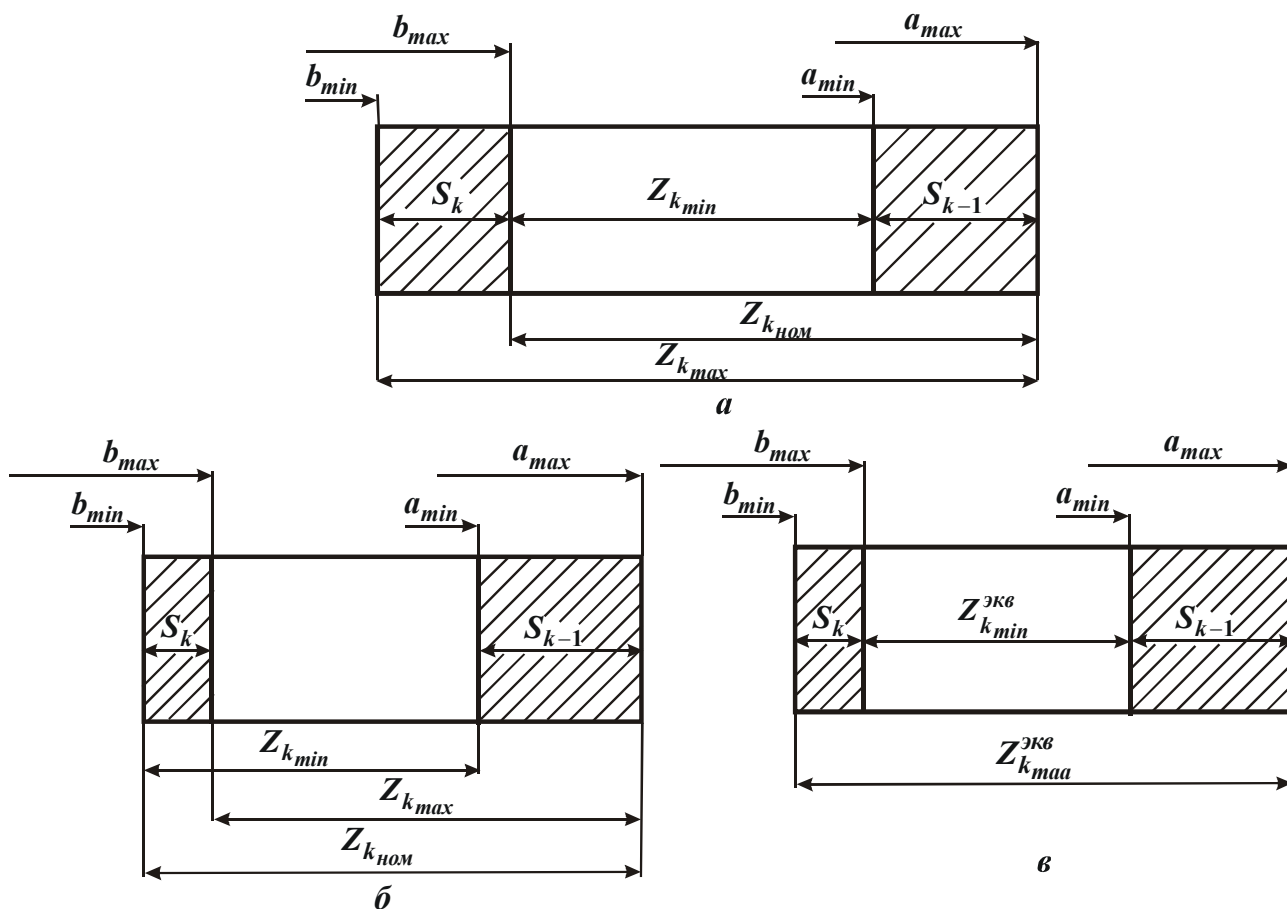


Рис.6.12. Схемы расположения припусков и допусков: для МППП (а), МАПР (б) и эквивалентная схема (в).

Переходы:

от эквивалентной схемы (рис.6.12, б и в) к схеме МАПР

$$Z_{k \max}^{\text{МАПР}} = Z_{k \max}^{\text{ЭКВ}} - S_k, \quad (6.22)$$

$$Z_{k \min}^{\text{МАПР}} = Z_{k \min}^{\text{ЭКВ}} + S_k, \quad (6.23)$$

от схемы МАПР (рис.12, а и б) к схеме МППП

$$Z_{k \min}^{\text{МППП}} = Z_{k \min}^{\text{МАПР}}, \quad (6.24)$$

$$Z_{k \max}^{\text{МППП}} = Z_{k \max}^{\text{МАПР}} + 2S_k, \quad (6.25)$$

от схемы МППП (рис.6.12, а и б) к схеме МАПР

$$Z_{k \min}^{\text{МАПР}} = Z_{k \min}^{\text{МППП}}, \quad (6.26)$$

$$Z_{k \max}^{\text{МАПР}} = Z_{k \max}^{\text{МППП}} - 2S_k, \quad (6.27)$$

от эквивалентной схемы (рис.6.12, а и в) к схеме МППП с учетом



формул (6.23) и (6.24), а также формул (6.22) и (6.25), соответственно,

$$Z_{k \min}^{МППП} = Z_{k \min}^{экв} + S_k, \quad (6.28)$$

$$Z_{k \max}^{МППП} = Z_{k \max}^{экв} + S_k, \quad (6.29)$$

от схемы МАПР (рис.6.12, б и в) к эквивалентной схеме

$$Z_{k \max}^{экв} = Z_{k \max}^{МАПР} + S_k, \quad (6.30)$$

$$Z_{k \min}^{экв} = Z_{k \min}^{МАПР} - S_k, \quad (6.31)$$

от схемы МППП (рис.6.12, а и в) к эквивалентной схеме с учетом формул (6.27) и (6.30), а также формул (6.26) и (6.31), соответственно,

$$Z_{k \max}^{экв} = Z_{k \max}^{МППП} - S_k, \quad (6.32)$$

$$Z_{k \min}^{экв} = Z_{k \min}^{МППП} - S_k. \quad (6.33)$$

Установленные взаимосвязи между тремя схемами расположения припусков и допусков (схемы по МППП, МАПР и эквивалентная) позволяют переходить от одной схемы к другой в зависимости от конкретных условий производства. Другими словами, результаты расчета межоперационных и межпереходных припусков и допусков для одной из трех указанных схем могут быть преобразованы в соответствующие эквивалентные результаты для других схем.

Величина припуска связана с допусками на промежуточные размеры, получаемые на разных операциях технологического процесса или на разных переходах (для одной операции). Межоперационный припуск (на границе двух смежных операций) предопределяется величинами допусков двух смежных операций:  $(i-1)$ -ой и  $i$ -й. При выполнении одной операции (например, операции шлифования) за несколько технологических переходов припуски на эти переходы предопределяются допусками на промежуточные размеры, получаемые на этих переходах:  $(i-1)$ -ом и  $i$ -м. В свою очередь межпереходные допуски для этого случая обуславливаются разностью упругих перемещений, которые имеют место при шлифовании с разной глубиной резания (рис.6.13) или при шлифовании на станках, имеющих разную жесткость.

На рис.6.13 приняты следующие обозначения:  $a_{max}$ ,  $a_{min}$  и  $b_{max}$ ,  $b_{min}$  – предыдущий и последующий межпереходные размеры (максимальный и минимальный);  $S_{i-1}$ ,  $S_i$  – предыдущий и последующий допуски на указанные размеры.

Припуск на  $i$ -й технологический переход называется межпере-

ходным и связан с одним из элементов режима резания – глубиной резания, которая в свою очередь может быть лимбовой  $t_{il}$  и фактической  $t_{i\phi}$  (рис.6.13). Различие между глубинами  $t_{il}$  и  $t_{i\phi}$  характеризует величину упругого перемещения  $y_i$ , т.е.

$$y_i = t_{il} - t_{i\phi}. \quad (6.34)$$

В свою очередь для рассмотренных на рис.6.13 случаев получаем

$$y_{i\min} = t_{il}^{\min} - t_{i\phi}^{\min}, \quad (6.35)$$

$$y_{i\max} = t_{il}^{\max} - t_{i\phi}^{\max}. \quad (6.36)$$

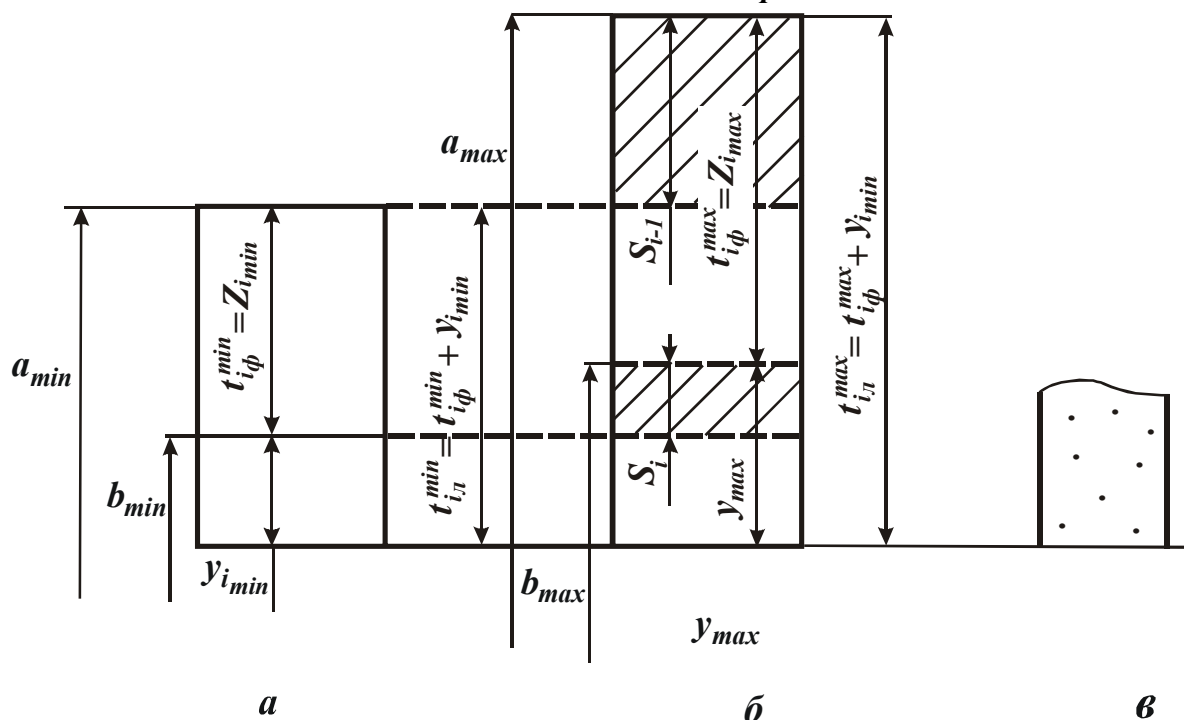


Рис.6.13. Схема формирования межпереходного допуска  $S_i$  при шлифовании по МАПР при установке разных лимбовых глубин (а, б) определяемых положением инструмента (в) при одной и той же жесткости технологической системы.

Предельные значения межпереходного припуска обуславливаются фактической глубиной шлифования, т.е.

$$t_{i\phi}^{\min} = Z_{i\min}, \quad (6.37)$$

$$t_{i\phi}^{\max} = Z_{i\max}. \quad (6.38)$$

Для операций лезвийной обработки, как правило, глубину резания принимают равной величине межоперационного (межпереходного) припуска, а затем, с учетом выбранной глубины резания, определяют величину подачи, скорость резания, частоту вращения шпинделя. Особенностью операций шлифования является многопереходное

или многопроходное удаления припуска, соответственно, для переменных и постоянных глубин шлифования.

Глубина резания при шлифовании оказывает существенное влияние на теплонапряжённость процесса и, как следствие, на производительность обработки. По этой причине шлифовальные операции оказываются более трудоемкими по сравнению с другими операциями механической обработки лезвийным инструментом. Проведенные нами экспериментальные исследования операций чернового и получистового шлифования труднообрабатываемых материалов показали, что глубина дефектного слоя ( $h_d$ ), образуемого на предшествующем переходе шлифования, часто превышает другие составляющие межпереходного припуска (высоту шероховатости  $R_z$ , пространственное отклонение  $\rho$  от предшествующего перехода и погрешность установки  $\varepsilon_y$  для данного перехода). По этой причине для указанных случаев величину минимального припуска на соответствующий переход (проход) шлифования можно выбирать исходя из условия, что образуемый на предшествующем переходе (проходе) дефектный слой по величине не должен превышать припуск, оставшийся на последующие переходы (проходы) шлифования [155].

В качестве более общего примера расположения межпереходных припусков, удаляемых при шлифовании (например, плоском шлифовании на станках с прямоугольным столом и горизонтальным шпинделем), рассмотрим структурную схему расположения припусков и допусков для различных технологических переходах шлифования (рис.6.14). На схеме (правая сторона рис.6.14) показаны положения шлифовального круга, выставленного по лимбу настроенного на размер станка (метод автоматического получения размеров МАПР).

Заштрихованные зоны соответствуют допускам на промежуточные размеры, получаемые в ходе послойного удаления припуска. Величина этих допусков определяется, например, разностью упругих перемещений при шлифовании с разной глубиной резания или колебаниями жесткости плоскошлифовальных станков, имеющих в цехе (на участке). Например, для  $(i-2)$ -ого,  $(i-1)$ -ого и  $i$ -ого технологических переходов, соответственно, получаем следующие допуски на промежуточные размеры (рис.6.14,а)

$$S_{i-2} = y_{(i-2)max} - y_{(i-2)min}, \quad (6.39)$$

$$S_{i-1} = y_{(i-1)max} - y_{(i-1)min}, \quad (6.40)$$

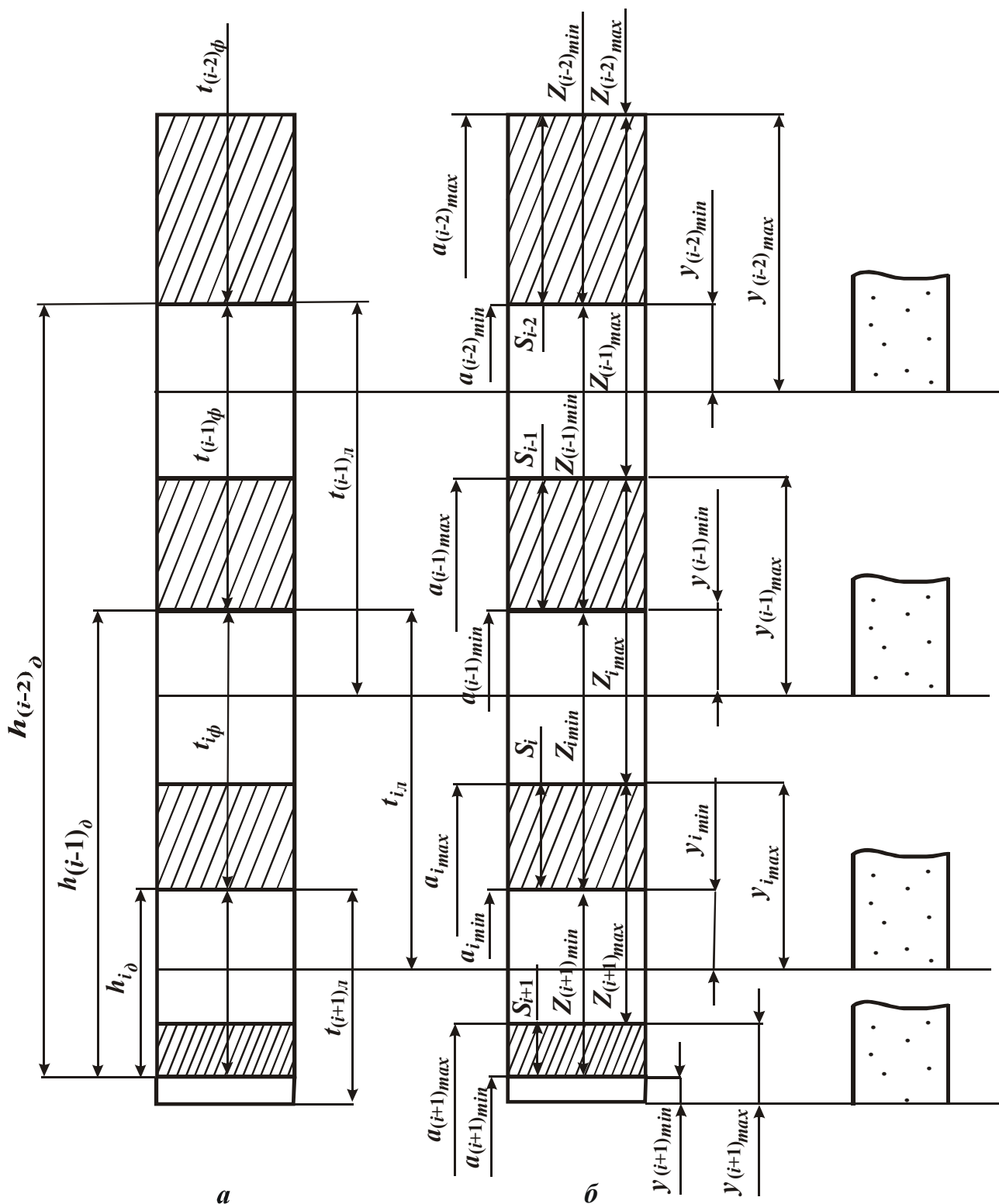


Рис. 6.14. Схема расположения припусков и допусков при шлифовании по МАПР для  $(i-2)$ -ого,  $(i-1)$ -ого и  $i$ -ого технологических переходов (б) и в частном случае при  $y_i = y_{i \min}$  ( $1 \leq i \leq n$ ) (а).

$$S_i = y_{i \max} - y_{i \min} \quad (6.41)$$

Фактические глубины резания при шлифовании (рис.6.14,б):

$$Z_{(i-2)\min} = t_{(i-2)\phi}, \quad (6.42)$$

$$Z_{(i-1)min} = t_{(i-1)\phi}, \quad (6.43)$$

$$Z_{imin} = t_{i\phi}. \quad (6.44)$$

Кроме того, для определенности принято, что величины упругих сжатий на рис.6.14,б равны минимальным значениям, указанным на рис.6.14,а.

Для определения трудоемкости операции шлифования необходимо решить задачу распределения припуска на переходы шлифования с учётом упругих перемещений (рис.6.15). Максимальная производительность шлифования может быть обеспечена при оптимальном распределении припуска на переходы при условии

$$h_{\partial.k} = \frac{Z_{ост.k} + Z_0}{\xi_k}, \quad (6.45)$$

где  $Z_{ост.k}$  - оставшийся к моменту  $k$ -го перехода припуск на данной операции шлифования;  $Z_0$  - припуск, предусмотренный на последующую операцию;  $\xi_k$  - коэффициент запаса по прижогу, показывающий, на какую часть припуска может проникать дефектный слой.

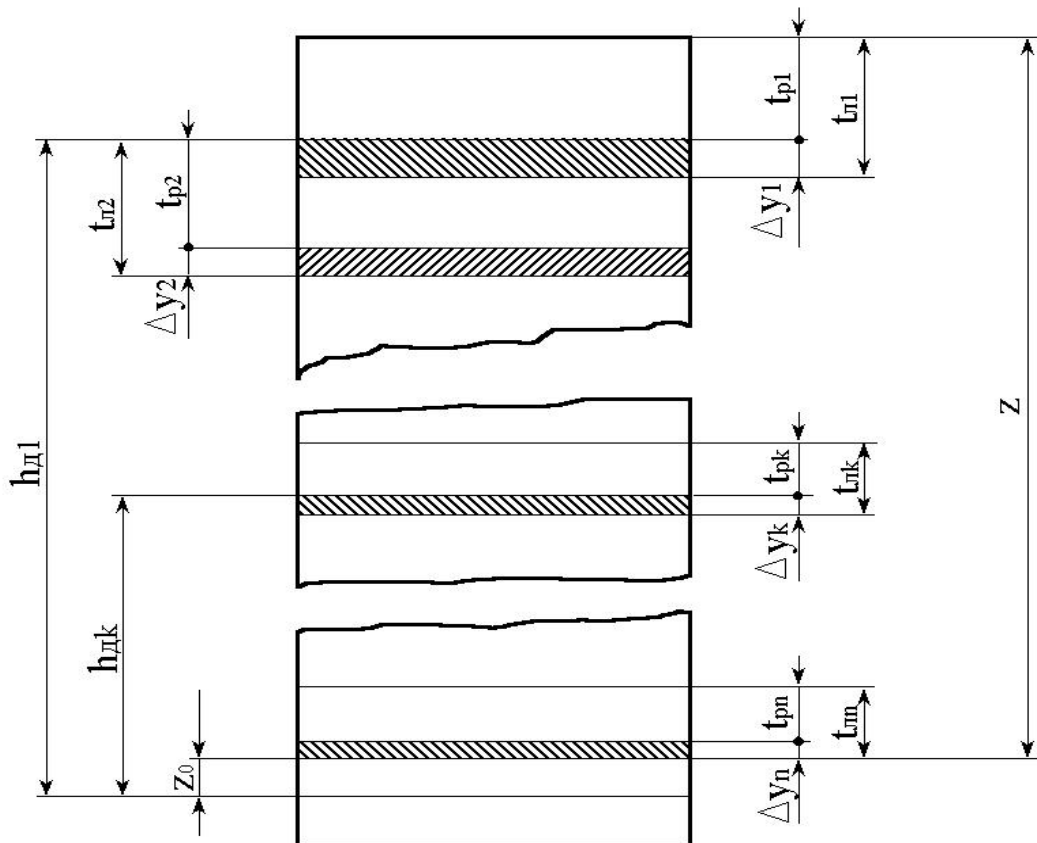


Рис. 6.15. Схема для расчёта распределения припуска на переходы шлифования.

Оставшийся припуск на данной операции после любого  $k$ -го перехода можно представить в виде

$$Z_{осм.k} = \sum_{i=k+1}^n t_i, \quad (6.46)$$

где  $t_i$  - глубина шлифования на  $i$ -м переходе;  $n$  - число переходов шлифования, необходимое для удаления припуска.

Учитывая для любого  $k$ -го перехода величину отжатия  $\Delta y_k$  (предыдущее обозначение  $y_k$ ), получим

$$t_{pk} = t_{lk} - \Delta y_k, \quad (6.47)$$

где  $t_{lk}$  - установленная по лимбу глубина шлифования (предыдущее обозначение  $t_{li}$ ).

Припуск на обработку  $Z$  (рис.6.15) удаляется за  $n$  переходов. Фактическая и установленная по лимбу глубины резания на первом технологическом переходе составляют, соответственно,  $t_{p1}$  и  $t_{l1}$ , а величина упругого отжатия  $\Delta y_1$ . На втором переходе указанные параметры, соответственно, равны:  $t_{p2}$ ,  $t_{l2}$ ,  $\Delta y_2$ . На любом  $k$ -м переходе ( $1 \leq k \leq n$ ):  $t_{pk}$ ,  $t_{lk}$ ,  $\Delta y_k$ . На последнем  $n$ -м переходе:  $t_{pn}$ ,  $t_{ln}$ ,  $\Delta y_n$ . Задача расчета распределения припуска на переходы заключается в определении такой глубины резания  $t_{pk}$  (для любого  $k$ -го перехода), при которой образуется дефектный слой  $h_{dk}$ , равный оставшемуся припуску (или части его). Величина  $Z_0$  также включается в этот оставшийся припуск. Кроме того, видно, что упругие перемещения  $\Delta y_1$ ,  $\Delta y_2$ ,  $\Delta y_k$ ,  $\Delta y_n$  последовательно уменьшаются по величине, что соответствует общепринятой схеме расположения полей припусков и допусков на различных технологических переходах (рис.6.13 и рис.6.14). Взаимосвязь между рис.6.14 и рис.6.15 обуславливается выполнением условий  $i-2=1$ ,  $i-1=2$ ,  $i=3$  и  $i+1=4$ .

## 6.7. ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ СБОРКИ МАШИН ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ И РЕМОНТЕ

Для выполнения требований, предъявляемых к функционированию механизмов и машин необходимо обеспечить не только их собираемость из отдельных деталей и узлов, но также необходимую точность замыкающего звена при сборке. Для этой цели используются две группы методов: методы взаимозаменяемости (полной, неполной и групповой) и компен-

сационные методы (пригонки, неподвижного компенсатора и регулирования) [317].

Несмотря на заметные успехи по повышению технического уровня сборки механизмов и машин (совершенствование сборочных стендов, приспособлений, роботов и т.п.), уровень механизации и автоматизации сборки все еще остается низким и отстает от темпов роста оснащенности технологических процессов механообработки. Существенным резервом, позволяющим увеличить эффективность сборочных работ, является разработка методов и алгоритмов автоматизированного проектирования технологических процессов сборки, начиная от определения рациональной последовательности установки деталей изделия и заканчивая проверочными расчетами точности замыкающего звена [108]. Существенной составной частью системы автоматизированного проектирования при использовании, например, компенсационных методов обеспечения точности замыкающего звена, является подсистема расчета компенсаторов.

Из известных компенсационных методов к числу наиболее надежных относится метод неподвижного компенсатора, в соответствии с которым необходимая точность замыкающего звена достигается за счет включения в последовательную размерную цепь дополнительного звена - компенсатора, в качестве которого используют прокладки или кольца различной толщины. Например, установка бензонасоса к корпусу блока цилиндров автомобилей ВАЗ производится через прокладки различной толщины, входящие в ремкомплект бензонасоса. При этом замыкающим звеном сборочной цепи является минимальная величина (0,8-1,3 мм), на которую выступает толкатель. Эту величину устанавливают медленным поворотом коленчатого вала [5]. Выбор прокладок без предварительного расчета их толщины является трудоемким. Другим примером может служить сборка карданной передачи при изготовлении или ремонте тех же автомобилей. Так, в работе [75] предлагается трудоемкая методика подбора толщины стопорных колец крестовин кардана для обеспечения осевого зазора между чашками и шипами крестовины от 0,01 до 0,04 мм. Изменение этого зазора происходит за счет деформирования вилок кардана при выпрессовке чашек и износа посадочных канавок стопорных колец. В соответствии с этой методикой, после установки крестовин, вилки должны перемещаться с небольшим усилием, а правильность установки зазора определяют по температуре чашек крестовин после нескольких километров пробега частично нагруженного автомобиля

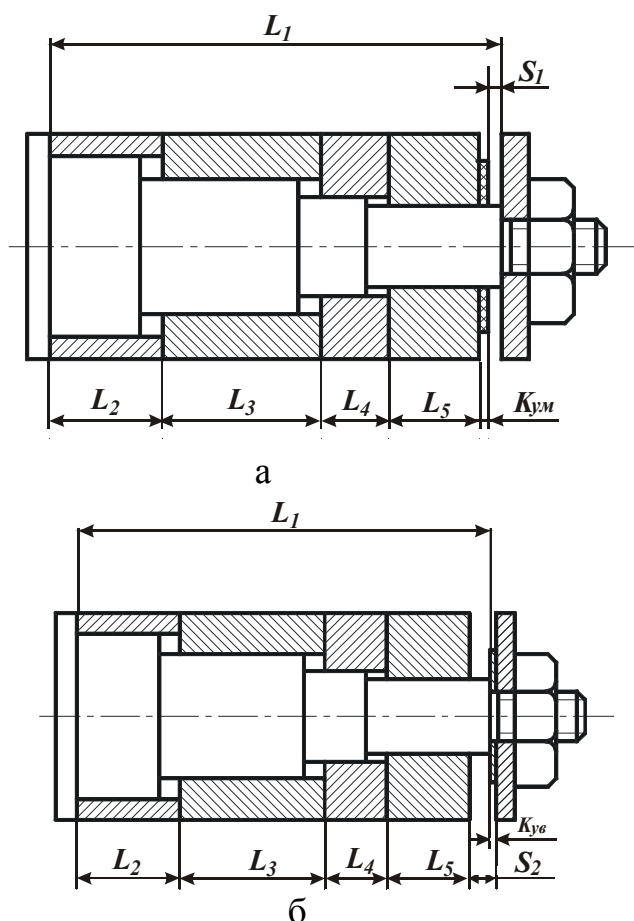


Рис.6.16. Примеры механизмов, содержащих уменьшающий (а) и увеличивающий (б) компенсаторы ( $S_1$  и  $S_2$  - замыкающие звенья с требуемым размером  $S^k$ ) с числом увеличивающих и уменьшающих звеньев, соответственно,  $n=1$  и  $p=5$ .

Рассмотрим сущность предлагаемой методики расчета неподвижного компенсатора. Известно, что при  $n$  увеличивающих и  $p$  уменьшающих размерах звеньев номинальный размер  $S$  замыкающего звена размерной цепи определяется

$$S = \sum_{j=1}^n \bar{A}_j - \sum_{j=n+1}^{n+p} \bar{A}_j, \quad (6.48)$$

где  $\bar{A}_j, \bar{A}_j$  - соответственно, увеличивающее и уменьшающее  $j$ -ое звено, причем для увеличивающего звена  $1 \leq n \leq p$ , а для уменьшающего звена.

Колебание замыкающего звена по методу полной взаимозаменяемости (метод максимума-минимума) определяется из выражения (6.1)

при скорости 80-100 км/час. Если при ощупывании чашек крестовин окажется, что они нагреваются и выбрасывают смазку, то надо заменить стопорные кольца и снова повторить трудоемкую процедуру субъективного контроля. Таким образом, выбор стопорных колец без предварительного расчета их толщины отличается высокой трудоемкостью.

Однако, в существующей технической литературе и руководствах по ремонту не приведены методика расчета неподвижных компенсаторов, не исследовано влияние погрешности их изготовления на количество ступеней компенсатора. Все это сдерживает широкое использование метода неподвижных компенсаторов не только на производстве, но и при эксплуатации машин.



$$W(S) = \sum_{j=1}^{n+p} TA_j, \quad (6.49)$$

где  $A_j$  - размер  $j$ -ого звена размерной цепи (как увеличивающего, так и уменьшающего);  $TA_j$  - допуск на размер  $j$ .

На практике известны две схемы включения компенсатора в замкнутую размерную цепь, когда компенсатор является уменьшающим (рис.6.16,а) и увеличивающим (рис.6.16,б) звеном. На основании (6.48) получена зависимость [379]

$$S^k = \sum_{j=1}^n \bar{A}_{j \min} - \sum_{j=n+1}^{n+p} \bar{A}_j \mp K, \quad (6.50)$$

где  $S^k$  - номинальный размер замыкающего звена после компенсации;  $K$  - номинальный размер компенсатора.

Знаки "-" и "+" в зависимости (6.50) соответствуют уменьшающему и увеличивающему компенсаторам.

Если компенсатор уменьшающий, то

$$S_{\min}^k = \sum_{j=1}^n \bar{A}_{j \min} - \sum_{j=n+1}^p \bar{A}_{j \max} - K_{\min}, \quad (6.51)$$

$$S_{\max}^k = \sum_{j=1}^n \bar{A}_{j \max} - \sum_{j=n+1}^p \bar{A}_{j \min} - K_{\max}. \quad (6.52)$$

В зависимостях (6.51) и (6.52) индексы *min* и *max* характеризуют минимальный и максимальный размеры соответствующих звеньев цепи.

В этом случае

$$K_{\min} = \sum_{j=1}^n \bar{A}_{j \min} - \sum_{j=n+1}^p \bar{A}_{j \max} - S_{\min}^k, \quad (6.53)$$

$$K_{\max} = \sum_{j=1}^n \bar{A}_{j \max} - \sum_{j=n+1}^p \bar{A}_{j \min} - S_{\max}^k. \quad (6.54)$$

Если компенсатор увеличивающий, то

$$S_{\min}^k = \sum_{j=1}^n \bar{A}_{j \min} - \sum_{j=n+1}^p \bar{A}_{j \max} + K_{\max}, \quad (6.55)$$

$$S_{max}^k = \sum_{j=1}^n \bar{A}_{jmax} - \sum_{j=n+1}^p \bar{A}_{jmin} + K_{min}. \quad (6.56)$$

В этом случае

$$K_{min} = \sum_{j=n+1}^p \bar{A}_{jmin} - \sum_{j=1}^n \bar{A}_{jmax} + S_{max}^k, \quad (6.57)$$

$$K_{max} = \sum_{j=n+1}^p \bar{A}_{jmax} - \sum_{j=1}^n \bar{A}_{jmin} + S_{min}^k. \quad (6.58)$$

Интервал компенсации для обоих случаев

$$W(K) = K_{max} - K_{min}. \quad (6.59)$$

Для проверки правильности расчетов можно воспользоваться уравнением

$$W(K) = W(S) - T(S^k), \quad (6.60)$$

где  $W(S)$  и  $T(S^k)$  - колебания размера замыкающего звена до и после компенсации, причем величину  $W(S)$  определяют по зависимости (6.49), а величину  $T(S^k)$  по зависимости

$$T(S^k) = S_{max}^k - S_{min}^k. \quad (6.61)$$

При использовании метода неподвижного компенсатора число  $N$  компенсаторов (ступеней компенсатора) можно определить по зависимости

$$N = \frac{W(K)}{T(S^k) - T(K)} + 1, \quad (6.62)$$

где  $T(K)$  - допуск на изготовление компенсатора.

Из анализа зависимости (6.62) следует, что увеличение допуска  $T(K)$  приводит к увеличению числа компенсаторов (или числа ступеней компенсатора).

Пусть требуется определить количе-

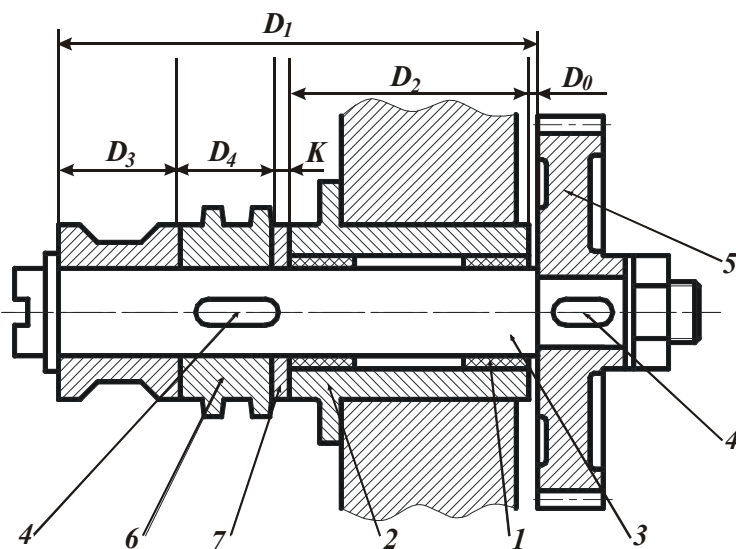


Рис.6.17. Схема узла передачи с компенсатором.

ство и размеры уменьшающих компенсаторов, необходимых для обеспечения зазора  $S^k = A_0$  в пределах  $0,1 \leq S^k \leq 0,3$  мм (рис.6.17).

При этом численные значения составляющих размерной цепи следующие:  $\bar{A}_1 = 100^{+0,23}$  мм;  $\bar{A}_2 = 42_{-0,17}$  мм;  $\bar{A}_3 = 35_{-0,17}$  мм;  $\bar{A}_4 = 20_{-0,12}$  мм.

Допуск на изготовление компенсатора  $T(K) = 0,06$  мм [74]. По зависимостям (6.53) и (6.54) определяем

$$K_{min} = 100 - (42 + 35 + 20) - 0,1 = 2,9 \text{ мм},$$

$$K_{max} = 100,23 - (41,83 + 34,83 + 19,88) - 0,3 = 3,39 \text{ мм}.$$

По зависимости (6.59) получим

$$W(K) = 3,39 - 2,9 = 0,49 \text{ мм}.$$

Проверку производим с использованием зависимостей (6.49) и (6.60). По зависимости (6.49)

$$W(A_0) = 0,23 + 0,17 + 0,17 + 0,12 = 0,69 \text{ мм}$$

По зависимости (6.60) получим

$$T(S^k) = 0,3 - 0,1 = 0,2 \text{ мм}; \quad W(K) = 0,69 - 0,2 = 0,49 \text{ мм}.$$

По зависимости (6.62) определяем число компенсаторов (ступеней компенсатора)

$$N = \frac{0,49}{0,2 - 0,06} + 1 = 4,5 \text{ мм}.$$

Принимаем  $N_{np} = 5$ , тогда разность размеров смежных компенсаторов составит

$$\frac{W(K) - T(K)}{N_{np} - 1} = \frac{0,49 - 0,06}{5 - 1} = 0,1075 \text{ мм},$$

а их исполнительные размеры, необходимые для обеспечения требуемого зазора, будут:  $K_1 = 2,96_{-0,06}$  мм,  $K_2 = 3,10_{-0,06}$  мм,  $K_3 = 3,24_{-0,06}$  мм,  $K_4 = 3,38_{-0,06}$  мм,  $K_5 = 3,52_{-0,06}$  мм (рис.6.18).

Для выбора одного из этих компенсаторов при сборке рассматриваемого механизма необходимо определить фактическую величину

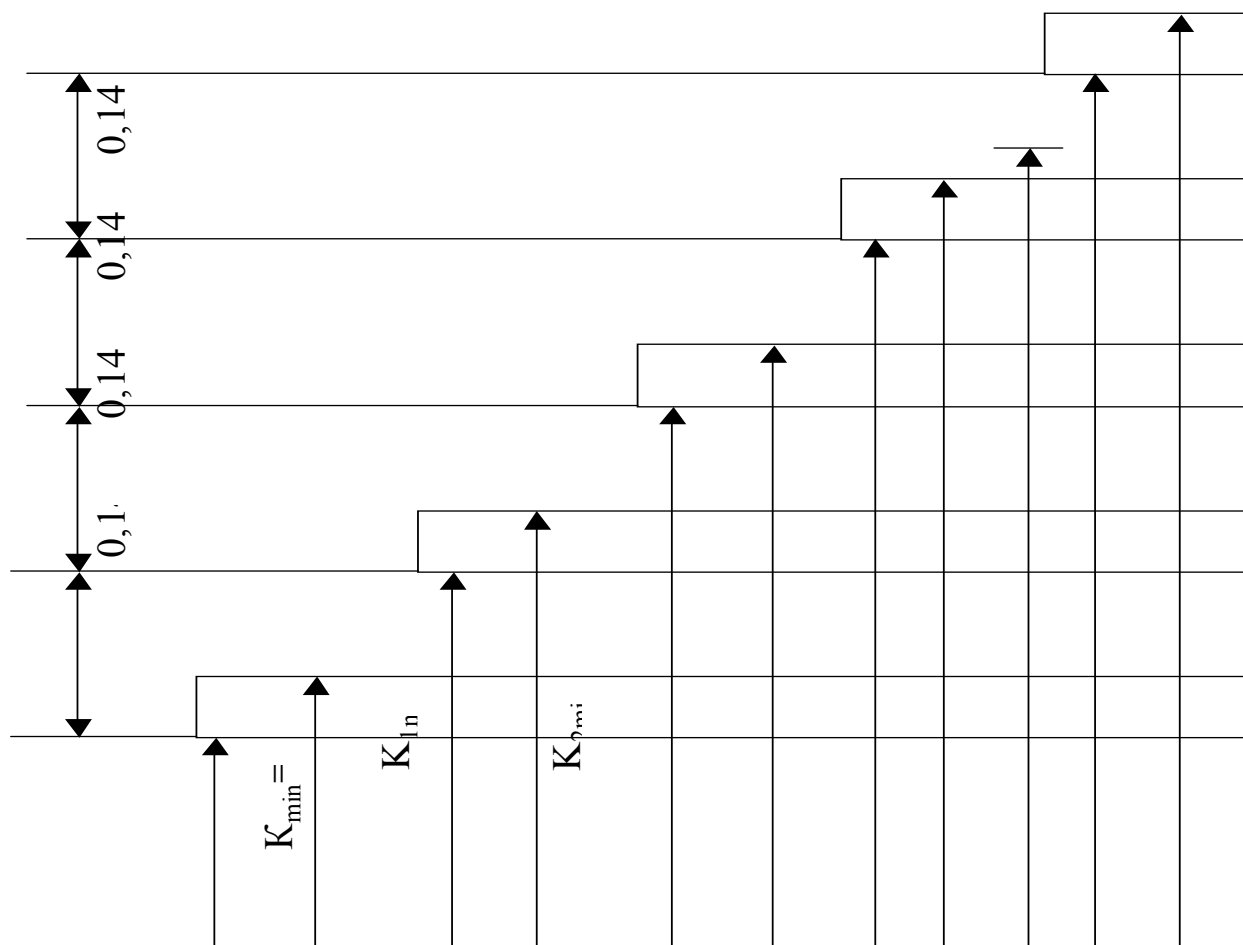


Рис.6.18. Схема расположения размеров компенсаторов.

интервала компенсации (например, при помощи набора щупов). Таким образом, использование предлагаемой методики расчета неподвижного компенсатора позволяет целенаправленно решать задачу обеспечения требуемой точности сборки механизмов и машин при их изготовлении и ремонте.

# ГЛАВА 7

## МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ МАШИН И ИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ

### 7.1. ОБРАБОТКА НАРУЖНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ

**Предварительная обработка валов.** Валы изготавливаются из проката, поковок, штампованных заготовок и отливок. По форме валы различаются: гладкие, ступенчатые, эксцентричные, коленчатые. По размерам - мелкие (длиной 150 - 200 мм), средние (длиной до 1000 мм), крупные (длиной более 1000 мм). Перед механической обработкой валы подвергаются правке на специальных правильных станках и разрезке.

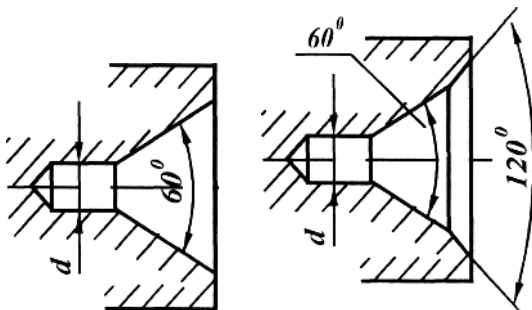


Рис. 7.1. Центровые отверстия.

Центровые отверстия должны иметь достаточные размеры, угол их конусности должен точно совпадать с углом конусности центров станка. Противолежащие центровые отверстия должны находиться на одной оси. На практике чаще используются центровые отверстия заготовок с углом

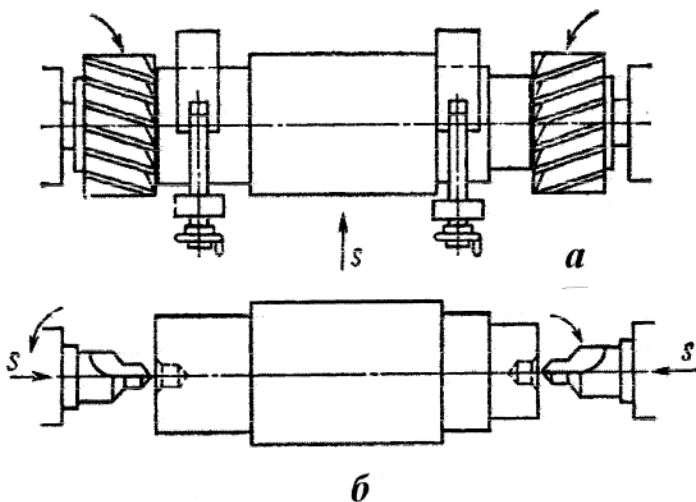


Рис.7.2. Схема обработки на фрезерно-центровальном станке.

Технологическими базами подавляющего большинства валов являются центровые отверстия. В связи с этим механическую обработку валов начинают с операции подготовки технологических баз - подрезки торцов и их зацентровки. Центровые отверстия должны иметь достаточные размеры, угол их конусности должен точно совпадать с углом конусности центров станка. Противолежащие центровые отверстия должны находиться на одной оси. На практике чаще используются центровые отверстия заготовок с углом  $60^\circ$ . Иногда при обработке крупных тяжелых заготовок угол конусности увеличивают до  $75-90^\circ$ . Вершина центра не должна упираться в заготовку, поэтому центровые отверстия имеют цилиндрическую часть малого диаметра  $d$ , (рис. 7.1). С целью предохранения центрального отверстия от случайного его повреждения с торца вала предусматрива-

ется специальная фаска под углом  $120^\circ$ .

Зацентровку производят на вертикально-сверлильных, горизонтально-расточных, токарных и револьверных станках, а в серийном и массовом производствах - на специальных фрезерно-центровальных станках (рис. 7.2).

Торцевые поверхности валов сначала фрезеруют, а после окончания операции заготовка перемещается во вторую позицию, в которой производится зацентровка комбинированными центровочными сверлами. Заготовка базируется в самоцентрирующихся призмах, продольное перемещение ограничивается упором,

**Точение.** Детали, имеющие форму тел вращения, можно разделить на валы, втулки и диски.

Точение производится на токарно-винторезных, гидрокопировальных, токарно-револьверных, многолезцовых, токарно-карусельных, одношпиндельных и многошпиндельных токарных полуавтоматах и автоматах.

Заготовки устанавливают в центрах станка или в патронах различных типов: трехкулачковых, самоцентрирующих, цанговых и др.

Черновую обработку ступенчатых валов выполняют по разным вариантам (рис. 7.3). Схема обработки с наименьшим временем обработки считается наиболее предпочтительной. При удалении припуска исходят из соображений наименьшего ослабления жесткости вала, т. е. ступени меньшего диаметра обрабатываются последними.

При черновом точении точность обработки достигается 14-го качества и шероховатость  $R_z=40$  мкм. Чистовое точение обеспечивает точность обработки 7 - 8-го качества и шероховатость поверхности  $R_a=1,25$  мкм. При обработке длинных, маложестких валов применяют неподвижные и подвижные люнеты. Люнеты служат дополнительной опорой, воспринимающей нагрузки. Подвижный люнет, следуя за резцом, воспринимает силу

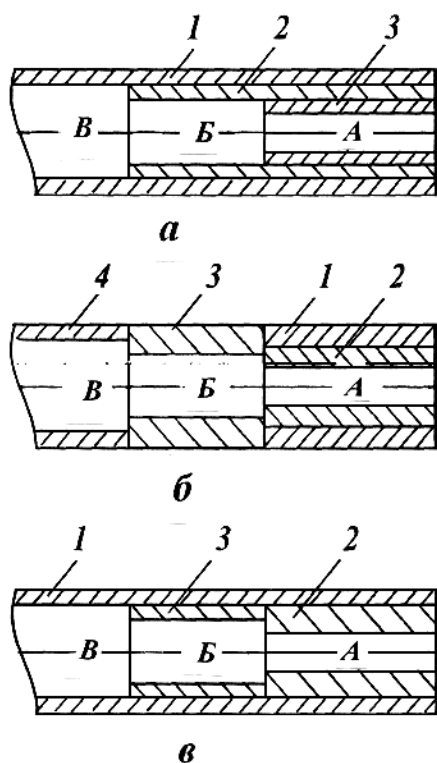


Рис.7.3. Схемы обтачивания ступеньчатого вала: 1...4 - номера переходов; А, Б, В - ступени вала.

резания. Обрабатываемая поверхность опирается на кулачки люнета. В тех случаях, когда следует обеспечить соосность обрабатываемой поверхности с ранее обработанной, кулачки люнета устанавливают впереди резца, т. е. на ранее обточенную поверхность. При скоростном резании кулачки создают значительное трение.

Для уменьшения трения применяют люнеты с роликовыми опорами (рис. 7.4, а). При скоростном резании часто возникают вибрации, оказывающие большое влияние на шероховатость поверхности и точность обработки. Для устранения вибрации применяются люнеты с виброгасителем (рис. 7.4, б). Тарельчатые пружины, помещенные в корпусе виброгасителя, поглощают вибрации резца.

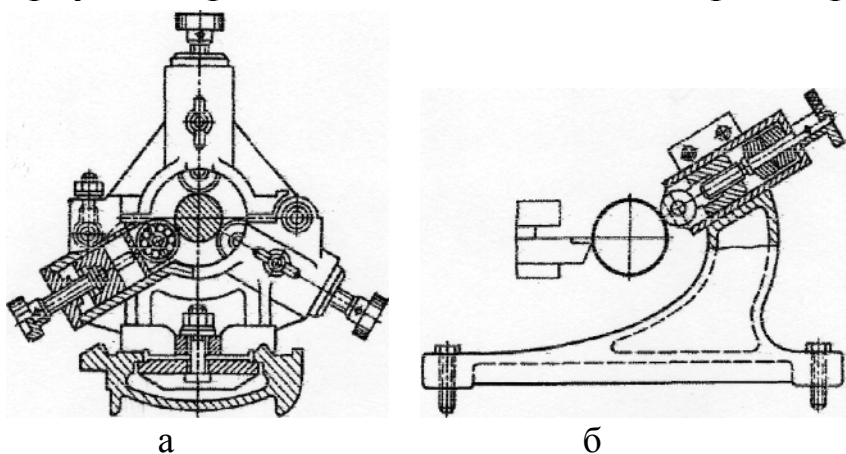


Рис.7.4. Люнет с роликовыми опорами (а); подвижный люнет виброгаситель (б).

При высоких скоростях резания стружка, имея сливную форму, сходит непрерывной лентой. Такую стружку нельзя обрывать или удалять руками - она может сильно порезать или вызвать ожог. Для размельчения

стружки применяют специальные устройства - стружколоматели.

В массовом и крупносерийном производствах обработка валов производится на многорезцовых станках, которые имеют два суппорта - передний и задний. Передний суппорт, имеющий продольное движение, служит для точения. Задний суппорт, совершающий поперечное движение, предназначен для подрезки торцов, прорезания канавок. Резцы настраиваются так, чтобы обработка всех участков заканчивалась одновременно.

Многорезцовое обтачивание выполняется тремя различными способами.

При обработке по первому способу суппорт совершает путь  $L$ , равный сумме обрабатываемых ступеней  $L = (l_1 + l_2 + l_3)$  (рис.7.5,а). Этот способ обработки называется способом деления общего припуска. Здесь припуск на одной из ступеней снимается последовательно несколькими резцами.

Второй способ называется способом деления длины заготовки

на несколько участков (рис. 7.5, б). Этот способ применяется в тех случаях, когда максимальный припуск может быть удален резцами за один проход. При данной схеме обработки длина хода резца равна

$$l = \frac{L}{n}.$$

Третий способ называется способом деления максимальной ступени вала (рис. 7.5, в). Более длинная ступень  $l_1$  протачивается несколькими резцами.

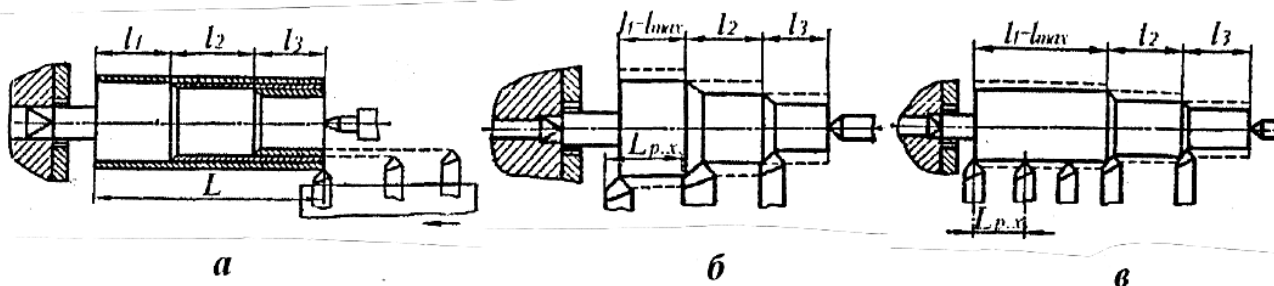


Рис. 7.5. Способы обработки ступенчатого вала на многорезцовом станке: а - способ деления припуска; б - способ деления длины обработки вала; в - способ деления длины максимальной ступени.

Установка резцов производится либо по обработанной заготовке, либо по специальному эталону.

Многорезцовая обработка применяется на предварительных операциях. Чистовое обтачивание производится на гидроконтрольных станках 1708, Ш713, 1Б732 и др., имеющих два суппорта, расположенных в вертикальной плоскости. При данной схеме обработки облегчается сход стружки из зоны резания. Обточка по копиру осуществляется резцом, расположенным в верхнем суппорте. Подрезка торцов осуществляется резцами, расположенными в нижнем суппорте. На многорезцовых станках обточка осуществляется со скоростью 30 - 50 м/мин, а на гидроконтрольном - 150 - 200 м/мин.

В единичном и мелкосерийном производствах валы обрабатывают на станках с программным управлением.

**Отделочная обработка.** К отделочным методам обработки относят тонкое (алмазное) точение, шлифование, притирку, суперфиниш, полирование, алмазное выглаживание и обкатку роликами и шариками.

При тонком алмазном точении достигается шероховатость поверхности  $R_a=0,3\div 1,25$  мкм. Обработка производится на режимах: подача  $S=0,02\div 0,05$  мм/об, глубина резания  $t=0,05\div 0,15$  мм, скорость резания  $V=300\div 3000$  м/мин. В качестве режущего инструмента



для тонкого точения сталей применяют резцы, оснащенные пластинками из твердого сплава ТЗ0К4, а для обработки чугунов - пластинки из твердого сплава ВК2, ВК3. Высокопрочные стали, обрабатываются резцами, оснащенными режущими элементами из эльбора. Для обработки валов из цветных сплавов применяют алмазные резцы, которые благодаря высокой твердости и незначительному износу обеспечивают более высокое качество поверхностей и точность размеров.

**Шлифование.** Шлифование является основным и наиболее распространенным методом обработки наружных цилиндрических поверхностей.

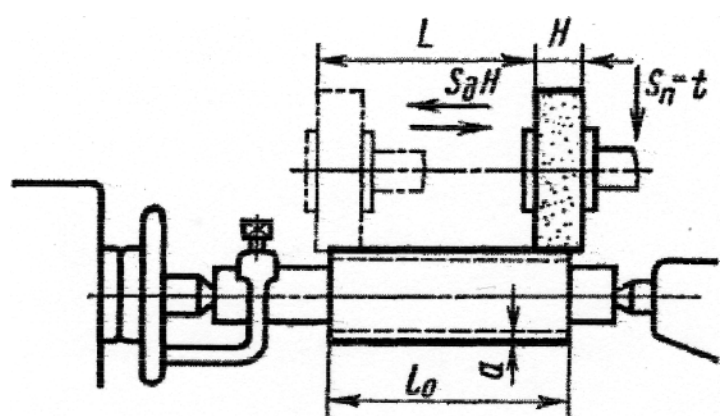


Рис. 7.6. Схема круглого шлифования с продольной подачей.

Тонкое шлифование осуществляется мягкими мелкозернистыми абразивными инструментами на круглошлифовальных (рис. 7.6), бесцентровошлифовальных (рис. 7.7) и ленточношлифовальных станках.

На круглошлифовальных станках заготовка устанавливается в центрах

станка. Скорость вращения заготовки изменяется от 10 до 15 м/мин, скорость круга 30 м/с.

Процесс шлифования осуществляется с продольной подачей (рис. 7.6) и методом врезания (рис. 7.8). В первом случае заготовка совершает возвратно-поступательное продольное перемещение, а в конце каждого хода производится поперечная подача.

Продольная подача равна  $S_{np} = (0,5 \div 0,8)H$  от высоты круга за один оборот заготовки. При выхаживающих окончательных проходах продольная подача уменьшается до  $S_{np} = (0,2 \div 0,3)H$  и глубина резания до 0,005 ÷ 0,02 мм за каждый ход. Длина продольного хода при шлифовании на проход

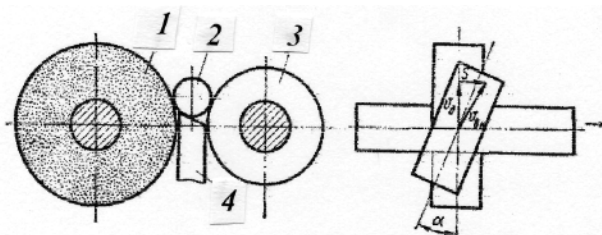


Рис. 7.7. Схема бесцентрового шлифования.

на проход  $l = l_0 - (0,2 \div 0,4)H$  мм.

Второй способ заключается в том, что шлифовальному кругу сообщается только поперечная подача. При шлифовании на бесцентрово-

шлифовальных станках (рис. 7.7) заготовка 2 устанавливается между двумя кругами 1 и 3 на специальный поддерживающий нож 4, изготовленный из износостойкого материала. Благодаря скосу, направленному в сторону ведущего круга, деталь прижимается к нему, что способствует передаче крутящегося момента ведущим кругом детали.

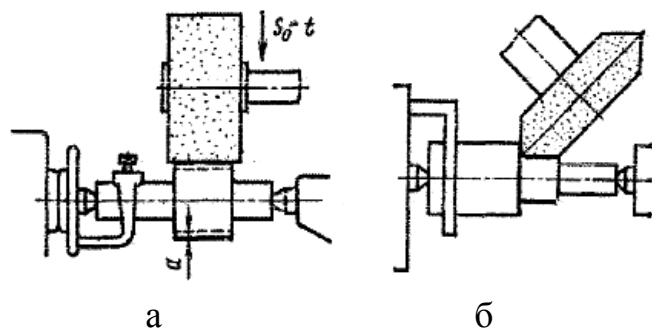


Рис.7.8. Схема круглого шлифования с поперечной подачей (а); схема шлифования шейки и уступа вала (б).

шлифованием на проход. При шлифовании на проход ведущий круг 3 устанавливают под углом  $\alpha = 1 \div 5^\circ$ .

Продольная подача определяется по формуле

$$S = 1000 \cdot V_{BK} \cdot \sin \alpha \cdot \eta_s,$$

а окружная скорость вращения детали

$$V_D = V_{BK} \cdot \cos \alpha (1 + \delta),$$

где  $S$  - продольная подача, мм/мин;  $V_D$  - окружная скорость вращения детали, м/мин;  $V_{BK}$  - окружная скорость ведущего круга, м/мин;  $\eta_s$  - коэффициент осевого проскальзывания, который равен 0,90 – 0,98;  $\delta$  - коэффициент, учитывающий ускоренное вращение детали за счет скорости шлифующего круга ( $\delta = 0,04 \div 0,07$ ).

Величина скорости продольной подачи  $S$  при шлифовании на проход изменяется в пределах 400 - 4000 мм/мин. Скорость ведущего круга  $V_{BK} = 15 \div 30$  м/мин при черновом шлифовании, а при чистовом шлифовании возрастает до 100 м/мин и выше.

Возможно шлифование набором кругов разной зернистости, ширина такого набранного круга достигает 800 мм. Шлифование таким набранным кругом за один проход обеспечивает обработку по 7-8-му качеству точности и шероховатость поверхности  $R_a = 0,32 \div 0,16$  мкм. Бесцентровошлифовальные станки имеют жесткость в 1,5-2 раза большую по сравнению с круглошлифовальными станками. Поэтому они допускают более форсированные режимы, имея более высокую

производительность. Они позволяют осуществлять шлифование валов, имеющих малую жесткость.

**Хонингование.** Хонингование валов производится на специальных станках, снабженных приспособлением с двумя полукольцами (рис. 7.9). На внутренней стороне полуколец закреплены шлифовальные бруски.

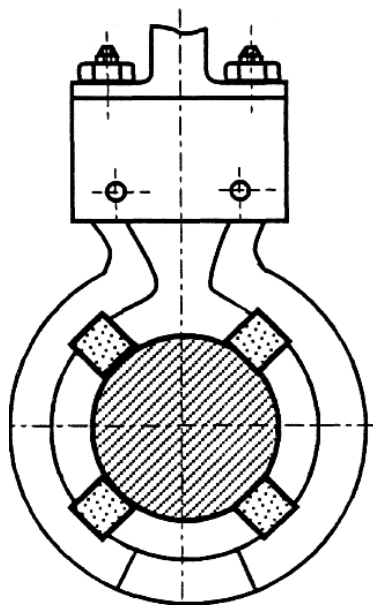


Рис. 7.9. Схема хонингования цилиндрической поверхности.

Обрабатываемая деталь, охватываемая двумя полукольцами, получает вращательное и поступательное движение. Скорость резания при хонинговании колеблется от 60 до 200 м/мин, а давление абразивных брусков - от 0,3 до 1,35 МПа. После двух - трех минут хонингования станок автоматически отключается и деталь освобождается.

**Суперфиниш.** Суперфиниш похож на хонингование, так как здесь в качестве обрабатывающего инструмента также применяют мелкозернистые абразивные бруски.

Отличие суперфиниша от хонингования заключается в том, что при суперфинише наряду с вращательным и поступательным продольным движениями заготовки имеется еще колебательное, которое здесь считается

главным рабочим движением (рис. 7.10).

Колебательное движение направлено вдоль брусков, имеет ход 2-6 мм и частоту колебаний 1000 ход/мин. При суперфинишировании толщина срезаемого слоя изменяется от 0,005 до 0,02 мм, продолжительность обработки 0,2 - 0,5 мин. Шероховатость поверхности достигается до  $R_z=0,04$  мкм. В качестве смазывающей жидкости используют смесь масла с керосином в соотношении 1:10. В начале

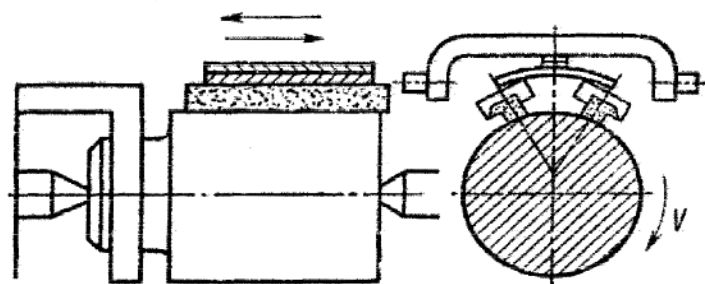


Рис. 7.10. Схема суперфиниширования.

процесса микронеровности на поверхности разрывают масляную пленку. Выступающие гребешки микронеровностей срезаются абразивными брусками. По мере срезания гребешков микронеровность сглаживается и после того, как масляная

пленка станет сплошной и не будет иметь разрывов от выступающих зерен, процесс резания прекращается.

При суперфинишировании предъявляется очень жесткое требование к чистоте смазывающей жидкости, ибо наличие мельчайших металлических или абразивных частичек может вызвать появление рисок на поверхности. Суперфинишу предшествует операция шлифования или такого точения, которое обеспечивает высоту шероховатости поверхности не более  $R_a=0,32$  мкм. Суперфиниш не исправляет дефекты формы и размеров, полученные от предыдущих операций.

**Притирка.** Притирка - отделочная операция, которая выполняется инструментами-притирами.

Притиры изготавливают из чугуна или бронзы и на их поверхность наносится абразивная суспензия (микropорошок с машинным маслом). Относительное перемещение детали и притира должно обеспечивать движение зерен по новым, не повторяющимся траекториям. Для обеспечения этого условия обрабатываемая деталь получает вращение от шпинделя станка, а возвратно-поступательное продольное перемещение осуществляется вручную. В качестве абразивов применяют окись хрома ( $Cr_2O_3$ ), окись железа ( $Fe_2O_3$ ) или крокус и венскую известь. По твердости, режущим свойствам и производительности окись хрома стоит на первом месте. Наиболее чистую поверхность обеспечивает венская известь (углекислый кальций с примесью магния и железа). В качестве смазывающего материала используют смесь машинного масла с керосином. При использовании венской извести применяют спирт, а при использовании крокуса-вазелин. Для доводочных работ широко используются пасты ГОИ (по имени автора - Государственного оптического института). Пасты ГОИ содержат термически обработанную (прокаленную) окись хрома, жиры и органические поверхностно-активные кислоты (олеиновую или стеариновую). Пасты ГОИ делятся на грубые (40 мкм), средние (16 мкм) и тонкие (7 мкм). Цифры указывают толщину снятого слоя со стальной закаленной плитки при 100 возвратно-поступательных движениях притира. Притирка наружных цилиндрических поверхностей осуществляется на токарных станках с использованием специальных приспособлений. Скорость притирки 15-40 м/мин. Притирка обеспечивает точность деталей до 5-го качества с шероховатостью поверхности  $R_z=0,32\pm 0,05$  мкм. Припуск для предварительной притирки равен 0,010 - 0,015 мм, а для окончательной - 0,005 мм.

## 7.2. МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

### 7.2.1. ВИДЫ ОТВЕРСТИЙ И МЕТОДЫ ИХ ОБРАБОТКИ

В деталях машин отверстия бывают цилиндрические, ступенчатые, конические, фасонные. Отверстия могут быть открытыми с двух сторон или с одной стороны (глухие). Их обрабатывают лезвийными и абразивными инструментами и физико-химическими методами. Лезвийным инструментом отверстия можно сверлить, зенкеровать, развертывать, растачивать, протягивать. Абразивным инструментом - шлифовать, хонинговать, полировать, притирать.

При обработке отверстий в труднообрабатываемых материалах (твердые сплавы, стекло, керамика и др.), а также при получении отверстий малых диаметров применяют следующие физико-химические методы обработки: ультразвуковой, светолучевой, электроннолучевой, электроэрозионный, электрохимический.

Обработка отверстий без снятия стружки производится путем поверхностно-пластического деформирования с применением операций: алмазное выглаживание, раскатка шариками или роликами, прошивка дорном или калиброванными шариками. Отверстия в деталях из листового материала чаще всего пробивают в вырубных штампах.

### 7.2.2. ОБРАБОТКА ОТВЕРСТИЙ ЛЕЗВИЙНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Сверление - распространенный способ обработки глухих и сквозных отверстий в сплошном материале с точностью 12-13-го качества и шероховатостью  $R_z = 10 \div 30$  мкм (ГОСТ 2789 - 73).

Отверстия диаметром больше 30 мм сверлят за два перехода, сначала сверлом меньшего размера, затем - требуемого диаметра.

Различают два метода сверления: с вращающимся сверлом (по этому принципу работают сверлильные и расточные станки) и с вращением детали (токарно-револьверные станки). Для уменьшения увода сверла производят предварительное засверливание (центрование) коротким жестким сверлом.

Центрование производят на токарно-револьверных станках и автоматах, а также на сверлильных и расточных станках с направляющими втулками. Требуемая точность взаимного расположения отвер-

стей обеспечивается с помощью кондукторов. Если заданная точность отверстий выше 9-го качества, то в зависимости от его диаметра и вида заготовки последующая обработка осуществляется зенкерованием, растачиванием, развертыванием. Точность взаимного расположения отверстий при последовательной обработке разными инструментами осуществляется также с помощью кондуктора, но со сменными втулками и быстросменными патронами для закрепления инструментов в шпиндель станка.

**Зенкерование** применяют для обработки предварительно полученного отверстия литьем, прошивкой или сверлением.

Для обработки фасок в отверстиях цилиндрических и торцевых поверхностей под головки заклепок, винтов, болтов и гаек применяют зенкеры (рис. 7.11). Зенкеры, в зависимости от их назначения, подразделяются на спиральные, цилиндрические, конические. Спиральные зенкеры применяются для обработки сквозных цилиндрических отверстий. Зенкеры

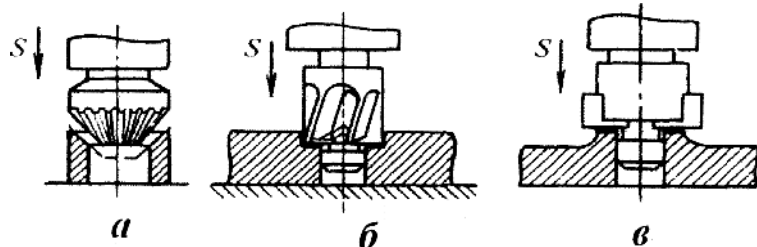


Рис. 7.11. Зенковка (а), цековка (б,в).

диаметром 12-35 мм изготавливают цельными с коническим хвостовиком и с тремя режущими зубьями, а диаметром 25 - 30 мм - насадными с четырьмя или шестью режущими зубьями. Насадные зенкеры диаметром 60 - 175 мм выполняют со стальными рифлеными ножами с пластинками из твердых сплавов.

Для обеспечения заданной точности и устранения увода оси инструмента применяют кондукторы. Различают три способа ориентации зенкера: верхнее, нижнее и двойное (рис. 7.12).

Верхнее направление зенкера 1 во втулке кондуктора 2 обеспечивает его ориентацию специальной цилиндрической направляющей (рис. 7.12, а). Нижнее направление осуществляется втулкой 2, расположенной под деталью (рис. 7.12, б). Для обработки отверстий диаметром свыше 25 мм рекомендуется применять двойное направление. Зенкер со шпинделем обычно имеет шарнирное или плавающее соединение. Это исключает влияние погрешностей, связанных с биением шпинделя относительно оси направляющих втулок на положение оси отверстия детали.

Припуск для зенкерования примерно равен 0,1 от диаметра от-

верстия. Грубое зенкерование отверстий после литья обеспечивает 13-й квалитет точности, а после сверления или черного растачивания 11-12-й квалитет, шероховатость поверхности  $R_a=10\div 25$  мкм.

**Развертывание** - основной способ обработки отверстий в материале твердостью  $HRC \leq 40$ , 6 - 5-й квалитета точности, с шероховатостью  $R_a=2,5\div 0,15$  мкм.

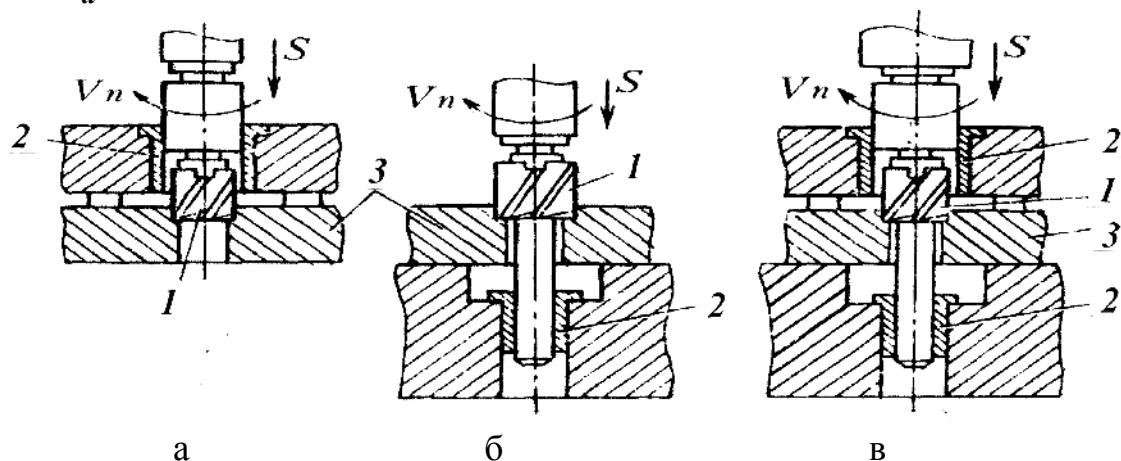


Рис. 7.12. Направление зенкера в кондукторных втулках: а - верхнее, б - нижнее, в - двойное.

Инструмент - развертка отличается от зенкера большим числом зубьев и меньшими углами в плане. Необходимым условием достижения высокой точности обработки при развертывании является равномерность снимаемого припуска и строгое совпадение оси развертки с осью обрабатываемого отверстия. Развертка во время работы должна свободно устанавливаться по отверстию или иметь точное направление. Развертка направляется кондукторными втулками с нижним, верхним или двойным направлением. В зависимости от требуемой точности развертывание производится одним или двумя развертками. Отверстие 7-го квалитета точности обрабатывается одной разверткой, а 5-го квалитета точности - двумя развертками.

**Растачивание** - производится на токарных, расточных, агрегатных и специальных станках.

Растачивание производится при вращении детали (токарные станки) или вращении расточной бортштанги (горизонтальные, вертикальные, координатные, агрегатные и многошпиндельные станки). В серийном производстве отверстия растачивают пластинчатыми резцами, расточными блоками и головками. Расточный блок состоит из корпуса и вставных резцов, установленных на требуемый размер. Блок крепится в расточной бортштанге, имеющей переднее направление.

Расточка отверстий в корпусных деталях производится на координатно-расточных станках с программным управлением 262ПР, оснащенных оптическими системами отсчета по шкалам с точностью  $\pm 0,002$  мм.

В ряде случаев бортштанга шарнирно соединяется со шпинделем, базируется на двух опорах.

Растачивание отверстий в стальных деталях производится на режимах: скорость резания 150 - 250 м/мин, продольная подача 0,02 - 0,12 мм/об, глубина резания 0,1 - 0,3 мм. Обработка деталей из цветных сплавов производится на режимах: скорость резания 800 - 1000 м/мин, подача 0,02 - 0,10 мм/об, глубина резания 0,05 - 0,04 мм.

Тонкое растачивание производится на прецизионных расточных одно- или многошпиндельных вертикальных и горизонтальных станках 2А710, 2705, 2706, 2714, 2722, 2А715, 278Л и др. Станки имеют повышенную жесткость и виброустойчивость. На этих станках можно сверлить, растачивать, зенковать, развертывать цилиндрические и конические отверстия, подрезать торцы, нарезать резьбу, протачивать канавки и т. п.

Для обработки отверстий на агрегатных станках используются многолезвийные, комбинированные и сборные инструменты, заранее установленные на требуемый размер. Отверстия диаметром 50 - 200 мм и длиной 75 - 200 мм обрабатываются на вертикальных станках, отверстия меньших диаметров - на горизонтальных. Резцы закрепляются в консольных жестких оправках. Тонкое растачивание обеспечивает точность отверстий 5 - 6-го квалитетов при шероховатости поверхности  $R_a = 0,25 \div 0,18$  мкм. Погрешность формы (овальность, конусность) составляет 0,003 - 0,004 мм.

**Протягивание** - это процесс обработки цилиндрических, шлицевых и квадратных отверстий диаметром от 10 до 300 мм с точностью 5 - 6-го квалитета и шероховатостью  $R_a = 0,15 \div 0,08$  мкм.

Длина протягивания отверстия обычно не превышает трехкратной величины его диаметра. Перед протягиванием отверстие обрабатывается сверлением, зенкерованием или растачиванием.

Различают профильное, генераторное и прогрессивное протягивание.

Для профильной схемы резания форма режущих кромок протяжки соответствует профилю обрабатываемой поверхности. Зубья протяжки срезают заданный припуск последовательно. Окончательный размер отверстия обеспечивается калибрующими зубьями.



При генераторной схеме резания форма режущих зубьев протяжки не соответствует профилю обрабатываемого отверстия детали.

Окончательная форма и размеры обрабатываемой поверхности обеспечиваются последними зубьями, работающими по профильной схеме. При прогрессивной схеме резания режущие зубья по периметру разделены на отдельные секции. Зубья протяжки срезают металл отдельными участками контура, но толщиной в 5 - 10 раз больше, чем при работе по профильной схеме.

Отверстия протягивают на горизонтальных и вертикально-протяжных станках при скорости резания 3-5 м/мин. При протягивании деталь устанавливается на жесткую или шаровидную опору. На жесткую опору устанавливают детали, у которых обеспечена перпендикулярность торца к оси отверстия при подрезке. Если торец детали не подрезан, например, поверхность после литья, или при обработке не обеспечена перпендикулярность оси отверстия детали к торцу, применяют шаровидную опору.

Припуски под протягивание составляют 0,5-1,5 мм на диаметр. Подача на зуб 0,02 - 0,1 мм. При протягивании применяют сульфозфрезол или 20-и процентный раствор эмульсола в воде с добавлением 4% мыла. Основное время (в мин) при протягивании определяется по формуле

$$t_0 = \frac{L+l}{1000} \left( \frac{1}{V_p} + \frac{1}{V_x} \right), \quad (7.1)$$

где  $L$  - длина рабочей части протяжки, в мм;  $l$  - длина протягиваемой детали, в мм;  $V_p$  - скорость резания (рабочего хода) в м/мин;  $V_x$  - скорость обратного хода в м/мин.

Скорость обратного хода принимается в 2-3 раза больше скорости рабочего хода.

### 7.2.3. ОБРАБОТКА ОТВЕРСТИЙ АБРАЗИВНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

**Шлифование отверстий.** Внутреннее шлифование цилиндрических, конических, сквозных и глухих отверстий в деталях, изготовленных из сталей, чугунов, жаропрочных сплавов, обеспечивает точность 5 - 6-го качества и шероховатость поверхности  $R_a = 1,25 \div 0,15$  мкм.

На шлифовальных станках обработку производят:

- при вращающейся детали, закрепленной в патрон;
- при неподвижной детали на станках с планетарным движением шпинделя;
- при вращающейся незакрепленной детали на бесцентрово-шлифовальных станках.

Наиболее распространен первый способ обработки с продольной или поперечной подачей (рис. 7.13).

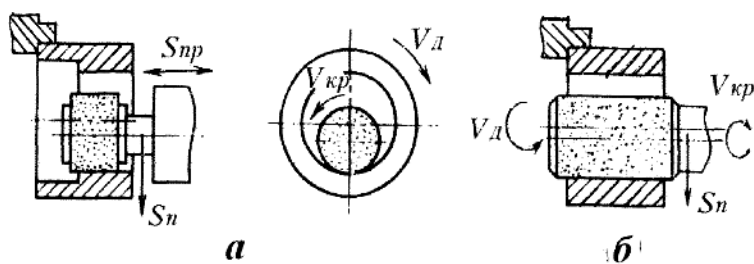


Рис. 7.13. Схема шлифования отверстий: а - с продольной подачей; б - с поперечной подачей.

Диаметр шлифовального круга обычно принимают равным 0,8 - 0,9 диаметра отверстия. В зависимости от свойств обрабатываемого материала и вида операции, скорость резания при шлифовании изменяется от 25 до 100 м/с. Продольная подача выражается в долях ширины круга и принимается  $S_{np} = (0,2 \div 0,3) V_K$  мм/об при чистовом шлифовании, а при черновом -  $S_{np} = (0,6 \div 0,8) V_K$  мм/об.

Поперечная подача  $S_n$  круга при чистовом шлифовании равна 0,003 - 0,015 мм/дв. ход стола, а при черновом - 0,05 - 0,075 мм/дв. ход стола. Основное время (в мин) для внутреннего шлифования с продольной подачей круга определяется по формуле

$$t_0 = \frac{a}{n_{дв.х} \cdot S_n} \cdot k, \quad (7.2)$$

где  $a$  - припуск на сторону в мм;  $n_{дв.х}$  - число двойных ходов в минуту;

ту;  $n_{дв.х} = \frac{V_{np} \cdot 1000}{2L}$ ;  $S_n$  - поперечная подача за один двойной ход

стола (глубина резания) в мм;  $k$  - коэффициент доводки (выхаживания), учитывающий точность шлифования;  $V_{np}$  - скорость продольного хода стола в м/мин.

Величина  $k$  зависит от точности изготовления диаметра.

При точности шлифования 0,1...0,15 мм  $k = 1,1$ .

При точности шлифования 0,07...0,09 мм  $k = 1,25$ .

При точности шлифования 0,04...0,06 мм  $k = 1,4$ .

При точности шлифования 0,02...0,03 мм  $k = 1,7$ .

Длина продольного хода стола определяется по формуле:

а) при шлифовании на проход (в мм)

$$L = l_0 - (0,2...0,4)B_k;$$

б) при шлифовании в упор (в мм)

$$L = l_0 - (0,4...0,6)B_k,$$

где  $l_0$  - длина шлифуемой поверхности в мм;  $B_k$  - ширина шлифовального круга в мм.

Основное время при шлифовании с поперечной подачей (метод врезания) определяется по формуле

$$t_0 = \frac{a}{n_\partial \cdot S_n} \cdot k,$$

где  $S_n$  - поперечная подача на один оборот детали;  $n_\partial$  - частота вращения детали в мин;  $k$  - коэффициент доводки.

#### 7.2.4. ШЛИФОВАНИЕ ОТВЕРСТИЙ С ПЛАНЕТАРНЫМ ДВИЖЕНИЕМ ШПИНДЕЛЯ

На рис. 7.14,а показана схема планетарного шлифования внутреннего отверстия. Шпиндель шлифовального круга I имеет четыре движения: вращение вокруг своей оси 1; планетарное движение по окружности внутренней поверхности детали, неподвижно закрепленной на столе станка II; возвратно-поступательное движение вдоль оси детали III; поперечное перемещение (поперечная подача) IV. Эта схема шлифования применяется для обработки корпусных деталей.

**Бесцентровое шлифование отверстий.** На рис. 7.14,б показана схема бесцентрового шлифования внутреннего отверстия втулки.

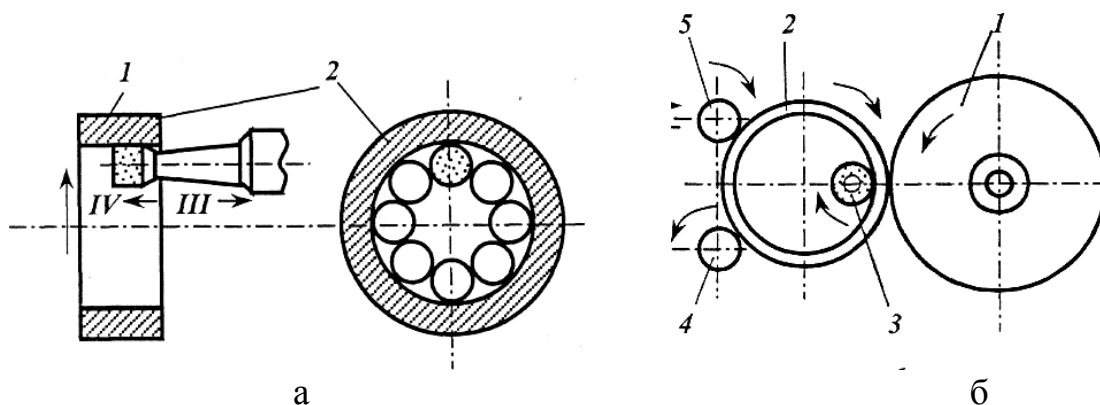


Рис. 7.14. Схемы шлифования отверстий: а - планетарное; б - бесцентровое.

Деталь поддерживается тремя роликами. Ролик 1 является ведущим: он создает вращательное движение детали 2 относительно шлифовального круга 3. Верхний нажимной ролик 5 прижимает де-

таль к ведущему ролику 1, нижнему поддерживающему опорному ролику 4. Деталь, зажата между тремя роликами, имеет скорость ведущего ролика. При смене деталей зажимный ролик 5 отходит влево, освобождая деталь.

Точность обработки при бесцентровом шлифовании по диаметру соответствует 5 - 6-му качеству, а concentричность и параллельность осей внутреннего и наружного диаметра достигает 0,003 мм.

### 7.2.5. ХОНИНГОВАНИЕ ОТВЕРСТИЙ

Хонингование применяется для обработки предварительно развернутых, расточенных или шлифованных сквозных и глухих цилиндрических отверстий.

Обработка осуществляется хонем - инструментом, имеющим абразивные или алмазные бруски. Головка (хон) совершает одновременно вращательное ( $V_{вр} = 30 \div 60$  м/мин) и возвратно-поступательное ( $V_n = 10 \div 15$  м/мин) движения. Бруски в процессе обработки раздвигаются (радиальная подача). Раздвижение в радиальном направлении брусков осуществляется механическим, гидравлическим или пневматическим устройствами. Давление детали 0,2 – 1,0 МПа.

Хонинговальные бруски изготавливают из электрокорунда, карбида кремния, эльбора, алмаза. Процесс хонингования осуществляется с СОЖ, выполняющей смазывающе-охлаждающее и вымывающее действие. При обработке чугуна используют керосин, а для стали - смесь из веретенного масла (25%) и керосина (75%). Для диаметров 25 - 500 мм величина припуска составляет 0,02 - 0,20 мм для чугунных деталей и 0,01 - 0,08 мм - для стальных.

Хонингование производится на горизонтальных и вертикальных одно- и многошпиндельных станках.

Хонингование устраняет овальность, конусность, бочкообразность и другие погрешности формы, обеспечивая точность 5 - 6-го качества и шероховатость поверхности  $R_a = 0,32 \div 0,04$  мкм.

### 7.2.6. ПРИТИРКА (ДОВОДКА) ОТВЕРСТИЙ

Притирка - отделочная абразивная обработка, обеспечивающая шероховатость поверхности  $R_a = 0,16 \div 0,01$  мкм и точность размеров

5-го качества. Инструментом служит притир, представляющий собой разрезную втулку, на наружной поверхности которой наносятся перекрещивающиеся пазы, а внутренняя поверхность имеет конус. Притиры изготавливаются из чугуна, стали, латуни, меди и других материалов, но более мягких, чем материал обрабатываемой детали.

На поверхность притира наносится паста или суспензия на основе электрокорунда, карбида кремния, карбида бора (зернистостью М20 - М3); алмаза (зернистостью 100 - 1 мкм и мельче). В качестве связывающих материалов в пастах применяют стеарин, парафин, вазелин и олеиновую кислоту.

Притир совершает вращательные и возвратно-поступательные движения с удельным давлением 0,2 - 0,5 МПа.

### **7.3. МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ РЕЗЬБ**

Резьбовые поверхности по своему назначению подразделяются на крепежные и ходовые. К крепежным резьбам относятся метрические (нормальные, тугие, плотные), трубные, дюймовые, упорные (пилообразные) и специальные (часовые, артиллерийские и др.).

Ходовые резьбы прямоугольного, трапециидального и полукруглого профиля применяются в ходовых винтах, в станочных, сборочных и контрольно-измерительных приспособлениях. Они служат для преобразования вращательного движения в поступательное.

На машиностроительных заводах применяется много методов обработки резьб. В зависимости от размеров, класса точности и объема производства нарезание резьб производится на токарных, токарно-револьверных, сверлильных, резьбофрезерных, резьбошлифовальных и резьбонакатных станках. Наружные резьбы нарезают резьбонарезными резцами, гребенками, плашками, фрезами, резьбовыми головками, профилированными шлифовальными кругами, резьбонакатными роликами и плашками. Внутренние резьбы нарезают метчиками, резцами, фрезами.

#### **7.3.1. НАРЕЗАНИЕ РЕЗЬБ РЕЗЦАМИ И ГРЕБЕНКАМИ**

При нарезании резьбы крупного шага ( $S > 3$  мм) применяют резцы, работающие по генераторной схеме (рис. 7.15, б).

Профильная схема нарезания резьбы применяется для чистового

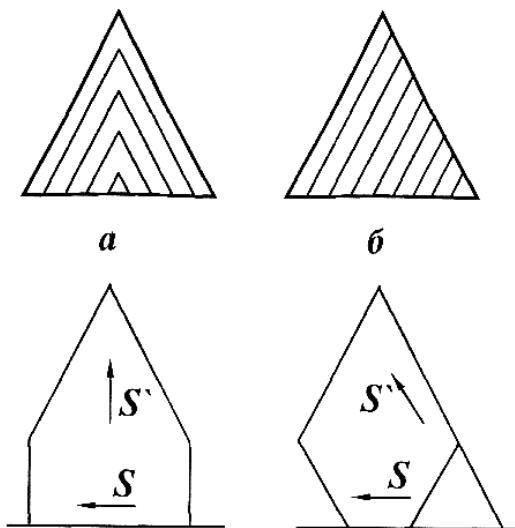


Рис. 7.15. Схема нарезания резьбы: профильная (а), генераторная (б).

нарезания (рис. 7.15,а). Нарезание резьбы резцами является мало-производительным методом обработки, так как формирование полного профиля производится за несколько проходов.

Для сокращения машинного времени применяют резьбовые гребенки, позволяющие сократить число проходов до одного. Основное машинное время нарезания резьбы резцами определяется

$$t_0 = \frac{(l + x) \cdot i \cdot q}{n \cdot S}, \quad (7.4)$$

где  $l$  - длина резьбовой части в мм;  $n$  - частота вращения детали в об/мин;  $S$  - подача на оборот детали, равна шагу нарезания резьбы;  $i$  - число проходов в зависимости от диаметра, шага резьбы и обрабатываемого материала, изменяется от 6 до 20;  $q$  - число заходов резьбы;  $x$  - величина врезания и перебега, равные 2-3 ниткам нарезаемой резьбы.

Основное машинное время нарезания резьбы гребенкой определяется по формуле

$$t_0 = \frac{l + x}{n \cdot S}. \quad (7.5)$$

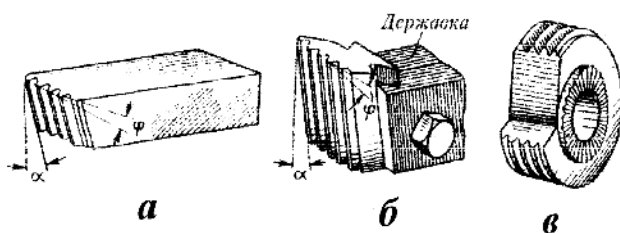


Рис. 7.16. Резьбовые гребенки: а - стержневая, б - призматическая, в - круглая.

Гребенки (рис. 7.16) по своей конструкции разделяются на плоские, призматические и круглые. Для предварительной обработки крупногабаритные резьбы наиболее целесообразно нарезать вихревым методом (рис. 7.17). Он заключается в следующем: обрабатываемая деталь вращается с

частотой 30 - 100 об/мин, а резец, закрепленный в резцовой головке, вращается с частотой 1000 — 3000 об/мин.

За каждый оборот резцовой головки резец соприкасается с деталью, срезая по дуге небольшой слой. Резцовая головка расположена эксцентрично по отношению к оси вращения обрабатываемой детали

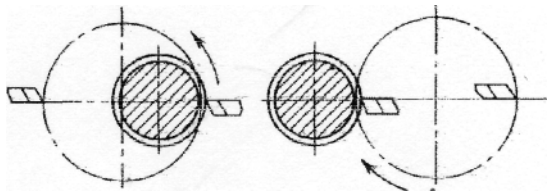


Рис. 7.17. Схема вихревого нарезания резьбы.

и повернута на величину угла подъема винтовой линии резьбы. В резцовой головке могут закрепляться один, два или четыре резца. За каждый оборот детали при перемещении вращающейся головки вдоль оси детали на величину шага резьбы на детали будет сформирован один виток резьбы.

бы на детали будет сформирован один виток резьбы.

### 7.3.2. НАРЕЗАНИЕ РЕЗЬБЫ МЕТЧИКАМИ, ПЛАШКАМИ И РЕЗЬБОНАРЕЗНЫМИ ГОЛОВКАМИ

Метчиками, плашками и нарезными головками нарезаются резьбы небольшого диаметра. В зависимости от способа нарезания метчики разделяются на машинные, применяемые для нарезания резьбы на станках, и слесарные, применяемые при ручном нарезании резьб.

Нарезание резьбы машинными метчиками производится на сверлильных, револьверных и токарно-револьверных автоматах, имеющих обратный ход для вывинчивания инструмента. Рабочая часть метчика состоит из заборной и калибрующей частей.

Машинными метчиками резьба нарезается за один проход. Метчики крепятся на шпинделе станка в патронах. На револьверных

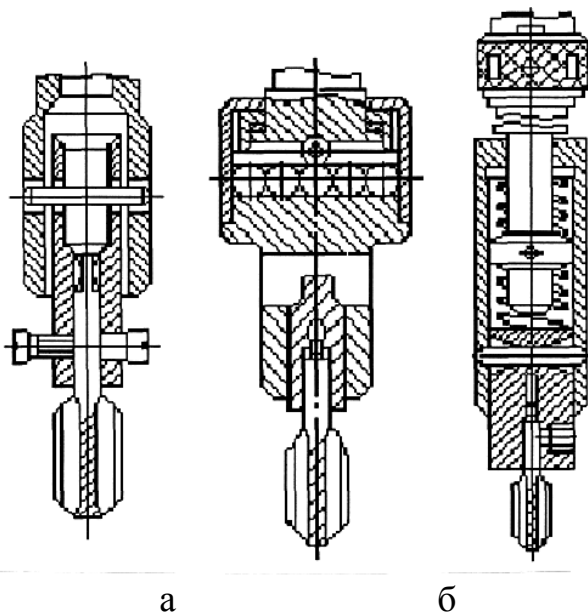


Рис 7.18. Патроны для крепления метчиков: а - плавающий; б - компенсирующий.

станках и токарно-револьверных автоматах применяют жесткие патроны. Для самоустановки метчика по оси нарезаемого отверстия применяют плавающие патроны (рис. 7.18, а). Для согласования подачи станка с шагом резьбы применяются компенсирующие патроны (рис. 7.18, б). Такие патроны применяются на револьверных станках, где часто отсутствует согласование подачи револьверной головки станка с шагом нарезаемой резьбы. Для нарезания резьбы в гайках на специальных

гайконарезных автоматах применяются машинные метчики с изогнутым хвостовиком. Применение таких гаечных метчиков обеспечивает непрерывный процесс обработки, высокую производительность (от 1000 до 3000 гаек до переточки) и довольно высокую точность (рис. 7.19). Наружные резьбы нарезают плашками или резьбонарезными головками.

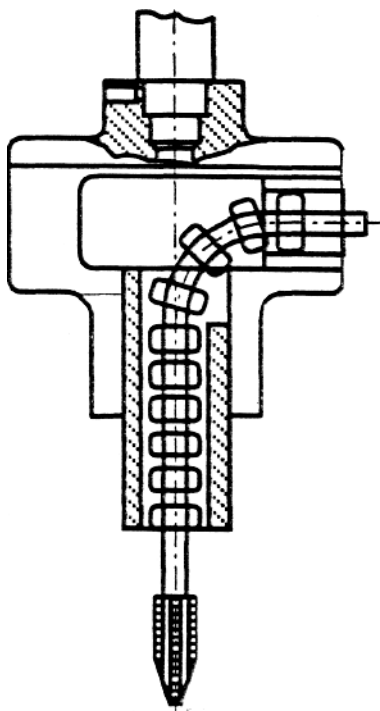


Рис.7.19. Схема нарезания резьбы в гайках изогнутым метчиком.

Плашка представляет собой разрезное кольцо с внутренней резьбовой поверхностью. При навинчивании ее на цилиндрическую поверхность происходит нарезание резьбы. Этот метод нарезания резьб малопродуктивен, так как требует дополнительного времени для свинчивания при обратном ходе инструмента.

Основное время для нарезания резьбы метчиками и плашками определяется по формуле

$$t_0 = \left( \frac{l+x}{n \cdot S} + \frac{l+x}{n_1 \cdot S} \right) \cdot i, \quad (7.6)$$

где  $l$  - длина нарезаемой резьбы, мм;  $x$  - величина врезания и перебега, равная  $\frac{2}{3}S$ ;  $n_1$  -

частота вращения заготовки при обратном ходе, об/мин;  $n$  - частота вращения заготовки при прямом ходе, об/мин;  $S$  - подача на оборот заготовки, равна шагу нарезаемой резьбы, мм/об.

В серийном и массовом производстве вместо плашек применяют самооткрывающиеся резьбонарезные головки. Резьбонарезные головки по своей конструкции разделяются на три вида: с плоскими, тангенциальными и круглыми резцами. Резьбонарезные головки обеспечивают нарезание резьб более высокого класса точности. Основное (машинное) время при нарезании резьб самооткрывающимися головками определяется по формуле

$$t_0 = \frac{l+x}{n \cdot S}, \quad (7.7)$$

где  $x = (2 \div 3) \cdot S$ .



### 7.3.3. ФРЕЗЕРОВАНИЕ РЕЗЬБЫ

Для фрезерования резьб применяют дисковые и гребенчатые фрезы. Дисковые фрезы используют при нарезании длинных резьб с крупным шагом. Профиль дисковой фрезы соответствует профилю нарезаемой резьбы. При этом вращение фрезы является рабочим движением резания, а вращение детали - движением круговой подачи.

Фрезерование резьбы гребенчатой фрезой применяется для получения коротких резьб. Гребенчатая фреза представляет собой набор дисковых фрез. Ширина набора фрез делается на 2-3 нитки больше длины резьбовой части детали. Цикл нарезания резьбы равен 1,25 оборота детали. При нарезании резьбы фреза устанавливается на суппорте резьбофрезерного станка параллельно оси детали. Резьба получает вращательное движение резания и продольную подачу. Деталь закрепляется в патроне станка и получает медленное вращательное движение подачи. За полный оборот детали фреза перемещается на величину шага резьбы. В первоначальный момент фреза врезается в заготовку на полную глубину резьбы, а затем за 1,25 оборота детали полностью нарезается. Дополнительные 0,25 оборота детали предусмотрены для перекрытия времени врезания фрезы в заготовку. Основное (машинное) время обработки при нарезании резьбы гребенчатой фрезой определяется по формуле

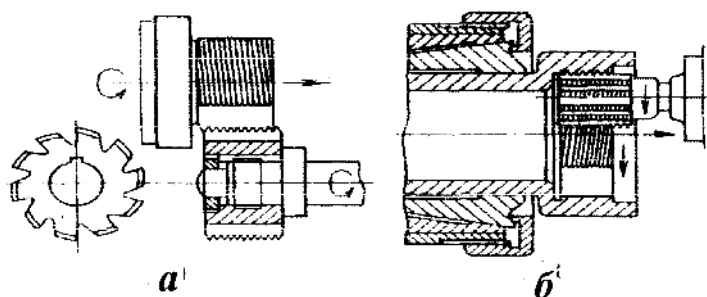


Рис. 7.20. Схема нарезания резьбы гребенчатой фрезой: а - наружной; б - внутренней.

Основное (машинное) время обработки при нарезании резьбы гребенчатой фрезой определяется по формуле

$$t_0 = \frac{1,25}{n_d}, \quad (7.8)$$

где  $n_d$  - частота вращения детали, об/мин.

Производительность резьбофрезерования гребенчатой фрезой во много раз выше, чем нарезание резцом и обеспечивает стабильное качество поверхности и точность обработки. Схема фрезерования наружной и внутренней резьбы показана на рис. 7.20.

### 7.3.4. НАКАТЫВАНИЕ РЕЗЬБЫ

Процесс формирования резьбы при накатывании происходит без снятия стружки путем выдавливания. Процесс сопровождается боль-

шими усилиями, под действием которых происходит пластическая деформация и уплотнение материала заготовки. Чем выше пластичность обрабатываемого материала, тем выше качество накатываемой резьбы.

Накатывание резьбы производится: плоскими накатными плашками, накатными роликами и сегментами.

Накатывание плоскими плашками производится на станках МФ-103, МФ-128, 5А935 с автоматизированным циклом обработки.

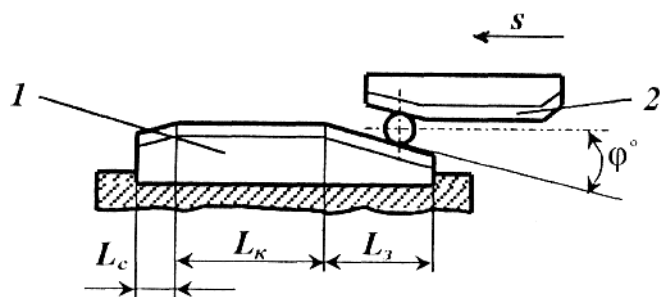


Рис. 7.21. Схема накатывания резьбы плоскими пластинами:  $l_з$  - заходная часть,  $l_к$  - калибрующая часть,  $l_с$  - сбег резьбы.

На рис. 7.21 показана схема накатывания резьбы плоскими плашками. Плашка 1 неподвижна, плашка 2 установлена на ползуне, совершающем прямолинейные возвратно-поступательные движения.

Рабочая поверхность плашек имеет прямолинейную резьбу с профилем и углом подъема,

соответствующими профилю и углу подъема накатываемой резьбы. Плашка имеет заборные конуса для захвата заготовки. Резьба накатывается за время одного хода ползуна.

Этот способ применяется для накатки деталей ограниченного диапазона диаметром от 3 до 24 мм из цветных металлов и конструкционных сталей  $\sigma_B < 60$  кГс/мм<sup>2</sup>. Способ требует длительной переналадки станка и имеет низкую стойкость инструмента, исключает возможность накатывания резьб на пустотелых деталях (втулках). Эти ограничения сдерживают область применения процесса накатки резьбы плашками на машиностроительных заводах.

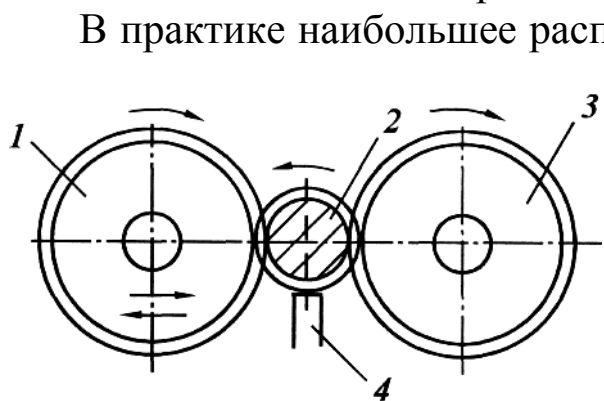


Рис. 7.22. Схема накатывания резьбы с радиальной подачей.

В практике наибольшее распространение получил процесс накатывания резьбы круглыми вращающимися роликами. Этот способ значительно отличается от условий работы плоскими плашками и обладает более широкими технологическими возможностями.

Процесс накатывания роликами характеризуется:

- значительно меньшим давлением, что создает возможность накатывания резьбы в пустотелых деталях из высокопрочных, термически обработанных сталей  $\sigma_B = 120 \text{ кгс / мм}^2$  до **HRC 40**;
- имеет значительно меньшие габариты станка с более широким диапазоном размеров накатываемых резьб - от 5 до 60 мм.

Накатывание резьбы накатными роликами осуществляется с радиальной и осевой подачами.

Накатывание резьбы с радиальной подачей осуществляется двумя или тремя роликами. Ролики имеют резьбу, направленную противоположно направлению нарезаемой резьбы, т. е. правая резьба накатывается роликом с левой резьбой и наоборот.

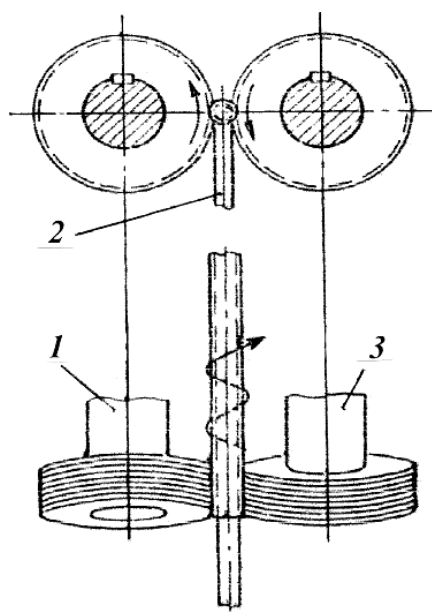


Рис. 7.23. Схема накатывания резьбы с осевой подачей: 1,3 - резьбонакатные ролики, 2- опора.

Схема накатывания резьбы с радиальной подачей двумя роликами показана на рис. 7.22. Заготовка 2 помещается на направляющей планке 4, располагаемой между роликами 1,2,3. При накатывании оба ролика вращаются в одну сторону и один из них получает радиальную подачу от привода.

При накатывании с осевой подачей сохраняется постоянное расстояние между осями роликов, имеющих винтовую или кольцевую нарезку и установленных под углом, равным углу подъема накатываемой резьбы (рис. 7.23).

Ролики с кольцевой нарезкой по сравнению с роликами с винтовой нарезкой имеют ряд преимуществ:

- обеспечивается возможность обработки длинных резьб;
- диаметр роликов не зависит от диаметра накатываемой резьбы.

Размер заготовки под накатку резьб определяется по формуле

$$d_3 = \sqrt{0,5 \cdot (d_H^2 + d_B^2)}, \quad (7.9)$$

где  $d_H$  - наружный диаметр резьбы;  $d_B$  - внутренний диаметр резьбы.

### 7.3.5. ШЛИФОВАНИЕ РЕЗЬБЫ

Шлифование резьбы применяется при изготовлении закаленных изделий с точной резьбой. Шлифование резьбы осуществляется од-

нониточным или многониточным абразивными кругами. При многониточном врезном шлифовании длина шлифуемой резьбы на детали должна быть меньше на 3 - 4 шага ширины круга. Шлифование производится методом врезания на полную глубину профиля при наличии медленного вращения заготовки.

Для нарезания длинных резьб применяют многониточное шлифование с продольной подачей. Заборный конус на многониточном круге создает условие черного, получистового и чистового шлифования.

Шлифование резьбы однониточным абразивным кругом применяется для получения наружных и внутренних резьб. Профилируют многониточные круги путем накатывания на круг винтовой поверхности стальным роликом.

#### **7.4. МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ ЗУБЬЕВ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС**

В зависимости от условий эксплуатации зубчатых колес назначается определенная степень изготовления. Например, зубчатые колеса, предназначенные для передачи с особо строгой согласованностью движений или работающих при окружных скоростях 100 - 150 м/с должны изготавливаться по 3-й и 4-й степени точности по СТСЭВ641-77.

Зубчатые колеса редукторов двигателей внутреннего сгорания, коробок скоростей автомашин и станков, предназначенные для передачи с точной согласованностью вращения на повышенных скоростях (прямозубые - до 15 м/с, косозубые - до 30 м/с) при больших нагрузках, изготавливают по 6-й степени точности. Умеренно нагруженные высокооборотные (прямозубые - до 10 м/с, косозубые до - 15 м/с) изготавливают по 7-й степени точности. Зубчатые колеса общего машиностроения (например, для станков), не входящие в делительные цепи, зубчатые колеса для сельскохозяйственных машин изготавливают по 8-й степени точности. Не нагруженные тихоходные зубчатые колеса изготавливают по 9-й степени точности.

Согласно ГОСТ 1643 - 72, качество изготовления зубчатых колес оценивается нормами кинематической точности, плавности работы передачи и нормали контакта зубьев. Кроме того, стандарт регламентирует нормы бокового зазора, который служит для компенсации погрешностей изготовления зубчатых колес, обеспечения нормаль-

ных условий смазки, а также компенсации погрешностей сборки и температурных деформаций. Исходя из конкретных условий работы передачи, назначаются определенные нормы кинематической точности, плавности работы передачи и контакт зубьев.

По ГОСТ 1643 - 72 степень точности зубчатого колеса обозначается трехзначным числом и одной из букв по виду сопряжения. Например, 7-6-6-B или 8-7-6-C. Первая цифра характеризует степень кинематической точности колеса, вторая - плавность работы передачи, третья - контакт зубьев, буква характеризует боковой зазор.

Требование получения высокой точности и плавности зацепления зубчатых колес, а также стремление повысить производительность зубонарезания привели к созданию специальных зуборезных станков. Наиболее распространенными методами нарезания зубчатых венцов является фрезерование и зубодолбление.

При обработке на зубодолбежных станках получается более правильный профиль эвольвенты, чем при зубофрезеровании. Поэтому метод зубодолбления применяется для чистового нарезания зубьев, а метод зубофрезерования двух- или трехзаходными фрезами для чернового нарезания. На зубофрезерных станках можно нарезать зубчатые венцы шестерен с прямыми и наклонными зубьями, червячные зубчатые колеса, червяки, шлицевые валики, цепные колеса.

#### 7.4.1. ОБРАБОТКА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

**Нарезание зубьев.** Зубья колес можно нарезать методом копирования и методом обкатки.

В первом случае применяют инструмент - пальцевые или дисковые фрезы с зубьями, имеющими форму профиля впадины колеса. Нарезание производят на фрезерных станках с использованием делительных устройств (головок).

На рис.7.24 приведены схемы нарезания зубчатых колес методом копирования пальцевой и дисковой фрезами. Этот метод является неточным и малопродуктивным. Иногда этим методом производят черновое нарезание зубьев.

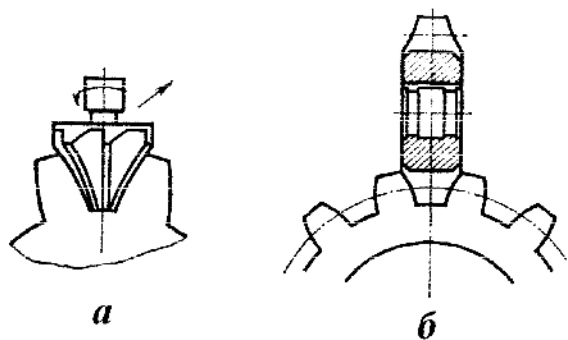


Рис. 7.24. Фрезерование впадин зуба методом копирования: а - пальцевой фрезой; б - дисковой фрезой.

Более точным и производительным методом обработки зубьев является метод обкатки на зубодолбежных или зубофрезерных станках.

**Зубодолбление цилиндрических колес.** Зубодолбление производится на станках типа 5А-12, 5А14, 5А16, «Комсомолец», «Феллоу», «Лоренц» и других. На зубодолбежных станках можно нарезать прямые и спиральные зубья колес как наружного, так и внутреннего зацепления. На рис. 7.25 приведены примеры нарезания зубьев цилиндрических колес долблением.

При нарезании спиральных зубьев штассель с закрепленным на нем долбяком совершает возвратно-поступательные винтовые движения. Режимы резания:  $V = 12 \div 18$  м/мин,  $S_{кр} = 0,25 \div 0,5$  мм/дв.ход. (для черновой обработки);  $V = 20 \div 30$  м/мин,  $S_{кр} = 0,15 \div 0,3$  мм/дв.ход (для чистовой обработки).

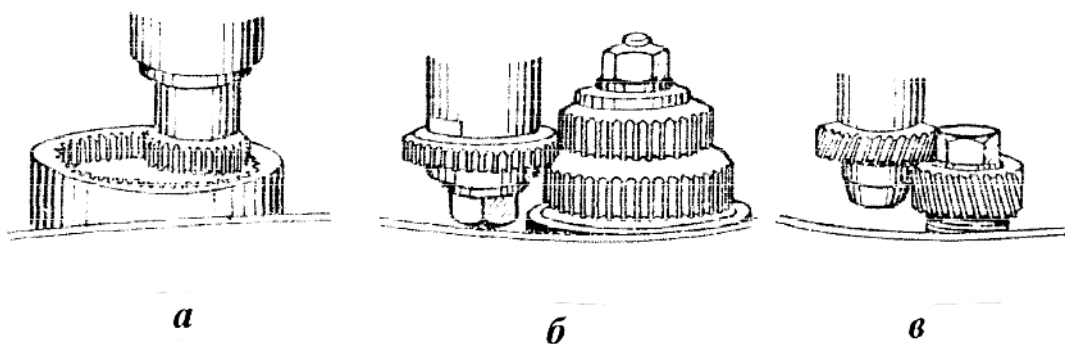


Рис. 7.25. Примеры зубодолбления цилиндрических колес.

Основное машинное время (мин) при зубодолблении подсчитывается по формуле

$$t_0 = \frac{\pi \cdot m \cdot z_d \cdot i}{n \cdot S_0} \cdot i + \frac{h}{n \cdot S_{рад}}, \quad (7.10)$$

где  $m$  - модуль;  $z_d$  - число зубьев долбяка;  $n$  - число двойных ходов в минуту;  $h$  - высота зуба в мм;  $i$  - число проходов;  $S_0$  - круговая подача;  $S_{рад}$  - радиальная подача.

Зубчатые колеса модулем 1-2 мм нарезаются за один проход, с модулем 2,25 - 4 мм за два прохода и с модулем больше 4 мм нарезаются за 3 прохода. С целью увеличения производительности зубодолбежных станков при нарезании зубчатых колес малых и средних модулей применяют комбинированные долбяки, которые производят последовательное черновое и чистовое нарезание зубьев за один оборот долбяка. У таких долбяков часть зубьев имеет заниженную тол-

щину. Они выполняют черновое нарезание профилей зубьев, другая часть удаляет оставшийся припуск при чистовом нарезании.

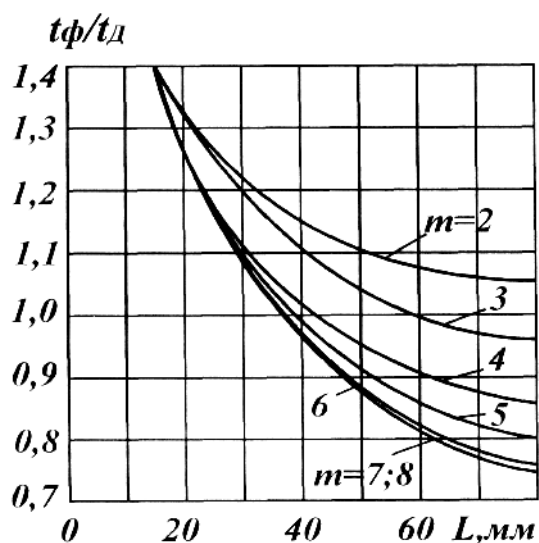


Рис.7.26. Сравнительный график производительности процессов зубофрезерования и зубодолбления.

На долбяке предусмотрен участок со срезанными зубьями, который позволяет снимать и устанавливать детали без отвода шпинделя с долбяком.

Следует заметить, что комбинированные долбяки пригодны для нарезания зубчатых колес только с определенным числом зубьев. Следовательно, эти долбяки целесообразно применять только на заводах массового и крупносерийного производства. Комбинированные долбяки пригодны только для нарезания зубчатых колес с малым числом зубьев, так как

число зубьев этих долбяков должно быть равно удвоенному числу зубьев нарезаемого колеса. Зубодолбежные станки обеспечивают 7-8-ю степень точности. Они позволяют производить обработку зубчатых венцов в блочных зубчатых колесах с двумя, четырьмя венцами.

На рис. 7.26 дан сравнительный график производительности процессов зубофрезерования и зубодолбления. Из анализа графика видно, что при малых модулях и большой длине зубчатого венца выгоднее применять зубофрезерование.

**Зубофрезерование.** Зубофрезерование наружных зубчатых колес с прямыми и косыми зубьями, а также червячных колес производится на зубофрезерных станках типа «Комсомолец», 5Д32, 5Е32 и др.

Режущим инструментом являются червячные фрезы с прямолинейными кромками режущих зубьев, направленными под углом зацепления. Фрезы бывают однозаходные и многозаходные. В процессе нарезания червячная фреза и нарезаемое червячное колесо находятся в состоянии зацепления. Это зацепление соответствует червячной передаче с передаточным числом

$$i = \frac{n_{\phi}}{n_z} = \frac{z_z}{k},$$

где  $n_f$  и  $n_z$  - частота вращения фрезы и зубчатого колеса в минуту;  $k$  и  $z_z$  - число заходов червячной фрезы и число зубьев нарезаемого колеса.

Схема нарезания зубьев показана на рис.7.27. Фреза 1 устанавливается под углом подъема зубьев фрезы на делительном цилиндре. Заготовка 2 получает вращательное движение, а фреза, кроме вращательного движения, имеет еще поступательное движение подачи вдоль образующей поверхности колеса.

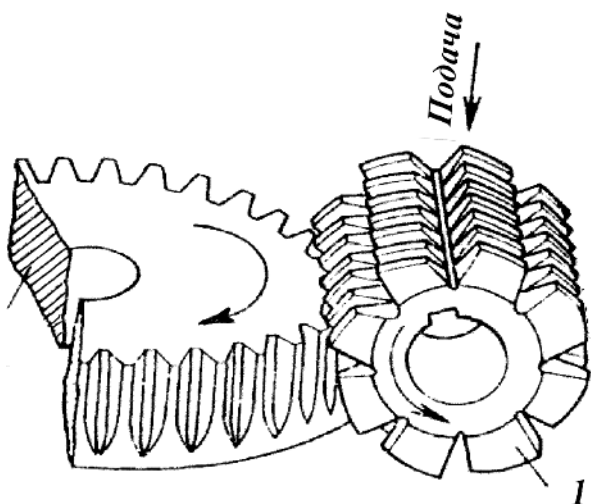


Рис. 7.27. Схема фрезерования зубьев.

При нарезании прямозубых цилиндрических зубчатых колес на станке настраиваются три гитары: гитара главного движения, обеспечивающая требуемую скорость резания; гитара осевой подачи, обеспечивающая перемещение фрезерного суппорта за период полного поворота зубчатого колеса; гитара обкатки, обеспечивающая равенство скоростей продольного перемещения прямобочной исходной режущей рейки и вращения зубчатого колеса. Для обеспечения обкатки нарезаемого зубчатого колеса по исходной режущей рейке необходимо выполнить при настройке гитары обкатки следующее условие.

Один оборот фрезы должен соответствовать повороту заготовки на угол  $k / z_z$ , где  $k$  - число заходов фрезы;  $z$  - число зубьев нарезаемого зубчатого колеса.

При обработке зубчатых колес с наклонными зубьями настраиваются четыре гитары: гитара главного движения, гитара подач, гитара обкатки и гитара дифференциала. Последняя гитара настраивается, исходя из следующих условий. Фрезерный суппорт перемещается вдоль оси заготовки на величину шага спирали, обрабатываемого зубчатого колеса, а заготовка за это время должна сделать один полный оборот.

При нарезании зубчатых колес с наклонными зубьями фрезерный суппорт устанавливается с учетом наклона винтовой линии витков фрезы  $\alpha$  и угла спирали зуба зубчатого колеса  $\beta$ .

Если направление наклона винтовой линии фрезы и нарезаемого



зубчатого колеса одинаковы (фреза и зубчатое колесо правозаходные и левозаходные), то угол установки фрезы равен разности углов фрезы и зубчатого колеса, т.е.  $\beta' = \alpha - \beta$ ; если же направление наклона винтовой линии фрезы и зубчатого колеса различно, то угол установки равен сумме углов, т.е.  $\beta' = \alpha + \beta$ .

В зависимости от величины модуля устанавливается число проходов фрезы: зубчатое колесо с модулем до 2,5 мм нарезают за один проход - начисто; зубчатое колесо с модулем более 2,5 мм нарезают за два прохода - начерно и начисто.

Кроме обычной схемы зубофрезерования цилиндрических зубчатых колес, известен метод диагонального зубофрезерования. Здесь обработка производится при наличии двух подач: продольной - вдоль оси обрабатываемой заготовки и тангенциальной - вдоль оси червячной модульной фрезы.

При такой схеме обработки участвуют в резании все режущие зубья фрезы, что способствует повышению ее стойкости. Однако точность обработки при диагональном зубофрезеровании снижается из-за погрешностей в кинематической цепи усложненного механизма фрезерной головки. Практически установлено, что при фрезеровании зубьев колес из стали средней твердости черновые проходы выполняются на скоростях резания 25-30 м/мин, а чистовые - 35 - 40 м/мин. Соответственно продольная подача фрезы принимается на черновых проходах 1,5-2 мм на оборот заготовки и 0,5 - 1 мм на чистовых проходах.

Основное машинное время (мин) зубофрезерования подсчитывается по формуле

$$t_0 = \frac{m \cdot l + l_1}{n \cdot S \cdot k} \cdot z \cdot i, \quad (7.11)$$

где  $l$  - ширина зубчатого венца в мм;  $l_1$  - величина врезания и перебега, мм;  $i$  - число проходов;  $n$  — частота вращения фрезы в об/мин;  $z$  - число зубьев колеса;  $S$  - подача в мм/об;  $m$  - число одновременно нарезаемых зубчатых колес;  $k$  - число заходов фрезы (для чистовых проходов  $k = 1$ , для черновых рекомендуется  $k = 2$ ).

**Накатывание цилиндрических зубчатых колес.** Накатывание зубчатых венцов в 15-20 раз имеет большую производительность по сравнению с зубофрезерованием. Отходы металла составляют всего лишь 3 - 4% от веса заготовки. Зубья модулем до 1 мм накатываются в холодном состоянии, а более 1 мм - в горячем. В холодном состоя-

нии мелкозубчатые колеса можно накатывать на токарных станках с продольной подачей (рис. 7.28, а).

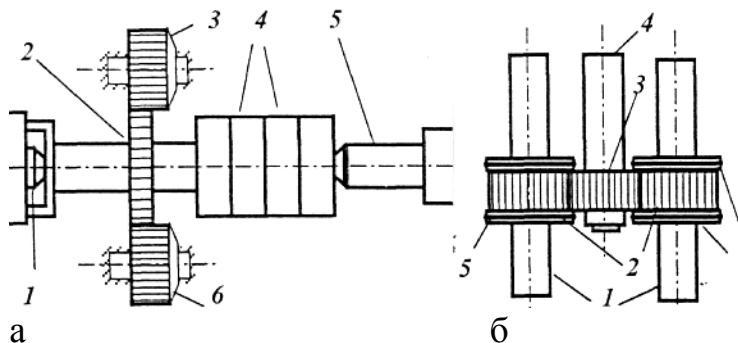


Рис. 7.28. Методы накатывания зубьев цилиндрических зубчатых колес; а - на токарном станке, б - на специальном стенде.

В переднем 1, заднем 5 центрах устанавливается оправка, получающая вращение от шпинделя станка. На оправке устанавливаются заготовки 4 и делительное зубчатое колесо 2, находящееся в начале процесса накатки в зацеплении с двумя или

тремя накатными роликами, закрепленными на суппорте станка. При выходе из зацепления с делительным зубчатым колесом 2 накатники приводятся во вращение зубьями накатанной части заготовок.

Для образования симметричного, профиля зубьев накатывание производится сначала в одном, а затем в обратном направлении с ускоренным обратным вращением шпинделя. Накатники 3 и 6 представляют собой зубчатые колеса с модулем, равным модулю накатываемого колеса. Накатники имеют заборную часть для постепенного внедрения в металл обрабатываемых заготовок. Степень точности накатываемых колес примерно 8-мая.

При накатывании зубчатых венцов с нагревом применяются специальные стенды. Схема накатывания с радиальной подачей показана на рис. 7.28, б. Накатники 2 с ограничителями 5 вращаются на шпинделях 1. Заготовка 3 закрепляется на оправке 4. За 20 - 30 сек до накатывания зубчатого венца слои заготовки нагреваются токами высокой частоты до 1000 - 1200°С. Точность зубчатых колес после накатки соответствует 9-й степени. Упрочнение поверхности зубьев значительно повышает износостойкость зубчатых колес.

#### 7.4.2. ОБРАБОТКА ЧЕРВЯЧНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

При нарезании червячных зубчатых колес ось фрезы устанавливается перпендикулярно оси обрабатываемого колеса, располагаясь по центру ее ширины. Червячные зубчатые колеса нарезают, используя радиальную и тангенциальную подачу.

**Способ радиальной подачи.** Скорость вращения фрезы 1 наре-

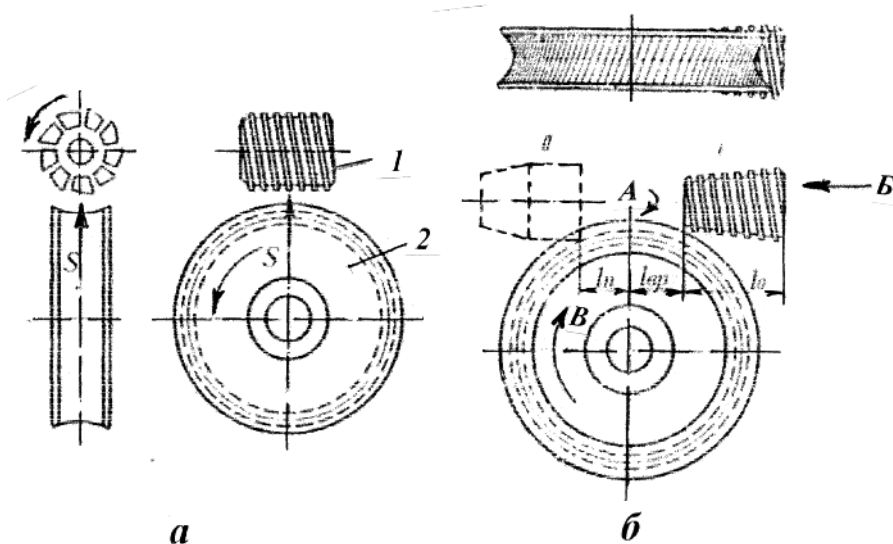


Рис. 7.29. Схемы нарезания червячных зубчатых колес: а - способ радиальной подачи; б - способ тангенциальной подачи.

заемого зубчатого колеса 2 (рис. 7.29, а) рассчитывают так, чтобы за один оборот фрезы колесо повернулось на число зубьев, равное числу заходов червяка. Стол зубофрезерного станка с закрепленной заготовкой осуществляет в горизонтальной

плоскости подачу на глубину зуба в радиальном направлении.

Недостаток указанного способа заключается в том, что червячная фреза работает ограниченным числом режущих кромок, которые подвергаются интенсивному износу.

**Способ тангенциальной подачи.** Способ тангенциальной подачи применяется для нарезания червячных зубчатых колес к многозаходным червякам. Он выполняется при помощи специального суппорта, позволяющего осуществлять тангенциальную подачу фрезы (рис. 7.29, б). Стрелка А указывает вращение фрезы, стрелка Б - продольную подачу по касательной линии к зубчатому колесу, стрелка В - вращение зубчатого колеса.

### 7.4.3. ОБРАБОТКА КОНИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Для нарезания зубьев конических зубчатых колес 7 - 8-й степени точности применяются специальные зуборезные станки. Зубострогальные станки (рис. 7.30, а) работают методом обката.

Два строгальных резца 1 и 2 совершают прямолинейные возвратно-поступательные движения вдоль зубьев обрабатываемой заготовки. При обратном движении резцов они отводятся от обрабатываемой поверхности с целью уменьшения износа режущей кромки резцов. Резцы образуют прямобочную режущую рейку, которая, обкатываясь по нарезаемому зубчатому колесу, формирует звольвентный профиль зубьев.

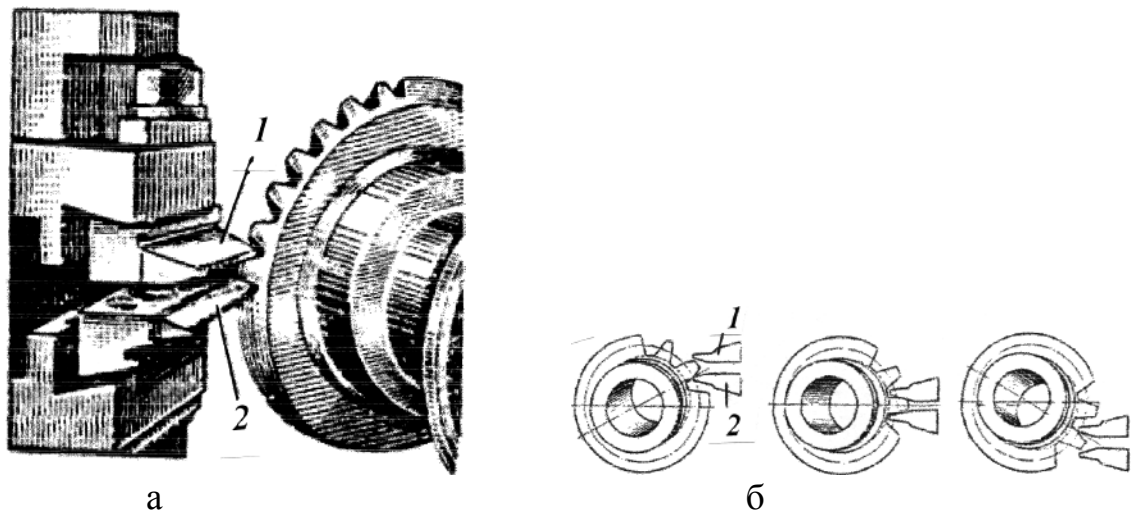


Рис. 7.30. Нарезание конического зубчатого колеса на зубострогальном станке: а - установка резцов; б - схема обкатки; 1 и 2 – резцы.

На рис. 7.30, б показаны три различных положения исходной режущей рейки, соответствующие началу, середине и концу обработки одного зуба. После выхода резцов из зацепления с обработанным зубом, происходит автоматическое деление заготовки для обработки следующего зуба. Нарезание конических зубчатых колес с криволинейными зубьями обычно производят резцовой головкой с профилем зуба по дуге окружности. Спирально-конические зубчатые колеса обрабатываются по методу обкатки производящего воображаемого колеса с заготовкой.

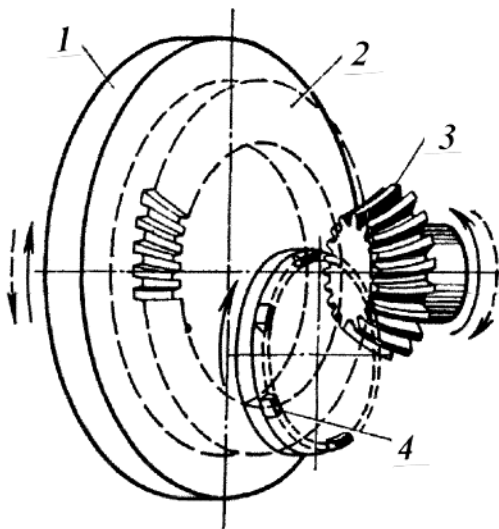


Рис. 7.31. Нарезание конических колес с криволинейными зубьями: 1 - инструментальный барабан, 2- воображаемое производящее колесо, 3 - нарезаемое зубчатое колесо, 4 - зуборезная головка с резцами.

На рис. 7.31 приведена схема работы станка для нарезания конических зубьев с профилем по дуге окружности резцовой головкой. На планшайбе зуборезного станка 1 устанавливается вращающаяся резцовая головка 4, которая воспроизводит криволинейный зуб воображаемого плоского спирально-конического колеса. Заготовка зубчатого колеса в конце цикла обработки выходит из зацепления с резцовой головкой и в этом положении производится деление на следующий зуб.

По конструкции резцовые головки делятся на односторонние и двусторонние. Двусторонние головки

прорезают обе стороны впадины, они применяются для черновой обработки. Чистовое нарезание производится односторонними головками, т. е. сначала нарезается один профиль зуба, а затем второй.

#### 7.4.4. ОБРАБОТКА ЧЕРВЯКОВ

Червячные передачи бывают с цилиндрическим (геликоидальным) и глобоидным червяком. Сечение витков цилиндрического червяка с осевой плоскостью представляет собой прямолинейную рейку, а у глобоидного - круговую.

Среди цилиндрических червяков наибольшее применение для неотчетственных передач получил винтовой червяк (с архимедовой спиралью), представляющий собой обычный винт с трапецеидальной резьбой (рис. 7.32, а). Червячная пара с таким червяком обладает низким КПД и подвержена быстрому износу, поэтому ее применяют в тихоходных слабонагруженных передачах. Другой разновидностью цилиндрического червяка является эвольвентный червяк (рис. 7.32, б). Третьей разновидностью цилиндрического червяка является конволютный червяк (рис. 7.32, в).

Глобоидные червяки имеют большую поверхность соприкосновения витков с зубьями червячного колеса, что обеспечивает уменьшение

удельных нагрузок и, как следствие, уменьшение износа поверхностей червячной пары.

Наиболее простым способом изготовления витков червяка с архимедовой спиралью является нарезание резцом на токарно-винторезном станке. При обработке прямолинейная режущая кромка двух резцов совмещается с плоскостью, проходящей через ось червяка. При этих условиях обработки в сечении червяка, перпендикулярном его оси,

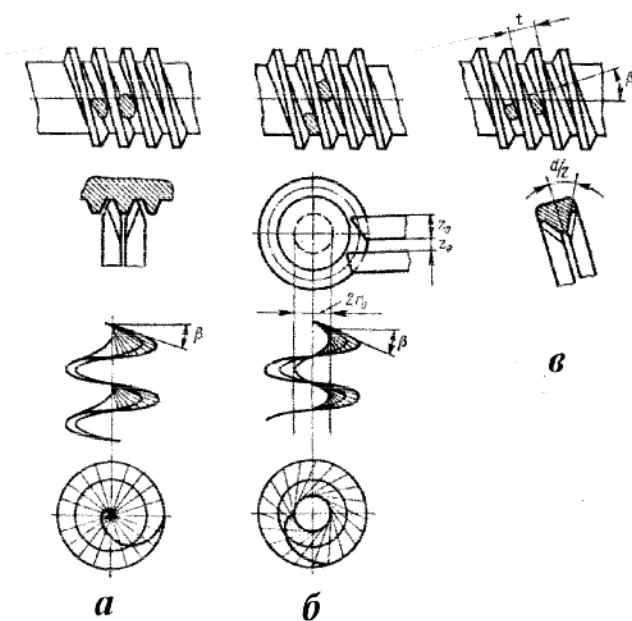


Рис. 7.32. Схемы образования профиля червяков: а - архимедового; б - эвольвентного; в - конволютного.

получается архимедова спираль (рис. 7.32, а).

Нарезание витков эвольвентного червяка производится двумя резами, прямолинейные режущие кромки которых располагаются выше и ниже осевой плоскости червяка основного цилиндра винтовой эвольвентной поверхности (рис. 7.32, б).

Винтовая поверхность называется эвольвентной, так как в торцевой плоскости червяка получается эвольвента. При нарезании витков конволютного червяка (рис. 7.32, в) резцы устанавливаются так, чтобы их режущие кромки совпадали с плоскостью нормальной и винтовой поверхности.

Описанные методы нарезания винтовой поверхности червяков обеспечивают хорошую точность, но имеют малую производительность.

В серийном производстве витки червяков обрабатывают дисковыми фрезами на специальных резьбонарезных станках. Фрезы имеют профиль впадины в нормальном сечении и устанавливаются под углом наклона винтовой линии  $\beta$ .

#### 7.4.5. МЕТОДЫ ЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

С увеличением быстроходности машин возникла настоятельная необходимость в бесшумно работающих зубчатых колесах. Шум, вызываемый зубчатыми колесами, связан, в основном, с точностью изготовления элементов зубчатых колес. Повышение точности зубчатых колес, способствующее улучшению динамических характеристик зацепления и уменьшению шума достигается: применением рациональных способов окончательной чистовой обработки зубьев и применением специальных высокопрочных сталей и неметаллических материалов (пластмасс, текстолита и др.).

Окончательная чистовая обработка зубчатых венцов шестерен зависит от их формы, твердости материала и требуемой точности. Для отделки зубьев на машиностроительных заводах применяют: обкатку, шевингование, шлифование и притирку.

**Обкаткой** называют процесс получения гладкой поверхности зубьев незакаленного зубчатого колеса путем обкатывания его между тремя вращающимися закаленными зубчатыми колесами (эталоны), точность которых находится в пределах  $\pm 5$  мкм.

Шевингованием (бреющим резанием) называется процесс чи-

стовой обработки зубьев незакаленного зубчатого колеса (твердостью до  $HRC < 40$ ), заключающийся в удалении очень тонких стружек специальным инструментом - шевером.

Шевер представляет собой зубчатое колесо или рейку с прорезанными на боковых сторонах каждого зуба поперечными канавками глубиной 0,8 мм. Эти канавки образуют режущие кромки, которые соскабливают волосообразные стружки. Оправка с обрабатываемым зубчатым колесом (рис. 7.33) закрепляется в центрах станка. Шевер располагается над зубчатым колесом под углом  $15^\circ$ , образуя с колесом как бы винтовую пару со скрещивающимися осями. Шевер вращает обрабатываемое зубчатое колесо, которое совершает осевое возвратно-поступательное перемещение, называемое продольной подачей ( $S_{np} = 0,15 \div 0,3$  мм на один оборот зубчатого колеса).

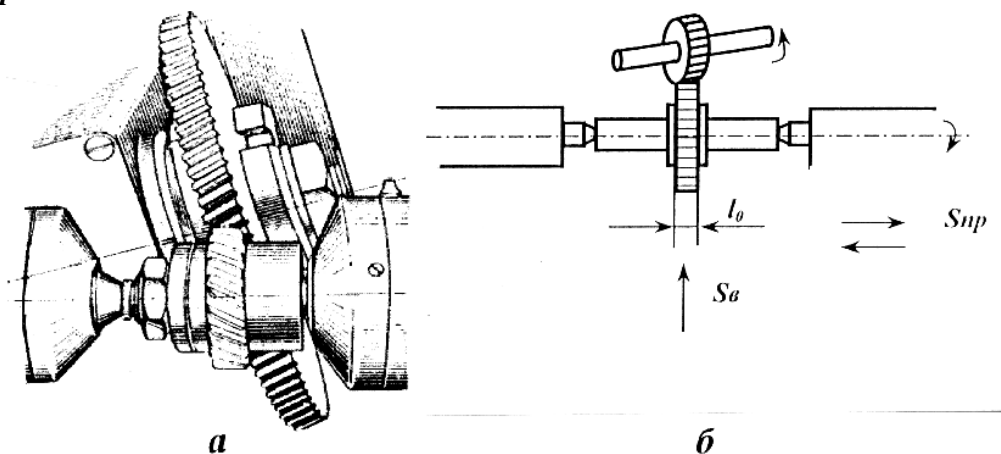


Рис. 7.33. Шевингование цилиндрического зубчатого колеса дисковым шевером: а - общий вид (подача продольная); б - схема шевингования с вертикальным перемещением стола станка.

Для удаления стружки шевер получает вертикальное перемещение (подачу на врезание  $S_v = 0,025 \div 0,04$  мм на один ход стола).

Припуск на шевингование на сторону колеблется в пределах 0,04 – 0,06 мм. Основное время на операцию шевингования цилиндрических зубчатых колес дисковым шевером определяется по следующей формуле:

$$t_0 = \frac{(l_0 + l_{сп} + l_n) \cdot z}{n_{шев} \cdot z_{шев} \cdot S_{np}} \cdot \frac{a}{S_v} \cdot k \text{ (мин)}, \quad (7.12)$$

где  $l_0$  - длина зуба шестерни, мм;  $l_{сп}$  и  $l_n$  - врезание и перебег, в сумме равные 10 мм;  $z$  - число зубьев зубчатого колеса;  $a$  - припуск на сторону в мм;  $n_{шев}$  - число оборотов шевера;  $S_{np}$  - продольная подача в мм на оборот зубчатого колеса;  $S_v$  - вертикальная подача в мм

на один ход стола;  $k$  - коэффициент, учитывающий дополнительные калибрующие проходы;  $k = 1,1 \div 1,2$ .

Припуск под шевингование зависит от модуля зубчатого колеса.

Модуль в мм	2	3	4	5	6
Припуск в мм	0,03	0,04	0,05	0,055	0,06

В табл. 7.3 представлены данные, характеризующие степень исправления погрешностей шевингованием.

Таблица 7.3

Наименование погрешности	Величина погрешности в мм	
	до шевингования	после шевингования
1. Суммарная ошибка меж-центрального расстояния	0,06-0,1	0,02
2. Радиальное биение	0,05 - 0,07	0,01
3. Отклонение направления зуба	0,05	0,01
4. Отклонение профиля	0,04 - 0,08	0,01
5. Накопленная ошибка шага	0,05 - 0,07	0,03

На рис. 7.34 показаны шевер-рейка и схема, поясняющая осуществление продольного скольжения зубьев шевер-рейки по зубьям шестерни.

Если обрабатываемое зубчатое колесо 1 свободно катить по шевер-рейке 2 из положения А, то оно должно было бы переместиться в положение Б. Но так как зубчатое колесо и шевер-рейка представляют собой как бы винтовую

зубчатую пару со скрещивающимися осями, то колесо передвинется не в положение Б, а в положение В. В результате создается относительное проскальзывание зубьев обрабатываемого колеса и шевер-рейки. При проскальзывании режущие кромки шевера срезают тонкие стружки с боковых поверхностей зубьев шестерни. Скорость проскальзывания является при

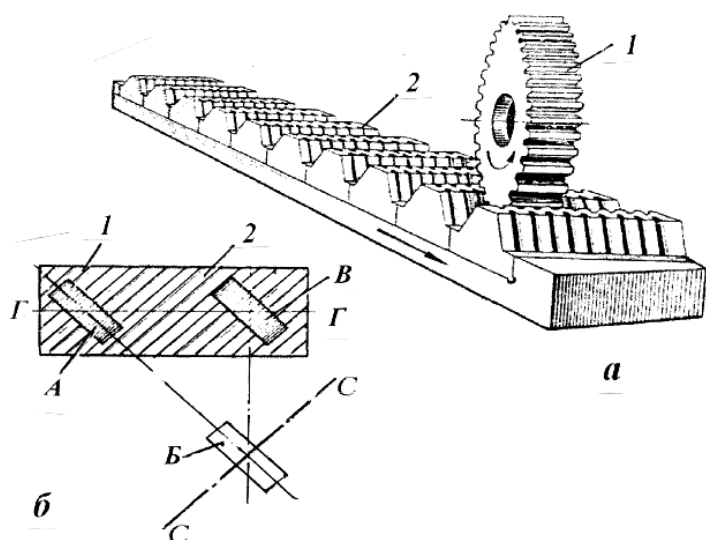


Рис. 7.34. Шевингование шевер-рейкой: а - шевер-рейка; б - схема скольжения шевер-рейки по зубьям зубчатого колеса.



шевинговании скоростью резания. Шевингование производят со смазочно-охлаждающей жидкостью - сульфофрезолом или веретенным маслом.

**Шлифование зубьев.** Шлифование наружных и внутренних зубчатых венцов с прямыми и спиральными зубьями осуществляют методами копирования и обкатки. В основном шлифуют зубчатые колеса, подвергнутые закалке, цементации, закалке и азотированию.

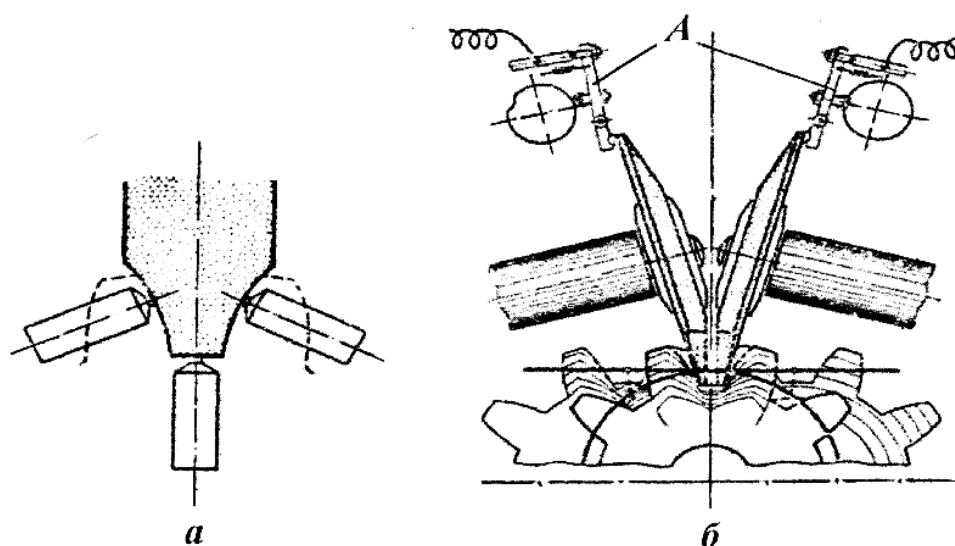


Рис. 7.35. Зубошлифование: а - заправка круга тремя алмазами; б - обработка двумя тарельчатыми кругами.

Станки, работающие по методу копирования, производят шлифование кругом, профиль которого соответствует впадине зубьев, аналогично дисковой модульной фрезе. Круг заправляется тремя алмазами с использованием специального механизма - пантографа (рис. 7.35). Метод копирования обеспечивает высокую производительность по сравнению с методом обкатки, но имеет низкую точность.

При шлифовании зубчатых колес с большим числом зубьев по методу копирования имеет место значительный износ шлифовального круга. Если шлифование зубьев производить последовательно, то между первым и последним зубьями возникает значительная погрешность. Для предотвращения этого рекомендуется деление производить на кратное число зубьев. Например, если зубчатое колесо имеет 100 зубьев, то следует деление производить не на  $1/z$ , а на  $5/z$ , т. е. на  $1/20$  или  $10/z$ , т. е.  $1/10$  и т. д.

При этих условиях износ круга не будет вызывать появление больших погрешностей.

Основное время при зубошлифовании методом копирования определяется по формуле:

$$t_0 = \frac{2L \cdot i \cdot \alpha}{1000 \cdot V_{cm}} \cdot z \text{ (мин)}, \quad (7.13)$$

где  $L$  - длина хода стола в мм;  $i$  - число проходов;  $\alpha$  - коэффициент, учитывающий время деления, т.е. поворот на один зуб ( $\alpha = 1,3 \div 1,5$ );  $z$  - число зубьев зубчатого колеса;  $V_{cm}$  - скорость возвратно-поступательного движения стола в м/мин.

Длина хода стола  $L$  определяется по формуле

$$L = l_0 + \sqrt{h \cdot (D_k - h)} + 10 \text{ (мм)}, \quad (10.14)$$

где  $l_0$  - ширина зубчатого венца колеса в мм;  $h$  - высота зуба зубчатого колеса в мм;  $D_k$  - диаметр круга, мм.

На станках, работающих по методу обкатки, можно шлифовать прямые и спиральные зубья колес с наружным и внутренним зацеплением.

Существуют различные типы зубошлифовальных станков.

Например, шлифование высокоточных зубчатых колес производится на станках типа МААГ 5851, 5853, работающих двумя тарельчатыми кругами. Эти станки имеют устройство, компенсирующее износ кругов. Это устройство работает автоматически в процессе шлифования (рис. 7.35, б).

Зубчатые колеса устанавливаются на оправке, которая крепится в центрах бабок, расположенных на подвижной каретке 3 на столе станка.

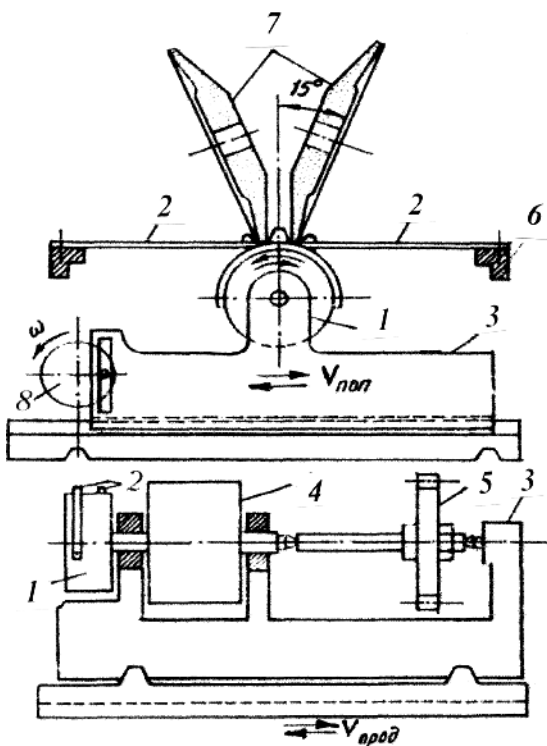


Рис. 7.36. Схема работы зубошлифовального станка 5851 МААГ.

Стол станка совершает обратно-поступательные движения в продольном направлении (движение подачи)  $V_{под}$ . Стальные ленты 2 закреплены одной стороной на ролике обкатки 1, а другой - к столу станка 6 (рис. 7.36).

Каретка, на которой установлены делительный механизм 4, оправка с зубчатым колесом 5 и ролик обкатки 1, совершает быстрые возвратно-поступательные движения в поперечном направлении. Ленты 2, закрепленные на ролик обкатки 19, при наличии возвратно-поступательного движения карет-

ки воспроизводят обкаточные движения - зубчатого колеса по исходной режущей рейке шлифовальных кругов. Установка длины поперечного хода каретки 3 производится за счет радиуса кривошипа 8. Шлифовальные круги 7 устанавливаются на угол  $\alpha_{ин}$  равный  $15^\circ$  или  $0^\circ$ .

По методу обкатки работают также станки типа НАЙЛС (5831).

Конусный круг (рис. 7.37, а) совершает медленную обкатку и быстрое возвратно-поступательное движение вдоль зуба.

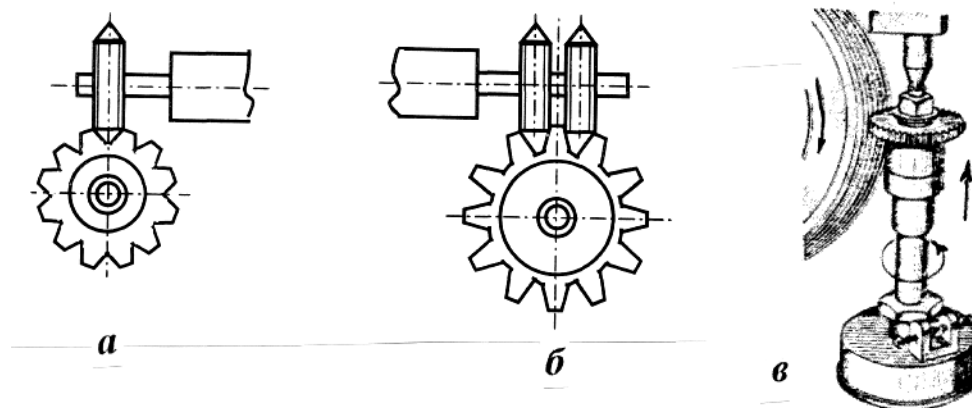


Рис. 7.37. Зубошлифование цилиндрических зубчатых колес: а - на станке 5851 одним конусным кругом; б - двумя абразивными кругами; в - на станке МАТРИКС червячным абразивным кругом.

После обкатки одного зуба происходит деление на следующий зуб. Шлифование производится за два прохода. Между предварительным и окончательным проходами круг автоматически правится.

Станок обеспечивает получение колес 6 — 7-й степени точности. Для увеличения производительности на шпиндель станка 5831 устанавливают два конусных шлифовальных круга (рис. 7.37, б).

На машиностроительных заводах находят широкое применение станки с червячными абразивными кругами мод. 5830, 5832, выпускаемые фирмами «Рейсхауэр» (Швейцария) и «Матрикс» (Англия) (рис. 7.37, в). Правка червячного круга с прямолинейным профилем осуществляется алмазами с помощью специального механизма. Станки этой группы имеют высокую производительность, обеспечивая получение зубчатых колес 5-6-й степени точности и 8 -9-го класса шероховатости.

**Зубохонингование.** Процесс зубохонингования осуществляется на станках без жесткой кинематической связи и заключается в совместной обкатке обрабатываемого зубчатого колеса и инструмента.

Инструмент - хон, имеющий вид зубчатого колеса, изготовлен-

ного из пластической массы, в составе которой содержится абразивный порошок. Обкатка сопровождается относительным проскальзыванием при наличии радиального давления. Оси изделия и инструмента устанавливаются под некоторым углом скрещивания 15-20°. При зубохонинговании обрабатываемое колесо совершает вдоль своей оси колебательные движения с частотами 17 - 220 Гц.

Процесс зубохонингования применяется для обработки зубчатых колес с модулем  $m = 2 \div 6$  мм,  $d = 30 - 500$  мм шириной зубчатого венца, равного 150 мм. После зубохонингования высота шероховатости поверхности уменьшается на 2 - 3 класса по сравнению с исходной.

Зубохонингование - высокопроизводительный метод обработки, но он имеет ограниченную величину снимаемого припуска - не более 0,05 мм. С увеличением снимаемого припуска возрастает искажение профиля эвольвенты: возникает подрез ножки и фланкирование головки зубьев колеса. Искажение профиля эвольвенты связано с неравномерным проскальзыванием по высоте зуба сопряженных профилей: зубчатого колеса и хона.

Хонингование производят при постоянном давлении между инструментом и колесом с обильной подачей СОЖ.

**Притирка зубьев зубчатых колес.** Притирка применяется для окончательной обработки закаленных зубчатых колес. Процесс притирки заключается в том, что обрабатываемое зубчатое колесо вводится в зацепление с чугунной шестерней - притиром, смазанным пастой, состоящей из смеси мелкого абразивного порошка с маслом. Зубчатое колесо, помимо вращательного движения, имеет возвратно-поступательное перемещение вдоль зуба.

На боковые поверхности зубьев во время притирки создается давление гидравлическим тормозом, действующим на шпиндели притира. Притирка обеспечивает поверхность высокого качества, она сглаживает шероховатости и придает зеркальный блеск поверхности, значительно уменьшая шум и увеличивая плавность работы зубчатых колес.

При условии правильного изготовления зубчатого колеса, т. е. без существенных погрешностей, притирка обеспечивает более высокое качество, чем операция шлифования. Но если зубчатое колесо имеет после нарезания и термической обработки значительные погрешности, то необходимо сначала произвести зубошлифование, а затем притирку.

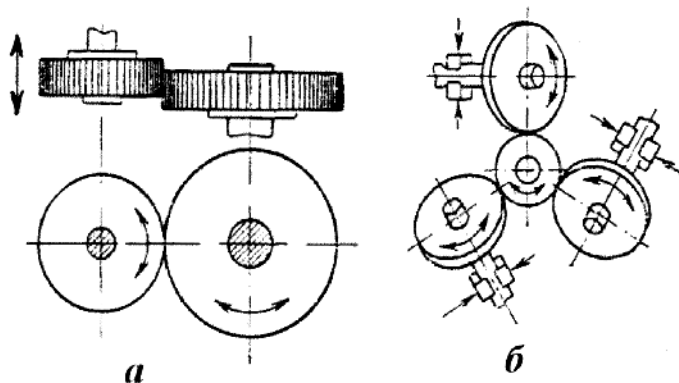


Рис. 7.38. Схемы притирки зубьев цилиндрических зубчатых колес: а - с параллельными осями притиров; б - со скрещивающимися осями притиров.

Притирочные станки изготавливаются с параллельными (рис. 7.38, а) и со скрещивающимися (рис. 7.38, б) осями притиров. Режущими элементами при зубопритирке служат абразивные зерна, поступающие в зону обработки в виде смеси с жидкими компонентами.

Абразивные зерна, находящиеся в «свободном состоянии», обкатываются с

проскальзыванием по эвольвентным поверхностям зубьев, часть из них внедряются в поверхность инструмента, закрепляются в ней и осуществляют процесс микрорезания выступающими вершинами. Зубопритирка получила широкое распространение для отделки закрытых внешних и внутренних зубчатых венцов из цементируемых и, особенно, из азотируемых сталей. При удалении малых припусков процесс зубопритирки является более производительным по сравнению с зубошлифованием.

#### 7.4.6. ВЛИЯНИЕ СТЕПЕНИ ТОЧНОСТИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС НА ТРУДОЕМКОСТЬ ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

С повышением степени точности зубчатых колес возрастает число операций механической обработки, а следовательно, и себестоимость их изготовления. Затраты времени на механическую обработку зубчатых колес одинаковых типоразмеров ( $m = 5$ ,  $z = 40$ ), но имеющих различную степень точности, следующие:

Степень точности	3	4	5	6	7	8
Затраты времени на обработку, мин	210	170	140	110	60	55

Зубчатые колеса 7-й и 8-й степеней точности не подвергаются зубошлифованию. Точность зубчатого венца здесь формируется на операциях зубофрезерования или зубодолбления. Технологические процессы зубчатых колес 6-й и 7-й степеней точности в рассматрива-

емом варианте отличаются только одной операцией зубошлифования, а время, затрачиваемое на механическую обработку, отличается в 2 раза (от 60 до 110 мин). С повышением степени точности вводятся дополнительные операции, например: восстановление установочных баз, зубошевингование, зубохонингование и т. д. Приведенные данные наглядно показывают, что отделочные операции зубчатых колес являются наиболее трудоемкими.

## **7.5. ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

Детали из жаропрочных, титановых сплавов и других труднообрабатываемых материалов обрабатываются физико-химическими методами.

В практике нашли применение электроэрозионный, электрохимический, ультразвуковой, электроннолучевой и светолучевой методы обработки. При этих способах обработки съем металла и формообразование поверхности детали происходит под воздействием электрической, световой и химической энергии без преобразования ее в механическую, тепловую или другие виды энергии вне обрабатываемой зоны.

### **7.5.1. ЭЛЕКТРОИСКРОВАЯ ОБРАБОТКА**

Электроискровая обработка основана на использовании электрической энергии путем направленного воздействия импульсных электрических разрядов на обрабатываемую поверхность. Это явление называется электрической эрозией. При этом явлении происходит плавление, испарение и гидродинамический выброс расплавленного металла. Электроискровая обработка осуществляется в жидкой среде - диэлектрике - масле или керосине. В результате электрического разряда в эрозионном промежутке между двумя электродами (деталью и инструментом) в локальном участке возникает температура более 3000°C. Под воздействием этой температуры происходит гидродинамический выброс расплавленного металла с образованием кратера. Электроискровая обработка применяется для обработки сложных фасонных деталей, например, лопаток из жаропрочных титановых сплавов и вырубных штампов из твердых сплавов.

Для обработки лопаток из жаропрочных сплавов рекомендуется

применять следующие режимы: напряжение 20 - 30В, сила тока 30 - 50А. Производительность электроэрозионной обработки зависит от теплофизических параметров обрабатываемого материала, свойств межэлектродной среды, силы тока, напряжения и частоты импульсов.

Производительность  $Q$  определяется количеством металла, снятого с обрабатываемой поверхности в единицу времени и выражается в мм<sup>3</sup>/мин

$$Q = C \cdot A \cdot f,$$

где  $C$  - коэффициент, зависящий от теплофизических констант обрабатываемого металла и электрода;  $A$  - энергия импульсов;  $f$  - частота импульсов.

Наилучшей обрабатываемостью обладает магний, алюминий, наихудшей - твердые сплавы, молибден и вольфрам. Некоторые схемы, иллюстрирующие возможности электроискровой обработки, представлены на рис. 7.39.

Деталь 3 помещается в ванну, заполненную диэлектрической жидкостью (керосином или индустриальным маслом) 2 и подключается к положительному полюсу, а электрод, имеющий требуемую профильную форму прожигаемого отверстия - к отрицательному.

В качестве материала для изготовления профильных инструментов-электродов обычно используются: пористая медь, МПГ-7, МП-75, МГТ-85, вольфрам ВА-3, медный сплав МЦ4, латунь ЛС59, серый чугун, алюминий и его сплавы Д1, АК7, АЛ3, АЛ5.

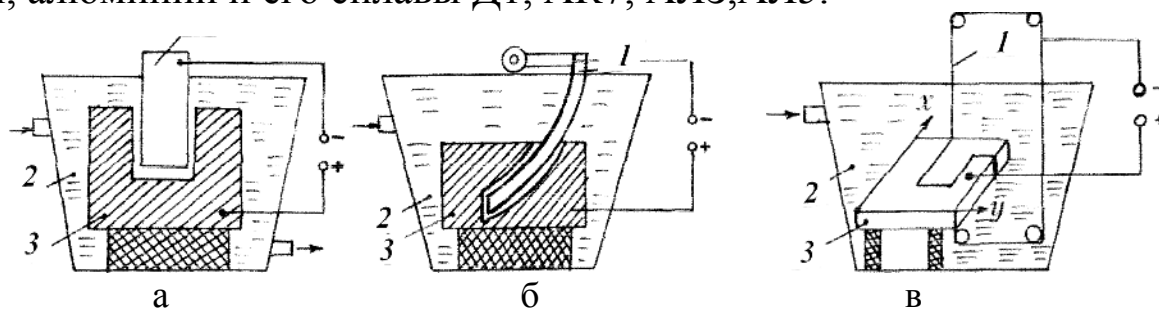


Рис. 7.39. Электроискровая обработка: 1- инструмент, 2 – диэлектрическая жидкость, 3 – деталь.

С помощью поворачивающегося дугообразного электрода 1 (рис. 7.39, б) можно обрабатывать криволинейные отверстия. При вырезке в пластинах отверстий сложной конфигурации применяют проволочные электроды (рис.7.39,в). Проволочный электрод, к которому подключен положительный полюс, медленно перемещается по замкнутому контуру. Деталь со столом по определенной программе получает требуемые перемещения по координатам  $x$  и  $y$ .

## 7.5.2. АНОДНО-МЕХАНИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА

Анодно-механический метод обработки осуществляется в результате электрохимического, теплового и механического воздействия на обрабатываемую деталь. Процесс анодно-механической обработки производится в электролите, состав которого зависит от марки обрабатываемого материала. Режущий инструмент - вращающийся диск из листовой стали или меди, толщиной 1,0 - 1,5 мм, - выполняет роль катода, а обрабатываемая деталь является анодом. Электролит подается в зону резания. Электрический режим выбирают в зависимости от диаметра разрезаемой заготовки. Например, при размере прутка диаметром 20 мм применяется следующий режим: напряжение 20 - 28 В, сила тока 40,0 - 45,0 А, скорость вращения металлического диска диаметром 400 - 700 мм 15-25 м/с, давление круга на заготовку 0,5 - 2,0 МПа, расход электролита 8 - 10 л/мин.

На станках для анодно-механической заточки резцов все операции (черновая, получистовая, чистовая) производятся с одной их установки, изменяется лишь электрический режим путем включения дополнительных сопротивлений.

В табл. 7.4 приведены режимы для заточки резцов из твердого сплава.

Таблица 7.4

Операция	Напряжение, В	Сила тока, А	Сопротивление цепи	Производительность, мм/мин
Черновое шлифование	18-20	50-70	0,10-0,15	1,0-1,5
Получистовое шлифование	15-17	13-15	0,5-0,7	0,1-0,2
Чистовое шлифование	8-12	4-8	2,0-2,25	0,03-0,06

Заточка инструментов производится на специальных заточных станках 3623, 3Е6249, 3672, инструмент представляет собой диск диаметром 150 - 200 мм при частоте вращения 1250 - 1440 об/мин.

## 7.5.3. ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ РАЗМЕРНАЯ ОБРАБОТКА

Электрохимическая размерная обработка основана на явлении анодного растворения металла при прохождении электрического тока через электролит. Электролиты - это вещества, обладающие ионной



проводимостью. При электрохимической обработке в качестве электролитов обычно применяют водные растворы солей, кислот, оснований (щелочей). Анодное растворение сопровождается образованием на обрабатываемой поверхности пассивирующей пленки (гидрата окиси металла). Эта пленка из-за плохой проводимости тока замедляет протекание процесса, а в ряде случаев полностью приостанавливает электрохимическое растравливание металла. Для нормального протекания анодного растворения пассивирующую пленку необходимо удалять.

При алмазном хонинговании и полировании продукты гидролиза удаляются с поверхности механическим путем - абразивными зернами. Например, при электрохимической размерной обработке пера лопаток продукты анодного растворения удаляются потоком электролита.

Принцип электрохимической размерной обработки в проточном электролите заключается в том, что обрабатываемая деталь устанавливается относительно электродов с зазором, через который прокачивают с большой скоростью электролит. При этом деталь является анодом, а электрод-инструмент - катодом. При прохождении электрического тока по цепи катод - инструмент - анод - заготовка, последняя под действием тока растворяется, принимая форму электрода инструмента. Продукты анодного растворения непрерывно удаляются с поверхности анода-заготовки потоком прокачиваемого электролита и осаждаются в баке в виде шлама. Электроды-инструменты при электрохимической обработке практически не изнашиваются, сохраняя свою первоначальную форму и служат в качестве токопроводящих элементов. В зависимости от геометрических и электрохимических параметров межэлектродный зазор изменяется от 0,3 до 0,5 мм.

Для регулирования процесса электрохимического растворения требуется поддерживать стабильными гидравлические, механические и электрические режимы. К гидравлическим режимам относят скорость протока электролита в зазоре между электродами. Постоянство скорости обеспечивается изменением давления электролита в трубопроводах. К механическим режимам относят поперечную подачу, обеспечивающую постоянный зазор между электродами. К электрическим режимам относят стабилизацию напряжения и плотности тока. При выборе электролита надо учитывать электропроводность, безопасность в работе и стоимость. Электролиты не должны содержать вредных для здоровья людей веществ и не должны поражать ме-

таллические части станка коррозией.

С учетом этих требований рекомендуется применять для сталей водные растворы поваренной соли  $\text{NaCl}$ , для титановых сплавов - раствор азотнокислого натрия  $\text{NaNO}_3$ , для жаропрочных сталей - раствор сернокислого натрия  $\text{NaSO}_4$ . Концентрация растворов колеблется от 10 до 15% (наилучшая 8 - 12%), плотность тока 20 - 30 А/см, скорость протока электролита 20-30 м/с, температура электролита 20 - 30°C.

Пропорционально величине зазора изменяется съем металла на отдельных участках профиля пера обрабатываемых лопаток. Чем больше зазор, тем меньше съем металла и наоборот. Следовательно, на выступающих участках профиля пера лопатки съем металла будет протекать более интенсивно и с течением времени произойдет выравнивание зазора и съем металла будет равномерный на всей поверхности лопатки.

Для ускорения процесса выравнивания межэлектродного зазора рекомендуется применять электролиты, насыщенные воздухом. При пропускании газированного электролита через межэлектродный зазор воздушные пузырьки будут концентрироваться в зонах, имеющих максимальный зазор, т. е. в зонах, имеющих минимальное сопротивление. При этих условиях концентрация воздуха в электролите будет неравномерна. В зонах с увеличенной концентрацией воздуха процесс электрохимического растворения будет замедляться, и, наоборот, в зонах с минимальным межэлектродным зазором (на выступах) съем металла будет протекать более интенсивно. При этих условиях за более короткий промежуток времени выравнивается неравномерность снимаемого припуска за счет более интенсивного удаления неровностей с профиля лопатки.

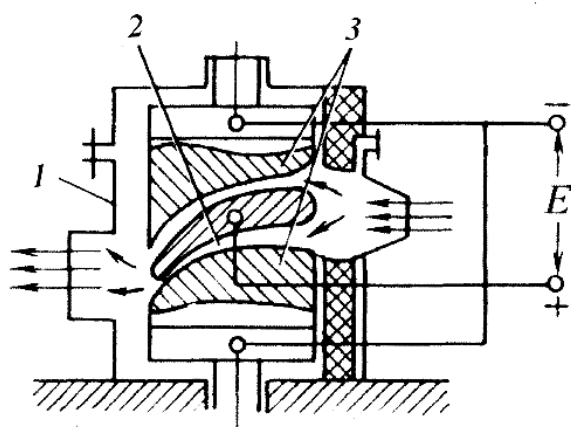


Рис. 7.40. Схема электрохимической обработки пера лопатки ГТД: 1 - рабочая камера; 2 - деталь; 3 - электрод-инструмент.

На рис. 7.40 представлена схема электрохимической обработки пера газотурбинной лопатки. Продолжительность рабочего цикла обработки одной лопатки электрохимическим методом составляет 15-20 мин.

Точность профиля пера штампованной заготовки из стали ЭИ 435 после электрохимической обработки колеблется в пределах 0,1 - 0,2 мм.

При электрохимической обработке крупногабаритных лопаток предложенная схема обработки не может быть реализована из-за чрезмерно большой площади электродов. При этих условиях обеспечить требуемую плотность тока 20 - 30 А/см практически очень сложно. Поэтому обработку крупногабаритных деталей осуществляют по принципу бегущей волны движущимся электрическим полем. Для этой цели электрод изготавливается в виде отдельных секций, изолированных друг от друга. На каждую секцию подаются кратковременные импульсы за счет выборочной коммутации. В первую очередь подключаются те секции, которые имеют минимальный межэлектродный зазор.

На рис. 7.41 представлена схема электрохимической обработки секционными электродами. Удаление припуска с заготовок осуществляется по программе.

Предварительный обмер колебаний припуска на заготовке лопатки определяет очередность коммутации секций с целью выравнивания неровностей. После выравнивания неровностей обработка осуществляется с помощью бегущей волны. Электрохимический метод применяется также для обработки отверстий в деталях из твердых сплавов.

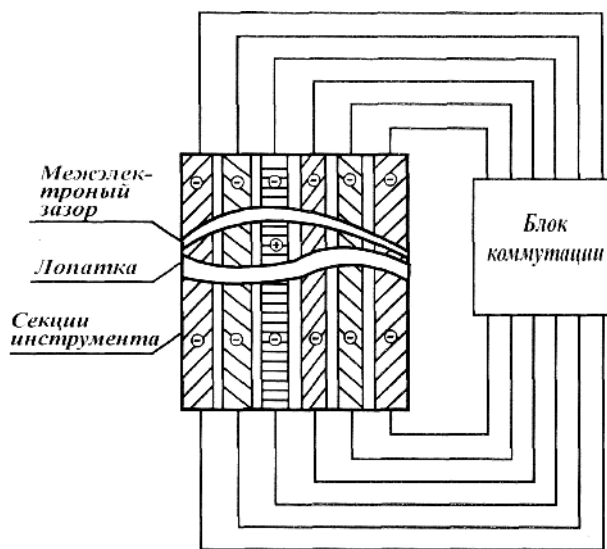


Рис.7.41. Электрохимическая обработка крупногабаритных лопаток секционными электродами.

В качестве электрода используют трубки, изготовленные из титановых или нержавеющей сплавов с изоляционным многослойным покрытием. Изоляционное покрытие электродов осуществляется с помощью лаков или эмалей, которые под воздействием применяемых электролитов не подвергаются разрушению.

В качестве электрода используют трубки, изготовленные из титановых или нержавеющей сплавов с изоляционным многослойным покрытием. Изоляционное покрытие электродов осуществляется с помощью лаков или эмалей, которые под воздействием применяемых электролитов не подвергаются разрушению.

воздействием применяемых электролитов не подвергаются разрушению.

#### 7.5.4. ЭЛЕКТРОАБРАЗИВНАЯ ОБРАБОТКА

При электроабразивной обработке инструментом-электродом является шлифовальный токопроводящий круг. Зазор между деталью

- анодом и шлифовальным кругом-катодом равен высоте наиболее выступающих зерен из связки. В этот зазор подается электролит. Продукты анодного растворения материала заготовки удаляются абразивными зернами, выступающими из связки. Электроабразивная обработка применяется при плоском и круглом шлифовании твердых сплавов, быстрорежущих конструкционных и жаропрочных сталей и сплавов, при шлифовании профильных пазов, шлицевых поверхностей, заточке режущих инструментов. Процесс протекает при значительно меньшей теплонапряженности по сравнению с обычным шлифованием.

В качестве режущего инструмента применяются абразивные и алмазные круги на токопроводящих связках М1, М5, СЭШ-1, СЭШ-2, основными компонентами в которых являются медь, цинк, алюминий. При электроабразивном шлифовании жаропрочных и конструкционных сталей применяют белый электрокорунд, для титановых - зеленый карбид кремния. В качестве токопроводящих электролитов, обеспечивающих требуемое качество поверхности, точность и производительность, а также не вызывающих коррозию на незащищенных частях оборудования, применяются растворы нейтральных солей с добавками ингибиторов для придания им антикоррозионных свойств. В качестве ингибиторов используют двуххромовокислый калий, бензойнокислый натрий, триэтаноламин.

Таблица 7.5

Обрабатываемый материал	Состав электролита	Массовая доля компонента, %	Съем, мм <sup>3</sup> /мин	$R_a$ , мкм
Стали углеродистые	натрий азотнокислый	25	4560-5360	1,25-0,32
	хлористый натрий	10-25		
	гексаметафосфат натрия	0,04-0,4		
	силикат натрия	0,3-0,5		
Твердые сплавы	остальное вода			
	хлористый натрий	3-15	870-3000	2,5-1,25
	бромистый калий	3	1250-3500	
остальное вода				
Твердые сплавы	хлористый натрий	8-10		0,63-0,32
	остальное вода			

В табл. 7.5 приведены некоторые составы электролитов, применяемых для электроабразивной обработки.

Электроабразивное шлифование твердых сплавов осуществляется на следующих режимах: скорость крута 15 - 30 м/с, напряжение 15 - 20 В, плотность тока 1 - 7 А/см<sup>2</sup>, давление круга 15-20 МПа.

### 7.5.5. УЛЬТРАЗВУКОВАЯ ОБРАБОТКА

Ультразвуковая обработка применяется для изготовления деталей из хрупких и твердых материалов (стекла, керамики, фарфора, твердых сплавов). Метод основан на использовании ультразвуковых колебаний инструмента, осуществляемых с помощью магнитострикционных вибраторов.

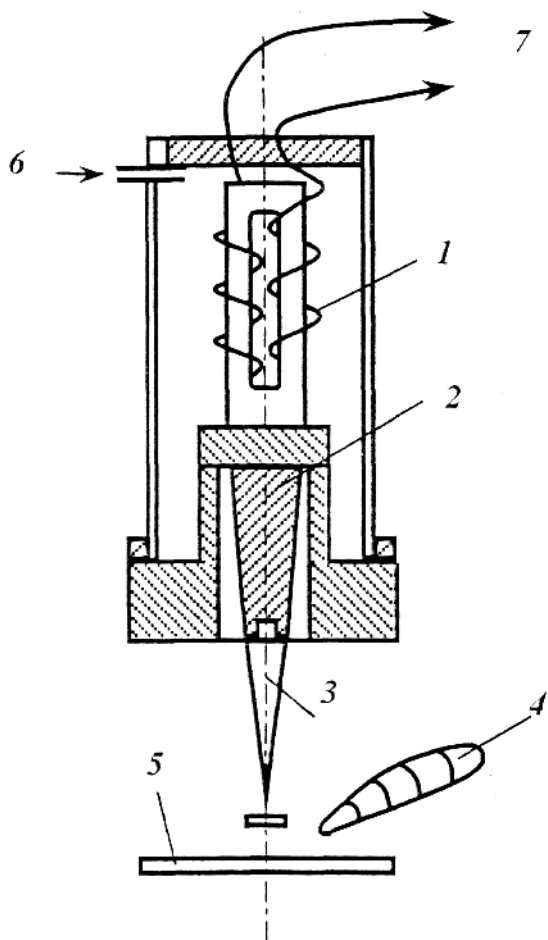


Рис. 7.42. Схема ультразвуковой обработки: 1 - магнитострикционный вибратор; 2 - концентратор; 3 - инструмент; 4 - сопло для подачи абразивной суспензии; 5 - деталь; 6 - вода для охлаждения вибратора; 7 - выходные концы обмотки вибратора для подключения к генератору высокой частоты.

на использовании ультразвуковых колебаний инструмента, осуществляемых с помощью магнитострикционных вибраторов.

Магнитострикционный эффект основан на способности некоторых металлов изменять свои геометрические размеры в магнитном поле. Такими свойствами обладает никель.

Магнитострикционные вибраторы позволяют получить частоты колебаний порядка 20 - 30 кГц. Иногда требуется получить колебания с частотами порядка 100 - 150 кГц. Для получения таких колебаний используют пьезоэлектрический эффект, основанный на способности некоторых материалов изменять свои геометрические размеры под воздействием электрического поля. Это свойство наиболее выражено у кристаллов кварца и титанита бария.

При наличии ультразвуковых колебаний в жидких средах возникает кавитация - образование в жидкости небольших кавитацион-

ных пузырьков. Эти пузырьки неустойчивы. При их разрушении возникают силы, сопровождающиеся гидравлическим ударом. Если вблизи этих пузырьков будет находиться твердое тело, то под воздействием гидравлического удара оно будет подвергнуто разрушению. На поверхности образуются мелкие раковины.

Если в зону обработки непрерывно подавать абразивную суспензию из мельчайших частиц алмазной пыли, карбида бора или карбида кремния, то под воздействием высокочастотных колебаний инструмента магнитоэлектрика 3 (рис. 7.42) абразивные зерна с большой скоростью будут ударяться об обрабатываемую поверхность, разрушая ее. На резонансной высоте амплитуды колебаний магнитоэлектрических вибраторов составляют не более 5-10 мкм. Для повышения эффективности ультразвуковой обработки необходимо, чтобы торец стержня инструмента вибрировал с амплитудой 0,03 - 0,1 мм.

Для достижения этой цели применяют усилители колебаний.

Конический стержень (концентратор) 3 изготавливается из высокопрочного металла, обладающего высокими антифрикционными свойствами и износостойкостью от разрушающего воздействия абразива. Производительность процесса обработки зависит от свойств обрабатываемого материала, амплитуды и частоты колебаний инструмента и зернистости абразивного материала.

На машиностроительных заводах ультразвуковой метод применяется для обработки отверстий в деталях из закаленных сталей, жаропрочных и титановых сплавов, карбида вольфрама и молибдена, стекла, графита, керамики и т. п. Точность обработки зависит от величины зерна абразива, она может быть получена в пределах 0,005 - 0,04 мм

Ультразвуковую обработку часто применяют в сочетании с электроискровой. Предварительная обработка производится электроискровой, а чистовая - ультразвуковой.

## ГЛАВА 8

### ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ТОЧНЫХ ОТВЕРСТИЙ

При нестационарных условиях резания управление точностью обработки основано на контроле состояния технологической системы, который базируется на входной, выходной и текущей информации о ходе осуществления технологического процесса. Рассмотрим методы контроля состояния технологической системы и управления точностью обработки отверстий применительно к отделочной операции - прецизионному растачиванию инструментами одностороннего резания.

Контроль состояния технологической системы расточного станка осуществляется прямыми и косвенными методами. Прямыми методами контролировались размерная точность и шероховатость обработанной поверхности, количество обработанных отверстий (заготовок), относительное положение расточного инструмента и заготовки. Косвенными методами контролировались силовые и тепловые деформации технологической системы, перегрузка расточного инструмента, износ и повреждение инструмента кондукторной втулки, отвод стружки из зоны резания.

Управление точностью обработки отверстий на основе входного контроля состояния технологической системы осуществляется путем размерной настройки инструмента, корректировкой режимов резания. Необходимость этого вида управления возникает при значительном рассеивании величин припуска на обработку и твердости материала заготовки. Входной контроль базировался на информации о величине экстремального превышения тока якоря привода главного движения в момент врезания режущего элемента расточного инструмента одностороннего резания в заготовку, которая характеризует момент растачивания и, связанный с ним, припуск на обработку и твердость материала заготовки. После переработки поступившей информации принимается решение о соответствующем управляющем воздействии, в результате которого производится корректировка начальных режимов обработки. Особенность этого вида управления заключается в том, что после установления скорректированных режимов резания на этапе врезания расточного инструмента в заготовку они остаются постоянными до конца обработки отверстия.

На основе выходной информации о состоянии технологической

системы (сплошного контроля размерной точности расточенных отверстий) осуществляется управление точностью обработки путем дискретной подналадки расточного инструмента. После переработки поступившей информации о размерной точности расточенного отверстия, измеренной вне станка на специальной позиции, или о количестве обработанных заготовок принимается решение об управляющем воздействии, направленном на осуществление автоматической размерной подналадки инструмента перед растачиванием последующей заготовки. Для ее реализации разработаны средства дискретной размерной подналадки расточного инструмента «импульсной» и по «упору» на основе, встроенных в корпус инструмента, автономных механизмов подналадки.

Управление точностью обработки на основе комплексной информации о предельном состоянии технологической системы, включающей информацию систем входного и выходного контроля, производится за счет своевременного прекращения растачивания при выявлении негативной ситуации, а также ее устранения на основе информации о текущей и предыдущей обработке.

Для выявления предельных состояний технологической системы предложены критерии, связанные с контролем относительных перемещений плавающей пластины расточного инструмента и экспресс-оценками обеспечения и поддержания точности обработки на основе измерений крутящего момента привода главного движения. Предложенные критерии в комплексе с известными критериями предельных состояний технологической системы подробно рассмотрены в [221], позволяют расширить возможности и повысить эффективность управления точностью обработки отверстий. Управляющие воздействия на регулируемые параметры технологической системы осуществляются при условии, если текущие значения одного из контролируемых параметров превысили его заданное пороговое значение, и заключаются в прекращении обработки. Прогноз негативной ситуации производится с учетом текущих данных и данных предыдущей обработки, что позволяет однозначно выявить причину ее возникновения и предложить для ее устранения однозначный набор действий.

Реализация предложенных принципов управления точностью обработки отверстий расточными инструментами зависит от возможностей систем ЧПУ. В полном объеме рассмотренные принципы управления точностью растачивания (включая прогноз и регноз развития текущей ситуации) могут быть реализованы в станках с ЧПУ



типа PCNC с открытой архитектурой. Конкретный выбор системы ЧПУ станка для обработки точных отверстий расточными инструментами определяется современными аппаратными и программными возможностями с учетом требований и условий обработки.

## 8.1. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СХЕМЫ И ИНСТРУМЕНТЫ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ТОЧНЫХ ОТВЕРСТИЙ

### 8.1.1. МЕТОДЫ ОБРАБОТКИ ТОЧНЫХ ОТВЕРСТИЙ

Существующие методы обработки точных отверстий обеспечивают различные параметры их качества. В табл.8.1 показаны диапазоны достигаемой точности и шероховатости поверхности отверстий в зависимости от метода отделочной обработки [11, 118, 170, 223, 227, 229, 263, 300, 398].

Таблица 8.1

Точность и шероховатость поверхности отверстий в зависимости от метода отделочной обработки

Метод обработки	Квалитет точности	Шероховатость поверхности, <i>Ra</i> , мкм
калибровка	6-8	0,02-1,25
сверление инструментами одностороннего резания	7-10	0,63-1,6
раскатывание	6-8	0,16-1,25
многолезвийное развертывание	6-7	0,16-0,63
расточивание инструментами одностороннего резания	6-8	0,25-1,6
тонкое растачивание	6-9	0,32-2,5
выглаживание	5-8	0,16-1,6
отделочное протягивание	6-7	0,08-0,32
физико-химическая обработка	5-10	0,01-0,63
шлифование	6-7	0,01-0,16
притирка	5-7	0,01-0,63
полирование	5-7	0,01-0,63
доводка	5-7	0,01-0,16
хонингование	5-7	0,02-0,63
суперфиниширование	4-7	0,01-0,32

В связи с достаточно большим количеством отделочных методов обработки, обеспечивающих различные параметры качества отверстий (табл.8.1), их можно для удобства рассмотрения разделить на четыре группы. К первой группе целесообразно отнести методы, обеспечивающие точность размера, формы и качество поверхности отверстий, а также точность расположения их относительно базовых поверхностей и других функциональных поверхностей детали: сверление инструментами одностороннего резания, прецизионное растачивание инструментами одностороннего резания, тонкое растачивание, отделочное протягивание, шлифование. Вторая группа методов позволяет обеспечить точность размера, формы и качество поверхности отверстия: многолезвийное развертывание, физико-химическая обработка, притирка, размерное хонингование, суперфиниширование. К третьей группе следует отнести методы, обеспечивающие размер и качество поверхности отверстий: раскатывание и выглаживание, а к четвертой – качество поверхности отверстия при сохранении параметров точности, полученных на предшествующей операции: отделочное хонингование и полирование [11, 114, 149, 170, 223, 227, 232, 264, 322, 338, 398]. Анализ показывает, что получение точных координированных отверстий возможно только при использовании первой группы методов отделочной обработки. Методы обработки из других групп частично используются в качестве последующей операции для повышения точности диаметра, формы и качества поверхности координированных отверстий. Не применяются на завершающем этапе обработки точных координированных отверстий калибровка и многолезвийное развертывание в связи с тем, что они не только не улучшают, но могут и снизить параметры качества, полученные отделочными методами первой группы. Притирка, размерное и отделочное хонингование, суперфиниширование, в большинстве случаев обработки точных координированных отверстий остаются невостребованными в силу достаточности методов обработки первой группы. Что касается физико-химической обработки, раскатывания и полирования, то они вообще очень редко применяются на заключительном этапе обработки точных координированных отверстий [11, 190, 398]. Таким образом, можно сделать вывод, что определяющими методами отделочной обработки точных координированных отверстий являются методы, принадлежащие к первой группе.

Сравнивая сверление, прецизионное растачивание инструментами одностороннего резания, отделочное протягивание, шлифование

и тонкое растачивание, можно отметить, что каждый из указанных методов первой группы обладает определенными преимуществами и недостатками.

Преимуществом сверления инструментами одностороннего резания, например, ружейными сверлами является получение точного координированного отверстия без его предварительного формирования. Кроме того, применение сверл одностороннего резания позволяет обрабатывать как короткие, так и глубокие отверстия с  $l_0/d_0 \leq 20$  при невращающейся заготовке и не более 100 ( $l_0/d_0 \leq 100$ ) при вращающейся заготовке. Однако, достижение высоких параметров точности расположения отверстий относительно базовых поверхностей детали возможно при обработке отверстий малого диаметра (до 8 мм). При сверлении отверстий диаметром более 8 мм обеспечение высоких параметров качества затруднительно из-за высокой интенсивности силовых и тепловых полей, действующих в процессе обработки. Рассверливание точных координированных отверстий с большими диаметрами и припусками также малоэффективно по тем же причинам [61, 394, 398]. Поэтому, как правило, сверление и рассверливание применяется при обработке отверстий малого диаметра в различных деталях топливной и гидравлической аппаратуры с последующей их притиркой. Обработка указанных видов отверстий малого диаметра сверлами одностороннего резания достаточно полно исследована и апробирована в промышленности [22, 61, 78, 100, 149, 227, 306, 338]. Ограниченные технологические возможности операции сверления инструментами одностороннего резания не позволяют эффективно применять их для обработки широкой номенклатуры деталей с различными видами и расположением точных координированных отверстий.

Отделочное протягивание является высокопроизводительным процессом обработки и применяется в условиях крупносерийного и массового типов производства для получения только сквозных точных координированных отверстий. Ограниченная область применения отделочного протягивания, высокая стоимость инструмента, снижение производительности при обработке глубоких отверстий не позволяют широко использовать его для обработки разнообразных деталей с точными координированными отверстиями. Поэтому, как показывает практика машиностроительных предприятий, отделочное протягивание не является основным, часто встречающимся методом обработки точных координированных отверстий [229, 264, 300, 398].

Процесс шлифования отверстий, в отличие от отделочного протягивания, обладает несколько большими возможностями. Например, он позволяет обрабатывать сквозные и глухие отверстия с цилиндрической, конической и криволинейной поверхностями. Однако, процесс шлифования отверстий обладает рядом существенных недостатков, среди которых в первую очередь необходимо отметить невозможность его применения для совмещенной обработки отверстий и других функциональных поверхностей детали, а также для обработки ряда других отверстий, имеющих специфические особенности вида и расположения в детали. Другим не менее важным недостатком процесса шлифования является то, что он позволяет обрабатывать только короткие координированные отверстия ( $l_0/d_0 \leq 5$ ). Кроме того, процесс шлифования осуществляется на очень больших скоростях, что в условиях обработки отверстий малого диаметра создает дополнительные проблемы обеспечения параметров их качества. Следует отметить, что шлифование отверстий сопровождается интенсивным выделением тепловой энергии, способствующей возникновению прижогов на обрабатываемой поверхности, что, наряду с шаржированием ее абразивом, снижает качество готовых деталей. Поэтому процесс шлифования точных координированных отверстий в так называемых «корпусных» деталях применяется в промышленности сравнительно редко [11, 398].

Особое место среди отделочных методов обработки первой группы занимают прецизионное растачивание инструментами одностороннего резания и тонкое растачивание отверстий. По точности расположения осей отверстий и, в отдельных случаях, по производительности обработки растачивание превосходит другие отделочные методы [11, 190, 221, 394, 398]. По точности размера и формы обработанных отверстий отделочное растачивание несколько уступает лишь некоторым отделочным методам второй, третьей и четвертой групп. Существенным критерием оценки отделочной операции является качество обработанной поверхности, которое влияет на эксплуатационные характеристики деталей. Сравнивая отделочные операции, обеспечивающие примерно одинаковую шероховатость, можно сделать вывод, что растачивание дает лучшее качество поверхности, чем многолезвийное развертывание и шлифование, то есть без надрывов, прижогов и шаржирования абразивом поверхности [11]. По сравнению с остальными отделочными методами второй, третьей и четвертой групп, тонкое растачивание уступает по достигаемой шерохова-

тости обработанной поверхности. Однако операция отделочного растачивания может им предшествовать, что значительно сокращает время окончательной обработки отверстия и обеспечивает ее качественную поверхность [11]. Сочетание тонкого и прецизионного растачивания с выглаживанием позволяет снизить шероховатость обрабатываемой поверхности отверстия и значительно упрочнить его поверхностный слой, что особенно важно для поверхностей трения с высокими требованиями к их износостойкости. Важным преимуществом отделочного растачивания отверстий является возможность совмещения его с прецизионной обработкой других функциональных поверхностей деталей, что обеспечивает высокую точность их взаимного расположения и повышение производительности обработки. В связи с этим, отделочное растачивание позволяет обрабатывать все встречающиеся на практике детали с различными по виду и расположению точными координированными отверстиями [11, 190, 221, 394, 398].

Сравнение технологических возможностей операций отделочного растачивания показывает, что преимущества инструментов одностороннего резания определяются их высокой размерной стойкостью и производительностью обработки, возможностью автоматической смены инструмента на станке без снижения точности обработки [394, 398]. Основными факторами, способствующими эффективной обработке отверстий указанными инструментами, являются: 1) применение направляющих элементов для базирования инструмента по растачиваемой поверхности отверстия; 2) наличие односторонней силы резания, прижимающей направляющие элементы к поверхности отверстия; 3) использование направляющих элементов для выглаживания расточенной поверхности отверстия; 4) использование резцов с малыми вспомогательными углами в плане; 5) применение твердого сплава, керамики, СТМ в качестве материала рабочих элементов; 6) принудительный подвод СОТС в зону обработки и надежное удаление стружки; 7) применение инструмента для совмещенной обработки отверстий и других функциональных поверхностей деталей. Указанные факторы являются хорошим фундаментом для интенсификации режимов резания без снижения качества обработки [221, 394]. Учитывая изложенное, целесообразно рассмотреть более подробно особенности обработки указанными инструментами.

На рис. 8.1 представлена схема обработки отверстия расточным инструментом одностороннего резания с использованием кондукторной втулки.

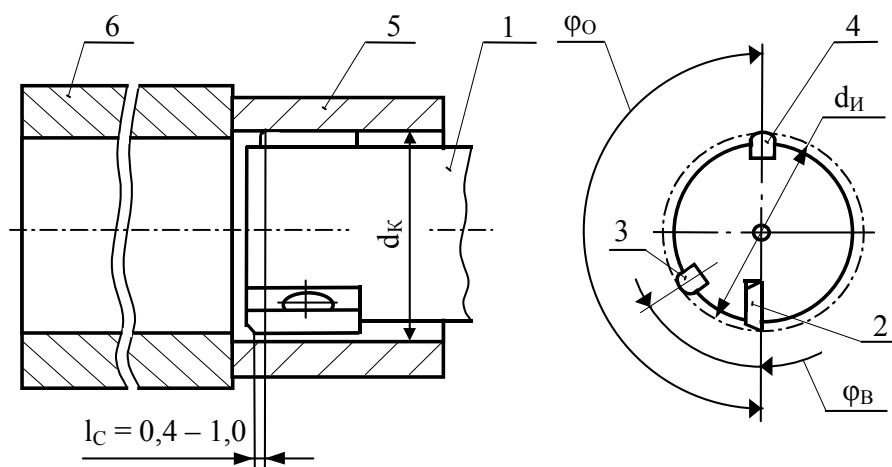


Рис. 8.1. Схема обработки отверстия расточным инструментом одностороннего резания с использованием кондукторной втулки.

На схеме обработки представлен расточный инструмент одностороннего резания, который состоит из корпуса 1 с резцом 2, боковым 3 и опорным 4 направляющими элементами, а также кондукторная втулка 5 и обрабатываемая заготовка 6. Диаметр базовой окружности  $d_{И}$ , описанной вокруг вершин неизношенных рабочих элементов 2, 3, 4, определяет начальный диаметр инструмента. Вершина резца 2 смещена в осевом направлении относительно вершин направляющих элементов на величину  $l_c = 0,4...1...1,0$  мм, что позволяет впереди расположенным лезвием формировать обрабатываемое отверстие. Расположение бокового 3 и опорного 4 направляющих элементов относительно элемента 2 под углами  $\varphi_B = 45^\circ$  и  $\varphi_0 = 180^\circ$  позволяет обеспечить надежное базирование и направление инструмента по обработанной поверхности отверстия. Для исключения повреждений направляющей поверхности кондукторной втулки элементом 2 диаметр ее неизношенного отверстия  $d_k$  выполняют на 0,005-0,01 мм большее начального диаметра рабочей части инструмента. Предельное значение диаметрального зазора между изношенными инструментом и кондукторной втулкой зависит от требований к точности обработки и назначается в границах 0,015-0,06 мм [79, 221, 394].

Основные технологические схемы обработки отверстий на отделочно-расточных станках с использованием расточных инструментов одностороннего резания представлены на рис. 8.2.

Точность координат и формы входного участка отверстия достигаются параметрами систем «шпиндель – инструмент – кондукторная втулка». Узел направления инструмента с кондукторной втулкой, в зависимости от геометрических параметров обрабатываемого

отверстия, может устанавливаться на приспособлении станка (рис. 8.2, а) или на шпиндельном узле (рис. 8.2, б).

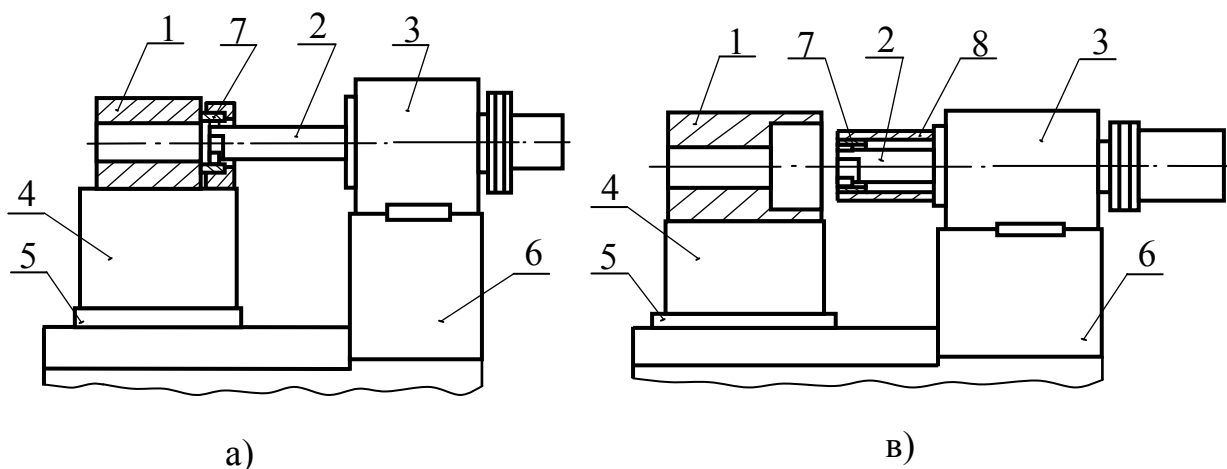


Рис. 8.2. Основные технологические схемы обработки отверстий расточными инструментами одностороннего резания на отделочно-расточном станке: 1 – заготовка, 2 – расточный инструмент одностороннего резания, 3 – шпиндельный узел, 4 – приспособление, 5 – стол, 6 – мост, 7 – коллектор СОТС, 8 – кондукторная втулка, 9 – оправка, 10 – узел направления инструмента.

### 8.1.2. ПРОБЛЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ТОЧНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Известно, что обработка резанием и, в частности, обработка отверстий расточными инструментами одностороннего резания является нестационарным процессом. Это связано с переменными параметрами заготовок (непостоянство припуска, физико-механических свойств обрабатываемого материала) и технологической системы (непостоянная жесткость, нестационарные источники тепловыделений в зоне резания и изменение условий теплообмена, износ станка и инструмента) [242]. Для достижения точности обработки при нестационарных условиях резания используются системы, которые учитывают изменение конкретных условий резания и позволяют управлять выходными параметрами процесса растачивания. Например, поддержание работоспособности станка (в том числе и точность обработки) включает в себя: 1) сбор информации; 2) ее оценку и выявление отклонений от нормы, установленной исходными данными; 3) определение причины отклонения; 4) принятие решения и выработку корректирующего воздействия, ликвидирующего обнаруженные отклонения; 5) ввод корректирующих воздействий [302]. На рис. 8.3 пред-

ставлены структурные схемы поддержания работоспособности гибкого производственного модуля (ГПМ) и гибкой производственной системы (ГПС) [294, 302]. Применительно к отдельно взятому станку весь комплекс задач контроля, диагностирования, принятия решения и управления несколько упрощается и может решаться в рамках системы ЧПУ типа PCNC с открытой архитектурой.

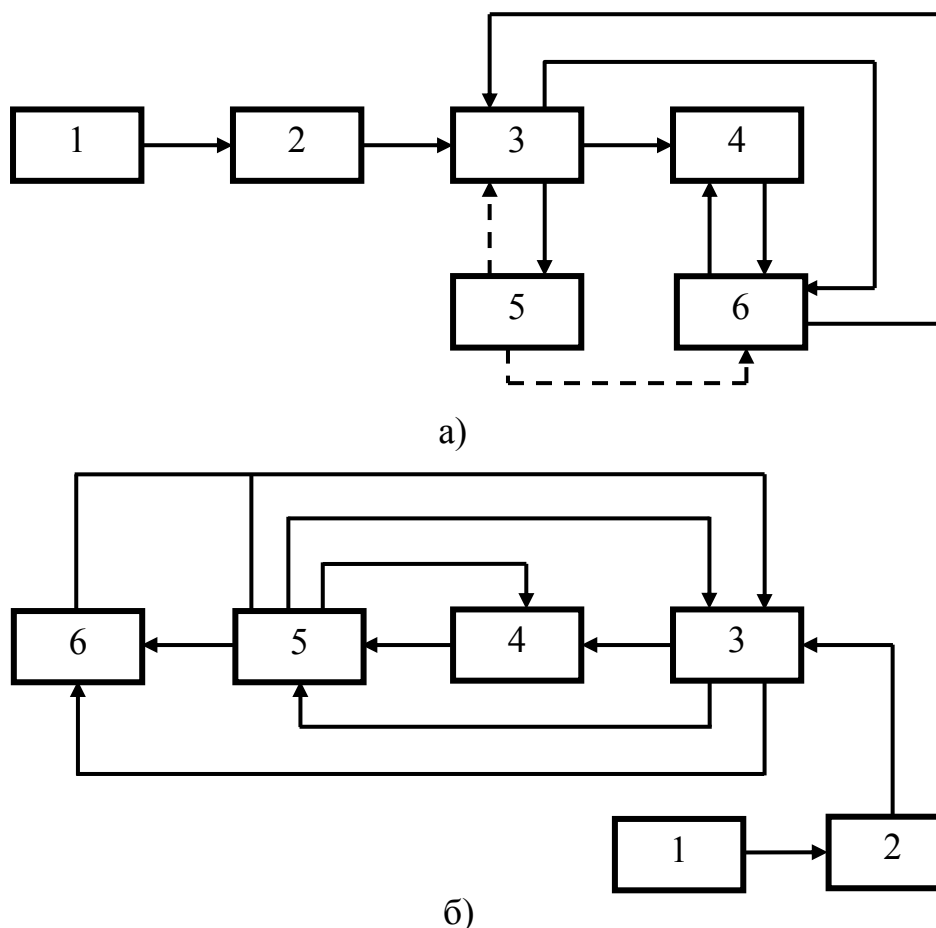


Рис. 8.3. Структурные схемы поддержания работоспособности ГПМ (а) [294] и ГПС (б) [302]: 1 – объект управления; 2 – датчики контроля; 3 – подсистема контроля; 4 – подсистема диагностирования; 5 – подсистема принятия решений; 6 – система программного управления.

Контроль качества деталей в процессе их изготовления является одним из основных методов достижения надежности операции. Под контролем понимается проверка соответствия продукции или процесса, от которого зависит качество продукции, установленным техническим требованиям [250]. Для получения годной продукции необходимо контролировать состояние технологической системы с тем, чтобы своевременно выявлять ее предельные состояния, не позволяющие обеспечить точность обработки. Методы контроля предельных состояний технологической системы принято разделять на методы, реали-



зубы вне основного времени работы станка, и методы активного контроля, позволяющие осуществлять указанные проверки в процессе резания [9, 228, 273, 302]. Системы контроля можно подразделить в соответствие с общепринятой классификацией на системы прямого и косвенного измерения предельных состояний технологической системы. При этом для измерений могут использоваться разнообразные средства измерений как стандартные, так и специальные [20, 49, 55, 110, 125, 195, 263, 273, 302, 315, 323, 344]. Применительно к прецизионному растачиванию отверстий, системы прямого контроля предельных состояний технологической системы используются после окончания процесса резания непосредственно на станке или вне его, а системы косвенного контроля – в процессе резания [11, 394]. Это связано с тем, что при обработке отверстий различных диаметров вращающимся инструментом с учетом необходимости транспортирования стружки СОТС из зоны резания, практически невозможно осуществить активный контроль предельных состояний технологической системы на основе прямых измерений.

Системы прямого контроля выполняют измерения параметров качества обработанных отверстий как непосредственно на металлорежущем станке, так и вне станка на отдельной позиции или в метрологическом пункте [11, 49, 125, 301]. Контроль готовой продукции при прецизионном растачивании в условиях автоматизированного производства осуществляется на основе метода сплошного контроля ее качества и включает, в подавляющем большинстве случаев, измерения диаметрального размера [11]. Например, на отделочно-расточных станках встроенных в автоматическую линию такой контроль производится посредством специальных контрольно-измерительных устройств на основе пневматических или контактных датчиков. В отдельных случаях (например, при использовании электро-механических автоподладчиков) производится также и сплошной контроль шероховатости обработанной поверхности отверстий [11, 125, 302]. Как правило, проверки других параметров качества производятся на основе выборочного (статистического) контроля в метрологическом пункте [301].

Контроль качества готовой продукции – необходим, но не достаточен для достижения высокой надежности технологического процесса в условиях автоматизированного производства. Возможность получения бракованной продукции является следствием того, что контролируется результат, а не характеристики самого процесса,

которые определяют это качество. Контроль предельных состояний технологической системы в процессе изготовления деталей позволяет своевременно принять необходимые и достаточные меры для получения бездефектной продукции, так как, в отличие от контроля качества готовой продукции, в этом случае анализируется характер и тенденции развития или стабилизации процесса, близость его параметров к установленным граничным значениям [250]. Известны методы косвенного контроля предельных состояний технологической системы на основе контроля в процессе резания уровня вибраций, осевой силы, крутящего момента или мощности привода главного движения или подачи. Однако эти исследования были посвящены вопросам косвенного контроля при сверлении [44, 105] и поэтому не могут быть использованы в полной мере при прецизионном растачивании отверстий.

Контроль предельных состояний технологической системы обработки точных отверстий включает определение предельного износа (повреждений) расточного инструмента и кондукторной втулки, а также недопустимых отклонений параметров заготовки. Кроме того, на станках контролируется перегрузка инструмента при обработке отверстий, а также параметры работы системы подачи СОТС [9, 25, 26, 44, 49, 220, 222, 228, 302, 326]. В практике растачивания точных отверстий производится диагностирование также и других параметров металлорежущего оборудования. Однако эти параметры связаны только с обеспечением его надежного функционирования и не оказывают существенного влияния на ее выходные параметры [228, 302].

Для определения предельного износа расточного инструмента одностороннего резания используются прямые и косвенные методы, а также различные критерии допустимого износа. К прямым методам определения предельного износа инструмента непосредственно на станке можно отнести контактные датчики типа «Renischaw», «Marposh» или оптические датчики [49, 55, 302, 326, 393]. Существенным недостатком прямых методов контроля предельного износа инструмента непосредственно на станке является то, что они требуют существенных затрат вспомогательного времени на измерения. Кроме того, указанные контактные датчики не распознают предельный износ инструмента по технологическому критерию – шероховатости обработанных отверстий, а оптические датчики, как правило, не позволяют полностью использовать возможности рабочих элементов. Кроме того, общим недостатком оптических методов является высо-

кая чувствительность к внешним условиям эксплуатации (запыленность воздуха, наличие СОТС и стружки в зоне резания) [302], а также стоимость систем для их осуществления. Указанных недостатков лишены косвенные методы определения предельного износа инструмента при прецизионной обработке по технологическим критериям – размерной точности и шероховатости поверхности обработанных отверстий, которые широко используются в крупносерийном и массовом производстве [189, 221, 301]. Следует отметить, что применение оптических средств контроля позволяет наряду с косвенными методами определения предельного износа инструмента повысить надежность измерений и самое главное производить прогноз выхода его из строя при последующей обработке [326].

На практике предельный износ расточного инструмента определяется косвенно на основе сплошного контроля диаметрального размера и, в некоторых случаях, шероховатости поверхности обработанных отверстий [9, 11, 55, 189, 221, 301]. Идентификация предельного износа в этом случае производится при превышении допустимого значения одного из контролируемых параметров качества обработки

$$\Delta d_0 > \Delta d_0^{\circ} = K_{у.д} T_D; \quad (8.1)$$

$$Ra > Ra^{\circ}, \quad (8.2)$$

где  $\Delta d_0$ ,  $\Delta d_0^{\circ}$  – текущее и допустимое изменение диаметрального размера обрабатываемых отверстий, мкм;  $K_{у.д}$  – коэффициент ужесточения допуска диаметрального размера отверстия;  $T_D$  – допуск на диаметральный размер отверстия, мкм;  $Ra$ ,  $Ra^{\circ}$  – текущее и допустимое значения шероховатости обрабатываемой поверхности, мкм.

Контроль диаметрального размера и шероховатости поверхности обработанных отверстий осуществляется на станке или вне станка на специальной позиции. Для контроля используются различные контрольно-измерительные устройства, например, завода «Калибр» [11, 221, 301]. Выбор технологических критериев предельного износа зависит не только от требований к качеству обработки, но и от типа инструмента. При обработке отверстий в пределах 6 – 7 квалитетов точности контроль предельного износа инструмента осуществляется только по технологическому критерию – размерной точности обрабатываемого отверстия. Это связано с тем, что запас стойкости рабочих элементов по технологическому критерию – шероховатости обработанной поверхности значительно опережает размерную стойкость инструмента. Например, предел стойкости резца по критерию шерохо-

ватости обработанной поверхности определяется шириной калибрующей кромки в пределах 0,4 – 0,6 мм [11, 118, 190, 221, 303]. Как показывают расчеты, достижение такого износа по задней поверхности резца при прецизионном растачивании отверстий, как правило, связано с выходом рабочего размера инструмента за поле допуска. При растачивании отверстий с использованием электромеханических автоподналадчиков основным технологическим критерием предельного износа инструмента является шероховатость поверхности расточенных отверстий [11, 221]. Практика эксплуатации отделочно-расточных станков с автоподналадчиками показала, что наряду со сплошным контролем шероховатости поверхности расточенных отверстий необходим и сплошной контроль размерной точности обработки. Такой двойной контроль значительно повышает надежность идентификации предельного износа инструмента. Общим недостатком рассмотренных методов косвенного контроля износа расточного инструмента является то, что они не позволяют оценить величину размерного износа каждого из его рабочих элементов и, следовательно, принять решение о своевременной подналадке или замене инструмента. Поэтому поддержание точности обработки в этих условиях достигается за счет перерасхода режуще-выглаживающих элементов и снижения производительности операции из-за необходимости более частых смен инструмента.

Рассматривая методы косвенного контроля износа инструмента, следует отметить, что измерения с помощью датчиков электрического сопротивления, радиоактивности, температуры и термоЭДС, а датчиков силы, момента растачивания, вибраций [44, 228, 242, 243, 259, 302, 396] в практике прецизионного растачивания отверстий вращающимся инструментом до настоящего времени не используются. Это связано с тем, что указанные измерения, как правило, не обладают высокой точностью, необходимой для прецизионного растачивания отверстий, требуют специальных устройств, например, токосъемников, резко снижающих надежность работы в производственных условиях [302]. Сложность использования датчиков вибраций (контроль акустического излучения) для контроля износа и разрушения расточного инструмента одностороннего резания заключается в том, что звуковая волна распространяется через металлические детали станка и поэтому расположение датчика и любые механические преграды (особенно вращающиеся) между резцом и датчиком влияют

на сигнал. Как показали исследования, установка датчика на неподвижных деталях (приспособлении, шпиндельном узле) станка в условиях обработки разнообразных крупногабаритных заготовок неэффективна.

Преждевременный выход их строя расточного инструмента одностороннего резания в некоторых случаях связан с разрушением наименее надежного элемента инструмента – режущего лезвия. Необходимость контроля перегрузок инструмента в процессе обработки отверстий связана с необходимостью предохранения его от поломки, так как в случае разрушения режущего лезвия взаимодействие направляющих элементов с необработанным участком отверстия заготовки приведет к его разбивке и образованию бракованной заготовки, а, в ряде случаев, к выходу из строя корпуса инструмента. Известны исследования, связанные с контролем перегрузки и поломки инструментов в процессе резания на основе контроля акустической излучения, осевой силы, крутящего момента, мощности привода главного движения и привода подачи, амплитуды колебаний тока тахогенератора, установленного на шпинделе станка [8, 22, 25, 26, 44, 228, 243, 302, 396, 397]. В практике прецизионной обработки отверстий нашли применение системы защиты от перегрузки и поломки инструмента, основанные на контроле момента сверления или растачивания [8, 25, 44, ]. В качестве примера, рассмотрим систему защиты инструмента от перегрузки, которая основана на контроле выполнения условия

$$\frac{d^2 \Delta A_m}{d\tau^2} > \Delta A_y^0, \quad (8.3)$$

где  $\Delta A_y^0$  – допустимое значение параметра процесса обработки, определяющее перегрузку инструмента,  $A/c^2$ ;  $\Delta A_m$  – текущее значение приращения тока якоря привода главного движения в процессе обработки,  $A$ ;  $\tau$  – время, с.

Одним из путей поддержания точности обработки отверстий является своевременное выявление предельного износа, повреждений кондукторной втулки с последующей ее заменой. [114, 221, 222, 301]. Контроль предельных состояний кондукторной втулки осуществляется периодически оператором с помощью универсальных измерительных средств или с помощью счетчика циклов работы станка. Как известно, стойкость кондукторной втулки (направляющего участка отверстия) определяется минимальным количеством отверстий (загото-

вок), которые могут быть обработаны в пределах требуемых параметров точности до ее предельного износа, и находится аналитически или опытным путем [301]. Поэтому предельный износ кондукторной втулки определяется при выполнении следующего условия

$$n_{KB} > n_{KB}^{\circ}, \quad (8.4)$$

где  $n_{KB}^{\circ}$  – допустимое число заготовок (циклов работы станка), определяющее стойкость кондукторной втулки, шт.;  $n_{KB}$  – текущее число обработанных заготовок (циклов работы станка), шт.

Существенными недостатками использования счетчиков цикла станка для определения предельного износа кондукторной втулки являются то, что они не позволяют надежно выявлять предельный износ втулки, а также местные повреждения отверстия втулки режущим элементом инструмента. Поэтому разработка надежных и простых методов своевременного выявления предельного износа и повреждений кондукторной втулки в условиях автоматизированного производства является актуальной проблемой.

Не менее важной задачей в условиях автоматизированного производства является контроль качества заготовок, поступающих на расточный станок, так как такие параметры как припуск на обработку, его распределение, а также разнотвердость заготовок оказывают существенное влияние на выходные параметры отделочной операции. В настоящее время контроль качества заготовок ограничивается контролем на операциях их изготовления. Входной же контроль качества заготовок поступающих на расточный станок не используется. Это приводит к снижению качества обработки, поломкам дорогостоящего инструмента не только из-за повышенного припуска, но и вследствие его малой величины и неравномерности распределения.

В зависимости от особенностей получения информации о процессе обработки, поддержание работоспособности станочных систем достигается управлением: 1) по входным данным; 2) выходным данным (поднастройка станка) [189]. С учетом управляющего воздействия системы автоматического регулирования параметрами технологической системы разделяются, в соответствии с общепринятой классификацией [198, 242], на три вида: программные, стабилизирующие и следящие системы. Помимо указанных систем, используются также так называемые предохранительные системы, в функцию которых, в частности, входит защита инструмента от перегрузок и поломок [44, 78, 191, 242].

При прецизионном растачивании отверстий инструментами одностороннего резания не нашли применение программные и стабилизирующие системы управления точностью обработки. Применение программных систем управления предусматривает наличие однозначного закона управления процессом обработки, установление которого невозможно из-за взаимовлияния большого числа факторов, характерного для объектов многосвязанного регулирования. [242]. Стабилизирующие (адаптивные) системы управления качеством обработки по входным данным широко используются при различных видах металлообработки [7, 103, 111, 189]. Однако, как показали исследования, указанные системы неэффективны, так как приводят к неравномерной шероховатости обработанной поверхности и образованию погрешностей профиля продольного сечения отверстия (как правило, наблюдается волнообразный профиль). Возникновение указанных погрешностей связано, как известно [110, 302, 306], с неравномерной подачей инструмента и инерционностью объекта управления. Учитывая, что операция прецизионного растачивания в большинстве случаев является окончательной, то образование указанных погрешностей по требованиям к обработке, как правило, недопустимо. В отдельных случаях стабилизирующие системы управления используются на станках глубокого сверления для поддержания на заданном уровне осевой силы резания, момента сверления [44, 105, 306, 393]. Кроме того, стабилизирующие системы применяются в указанных станках для поддержания на заданном уровне температуры СОТС в гидробаке [44, 221].

На отделочно-расточных станках нашли широкое применение так называемые следящие системы управления точностью обработки по выходным данным. Назначение следящей системы по выходным данным – поддержание размерной точности обработки отверстий за счет дискретной поднастройки инструмента электромеханическими автоподналадчиками [11, 189, 191]. Управляющее воздействие в виде соответствующего подналадочного «импульса» формируется при превышении диаметрального размера обработанного отверстия заданного порогового значения. Основным недостатком указанной системы связан с необходимостью применения специальных шпиндельных узлов с электро-механическими автоподналадчиками, что ограничивает область их применения специальными станками [11].

Предохранительные системы направлены на блокировку начала обработки без подачи СОТС в зону резания при превышении верхнего

ее уровня в гидробаке, в который поступает пульпа, при загрязнении фильтров СОТС, а также при выявлении дефектов инструмента [44, 222]. Система блокировки начала обработки заготовки и вывода инструмента из расточенного отверстия без подачи СОТС с заданным начальным давлением направлена на предохранение расточного инструмента от поломки, стабилизации тепловых деформаций станки. Блокировка осуществляется при выполнении условия:

$$P_c < P_c^H, \quad (8.5)$$

где  $P_c$ ,  $P_c^H$  – текущее и наименьшее допустимое значение давления подачи СОТС, МПа.

Кроме того, с целью защиты инструмента от поломки при закупоривании отводного канала стружкой предусмотрено прекращение процесса обработки, если текущее значение давления СОТС превысило наибольшее допустимое значение, то есть при выполнении условия:

$$P_c > P_c^D, \quad (8.6)$$

где  $P_c^D$  – наибольшее допустимое значение давления подачи СОТС, МПа [44, 222].

Значения параметров  $P_c^H$  и  $P_c^D$  определяются на основе рекомендаций, имеющих в литературе [222, 394], и уточняются экспериментально.

При обработке глубоких отверстий с использованием масляных СОТС может возникать необходимость в контроле ее температуры, влияющей на тепловые деформации станка. Предохранительная система станка приводится в действие в случае выполнения условия

$$g_c > g_c^D, \quad (8.7)$$

где  $g_c$ ,  $g_c^D$  – текущее и допустимое значения избыточной температуры СОТС, °С.

В случае выполнения условия (8.7) управляющее воздействие направлено на активизацию системы охлаждения СОТС, которая содержит теплообменники в гидробаках для прокачки охлажденной воды. Система охлаждения работает до тех пор, пока текущее значение параметра  $g_c$  не станет меньше установленного нижнего порогового значения.



## 8.2.УПРАВЛЕНИЕ ТОЧНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ НА ОСНОВЕ ВХОДНОГО КОНТРОЛЯ

### 8.2.1. ВХОДНОЙ КОНТРОЛЬ СОСТОЯНИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Параметры точности, качество поверхности обработанных отверстий зависят от значений постоянных и переменных сил, действующих на режущие и направляющие элементы расточного инструмента в процессе резания. Прямой контроль указанных сил достаточно сложен в осуществлении [195, 253]. Поэтому предложено контролировать в процессе обработки отверстия крутящий момент привода главного движения, который комплексно определяет силовое воздействие на инструмент. Выбор крутящего момента в качестве контролируемого параметра связан с тем, что касательные составляющие сил, действующих на рабочие элементы в процессе обработки, на порядок больше осевого воздействия на расточный инструмент. Помимо высокой чувствительности к изменению силовых параметров обработки, контроль крутящего момента удобен еще и тем, что для его осуществления достаточно контролировать ток якоря привода главного движения, так как частота вращения вала электродвигателя с двухзонным регулированием скорости в подавляющем большинстве случаев обработки не превышает номинальных значений.

Входной контроль состояний технологической системы связан с выявлением недопустимых значений припуска на обработку и осуществляется на основе измерения экстремального повышения тока якоря (крутящего момента на валу) привода главного движения при врезании расточного инструмента в заготовку. Особенность контроля заключается в том, что он осуществляется на первом этапе обработки, при котором отсутствует взаимодействие направляющих элементов с заготовкой. Это способствует своевременному формированию соответствующего управляющего воздействия на регулируемые параметры станка, при котором производится корректировка режимов обработки еще до начала взаимодействия направляющих элементов с заготовкой. Для определения экстремального повышения тока якоря привода главного движения постоянного тока на рассматриваемом этапе использовалась следующая зависимость:

$$\Delta A_B = \zeta_B M_P / C_m, \quad (8.8)$$

где  $\Delta A_B$  – экстремальное повышение тока якоря привода главного

движения постоянного тока на этапе врезания режущего элемента расточного инструмента в заготовку,  $A$ ;  $\zeta_B$  – коэффициент относительного изменения тока якоря привода главного движения в момент врезания режущего элемента расточного инструмента в заготовку;  $M_P$  – расчетный момент сил, действующих на инструмент при установившемся процессе первого этапа обработки, Н·м;  $C_m$  – постоянная привода главного движения, Н·м/А [343].

Параметр  $M_P$  при использовании расточного инструмента с параметрами  $\varphi_B = 45^\circ$  и  $\varphi_O = 180^\circ$  (рис. 8.4) можно определить с помощью следующей зависимости:

$$M_P = 0,5d_P \times \left[ \frac{(2,41 + \mu_K) \cdot k_z t^z + (1 - 2,41\mu_K) \cdot (k_y t^y + k_x t^x d_P / L_P)}{(1 + \mu_K^2)} + k_z t^z \right], (8.9)$$

где  $M_P$  – моменты сил резания установившегося процесса первого этапа обработки, Н·м;  $d_P$  – диаметр рабочей части расточного инструмента, м;  $L_P$  – длина консольной части (стебля) расточного инструмента, м;  $t$  – глубина резания, мм;  $\mu_K$  – коэффициент трения между направляющим элементом и поверхностью отверстия заготовки;  $k_z, k_y, k_x$  – коэффициенты, зависящие от обрабатываемого материала и его твердости, износа режущего элемента и рабочей подачи инструмента, Н;  $x, y, z$  – показатели степени [273].

Значения параметров  $C_m, \mu_K, k_z, k_y, k_x, x, y, z$  для различных условий обработки приведены в работах [11, 114, 168, 222, 300, 335]. При необходимости, для конкретных условий обработки указанные параметры могут быть уточнены в результате эксперимента.

Подставляя в формулу (8.9) наименьшее и наибольшее допустимые значения глубины резания, можно определить граничные значения моментов сил резания на первом этапе обработки и затем, с помощью формулы (8.8), граничные значения параметра  $\Delta A_B$ , соответствующие двум предельным условиям резания. Указанные граничные значения определяют наименьшее  $\Delta A_{B,П}$  и наибольшее  $\Delta A_{B,Г}$  допустимые значения контролируемого параметра процесса обработки.

Качество работы такой системы контроля определяется механическими и электрическими параметрами технологической системы, в первую очередь динамическими характеристиками кинематической цепи привода вращения шпинделя станка, а также величиной момента растачивания. Кинематическая цепь привода вращения шпинделя может быть представлена в виде двух масс, соединенных упругим

элементом, имитирующим наиболее податливое звено привода – ременную передачу. [242]. Для большинства расточных станков такая кинематическая цепь описывается дифференциальным уравнением второго порядка

$$\tau_{n2}^2 \frac{d^2 \Delta A_B}{d\tau^2} + \tau_{n1} \frac{d \Delta A_B}{d\tau} + \Delta A_B = \Delta A_C, \quad (8.10)$$

где  $\tau_{n2}$ ,  $\tau_{n1}$  – параметры, зависящие от момента инерции вращающихся деталей кинематической цепи привода, приведенных податливости всех элементов и коэффициента демпфирования передач, угловой скорости вращения вала электродвигателя, характеристик привода главного движения, с;  $\Delta A_C$  – среднее установившееся повышение тока якоря привода главного движения в процессе первого этапа обработки, А;  $\tau$  – время, с [242].

Решение уравнения (8.10):

$$\zeta_B = \frac{\Delta A_B}{\Delta A_C} = 1 + e^{-\frac{\tau}{T_n}} \left( \cos 2\pi \cdot f_n \tau + \frac{1}{T_n 2\pi \cdot f_n} \sin 2\pi \cdot f_n \tau \right), \quad (8.11)$$

где  $f_n$  – частота колебаний, зависящая от параметров  $\tau_{n2}$ ,  $\tau_{n1}$ , с<sup>-1</sup>;  $T_n$  – постоянная времени, зависящая от параметров  $\tau_{n2}$ ,  $\tau_{n1}$  [242].

Сложность использования известных зависимостей для расчета коэффициента  $\zeta_B$  связана с необходимостью определения достаточно большого количества параметров конкретного станка, как правило, специального. Поэтому средние значения коэффициента  $\zeta_B$  определяют экспериментально на основе обработки пробных заготовок с использованием следующей зависимости

$$\zeta_B = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \frac{C_M \Delta A_{B.n}}{M_{P.n}}, \quad (8.12)$$

где  $\zeta_B$  – среднее значение коэффициента относительного изменения тока якоря привода главного движения в момент врезания расточного инструмента в заготовку;  $\Delta A_{B.n}$  – экстремальное превышение тока якоря привода главного движения в момент врезания расточного инструмента в  $n$ -ю заготовку, А;  $M_{P.n}$  – средний расчетный суммарный момент сил, действующих на инструмент в конце первого этапа обработки  $n$ -й заготовки, Н·м;  $N$  – количество пробных заготовок (5 – 10 шт.), шт.

Полученные, с помощью формулы (8.12), значения параметра  $\zeta_B$  соответствовали конкретным условиям обработки, учитывающим требования к качеству растачивания и используемый станок, геометрию инструмента, материал заготовки, режим резания.

В табл. 8.2. приведены средние значения коэффициента  $\zeta_B$  для некоторых случаев обработки на горизонтальных отделочно-расточных станках, полученные на основе данных обработки пробных заготовок с использованием зависимостей (8.9), (8.12).

Таблица 8.2

Средние значения коэффициента  $\zeta_B$  и времени  $\tau_B$  врезания в заготовку режущего элемента расточного инструмента

Материал заготовки	$d_0$ , мм	Режимы обработки		$\tau_B$ , с	$\zeta_B$
		частота вращения инструмента, с <sup>-1</sup>	подача, мм/об		
сталь 45 HB 167-217	40 H7	12	0,26	0,22	1,14
сталь 20X HRC 59-63	32 H7	8	0,22	0,55	1,25
чугун СЧ20	45 H6	8,3	0,32	0,56	1,29

Следует отметить, что обработка цветных металлов по сравнению с растачиванием черных металлов осуществляется с относительно большими частотами вращения инструмента и меньшими значениями силы резания. Поэтому при прецизионной обработке цветных металлов такой входной контроль малоэффективен.

Изменение средних значений крутящего момента в процессе растачивания отверстий с заданными режимами резания связано не только с изменением припуска или твердости обрабатываемого материала, но и с износом инструмента. Установлено, что идентифицировать предельный технологический (размерный) износ расточного инструмента на основе контроля тока якоря привода главного движения практически невозможно, даже если установить относительно жесткие допуски на диаметральный размер отверстия заготовки и твердость ее материала.

## 8.2.2. УПРАВЛЕНИЕ СИЛОВЫМИ ПАРАМЕТРАМИ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ

### 8.2.2.1. РАЦИОНАЛЬНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ПРИПУСКА МЕЖДУ РАБОЧИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ ДВУХЛЕЗВИЙНОГО РАСТОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА

Для обработки точных (IT6-IT7) глубоких отверстий (диаметром 50-100 мм и относительной длиной до 20) с повышенным припуском

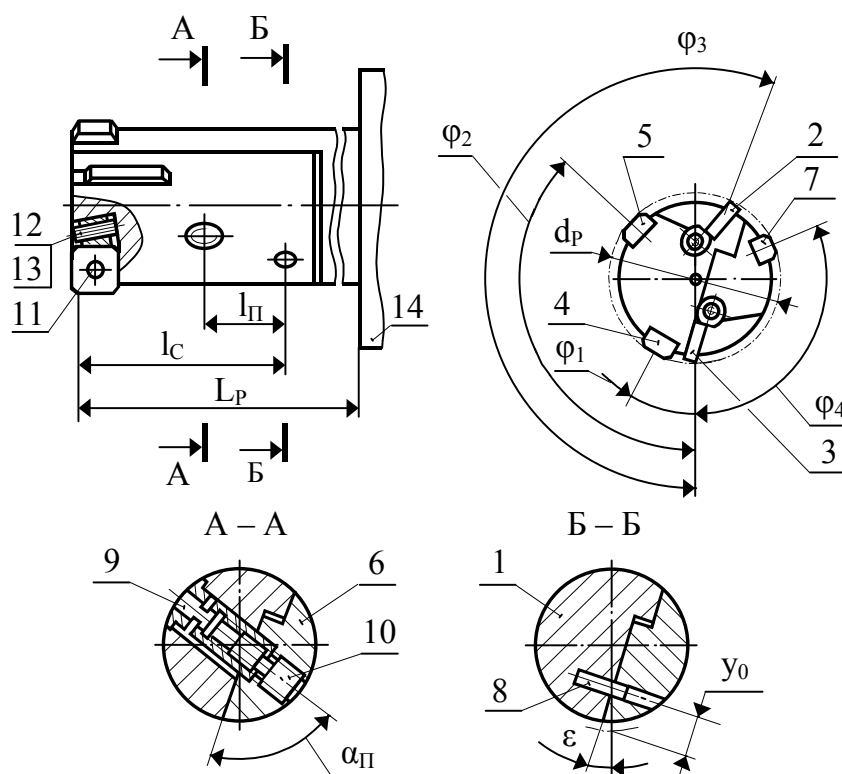


Рис. 8.4. Двухлезвийный расточный инструмент с механизмом частичной самокомпенсации износа.

используется двухлезвийный расточный инструмент с механизмом частичной самокомпенсации износа чистового режущего элемента, схема которого представлена на рис. 8.4 [82].

Двухлезвийный расточный инструмент состоит из корпуса 1, в котором установлены черновой 2 и чистовой (формообразующий) 3 режущие элементы, а также направляющие элементы 4, 5 и плавающая пластина 6. Плавающая пластина 6 снабжена направляющим элементом 7 и установлена в продольном пазу корпуса 1 с помощью 8 упругой втулки 9 и дифференциального винта 10 с возможностью ее перемещения в месте контакта с режущим элементом 3 в пределах 0,15 мм. Крепление режущих элементов 2 и 3 осуществляется винтами 11, а их размерная настройка – винтами 12 с клиньями 13.

Расточный инструмент крепится хвостовой частью в шпинделе 14 станка. В процессе обработки отверстия при уменьшении его диаметра, вследствие износа чистового режущего элемента 3, направляющие элементы 4, 5, 7 перемещаются в радиальном направлении. В результате этого плавающая пластина 6 перемещает в радиальном направлении чистовой режущий элемент 3, увеличивая диаметр обрабатываемого отверстия и компенсируя, таким образом, его размерный износ. Постоянный контакт направляющего элемента 7 с обрабатываемой поверхностью при увеличении диаметра отверстия обеспечивается при условии

$$F_{\phi.y} \cos \epsilon - P_{\phi.z} \sin \epsilon - \mu_p (2 \cdot F_K + P_{\phi.z} \cos \epsilon + F_{\phi.y} \sin \epsilon) > 0, \quad (8.13)$$

где

$$F_{\phi.y} = P_{\phi.y} - P_{\phi.x} \cdot y_o / l_c, \quad (8.14)$$

$F_K$  – сила прижима чистового режущего элемента 3 к корпусу расточного инструмента, Н;  $\mu_p$  – коэффициент трения между чистовым режущим элементом 3 и корпусом расточного инструмента;  $P_{\phi.z}$ ,  $P_{\phi.y}$ ,  $P_{\phi.x}$  – касательная, радиальная и осевая составляющие силы резания чистового (индекс –  $\Phi$ ) режущего элемента, Н;  $\varepsilon$  – геометрия расточного инструмента, град;  $l_c$ ,  $y_o$  – конструктивные параметры расточного инструмента, мм.

Практика показала, что эффективная работа двухлезвийного расточного инструмента во многом зависит от соотношения  $t_\phi/t_\psi$  глубин резания чистового и чернового режущих элементов, которое влияет на работу механизма компенсации, стабильность положения инструмента в процессе обработки, а также на упругопластические деформации обрабатываемой поверхности и интенсивность изнашивания направляющих элементов. Для определения рационального распределения припуска между режущими элементами необходимо количественно оценить влияние параметра  $t_\phi/t_\psi$  на стабильность положения расточного инструмента в процессе обработки и на загрузку направляющих элементов.

Стабильное положение расточного инструмента в процессе обработки возможно только при постоянном контакте с обрабатываемой поверхностью направляющих элементов, однозначно определяющих положение вершины формообразующего режущего элемента. Коэффициенты стабильности положения расточного инструмента определяются по формуле

$$\eta_j = \frac{\sum_{i=1}^m M_{i,g}}{\sum_{i=1}^m M_{i,n}}, \quad (8.15)$$

где  $\eta_j$  – коэффициент стабильности положения  $j$ -го направляющего

элемента расточного инструмента;  $\sum_{i=1}^m M_{i,g}$ ,  $\sum_{i=1}^m M_{i,n}$  – соответственно

суммы стабилизирующих и дестабилизирующих моментов сил, которые соответственно стремятся прижать к поверхности отверстия и оторвать от нее  $j$ -й направляющий элемент [395].

Очевидно, что стабильное положение расточного инструмента в процессе обработки возможно только при  $\eta_j > 1$ . Количество указан-

ных коэффициентов должно соответствует числу направляющих элементов расточного инструмента, однозначно определяющих положение формообразующей вершины режущего элемента. В рассматриваемом случае число коэффициентов стабильности положения инструмента в процессе обработки равно трем.

Особенностью расточного инструмента с механизмом частичной компенсации износа является то, что такая оценка для каждого направляющего элемента производится как в момент выдвижения (компенсация износа) чистового режущего элемента, так и при его обратном ходе после увеличения диаметра отверстия. В работе [79] получены зависимости для расчета параметров силового поля, действующего на рабочие элементы инструмента, и наиболее значимых коэффициентов стабильности:  $\eta_{п.о}$  – коэффициент стабильности положения направляющего элемента 7 в момент обратного хода чистового режущего элемента;  $\eta_{в.к}$ ,  $\eta_{в.о}$  и  $\eta_{о.к}$ ,  $\eta_{о.о}$  – соответственно коэффициенты стабильности положения направляющих элементов 4 и 5 в моменты выдвижения и обратного хода чистового режущего элемента.

Для оценки разгрузки направляющих элементов предложен безразмерный коэффициент, определяемый по формуле [82]

$$\zeta_P = 2 \cdot (F_{\phi.y} + P_{\phi.z} + P_{\phi.y} - P_{\phi.x} \cdot y_o / l_c + P_{\phi.z}) / (F_{о.к} + F_{в.к}), \quad (8.16)$$

где  $\zeta_P$  – коэффициент разгрузки направляющих элементов расточного инструмента;  $F_{о.к}$ ,  $F_{в.к}$  – соответственно радиальные силы, действующие на направляющих элементов 4, 5 в момент компенсации износа режущего элемента, Н;  $P_{\phi.z}$ ,  $P_{\phi.y}$ ,  $P_{\phi.x}$  – касательная, радиальная и осевая составляющие силы резания чернового (индекс – **Ч**) режущего элемента, Н;  $F_{\phi.y}$ ,  $F_{\phi.y}$  – усилие упругого элемента втулки 9 (рис. 8.4), Н.

В результате теоретических и экспериментальных исследований установлено, что оптимальное по точности обработки и размерной стойкости расточного инструмента соотношение глубин резания чистового и чернового режущих элементов  $t_{\phi}/t_{\psi} = 0,6 - 0,8$ .

#### 8.2.2.2. КОРРЕКТИРОВКА РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ В ПРОЦЕССЕ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЯ

Практика показала, что необходимость управления динамическими и силовыми параметрами процесса обработки возникает при значительном рассеивании величин припуска и твердости материала

заготовки из черных металлов. Следует отметить, что при обработке цветных металлов управление на основе входного контроля по параметру  $\Delta A_B$  неэффективно не только из-за недостаточной информативности сигнала, но и вследствие относительно ограниченных возможностей управления режимами резания при необходимости обеспечения дробления стружки.

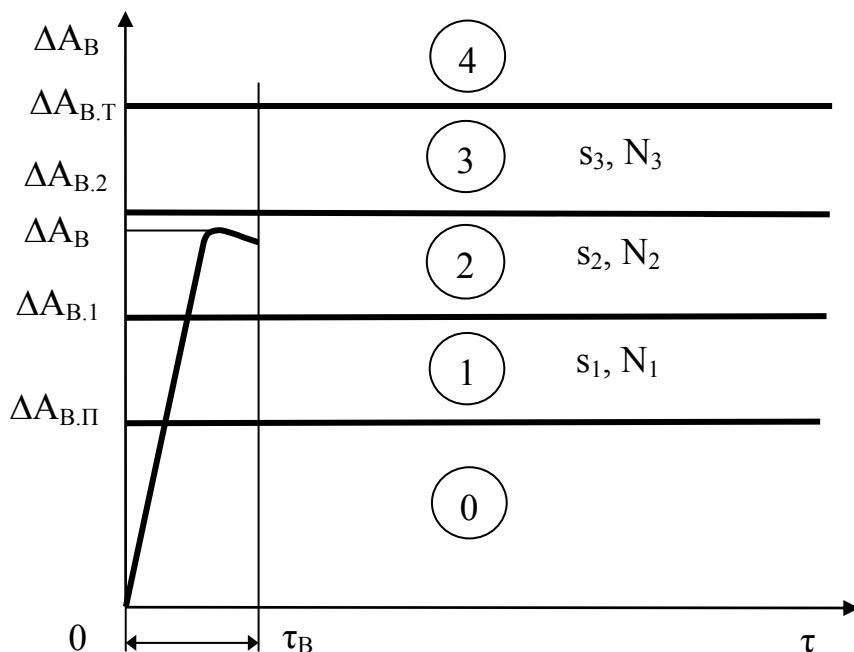


Рис. 8.5. Пороговые значения параметра  $\Delta A_B$  тока якоря привода главного движения в момент врезания режущего элемента расточного инструмента в заготовку:  $\Delta A_{B.П}$ ,  $\Delta A_{B.Т}$  – соответственно наименьшее и наибольшее допустимые значения контролируемого параметра процесса обработки;  $\Delta A_{B.1}$ ,  $\Delta A_{B.2}$  – значения рабочих уровней контролируемого параметра процесса обработки;  $\tau$  – время (мс); зоны 0, 4 определяют недопустимые условия обработки, зоны 1, 2, 3 определяют рабочие условия обработки с соответствующими режимами подачи и частоты вращения инструмента  $s_1, N_1$ ;  $s_2, N_2$ ;  $s_3, N_3$ .

Управление динамическими и силовыми параметрами процесса обработки производится системой ЧПУ станка на основе информации об экстремальном приращении тока якоря привода главного движения постоянного тока в момент врезания режущего элемента инструмента в заготовку. При врезании режущего элемента инструмента фиксируются текущее значение параметра  $\Delta A_B$  и сравнивается с заданными уровнями значений

$$\Delta A_{B.П} > \Delta A_B; \quad (8.17)$$

$$\Delta A_B > \Delta A_{B.Т}; \quad (8.18)$$

$$\Delta A_{B.1} > \Delta A_B \geq \Delta A_{B.П}; \quad (8.19)$$



$$\Delta A_{B.2} > \Delta A_B \geq \Delta A_{B.1}; \quad (8.20)$$

$$\Delta A_{B.T} > \Delta A_B \geq \Delta A_{B.2}, \quad (8.21)$$

где  $\Delta A_B$  – текущее значение экстремального приращения тока якоря привода главного движения, А;  $\Delta A_{B.П}$ ,  $\Delta A_{B.T}$  – соответственно наименьшее и наибольшее допустимые значения экстремального приращения тока якоря привода главного движения, А;  $\Delta A_{B.1}$ ,  $\Delta A_{B.2}$  – значения рабочих уровней экстремального приращения тока якоря привода главного движения, А [79].

Наименьший  $\Delta A_{B.П}$  и наибольший  $\Delta A_{B.T}$  уровни (рис. 8.5) определяют недопустимые значения изменения контролируемого параметра, когда величина силы резания по тем или иным причинам, связанным с колебанием припуска на обработку, твердостью материала заготовки или износом инструмента и кондукторной втулки, не соответствует заданным значениям.

Управляющее воздействие при выявлении условий (8.17) и (8.18) в момент врезания инструмента в заготовку направлено на его защиту от перегрузки и поломки путем аварийного прекращения процесса обработки. При невыполнении условий (8.17) и (8.18) формируется сигнал на корректировку начальных режимов обработки.

В диапазоне между наименьшим  $\Delta A_{B.П}$  и наибольшим  $\Delta A_{B.T}$  установлены один ( $A_{B.1}$ ) или два ( $\Delta A_{B.1}$ ,  $\Delta A_{B.2}$ ) рабочих уровня контролируемого параметра врезания. В результате исследований установлено, что при количестве рабочих уровней больше двух точность растачивания не возрастает, а эффективность обработки из-за дополнительных управляющих воздействий снижается. Если предшествующие операции позволяют обеспечить относительно стабильные параметры заготовки, то достаточен всего один рабочий уровень, в противном случае необходимо два рабочих уровня. Количество рабочих уровней устанавливается опытным путем с учетом реальных условий изготовления заготовок. Для первой, второй и третьей рабочих зон, определяемых соответственно неравенствами (8.19), (8.20) и (8.21), устанавливаются параметры режимов резания (рабочая подача и частота вращения расточного инструмента) из следующих условий:

$$s_1 > s_2 > s_3; \quad (8.22)$$

$$N_1 > N_2 > N_3, \quad (8.23)$$

где  $s_1$ ,  $s_2$ ,  $s_3$  – соответственно обратная рабочая подача расточного инструмента в первой, второй и третьей рабочих зонах, мм/об;  $N_1$ ,  $N_2$ ,  $N_3$  – соответственно частота вращения расточного инструмента в пер-

вой, второй и третьей рабочих зонах,  $c^{-1}$ .

Параметры режимов обработки для каждой рабочей зоны предварительно выбирают с учетом условий обработки на основе экспертных оценок из диапазона рекомендуемых значений [394]. Практика назначения подачи и частоты вращения расточного инструмента для рабочих зон показывает, что разница их значений в смежных зонах не должна превышать 15% и 10% соответственно. Превышение указанных значений, как правило, приводит не только к снижению производительности обработки, но и к изменению условий резания, например, к образованию нароста на рабочих элементах или снижению эффективности дробления стружки. Следует отметить, что обработка отверстий с переменными режимами резания не обеспечивает равные средние значения сил резания в каждой рабочей зоне, но позволяет уменьшить разницу силовых параметров в них до 25% (при двух рабочих уровнях – до 50%).

Конкретные значения уровней  $\Delta A_{B.П}$ ,  $\Delta A_{B.Т}$  определяют только экспериментально на этапе наладки станка, так как расчет пиковых значений контролируемого параметра привода главного движения в момент врезания расточного инструмента в заготовку является трудоемкой задачей. Для определения значений параметров  $\Delta A_{B.П}$ ,  $\Delta A_{B.Т}$  производят обработку от двух до десяти заготовок, которые предварительно подбирают по диаметру растачиваемого отверстия и твердости материала заготовки, а затем разбивают на две группы. Первая группа заготовок имеет наименьшие значения припуска на обработку и твердости, а вторая – наибольшие значения припуска на обработку и твердости в пределах их допуска. Затем производят поочередно обработку заготовок двух групп и фиксируют наименьшие  $\Delta A_{B.П}$  и наибольшие  $\Delta A_{B.Т}$  значения контролируемого параметра в каждой группе при условии достижения требуемого качества обработки.

Значения рабочих уровней  $\Delta A_{B.1}$ ,  $\Delta A_{B.2}$  рассчитывают на основе параметров  $\Delta A_{B.П}$ ,  $\Delta A_{B.Т}$ . При одном рабочем уровне его величину определяют с помощью уравнения

$$\Delta A_{B.1} = 0,5(\Delta A_{B.Т} + \Delta A_{B.П}), \quad (8.24)$$

а в случае двух рабочих уровней

$$\Delta A_{B.1} = \Delta A_{B.П} + 0,34(\Delta A_{B.Т} - \Delta A_{B.П}); \quad (8.25)$$

$$\Delta A_{B.2} = \Delta A_{B.П} + 0,67(\Delta A_{B.Т} - \Delta A_{B.П}). \quad (8.26)$$

Оптимальные по точности растачивания отверстий значения параметров  $\Delta A_{B.П}$ ,  $\Delta A_{B.Т}$  для некоторых случаев обработки на горизон-

тальных отделочно-расточных станках приведены в табл. 8.3.

Таблица 8.3

Оптимальные значения параметров  $\Delta A_{В.П.}$ ,  $\Delta A_{В.Т.}$  с учетом условий обработки отверстий расточного инструмента

Материал заготовки	$d_0$ , мм	Режимы обработки		$\Delta A_{В.П.}$ А	$\Delta A_{В.Т.}$ А
		частота вращения инструмента, $c^{-1}$	подача, мм/об		
сталь 45, HB 167-217	40 H7	$N_1=13,3$ $N_2=12$	$s_1=0,30$ $s_2=0,26$	3,0	5,6
сталь 20X, HRC 59-63	32 H7	$N_1=10$ $N_2=9$ $N_3=8$	$s_1=0,30$ $s_2=0,26$ $s_3=0,22$	4,4	7,8
чугун СЧ20	45 H6	$N_1=9,3$ $N_2=8,3$	$s_1=0,37$ $s_2=0,32$	3,7	7,1

Управление динамическими и силовыми параметрами процесса растачивания позволяет повысить точность обработанных отверстий при обеспечении качества их поверхности в заданных пределах. Например, для случаев обработки, представленных в табл. 8.3, коэффициент размерной точности технологического процесса уменьшился в пределах 17% - 43% (наилучшие результаты получены при обработке стали 20X с HRC 59-63). При этом производительность операции возросла на 15% – 30% за счет возможности интенсификации режимов резания при облегченных условиях обработки.

Следует отметить, что начальные режимы обработки целесообразно назначать наименьшими из выбранных значений, то есть соответствующими второй или третьей (если она имеется) рабочей зоне –  $s_2$ ,  $N_2$  или  $s_3$ ,  $N_3$ . Начальные режимы резания, соответствующие второй (третьей) рабочей зоне, снижают также возможность разбивки входного участка отверстия расточным инструментом с механизмом самокомпенсации износа [79].

Эффективности управления способствует его быстрое действие, которое определяется промежутком времени с момента окончания процесса врезания режущего элемента до корректировки начальных режимов резания. Указанный промежуток времени не превышает 0,05 с, что обеспечивает корректировку начальных режимов резания до вступления во взаимодействие с заготовкой направляющих элементов.

Идентификация предельных значений припуска на обработку при значительном его рассеивании, а также при износе инструмента и

кондукторной втулки позволяет уменьшить вероятность их поломок и повреждений. Например, при обработке стали 20X (HRC 59-63) вероятность поломки инструмента и повреждений кондукторной втулки существенно снизилась.

### **8.3.УПРАВЛЕНИЕ ТОЧНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ НА ОСНОВЕ ВЫХОДНОГО КОНТРОЛЯ**

#### **8.3.1. РАЗМЕРНАЯ ПОДНАЛАДКА РАСТОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА**

В связи с различными условиями работы рабочих элементов расточного инструмента наблюдается более интенсивный радиальный износ режущего элемента по сравнению с радиальным износом направляющих элементов [линджор]. Наиболее рельефно это проявляется при обработке заготовок с повышенными физико-механическими свойствами. Для повышения точности обработки коротких ( $l_0/d_0 \leq 7$ ) отверстий диаметром более 60 мм предложена автоматическая дискретная размерная подналадка режущего элемента расточного инструмента. Сущность ее заключается в том, что после обработки одной или нескольких заготовок по заданной программе или по результатам измерений расточенных отверстий положение формообразующей кромки режущего элемента автоматически настраивается на заданный размер с помощью, встроенных в корпусе инструмента, механизмов «импульсно» или в «упор».

На рис. 8.6 представлена конструкция расточного инструмента с механизмом размерной поднастройки режущего элемента дискретным подналадочным «импульсом» [29]. В корпусе 1 инструмента установлены режущий элемент 2 и два направляющих элемента 3 и 4, а также механизмы зажима и радиального выдвижения режущего элемента. Механизм зажима режущего элемента 2 снабжен толкателями 4, 5 и 6, пружиной 7, фиксатором 8, радиально подвижным толкателем 9 с упругим элементом 10 и упругой опорой 11. Механизм радиального выдвижения режущего элемента 2 состоит из плунжера 12, толкателей 13, 14; подвижного компенсатора 15 с упругим элементом 16; регулируемого упора 17; толкателя 9. Подналадка происходит при взаимодействии толкателя 9 и упругой опоры 11 с конической поверхностью 18 втулки 19, установленной на приспособлении

станка. Перемещение толкателя 9 освобождает режущий элемент 2 от зажима и выдвигает его на величину подналадочного «импульса»  $\Delta_H$ . При этом упругая опора 11 разгружает корпус инструмента от силы, действующей на толкатель 9 в момент его контакта с поверхностью 18. Величина радиального выдвижения режущего элемента определяется по формуле

$$\Delta_H = (\Delta_B \sin \nu_{П.1} - \Delta_3) \cos \nu_{П.1} \sin \nu_{П.2}, \quad (8.27)$$

где  $\Delta_H$  – величина радиального выдвижения режущего элемента, мкм;  $\Delta_B$  – величина радиального перемещения толкателя 9, мкм;  $\Delta_3$  – зазор, настраиваемый регулировочным упором 17, мкм;  $\nu_{П.1}$ ,  $\nu_{П.2}$  – углы наклона взаимодействующих поверхностей соответственно толкателей 9 и 14, плунжера 12 и толкателя 13, град.

После радиального выдвижения режущего элемента 2, он предварительно фиксируется в корпусе 1 с помощью фиксатора 8 и пружины 7. Окончательное закрепление режущего элемента 2 в корпусе 1 происходит при выводе инструмента из втулки 19 за счет радиального перемещения толкателя 9 под действием пружины 10 и взаимо-

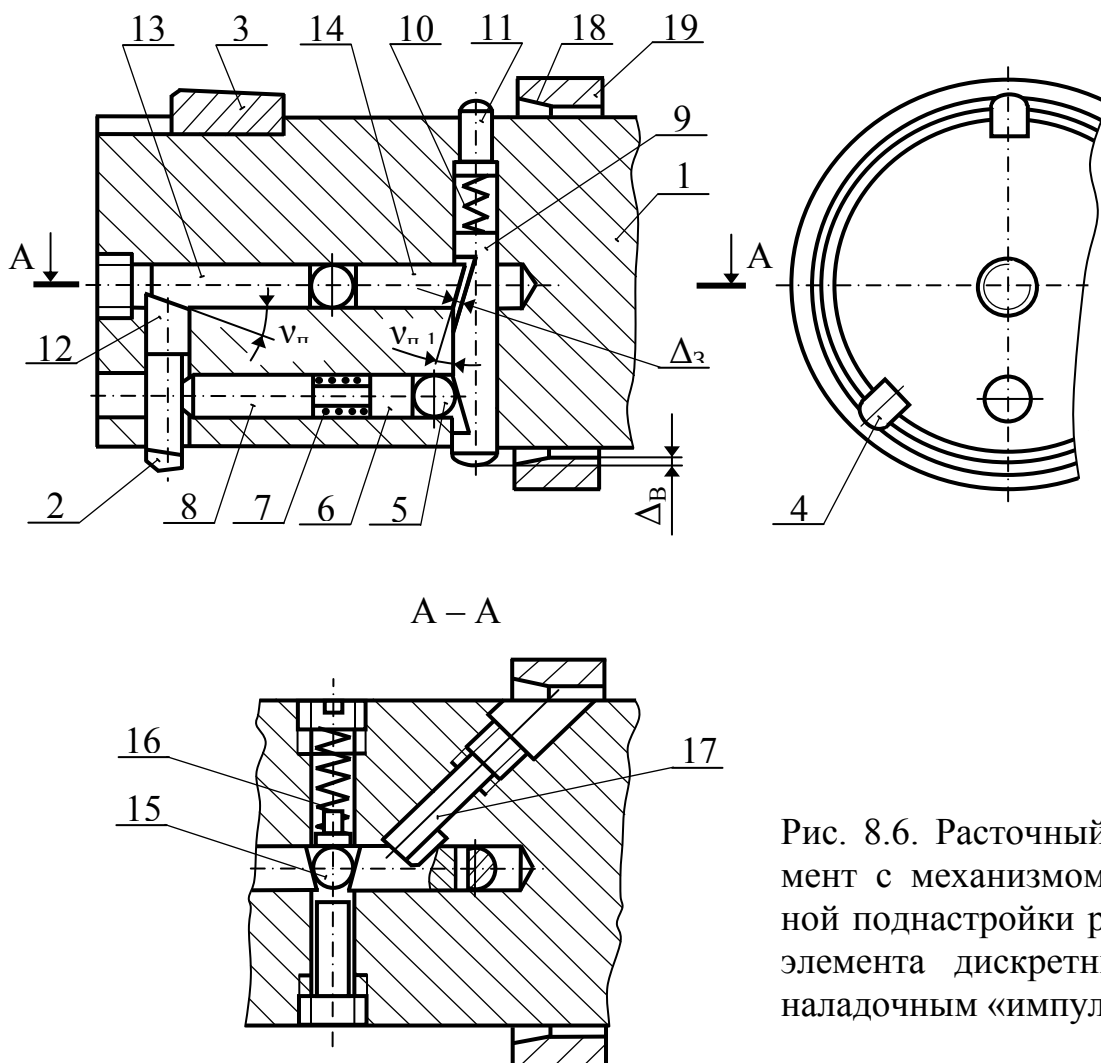


Рис. 8.6. Расточный инструмент с механизмом размерной поднастройки режущего элемента дискретным подналадочным «импульсом».

действии его с толкателем 5 механизма зажима. Образующийся при этом зазор между регулируемым упором 17 и толкателем 14 выбирается подвижным компенсатором 15. Усилие пружины 16 и углы наклона торцовых поверхностей толкателей 13 и 14, взаимодействующих с компенсатором 15, выбираются таким образом, чтобы исключить перемещения режущего элемента 2 под действием пружины 16. После обработки партии заготовок режущий элемент вновь поднастраивается по команде управляющей системы на величину  $\Delta_{И}$  путем ввода расточного инструмента во втулку 19 до взаимодействия толкателя 9 с конической поверхностью 18.

Первоначальная размерная настройка расточного инструмента производится на станке или на специальном приспособлении с помощью винтов, регулирующих положение режущего элемента 2, плунжера 12, толкателей 13 и 14, компенсатора 15. Освобождение режущего элемента 2 от зажима в начале настройки производится перемещением толкателя 9 на величину  $\Delta_{В}$ . После закрепления толкателем 9 режущего элемента 2 в корпусе 1, устанавливается зазор  $\Delta_{З}$  с помощью регулируемого упора 17. Размерная настройка расточного инструмента выполняется после замены его изношенных рабочих элементов.

Экспериментальные исследования расточного инструмента рассматриваемой конструкции позволили установить его конструктивные параметры, позволяющие обеспечить точность поднастройки режущего элемента в пределах  $\Delta_{И} = 5 - 10$  мкм:  $\Delta_{В} = 0,5 - 0,6$  мм,  $\Delta_{З} = 0,1 - 0,2$  мм,  $\nu_{П.1} = 25^\circ$ ,  $\nu_{П.2} = 4^\circ - 6^\circ$ , угол наклона конической поверхности 18 втулки 19 –  $(3^\circ - 5^\circ)$ , скорость подачи инструмента в момент входа во втулку 19 не более  $(2 - 5) \cdot 10^{-3}$  м/с, усилие пружин 7 и 10 соответственно 5 – 10 Н и 50 – 100 Н. Повышению стабильности подналадки способствует также выполнение на режущем элементе продольной лыски под углом  $0,5^\circ - 1^\circ$  к оси посадочного отверстия, которая при взаимодействии с толкателем 8 исключает его самопроизвольное выдвижение в момент расфиксации.

Подналадка режущего элемента расточного инструмента может выполняться большими или малыми «импульсами» в зависимости от требований к точности и технологической надежности процесса обработки. На основании положений, изложенных в работе [11], величины подналадочных «импульсов» при использовании принципа подналадки большими и малыми «импульсами» определяются по формулам

$$\Delta_{И.Б} = K_{у.д} T_D - \Delta_{И.П}; \quad (8.28)$$

$$\Delta_{И.М} = K_{П.М} T_D, \quad (8.29)$$

где  $\Delta_{И.Б}$  – величина большого «импульса» подналадки, мкм;  $\Delta_{И.П}$  – погрешность «импульсной» подналадки режущего элемента, мкм;  $\Delta_{И.М}$  – величина малого «импульса» подналадки, мкм;  $T_D$  – допуск на диаметральный размер отверстия, мкм;  $K_{У.Д} = 0,5 - 0,8$  – коэффициент ужесточения поля допуска диаметрального размера обрабатываемого отверстия;  $K_{П.М} = 0,1 - 0,4$  – коэффициент подналадки малыми «импульсами» [80].

Возможность подналадки малыми «импульсами» достигается механизмом регулировки радиального перемещения режущего элемента, который обеспечивает, как показали исследования, значение параметра  $\Delta_{И.М}$  до 5 мкм.

При обработке отверстий с относительно большим полем допуска подналадка режущего элемента может производиться несколькими малыми «импульсами» путем многократного ввода и вывода расточного инструмента в позицию «настройка» перед растачиванием последующей заготовки. Следует отметить, что однократная «импульсная» подналадка производится без снижения производительности обработки, так как она выполняется во время смены заготовки на станке, а многократная – приводит к снижению производительности до 15%.

Возможность осуществления однократной и многократной подналадки малыми «импульсами» достигается при выполнении соответственно следующих условий

$$K_{У.Д} T_D \geq (\Delta_{И.М} + \Delta_{И.П}); \quad (8.30)$$

$$K_{У.Д} T_D \geq n_{и.п} \cdot (\Delta_{И.М} + \Delta_{И.П}), \quad (8.31)$$

где  $\Delta_{И.П}$  – погрешности «импульсной» подналадки режущего элемента, мкм;  $n_{и.п}$  – количество «импульсов» при многократной подналадке [80].

Для определения эффективности «импульсной» размерной подналадки расточного инструмента были проведены сравнительные исследования: а) подналадки большими «импульсами»; б) однократной подналадки малыми «импульсами»; в) двукратной подналадки малыми «импульсами». Экспериментальные данные получены при обработке стальных (сталь 40Х, НВ 280–320) заготовок расточным инструментом с твердосплавными рабочими элементами. Диаметр и длина обрабатываемого отверстия соответственно 130 Н7 мм и 60 мм. Режимы обработки: скорость резания – 2 м/с; подача –  $0,12 \cdot 10^3$  мм/об;

глубина резания –  $(0,15-0,25) \cdot 10^3$  мм. Значения коэффициентов:  $K_{у.д} = 0,8$  и  $K_{п.м} = 0,25$ . Анализ эффективности различных видов «импульсной» подналадки расточного инструмента удобно оценивать коэффициентом точности  $K_{т.д}$  относительно поля допуска, определяемого как отношение размаха отклонения диаметрального размера обработанных отверстий к его полю допуска, а также наибольшим достигаемым значением коэффициента ужесточения поля допуска. Статистическая обработка экспериментальных данных показала, что наименьшее и наибольшее значения коэффициента точности получено соответственно при однократной ( $K_{т.д} = 0,46$ ) и двукратной ( $K_{т.д} = 0,83$ ) «импульсной» подналадке, а при подналадке большими «импульсами»  $K_{т.д} = 0,75$ . Установлено, что в данном конкретном случае обработки отверстий однократная подналадка малыми «импульсами» позволяет добиться значения коэффициента ужесточения поля допуска  $K_{у.д} = 0,5$ , тогда как многократная подналадка и подналадка большими «импульсами» –  $K_{у.д} = 0,8$  [80].

В результате исследований «импульсной» подналадки установлено, что: 1) подналадка режущего элемента большими «импульсами» не обеспечивает высокой точности обработки; 2) возможность подналадки малыми «импульсами» ограничивается погрешностью радиального выдвигания режущего элемента и минимальным значением подналадочного «импульса»; 3) в зависимости от диаметра отверстия точность его обработки расточным инструментом с использованием принципа подналадки малыми «импульсами» обеспечивается в пределах IT6 – IT7 качества; 4) использование механизма «импульсной» подналадки позволяет повысить размерную стойкость расточного инструмента до 2 раз.

В зависимости от типа узла направления инструмента подналадка режущего элемента по «упору» посредством встроенных в корпус расточного инструмента механизмов может выполняться по упору или отверстию кондукторной втулки – калибра. При использовании не вращающейся и вращающейся синхронно с инструментом кондукторной втулки подналадка режущего элемента выполняется соответственно по отверстию кондукторной втулки и регулируемому упору. В случае, если расточный инструмент вращается относительно кондукторной втулки, размерная подналадка осуществляется по отверстию – калибру указанной втулки [28].

На рис. 8.7 представлена конструкция расточного инструмента с механизмом дискретной подналадки режущего элемента по упору [79].



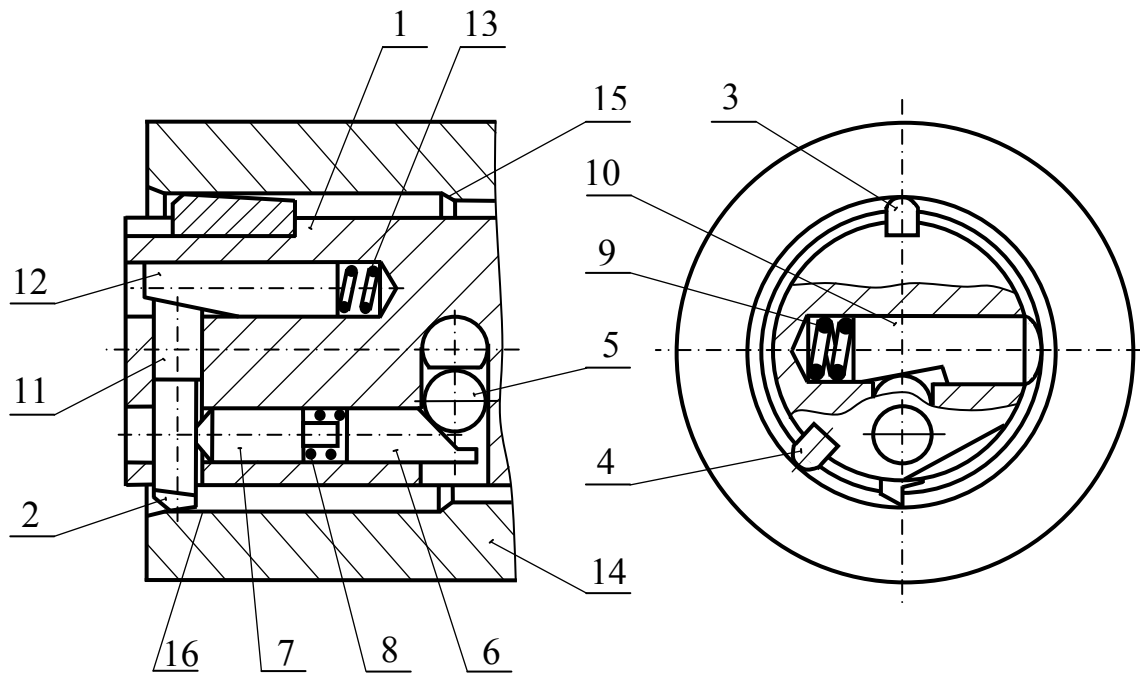


Рис. 8.7. Расточный инструмент с механизмом дискретной подналадки режущего элемента по упору.

Корпус 1 инструмента (рис. 8.7) снабжен режущим элементом 2, механизмами его зажима и радиального выдвижения, а также направляющими элементами 3, 4. Механизм зажима режущего элемента состоит из толкателей 5 и 6, фиксатора 7, пружин 8 и 9, радиально подвижного элемента 10, а механизм радиального выдвижения – из плунжеров 11, 12 и пружины 13. Подналадка осуществляется до или после растачивания отверстия, путем ввода расточного инструмента в отверстие кондукторной втулки 14 до взаимодействия элемента 10 с конической поверхностью 15. Радиальное перемещение элемента 10 освобождает режущий элемент 2 от зажима, который под действием пружины 13 и плунжеров 11, 12 выдвигается до контакта своей вершины с поверхностью 16 отверстия кондукторной втулки – калибра. Фиксатор 7 под действием пружины 8 ориентируют режущий элемент 2 по его продольной лыске в строго определенном положении. При перемещении расточного инструмента к обрабатываемой заготовке элемент 10 перемещается в обратном направлении и закрепляет режущий элемент 2 в корпусе 1 в настроенном положении. Уменьшение влияния силы, возникающей при взаимодействии элемента 10 с поверхностью 15 и влияющей на точность подналадки, достигается взаимным расположением элементов 2, 3, 4 и 10, при котором оси отверстий, направляющие элементы 2 и 10, взаимно перпендикулярны.

В результате исследований определены оптимальные конструктивные параметры расточного инструмента и узла направления инструмента. В частности, углы наклона лысок (клиньев) элемента 10 и плунжера 12 относительно осей их посадочных отверстий –  $6^{\circ}$ –  $10^{\circ}$ ; угол наклона конической поверхности 14 втулки 13 –  $20^{\circ}$ –  $30^{\circ}$ ; усилие пружин 8, 9 и 12 соответственно 5 – 10 Н, 30 – 100 Н и 1,0 – 2,0 Н; величина радиального перемещения элемента 10 в моменты фиксации и расфиксации режущего элемента не более 0,6 мм, скорость подачи расточного инструмента в момент входа во втулку 13 не более  $(2 - 5) \cdot 10^{-3}$  м/с.

В зависимости от схемы обработки применяются узлы направления инструмента с вращающимися или не вращающимися кондукторной втулки, установленными с торцовым зазором 0,1 – 0,3 мм между заготовкой. При этом, для повышения надежности подналадки, расточный инструмент перемещается относительно кондукторной втулки только в осевом направлении. Установлено, что повышению точности размерной подналадки способствует применение кондукторной втулки с регулируемым настроечным упором. В качестве примера, на рис. 8.8 представлена конструкция узла направления расточного инструмента с вращающейся кондукторной втулкой, снабженной регулируемым настроечным упором.

В корпусе 1 расточного инструмента (рис. 8.8) установлены режущий элемент 2 и два направляющих элемента 3, а также механизмы радиального выдвигания и зажима режущего элемента. Механизм радиального выдвигания режущего элемента 2 при его размерной настройке состоит из пружины 4, толкателей 5, 6, 7 и регулировочного винта 8, а механизм зажима режущего элемента 2 – из упругого толкателя 9, пружины 10, фиксатора 11, регулировочного винта 12 с толкателем 13 и шарика 14. Расфиксация режущего элемента 2 производится при взаимодействии шарика 14 с конической поверхностью 15 втулки 16, а его зажим – при осевом перемещении расточного инструмента и выходе из контакта с втулкой 16 шарика 14. Шпиндель 17 с кондукторной втулкой 18 установлен на радиально-упорных шарикоподшипниках 19 в корпусе 20 узла направления инструмента и содержит регулируемый настроечный упор 21, который выполнен из твердого сплава. Упор 21 закреплен в шпинделе 17 посредством крепежного 22 и регулировочного 23 винтов и содержит фаску под углом  $3^{\circ}$  на торцовой (рабочей) поверхности, позволяющую практически исключить сколы вершины режущего элемента 2 при его уста-

новке в позицию размерной настройки.

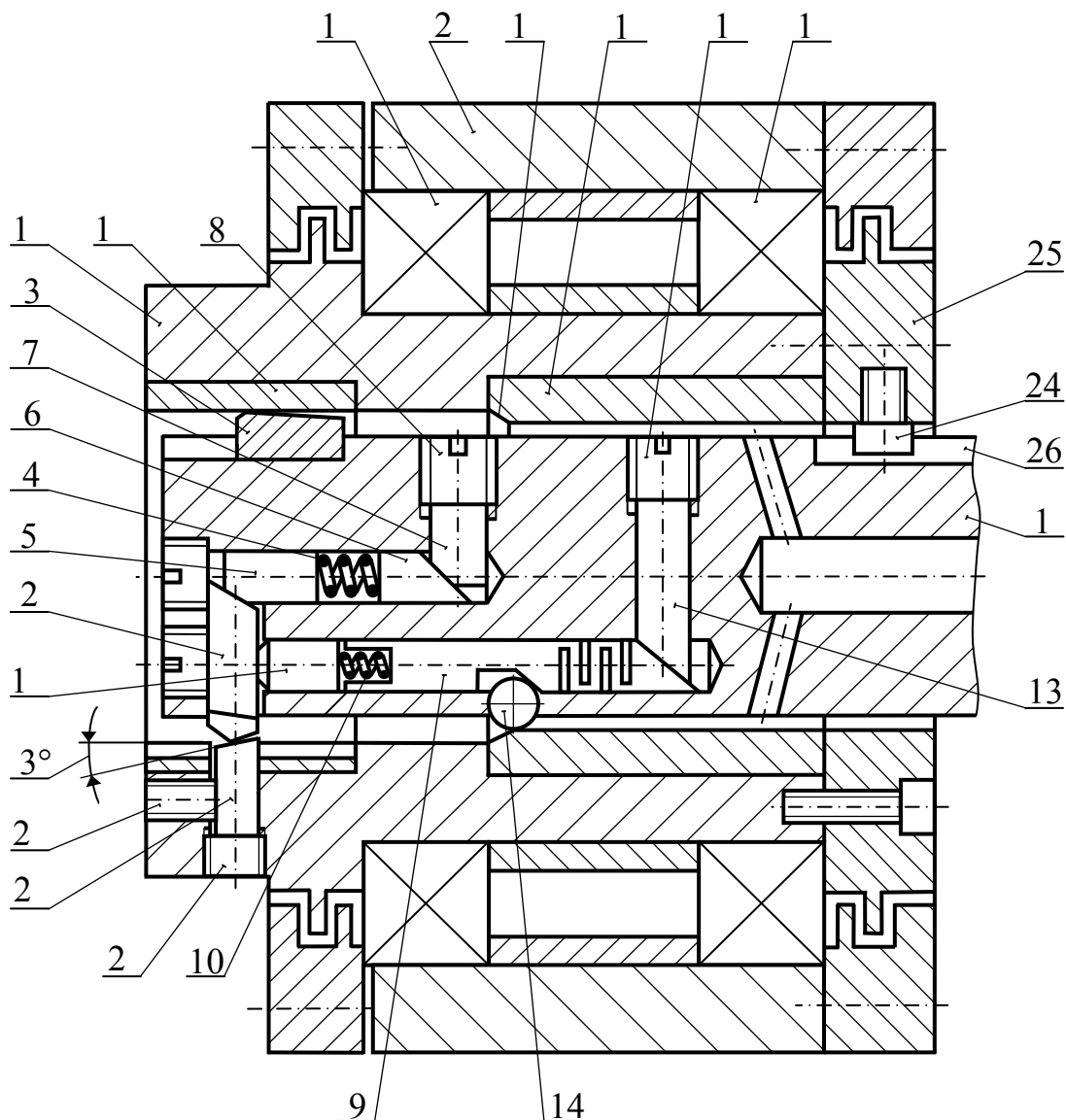


Рис. 8.8. Узел направления расточного инструмента с вращающейся кондукторной втулкой, снабженной регулируемым настроечным упором.

Обеспечение строго определенного взаимного положения регулируемого упора 21 и режущего элемента 2 при его размерной подналадке достигается исключением возможности относительного вращения расточного инструмента и кондукторной втулки. Это достигается взаимодействием шпонки 24, установленной на заднем фланце 25, с продольным пазом 26 корпуса 1 расточного инструмента. В процессе обработки шпонка 24 обеспечивает синхронное вращение инструмента 1 и шпинделя 17 с втулкой 18. Механизм подналадки по регулируемому настроечному упору позволяет повысить размерную

стойкость расточного инструмента до 2 раз и обеспечить, в зависимости от диаметра отверстий, точность их обработки в пределах IT6 – IT7 качества.

Расточные инструменты с механизмом дискретной размерной подналадки по отверстию кондукторной втулки – калибра могут выполняться с одним и двумя (четырьмя) режущими элементами [28]. На рис. 8.9, в качестве примера, представлена конструкция однолезвийного расточного инструмента с механизмом дискретной подналадки по отверстию кондукторной втулки – калибра.

Расточный инструмент (рис. 8.9) содержит корпус 1, установленный на конце борштанги 2 и выполненный в виде быстросъемной головки. В корпусе 1 установлены основные 3, 4 и дополнительные 5, 6

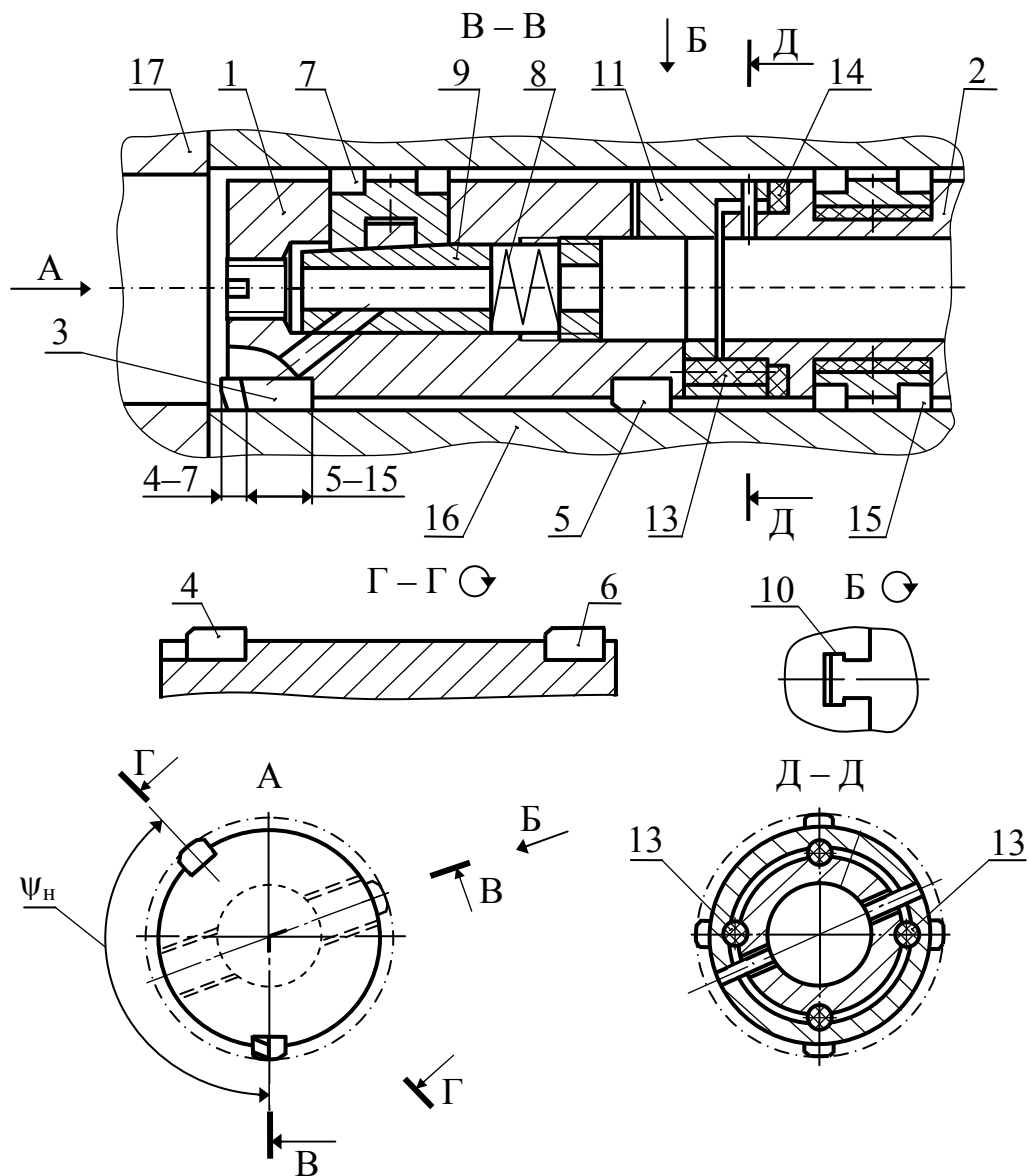


Рис. 8.9. Расточный инструмент с механизмом дискретной подналадки режущего элемента по отверстию кондукторной втулки – калибра.

6 направляющие элементы, а также упругий направляющий элемент 7, который снабжен упругим элементом 8 и подвижной втулкой 9 с наклонной лыской. Основные 3, 4 и дополнительные 5, 6 направляющие элементы расположены симметрично на противоположных концах корпуса 1 под углом  $\psi_n = 135^\circ$ . Основным направляющим элементом 3 затачивается как режущий элемент на длине 4 – 7 мм (длина остальной его направляющей части 5 – 15 мм). Упругий направляющий элемент 7 служит для прижима жестких направляющих элементов 3, 4, 5, 6 к поверхности отверстия кондукторной втулки или обрабатываемому отверстию.

На конце корпуса 1 выполнено два Т-образных паза 10, посредством которых инструмент соединен с выступами упругой муфты 11. Крутящий момент от борштанги 2 к корпусу 12 упругой муфты 11 передается посредством упругих элементов 13, а осевое усилие – посредством упругого кольца 14. Для демпфирования радиальных колебаний борштанги 2 в процессе обработки, она снабжена упругими направляющими элементами 15. Подвод СОТС в зону обработки осуществляется через внутренние полости борштанги 2 и корпуса 1 инструмента.

Для размерной настройки расточного инструмента его корпус 1 устанавливают в отверстие кондукторной втулки–калибра 16, которое служит также для первоначального направления инструмента при обработке отверстия заготовки 17. Диаметр отверстия кондукторной втулки – калибра соответствует ужесточенной на 20% верхней границе поля допуска диаметрального размера отверстия обработанной детали (заготовки), а длина – равна длине корпуса 1, участка упругой муфты 11 и борштанги 2, включая упругие направляющие элементы 15.

Под действием усилия прижима упругого направляющего элемента 7, превышающего радиальную составляющую силы резания, корпус 1 инструмента перемещается относительно упругой муфты 11, по Т-образным пазам 10, прижимаясь к поверхности отверстия направляющими элементами 3, 4, 5, 6. Постоянный прижим указанных направляющих элементов к поверхности отверстия – калибра 16 обеспечивает точное направление расточного инструмента. После обработки заготовки расточный инструмент вводится в отверстие кондукторной втулки – калибра, где под действием упругого направляющего элемента 7 производится автоматическая размерная перенастройка инструмента.

### 8.3.2. ВЫХОДНОЙ КОНТРОЛЬ СОСТОЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ С УЧЕТОМ ТИПА РАЗМЕРНОЙ ПОДНАЛАДКИ ИНСТРУМЕНТА

Для предотвращения появления брака важно своевременно установить момент поднастройки инструмента [189]. Известно, что подналадка режущего элемента расточного инструмента может осуществляться автоматически по команде системы ЧПУ в соответствии с заданной программой или на основе измерений диаметрального размера обработанных отверстий [9, 11, 55, 190]. По заданной программе подналадка режущего элемента выполняется периодически после обработки строго установленного количества отверстий (заготовок), с применением принципа подналадки «по упору». От счетчика циклов работы станка поступает информация в систему ЧПУ (программируемый контроллер), где сравнивается с заданным количеством циклов, после которых необходимо выполнить подналадку режущего элемента. При достижении заданного количества циклов работы станка формируется управляющее воздействие на его исполнительные механизмы, результатом которого является установка расточного инструмента в позицию «подналадка», где автоматически производится радиальное выдвигание режущего элемента до предварительно настроенного «упора». Количество циклов работы станка (обработанных отверстий), после которых необходимо выполнить подналадку «по упору» определяется по формуле

$$n_{II} \approx 10^3 K_{y.II} s [T_D - (\Delta_{y.II} + 6\sigma_0)] / [\pi d_0 l_0 (j_P + j_H)], \quad (8.32)$$

где  $n_{II}$  – количество циклов работы станка (обработанных заготовок) без подналадки, шт;  $K_{y.II} = 0,6 - 0,8$  – коэффициент ужесточения подналадки;  $T_D$  – допуск на диаметральный размер отверстия, мкм;  $d_0, l_0$  – соответственно диаметр и длина обрабатываемого отверстия, мм;  $\Delta_{y.II}$  – погрешности подналадки «по упору» режущего элемента, мкм;  $6\sigma_0$  – поле рассеяния диаметрального размера обработанных отверстий под влиянием случайных погрешностей, мкм;  $s$  – обратная рабочая подача расточного инструмента, мм/об;  $j_P, j_H$  – интенсивность радиального изнашивания соответственно режущего и направляющих элементов, мкм/ $10^3$  м.

Если в результате расчета по формуле (8.32) значение параметра  $n_{II}$  получилось в виде целого значения и дроби, то оно округляется до наименьшего целого значения независимо от величины дробной части. На рис. 8.10 представлена зависимость между количеством

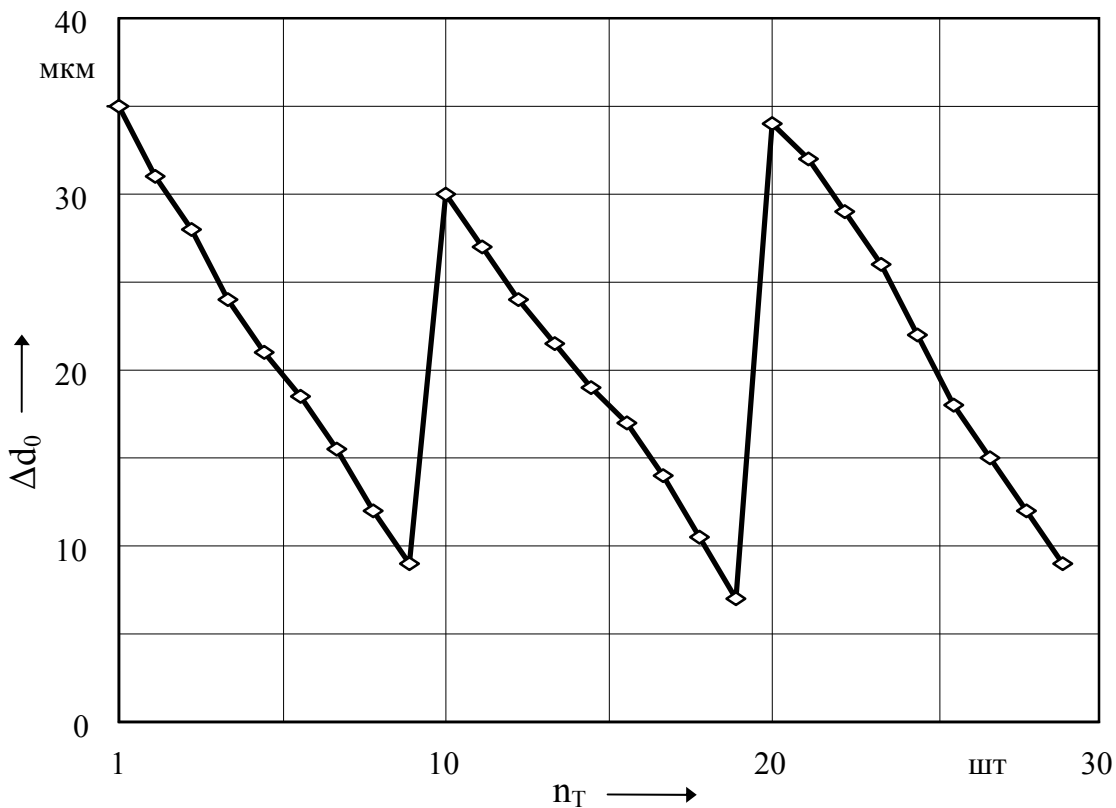


Рис. 8.10. Зависимость между количеством ( $n_T$ ) обработанных заготовок расточным инструментом с механизмом дискретной подналадки по «упору» и средними значениями отклонения диаметрального размера ( $\Delta d_0$ ) расточенных отверстий:  $d_0 = 130H7$ ,  $l_0 = 150$  мм; материал заготовок: сталь 40X (HB 280 – 320); режимы обработки: скорость резания 1,22 м/с; подача  $0,25 \cdot 10^{-3}$  м/об; глубина резания  $(0,15 - 0,25) \cdot 10^{-3}$  м; подналадка режущего элемента производилась по заданной программе периодически после обработки 9 отверстий.

обработанных заготовок расточным инструментом с механизмом дискретной подналадки по «упору» и средними значениями отклонения диаметрального размера расточенных отверстий, а на рис. 8.11 – между параметром, определяющим сумму радиального износа режущего и опорного направляющего элементов, и изменением диаметра рабочей части расточного инструмента. Графики построены на основе экспериментальных данных, полученных при обработке расточным инструментом с твердосплавными рабочими элементами (Т30К4 и Т15К6) стальных заготовок (сталь 40X HB 280 – 320). Диаметр и длина обрабатываемого отверстия соответственно 130H7 мм и 150 мм. Режимы обработки: скорость резания – 1,22 м/с; подача –  $0,25 \cdot 10^{-3}$  м/об; глубина резания –  $(0,15 - 0,25) \cdot 10^{-3}$  м. Подналадка «по упору» производилась после обработки девяти заготовок. Исследования и практика применения этого типа подналадки режущего элемента расточного инструмента показала, что она наиболее эффективна в случа-

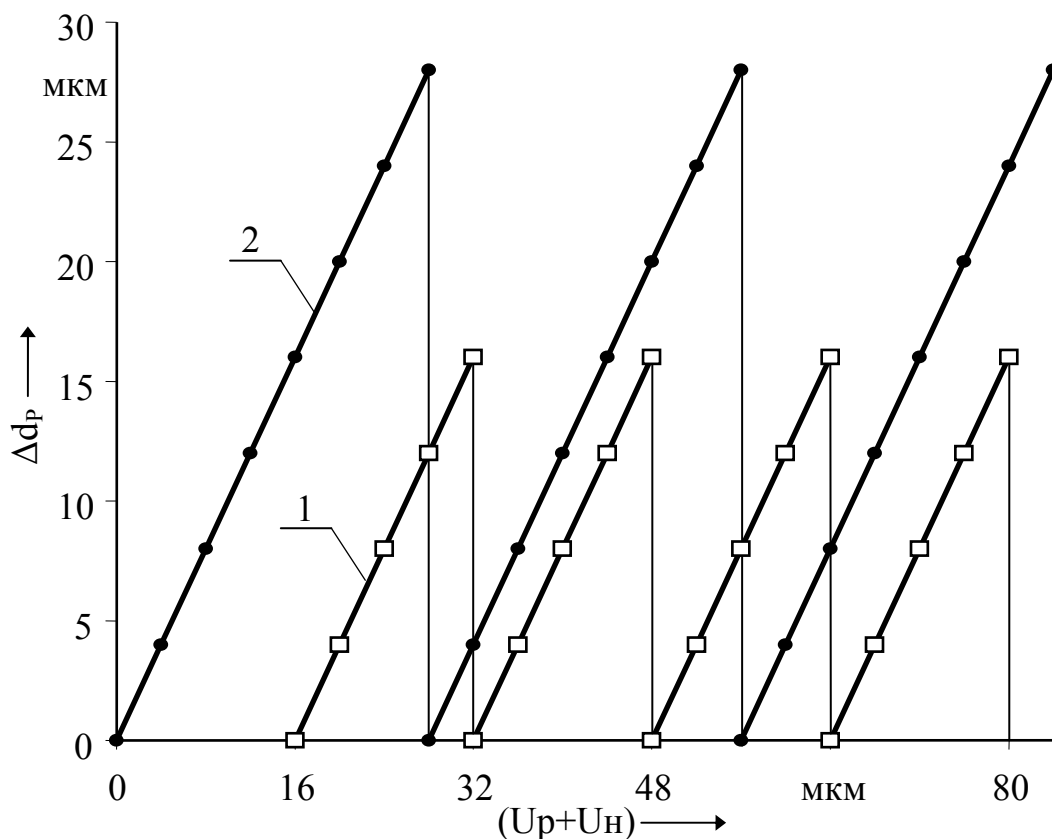


Рис. 8.11. Зависимость между параметром  $(U_P + U_H)$ , определяющим сумму радиального износа режущего элемента  $(U_P)$  и опорного направляющего элемента  $(U_H)$ , и изменением диаметра рабочей части инструмента  $\Delta d_P$ : 1 – расточный инструмент с механизмом «импульсной» подналадки режущего элемента, 2 – расточный инструмент с механизмом подналадки режущего элемента по «упору».

ях, когда производится после обработки не более 15 – 20 заготовок. Следует отметить, что подналадка «по упору» производится без снижения производительности обработки, так как она выполняется во время смены заготовки на станке.

Исследованиями установлено, что подналадка режущего элемента расточного инструмента на отделочно-расточном станке по заданной программе при использовании принципа «импульсной» подналадки не обеспечивает требуемых параметров точности обработки. Это связано с непостоянством условий обработки и физико-механических свойств рабочих элементов расточного инструмента, а также отсутствием информации о величине необходимой подналадки. Эти выводы согласуются с данными исследований подналадчиков «импульсного» типа, опубликованными в литературе [11, 190]. Поэтому «импульсная» подналадка режущего элемента расточного инструмента целесообразно выполнять только по результатам сплошного контроля диаметрального размера обработанных отверстий. Как



уже отмечалось, контроль диаметрального размера обработанных отверстий осуществляется, как правило, на специальной позиции вне станка с использованием автоматических контрольно-измерительных устройств пневматического типа. Данные измерений поступают в систему ЧПУ и сравниваются с допустимым значением контролируемого параметра. При превышении допустимого значения указанного параметра формируется управляющее воздействие на исполнительные механизмы станка, в результате чего, расточный инструмент устанавливается в позицию «подналадка», в которой автоматически производится радиальное выдвижение режущего элемента на величину «импульса».

Допустимые значения контролируемого параметра при «импульсной» подналадке определяются по формулам

$$\Delta d_{0.un}^H = 0,5(1 - K_{у.д}) \cdot T_D; \quad (8.33)$$

$$\Delta d_{0.un}^0 = 0,5(1 + K_{у.д}) \cdot T_D, \quad (8.34)$$

где  $\Delta d_{0.un}^H$ ,  $\Delta d_{0.un}^0$  – соответственно наименьшее и наибольшее допустимое значение контролируемого параметра при «импульсной» подналадке, мкм;  $K_{у.д}$  – коэффициент ужесточения допуска диаметрального размера отверстия;  $T_D$  – допуск диаметрального размера отверстия, мкм [80].

Управляющие воздействие на исполнительные механизмы подналадки режущего элемента производятся при выполнении следующих условий

$$\Delta d_{0.un} < \Delta d_{0.un}^H; \quad (8.35)$$

$$\Delta d_{0.un} > \Delta d_{0.un}^0, \quad (8.36)$$

где  $\Delta d_{0.un}$  – текущее значение контролируемого параметра при «импульсной» подналадке, мкм [80].

При выполнении условия (8.35) расточный инструмент устанавливается в позицию «подналадка», где автоматически производится радиальное выдвижение режущего элемента на заранее установленную величину. Если в после «импульсной» подналадки расточного инструмента измерения обработанного отверстия заготовки выявили выполнение условий (8.35) или (8.36), то ситуация классифицируется как негативная. В этом случае производится блокировка последующей обработки до выявления и устранения причин сбоя подналадки на основе комплексного контроля состояния технологической системы.

На рис. 8.11, в качестве примера, представлена зависимость

между параметром, определяющим сумму радиального износа режущего и опорного направляющего элементов, и изменением диаметра рабочей части расточного инструмента с механизмом «импульсной» размерной подналадки. График построен на основе экспериментальных данных, полученных при обработке расточным инструментом с твердосплавными рабочими элементами стальных заготовок (сталь 40Х, НВ 280 – 320). Диаметр и длина обрабатываемого отверстия соответственно 130 Н7 мм и 60 мм. Режимы обработки: скорость резания – 2 м/с; подача –  $0,12 \cdot 10^{-3}$  м/об; глубина резания –  $(0,15 – 0,25) \cdot 10^{-3}$  м.

#### **8.4.УПРАВЛЕНИЕ ТОЧНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ НА ОСНОВЕ КОМПЛЕКСНОГО КОНТРОЛЯ СОСТОЯНИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ**

##### **8.4.1. КОНТРОЛЬ ПРЕДЕЛЬНОГО ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА, КОНДУКТОРНОЙ ВТУЛКИ И ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ**

С целью повышения эффективности отделочной операции возникает необходимость в своевременном комплексном определении точности растачивания, состояния быстро изнашиваемых рабочих элементов расточного инструмента и кондукторной втулки. Эта задача была решена разработкой метода и средства контроля предельных состояний расточного инструмента и кондукторной втулки, а также размерной точности обработки.

Контроль предельных состояний рабочих элементов инструмента и кондукторной втулки, размерной точности обработки основан на измерении относительных перемещений плавающей пластины расточного инструмента с механизмом частичной компенсации износа при его базировании в отверстии кондукторной втулки – калибре и расточенном отверстии. На рис. 8.12 представлена схема устройства для автоматического контроля предельного размерного износа режущего и направляющих элементов расточного инструмента, а также размерной точности обработки.

Устройство (рис. 8.12) содержит расточный инструмент 1, стационарно установленный на шпинделе 2 отделочно-расточной головки 3, а также кондукторную втулку – калибр 4, отверстие которого снабжено направляющим участком 5, длиной до 10 мм, и участком –

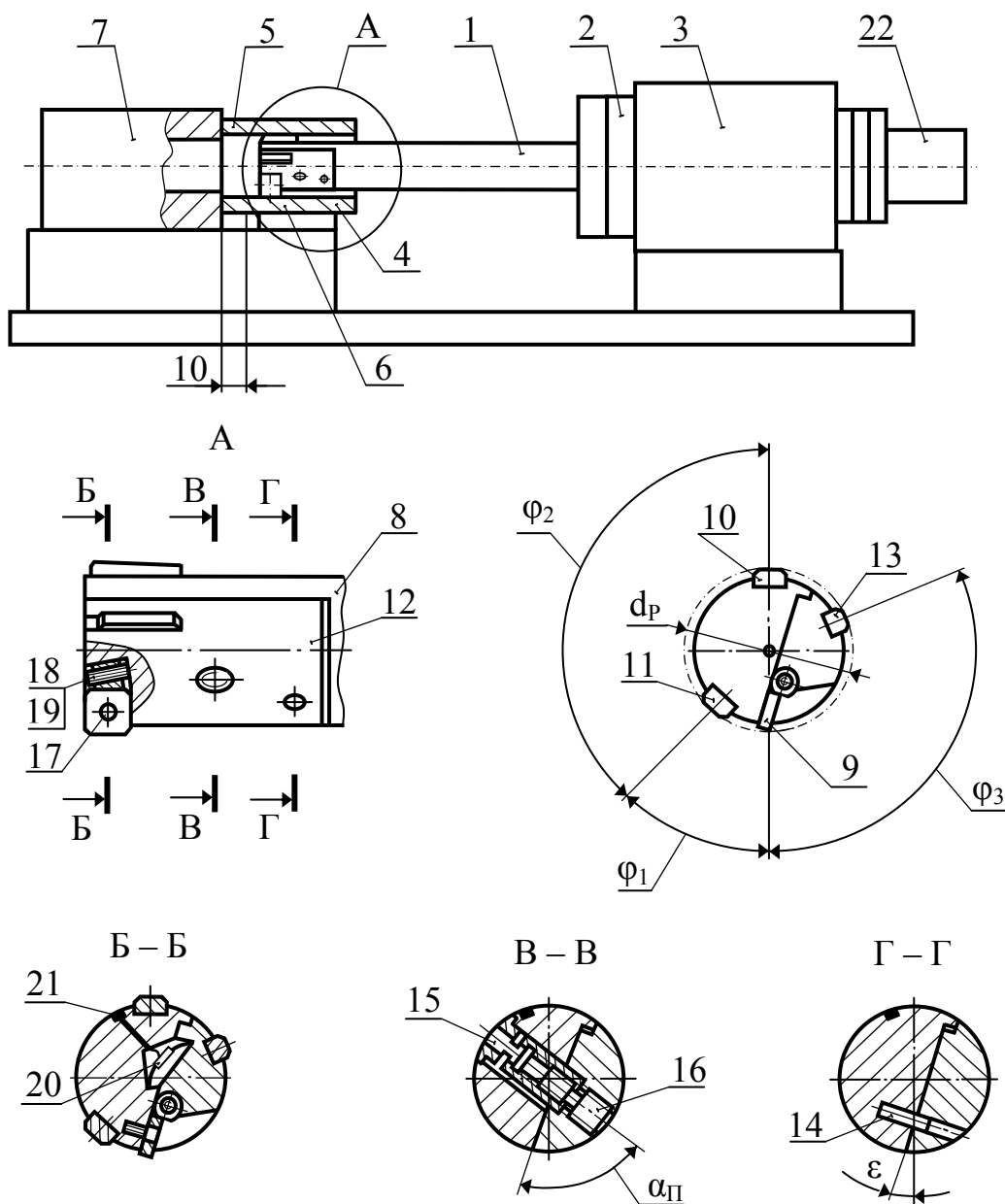


Рис. 8.12. Схема устройства для автоматического контроля предельного размерного износа режущего и направляющих элементов расточного инструмента, а также направляющего участка отверстия кондукторной втулки и размерной точности обработки.

калибром 6, имеющими первоначально одинаковый диаметральный размер. На участке 5 отверстия втулки 4 расточный инструмент вращается с рабочей частотой, а на участке 6 – не вращается. Торец втулки 4, примыкающий к направляющему участку отверстия 5, контактирует с обрабатываемой заготовкой 7. Расточный инструмент содержит корпус 8 с режущим элементом 9 и двумя направляющими элементами 10 и 11, а также плавающую пластину 12 с направляющим элементом 13. Вершины направляющих элементов 10, 11, 13 прижаты с постоянным усилием к поверхности отверстия кондуктор-

ной втулки – калибра или обработанного отверстия за счет поворота плавающей пластины 12 вокруг штифта 14 под действием упругой втулки 15 и винта 16, установленных под углом  $\alpha_n = 12^\circ - 20^\circ$  к продольной плоскости корпуса 8. Крепление режущего элемента 9 к корпусу 8 расточного инструмента осуществляется с помощью винта 17, а его первоначальная размерная настройка производится клином 18 и винтом 19. Контроль диаметра обработанного отверстия, радиального износа рабочих элементов 9, 10, 11, 13 и направляющего участка 5 отверстия кондукторной втулки 4 осуществлялся косвенным путем по величине перемещения плавающей пластины 12 относительно корпуса 8 инструмента в плоскости проходящей через вершины направляющих элементов 10, 11. Относительные перемещения плавающей пластины 12 измерялись с помощью установленного в инструменте датчика 20, связанного посредством проводов 21 и токосъемника 22, расположенного на отделочно-расточной головке 3, с регистрирующим устройством станка. Датчик 20 состоит из плоской пружины из бериллиевой бронзы или стали 65Г и двух наклеиваемых тензодатчиков, включенных в мостовую схему. Плоские пружины из бериллиевой бронзы имели размеры 0,35 x 10 x 50 мм и 0,25 x 10 x 25 мм, а стальные – 0,1 x 10 x 25 мм и 0,1 x 10 x 15 мм. Предохранение датчика от СОТС достигалось покрытием его клеем марки эластоплен-65 на основе уретанового термоэластопласта УК-1. Подача СОТС в зону обработки осуществлялась через кондукторную втулку 4 с помощью маслоприемника (на рис. 8.12 не показан).

Настройка рассматриваемой системы косвенного контроля осуществляется после установки невращающегося расточного инструмента в строго определенное осевое положение в отверстии – калибре 6 кондукторной втулки 4, которое назовем позицией «настройка». В позиции «настройка» положение плавающей пластины 12 относительно корпуса 8 расточного инструмента, определяемое контактом вершин направляющих элементов 10, 11, 13 с поверхностью отверстия – калибра 6 кондукторной втулки 4, фиксируется регистрирующим устройством станка как «исходное положение настройки» *Н<sub>н.и.</sub>*

Косвенные измерения диаметра обработанного *i*-го отверстия, его конусообразности, а также размерного износа инструмента и направляющего участка кондукторной втулки производятся после остановки вращения расточного инструмента и последовательной его установки в позиции «измерение» и «настройка». После установки расточного инструмента в первую позицию «измерение», которая

находится на расстоянии до 5 мм от конца обработанного отверстия, фиксируется регистрирующим устройством станка положение  $H_{K.i}$  плавающей пластины 12 относительно корпуса 8 расточного инструмента. Аналогичным образом фиксируется положение плавающей пластины 12 относительно корпуса 8 инструмента на второй и третьей позициях «измерение» – входном участке обработанного  $j$ -го отверстия  $H_{B.i}$  и на направляющем участке отверстия кондукторной втулки  $H_{BH.i}$ . Следует отметить, что параметр  $H_{BH.j}$  определяется как наибольшее относительное перемещение плавающей пластины 12 в момент ввода расточного инструмента из обработанного отверстия в направляющее отверстие кондукторной втулки. Затем инструмент вводится в отверстие – калибр 6 кондукторной втулки 4 (позиция «настройка») и фиксируется положение  $H_{H.i}$  плавающей пластины 12 относительно корпуса 8 инструмента, соответствующее  $i$ -й настройке. На основе выполненных измерений определяются диаметр и конусообразность обработанного  $i$ -го отверстия, размерный износ расточного инструмента, а также диаметр направляющего участка 5 кондукторной втулки 4, а также их предельные состояния:

$$d_{OK.i} = d_K - K_{II} \cdot (H_{K.i} - H_{H.i}) \geq d_O^0; \quad (8.37)$$

$$d_{OB.i} = d_K - K_{II} \cdot (H_{B.i} - H_{H.i}) \geq d_O^0; \quad (8.38)$$

$$\Delta_{K.i} = d_K - K_{II} \cdot (H_{K.i} - H_{B.i}); \quad (8.39)$$

$$U_{H.i} = 0,5K_{II} (H_{H.II} - H_{H.i}) \leq U_H^0; \quad (8.40)$$

$$U_{P.i} = K_{II} (H_{K.i} - H_{B.1} - 0,5H_{H.II} + 0,5H_{H.i}) \leq U_P^0; \quad (8.41)$$

$$d_{BH.i} = d_K - K_{II} (H_{BH.i} - H_{H.II}) \leq d_{BH}^0, \quad (8.42)$$

где  $d_{OK.i}$ ,  $d_{OB.i}$  – соответственно диаметры в конце и в начале  $i$ -го обработанного отверстия, мм;  $d_{BH.i}$  – диаметр направляющего участка отверстия кондукторной втулки после обработки  $i$ -го отверстия, мм;  $\Delta_{K.i}$  – конусообразность  $i$ -го обработанного отверстия, мм;  $U_{H.i}$ ,  $U_{P.i}$  – соответственно размерный износ направляющих элементов (средний) и режущего элемента после обработки  $i$ -го отверстия, мм;  $d_O^0$ ,  $\Delta_K^0$ ,  $U_H^0$ ,  $U_P^0$ ,  $d_{BH}^0$  – допустимые значения соответствующих контролируемых параметров, мм;  $d_K$  – диаметр отверстия - калибра кондукторной втулки, периодически контролируемый универсальными измерительными средствами, мм;  $H_{B.1}$  – положение плавающей пластины относительно корпуса расточного инструмента в начале первого об-

работанного отверстия, мм;  $H_{H.i}$ ,  $H_{B.i}$ ,  $H_{K.i}$ ,  $H_{BH.i}$ ,  $H_{H.i}$  – положения плавающей пластины относительно корпуса расточного инструмента исходное; в начале и конце  $i$ -го обработанного отверстия, на направляющем участке и в калибре кондукторной втулки после обработки  $i$ -го отверстия, мм;  $K_{H.i}$  – коэффициент, зависящий от конструктивных параметров расточного инструмента.

Значение коэффициента  $K_{H.i}$  зависит от параметров  $\varepsilon$ ,  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$ ,  $\varphi_3$  расточного инструмента и определяется с помощью следующей формулы

$$K_{H.i} = [2 \cos(\varphi_3 + \varepsilon)] / \left[ \cos(\varphi_1 + \varphi_3) - \frac{\operatorname{tg} \varphi_2}{2} \cdot \sin(\varphi_1 + \varphi_3) - 1 \right]. \quad (8.43)$$

Для используемых на практике значений параметров  $\varepsilon = 0^\circ - 20^\circ$ ,  $\varphi_1 = 45^\circ$ ,  $\varphi_2 = 135^\circ$ ,  $\varphi_3 = 130^\circ$  расточного инструмента с механизмом частичной компенсации износа  $K_{H.i} = 0,583 - 0,785$  (рис. 8.13). Очевидно, что, чем меньше значения коэффициента  $K_{H.i}$ , тем чувствительность датчика возрастает. Поэтому при проектировании подобного инструмента целесообразно выбирать меньшие значения  $\varepsilon$  из рекомендованного диапазона.

Идентификация предельного износа расточного инструмента и направляющего участка отверстия кондукторной втулки, с учетом выражений (8.37) – (8.42), производится при выполнении следующих условий:

$$\Delta H_{H.i} = \Delta d_{H.i} / K_{H.i} > \Delta H_{H.i}^D; \quad (8.44)$$

$$\Delta H_{H.B} = \Delta d_{BH} / K_{H.i} > \Delta H_{H.B}^D, \quad (8.45)$$

где  $\Delta H_{H.i}$ ,  $\Delta H_{H.i}^D$  – соответственно фактическое и допустимое перемещения плавающей пластины относительно корпуса расточного инструмента при его переходе с обработанного отверстия в отверстие – калибр кондукторной втулки, мкм;  $\Delta H_{H.B}$ ,  $\Delta H_{H.B}^D$  – соответственно фактическое и допустимое перемещения плавающей пластины относительно корпуса расточного инструмента при его переходе с направляющего отверстия в отверстие – калибр кондукторной втулки, мкм;  $\Delta d_{H.i}$  – разница диаметров отверстия – калибра кондукторной втулки и рабочей части расточного инструмента, мкм;  $\Delta d_{BH}$  – разница диаметров направляющего участка отверстия и отверстия – калибра кондукторной втулки, мкм.

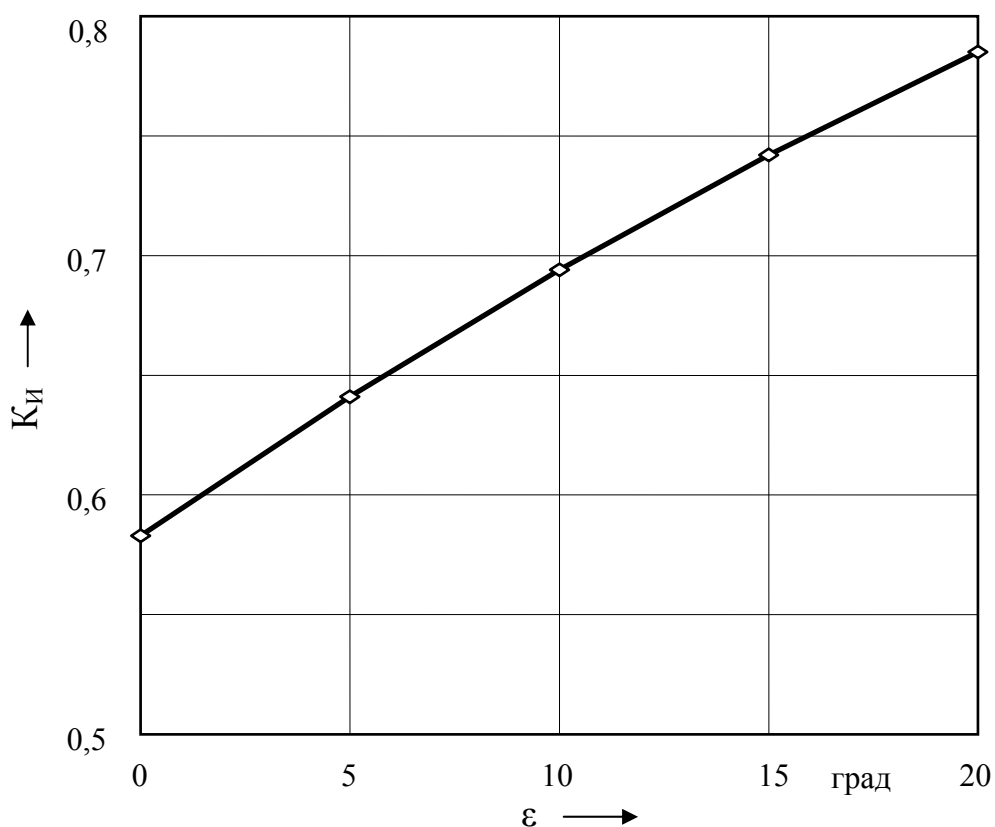


Рис. 8.13. Зависимость между параметром  $\varepsilon$  расточного инструмента с механизмом частичной компенсации износа с  $\varphi_1 = 45^\circ$ ,  $\varphi_2 = 135^\circ$ ,  $\varphi_3 = 130^\circ$  и коэффициентом  $K_{и}$ .

Предложенный метод и средство контроля состояния технологической системы позволяет, при необходимости, идентифицировать размерный износ инструмента не только в целом, но и отдельно режущего и направляющих элементов.

Это позволяет оценить запас стойкости рабочих элементов по шероховатости поверхности растачиваемых отверстий, сравнив фактического размерный износ с допустимым износом по указанному технологическому критерию. Следует подчеркнуть, что возможность достижения точности косвенных измерений размерной точности обработанных отверстий, предельного износа расточного инструмента и кондукторной втулки связана с отсутствием силового и теплового воздействия процесса резания при измерениях, а также с использованием СОТС для очистки контролируемых поверхностей и стабилизации температуры корпуса расточного инструмента и заготовки после ее обработки.

Эффективность косвенного размерного контроля обработки, предельных состояний расточного инструмента и кондукторной втулки определялась экспериментально. Исследования проводились

на специальном агрегатном отделочно-расточном станке, оснащенном описанной конструкцией расточного инструмента с механизмом частичной самокомпенсации износа и системой ЧПУ. В качестве СОТС применялась масляная жидкость марки МР-3 с тонкостью фильтрации и степенью ее очистки соответственно 5 мкм и 95%. Материал заготовок - сталь 40Х, НВ 300–320 и чугун СЧ20. Диаметры растачиваемых отверстий в пределах 60-90 мм с относительной длиной в пределах 2,5 – 5.

В процессе исследований варьировались твердость обрабатываемого материала различных партий стальных заготовок, зазор между отверстием кондукторной втулки – калибра и расточным инструментом (измерялся с помощью нутромера повышенной точности и приспособления типа «наездник»), а также расположение рабочих элементов инструмента.

Реализация косвенного размерного контроля точности обработки, предельного износа инструмента и кондукторной втулки значительно упрощается (по конструктивным соображениям) для расточного инструмента с диаметром рабочей части более 60 мм. Косвенный размерный контроль точности обработки, предельного размерного износа расточного инструмента и кондукторной втулки обеспечивает точность измерений диаметрального размера обработанных отверстий и радиального износа рабочих элементов до 5 мкм. Такая точность измерений получена при следующих значениях конструктивных параметрах расточного инструмента:  $\varepsilon = 0^\circ$ ,  $\varphi_1 = 45^\circ$ ,  $\varphi_2 = 135^\circ$ ,  $\varphi_3 = 130^\circ$ , что соответствует  $K_{И} = 0,583$ , а также при эффективном использовании СОТС.

Для повышения точности измерений необходимо после окончания процесса обработки и остановки вращения расточного инструмента в течение не менее 10 с прокачивать через кондукторную втулку, инструмент и обработанное отверстие заготовки СОТС. Причем СОТС должна заполнять весь свободный от инструмента объем отверстия, а ее избыточная температура не должна превышать заданные значения (2-7 °С).

Преимуществом предложенного контроля состояния технологической системы на основе измерения относительных перемещений плавающей пластины расточного инструмента является возможность автоматизированного определения предельных состояний износа расточного инструмента и кондукторной, а его недостатком – возможность использования только на специальных станках.



#### 8.4.2. КОНТРОЛЬ ПРЕДЕЛЬНОГО ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА И КОНДУКТОРНОЙ ВТУЛКИ

Контроль точности обработки может осуществляться на основе измерений крутящего момента при растачивании и диаметра расточенного отверстия, которые позволяют обнаружить предельные состояния технологической системы станка, связанные с размерным износом расточного инструмента и кондукторной втулки. К недостаткам такого контроля следует отнести то, что предельные (по точности обработки) значения размерного износа расточного инструмента и кондукторной втулки определяются по предельному значению крутящего момента при растачивании, установленным экспериментально на основе обработки пробных заготовок. Кроме того, на точность идентификации предельных состояний технологической системы расточного станка влияют неравномерности припуска на обработку заготовок. Поэтому возникла необходимость в аналитическом определении размерного износа инструмента и кондукторной втулки на основе измерений крутящего момента при растачивании отверстия.

В работе [81] для схемы обработки, представленной на рис. 8.1, получены зависимости для определения крутящего момента при растачивании в момент входа  $M_{KP.KO}$  и после входа  $M_{KP.O}$  опорного направляющего элемента в отверстие заготовки:

$$M_{KP.KO} = M_{KP.O} + T_{X.KO}(1 + k_X U_P) \Delta_K^{Y_{PX}} + T_{Y.KO}(1 + k_Y U_P) \Delta_K^{Y_{PY}} + T_{Z.KO}(1 + k_Z U_P) \Delta_K^{Y_{PZ}} ; \quad (8.46)$$

$$M_{KP.O} = T_{X.O}(1 + k_X U_P) \cdot t^{Y_{PX}} + T_{Y.O}(1 + k_Y U_P) \cdot t^{Y_{PY}} + T_{Z.O}(1 + k_Z U_P) \cdot t^{Y_{PZ}} , \quad (8.47)$$

где  $\Delta_K = 0,5(d_K - d_H + U_H + U_K) ; \quad (8.48)$

$$U_H = U_P + U_H ; \quad (8.49)$$

$$t = 0,5 \cdot (d_H - d_3 - U_H) ; \quad (8.50)$$

$T_{X.KO}, T_{Y.KO}, T_{Z.KO}, T_{X.O}, T_{Y.O}, T_{Z.O}$  - коэффициенты, которые зависят от конструктивных параметров расточного инструмента и условий обработки и приведены в работе [81];  $k_X, k_Y, k_Z$  - коэффициенты влияния износа режущего элемента соответственно на осевые, радиальную и касательную составные силы резания;  $t$  - глубина резания;  $\Delta_K$  - половина величины зазора между отверстием кондукторной втулки и расточным инструментом с учетом их размерного износа;

$Y_{PX}, Y_{PY}, Y_{PZ}$  - показатели степени при глубине резания, которые определяют значения соответственно осевой, радиальной и касательной составных силы резание;  $d_K, d_3, d_{II}$  - соответственно диаметры отверстия кондукторной втулки, заготовки и рабочей части расточного инструмента (значение параметров  $d_K, d_{II}$  указываются на кодонасителях кондукторной втулки и расточного инструмента);  $U_{II}, U_K$  - изменение диаметра рабочей части расточного инструмента и отверстия кондукторной втулки вследствие их износа;  $U_P, U_H$  - размерный износ режущего и опорного направляющего элементов.

Анализ зависимостей показывает, что для исключения из расчетных зависимостей параметра  $t$ , который зависит от точности изготовления отверстия на предшествующей операции и установки заготовки на расточном станке, необходимо определить разность значений моментов  $M_{KP.KO}$  и  $M_{KP.O}$ :

$$\begin{aligned} \Delta M_{KP.KO} = & T_{X.KO} (1 + k_X U_P) \Delta_K^{Y_{PX}} + \\ & + T_{Y.KO} (1 + k_Y U_P) \Delta_K^{Y_{PY}} + T_{Z.KO} (1 + k_Z U_P) \Delta_K^{Y_{PZ}} \end{aligned} \quad (8.51)$$

где  $\Delta M_{KP.KO}$  - параметр, который определяет разность значений моментов  $M_{KP.KO}$  и  $M_{KP.O}$ .

Полученное уравнение (8.51) можно решить относительно параметра  $\Delta_K$  методом последовательных приближений.

Установив текущее значение параметра  $\Delta_K$ , определим суммарную величину  $U_{KI_T}$  текущего размерного износа кондукторной втулки и расточного инструмента:

$$U_{KI_T} = U_{KT} + U_{IT} = 2\Delta_{KT} - (d_K - d_{II}) + U'_K, \quad (8.52)$$

а также величину  $U_{KT}$  текущего размерного износа кондукторной втулки

$$U_{KT} = U_{KI_T} - U_{IT}, \quad (8.53)$$

где  $U_{IT}$  - величина текущего размерного износа расточного инструмента, обусловленная на основе сплошного контроля диаметрального размера обработанных отверстий заготовок;  $U'_K$  - величина размерного износа кондукторной втулки в момент установки текущего расточного инструмента (на практике расточный инструмент изнашивается значительно более скорое, чем кондукторная втулка);  $\Delta_{KT}$  - текущее значение параметра  $\Delta_K$ .

Предельное состояние технологической системы расточного станка определяется при помощи следующих условий:

$$U_{KT} \geq U_K^D; \quad (8.54)$$

$$U_{IT} \geq U_I^D, \quad (8.55)$$

где  $U_K^D$ ,  $U_I^D$  - допустимые по точности обработки предельные значения размерного износа кондукторной втулки и расточного инструмента.

Возможность использования полученных зависимостей для идентификации предельного износа кондукторной втулки и расточного инструмента определялась экспериментально. Величину фактического крутящего момента при растачивании  $M_{KP}$  контролировали по величине тока якоря привода главного движения постоянного тока и определяли по формуле

$$M_{KP} = C_m (J_P - J_{XX}), \quad (8.56)$$

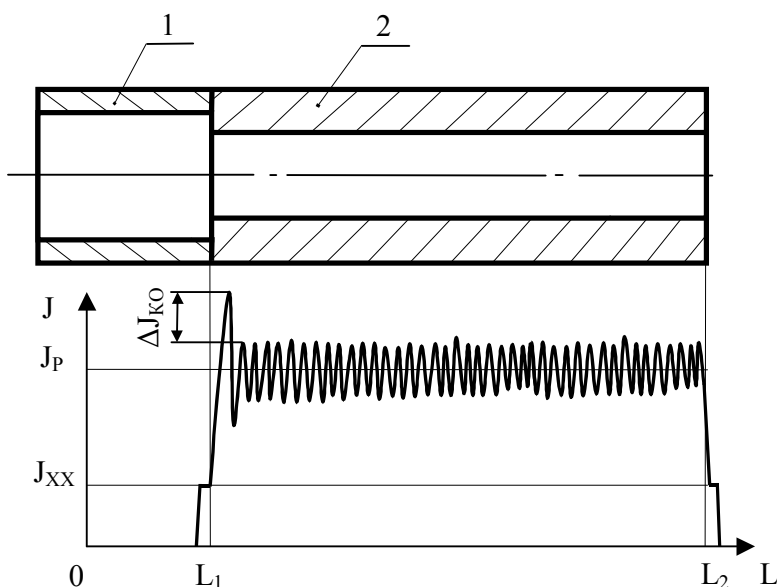


Рис. 8.14. График значений тока  $J$  якоря привода главного движения в зависимости от относительного положения  $L$  заготовки и расточного инструмента: 1 – кондукторная втулка, 2 – заготовка.

где  $C_m$  – постоянная привода главного движения;  $J_{XX}$  - значение тока якоря привода главного движения при ненагруженном обращении расточного инструмента (рис. 8.14);  $J_P$  - значение тока якоря привода главного движения в процессе обработки.

Установлено, что наименьшие расхождения между расчетными и фактическими значениями параметра

$U_{KT}$  (менее 16%) достигаются в том случае, если фактические значения  $\Delta M_{KP.KO}$  определяли по формуле

$$M_{KP.KO} = C_m \Delta J_{KO}, \quad (8.57)$$

где  $\Delta J_{KO}$  - разность между максимальным значением и следующим наибольшим значением тока якоря привода главного движения по-

стоянного тока в момент врезания расточного инструмента в заготовку (рис. 8.14).

Предложенный метод контроля точности растачивание разрешает своевременно идентифицировать предельные состояния технологической системы, связанные с размерным износом расточного инструмента и кондукторной втулки, так как на точность идентификации не влияет неравномерность припуска на обработку. Разработанный метод контроля точности целесообразно использовать в условиях единичного и мелкосерийного производства на станках из ЧПУ, предназначенных для растачивания точных глубоких отверстий.

### 8.4.3. ЭКСПРЕСС - ОЦЕНКИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ И ПОДДЕРЖАНИЯ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ

Получение годных деталей связано со своевременным выявлением предельного износа расточного инструмента и кондукторной втулки, а также недопустимого припуска на обработку по окружности и длине отверстия заготовки. С этой целью разработаны экспресс - оценки обеспечения и поддержания точности растачивания отверстий, основанные на контроле амплитуды колебаний тока якоря привода главного движения (АКТП) постоянного тока с частотой, соответствующей частоте вращения расточного инструмента, и позволяющие производить диагностику состояния технологической системы с помощью системы ЧПУ [79]. Возможность такого контроля основана на взаимосвязи АКТП с неравномерностью припуска на обработку по окружности и длине отверстия заготовки и с величиной зазора между расточным инструментом и отверстием кондукторной втулки

Экспресс - оценка обеспечения точности растачивания отверстий основана на контроле выполнения условий:

$$K_{A1} A_{T1} > A_{T1}^0; \quad (8.58)$$

$$K_{Ai} A_{Ti} > A_T^0, \quad (8.59)$$

где  $A_{T1}$  – начальная АКТП, определяемая при входе направляющих элементов в отверстие заготовки,  $A_i$ ;  $A_{Ti}$  – текущие значения АКТП,  $A_i$ ;  $A_{T1}^0$ ,  $A_T^0$  – предельно допустимые значения АКТП в момент врезания и в установившемся процессе обработки,  $A_i$ ;  $K_{A1}$ ,  $K_{Ai}$  – поправочные коэффициенты, зависящие от условий обработки.

При выполнении условия (8.58) невозможно обеспечить точ-

ность расположения и оптимальный процесс выглаживания текущего отверстия в связи с недопустимым неравномерным припуском заготовки или предельным износом расточного инструмента и кондукторной втулки. Если выполняется условие (8.59), то ситуация идентифицируется как недопустимый неравномерный припуск заготовки.

При растачивании отверстий, предварительно просверленных или рассверленных инструментом одностороннего резания на станке с ЧПУ, вместо неравенства (8.59) производится экспресс - оценка обеспечения точности обработки отверстий на основе выполнения условия:

$$K_{A1}A_{T1} < K_{A2}A_{T2} < \dots < K_{Ai}A_{Ti}, \quad (8.60)$$

где  $A_{T1}$ ,  $A_{T2}$ ,  $A_{Ti}$  – последовательные значения АКТП, начиная с момента обработки, А.

Неравенство (8.60) не применяется для оценки неравномерности припуска на растачивание, так как предварительная обработка отверстия сверлом одностороннего резания на станке с ЧПУ исключает ее влияние.

Принятие решения о не выполнении условия (8.60) возможно по 3–5 последовательно возрастающим значениям АКТП, которые контролируются на всем протяжении процесса резания. Выбор оптимального количества контролируемых последовательно возрастающих значений АКТП для принятия соответствующего решения определяется экспериментально.

Для прогнозирования возможности получения годной детали при обработке следующей заготовки предложена экспресс – оценка поддержания точности растачивания отверстий, основанная на контроле выполнения условий:

$$K_{A1}A_{T1} > (1 - \iota_T)A_{T1}^0; \quad (8.61)$$

$$K_{Ai}A_{Ti \max} > (1 - \iota_T)A_T^0, \quad (8.62)$$

где  $A_{Ti \max}$  – максимальная АКТП, выявленная в результате обработки отверстия, А;  $\iota_T$  – коэффициент ужесточения контролируемого параметра [79].

Если после обработки предыдущего отверстия первое условие (8.61) выполняется, то случай идентифицируется как предельный износ расточного инструмента или (и) кондукторной втулки. Выполнение условия (8.62) определяет недостаточное качество изготовления партии заготовок.

Отличительными признаками экспресс – оценок является то, что

выявление условий (8.58), (8.59) или (8.60) производится на основе текущих данных АКТП непосредственно в процессе резания, а выявление условий (8.61) и (8.62) – после окончания растачивания отверстия.

Параметр  $A_T^\delta$  можно определить по формуле

$$A_T^\delta = 0,5 \cdot \zeta_{np} d_p G_M^\delta / C_m, \quad (8.63)$$

где  $\zeta_{np}$  – коэффициент усиления сигнала, зависящий от момента инерции вращающихся деталей, характеристик привода и клиноременной передачи, а также от силовых параметров процесса обработки;  $d_p$  – диаметр рабочей части расточного инструмента, м;  $G_M^\delta$  – максимально допустимое значение переменной составляющей касательных сил резания и трения на рабочих элементах инструмента, Н;  $C_m$  – постоянная привода главного движения, Н·м/А [343].

Параметр  $G_M^\delta$  для расточного инструмента, представленного на рис. 8.1, определяется посредством следующей зависимости:

$$G_M^\delta = k_z \Delta t_\delta^z + \frac{(2,41 + \mu_K) k_z \Delta t_\delta^z + (1 - 2,41 \mu_K) \cdot (k_y \Delta t_\delta^y + k_x \Delta t_\delta^x d_p / L_p)}{(1 + \mu_K^2)}, \quad (8.64)$$

где  $d_p$ ,  $L_p$  – диаметр рабочей части и длина консоли расточного инструмента, м;  $\mu_K$  – коэффициент трения между направляющими элементами инструмента и поверхностью обрабатываемого отверстия;  $k_z$ ,  $k_y$ ,  $k_x$  – коэффициенты, зависящие от обрабатываемого материала и подачи расточного инструмента, Н/м;  $\Delta t_\delta$  – максимально допустимая переменная составляющая глубины резания при обработке с кондукторной втулкой, м;  $x$ ,  $y$ ,  $z$  – показатели степени.

Подставляя в формулу (8.64) наибольшие допустимые значения глубины резания, можно определить допустимые значения касательных сил резания и трения на рабочих элементах расточного инструмента и затем, с помощью формулы (8.63), значения параметра  $A_T^\delta$ .

Значения коэффициента  $\zeta_{np}$  для конкретных условий обработки подбираются экспериментально с использованием пробных заготовок.

При обработке прерывистых или ступенчатых отверстий экспресс - оценки обеспечения и поддержания точности обработки производятся с учетом переменности условий резания. В первом случае это связано с более тяжелыми условиями обработки на прерывистом

участке отверстия из-за ударной нагрузки на режущий элемент, а во втором – с разновременностью начала работы режущих элементов, обусловленной различной длиной участков ступенчатых отверстий. Как в первом, так и во втором случаях наблюдается существенное влияние на АКТП изменений условий обработки отверстия. Для осуществления экспресс - оценок обеспечение и поддержание точности обработки на участках с переменными условиями резания вводятся поправочные коэффициенты. Произведения поправочных коэффициентов и соответствующих фактических значений АКТП позволяют смоделировать условия обработки, эквивалентные растачиванию сплошного отверстия постоянного диаметра. В процессе обработки указанные коэффициенты вводятся по заданной программе с учетом относительного положения заготовки и инструмента, а после окончания растачивания – с учетом фактических значений АКТП. Начало отверстия фиксируется в момент врезания инструмента в заготовку, а длина прохода контролируется датчиком положения подвижного стола станка. Длина прохода устанавливается по чертежу детали с учетом технологии ее изготовления. Средние значения поправочных коэффициентов определяются при обработке пробных заготовок на основании результатов измерений фактических значений АКТП, записываемых с помощью осциллографа и самописца.

Особенностью обработки отверстия с участками, имеющими прерывистую опорную поверхность, является то, что АКТП возрастает при обработке прерывистого участка. Поправочные коэффициенты вводятся в действие с заданным шагом в зависимости от особенностей прерывистой поверхности. Например, если прерывистый участок отверстия образован поперечным прямоугольным пазом, то поправочный коэффициент будет одинаков для всего рассматриваемого участка. На примере, представленном на рис. 8.15, величина поправочных коэффициентов непостоянна и изменяется по мере обработки заготовки 1. Это связано с тем, что прерывистый участок 3 обрабатываемого отверстия 2 образован вскрытием его отверстием 4. Поэтому до оси отверстия 4 значения АКТП постепенно увеличиваются по мере обработки прерывистого участка, а затем аналогичным образом уменьшаются (см. рис. 8.15). С учетом графика изменения АКТП по мере обработки прерывистого участка 3 значения коэффициента  $K_d$  уменьшаются до оси отверстия 4, а затем увеличиваются до наибольшего значения – единицы.

Для последнего примера приведем значения поправочных коэф-

фициентов с учетом конкретных условий обработки: материал заготовки - сталь 45, НВ 280-320; параметры отверстия:  $d_0 = 45$  Н7 мм,  $l_0 = L_3 - L_1 = 140$  мм,  $l_k = L_2 - L_1 = 105$  мм,  $L_n = 28,2$  мм; параметры расточного инструмента с механизмом подналадки по «упору» (см. рис. 3.2):  $dp = 45$  мм,  $Lp = 350$  мм, материал рабочих элементов Т15К6; обработка производилась на специальном отделочно-расточном станке с использованием кондукторной втулки и СОТС марки МР-3; режимы резания:  $Vp = 1,18$  м/с,  $s = 0,3 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $t = 0,25 \cdot 10^{-3}$  м;  $n_A = 94$ . Средние значения тока холостого хода и в процессе обработки  $J_{XX} = 1,6$  А,  $J_P = 3,2$  А, параметр  $A_{Tep} = 0,15$  А. Значения поправочных коэффициентов АКТП начиная с координаты  $(L_2 - 0,5 L_n)$ :  $-K_{A.1-3,48-51} = 0,99$ ;  $K_{A.4-7,51-54} = 0,985$ ;  $K_{A.8-11,55-58} = 0,98$ ;  $K_{A.12-15,59-62} = 0,975$ ;  $K_{A.16-19,63-66} = 0,97$ ;  $K_{A.20-23,67-70} = 0,965$ ;  $K_{A.24-27,71-74} = 0,96$ ;  $K_{A.28-31,75-78} = 0,955$ ;  $K_{A.32-35,79-82} = 0,95$ ;  $K_{A.36-39,83-86} = 0,945$ ;  $K_{A.40-43,87-90} = 0,94$ ;  $K_{A.44-47,91-94} = 0,935$  [343].

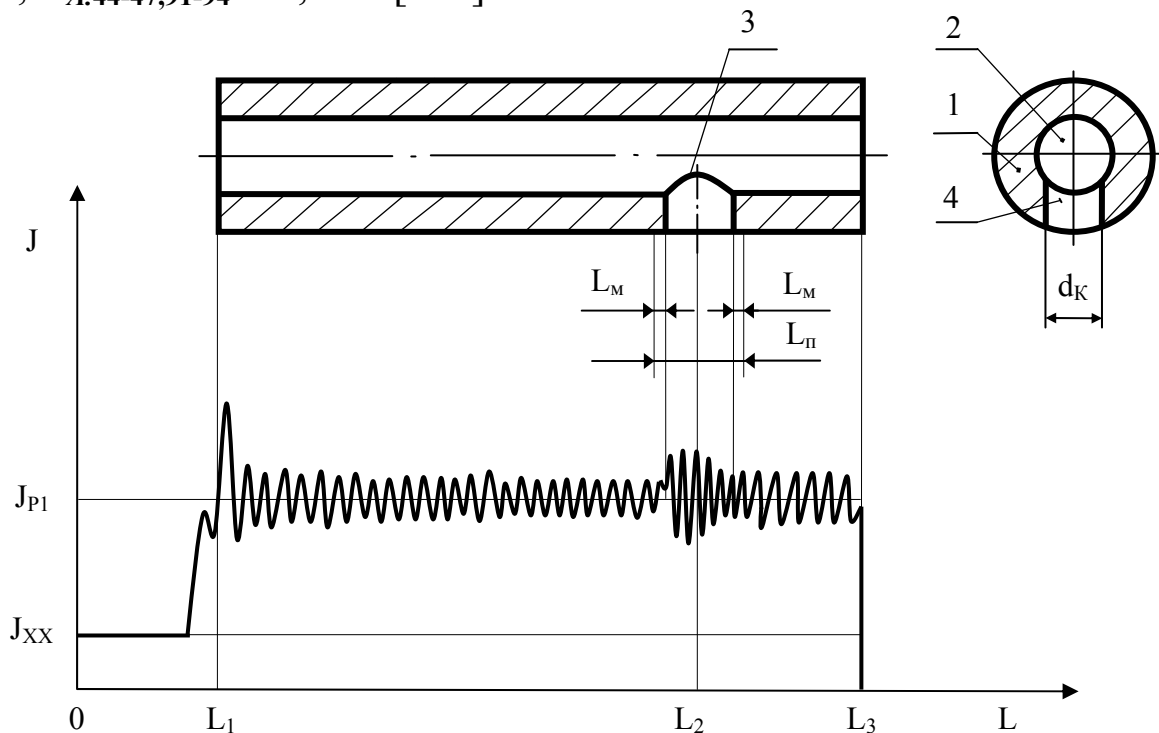


Рис. 8.15. Заготовка с прерывистым участком обрабатываемого отверстия, образованным пересечением отверстия диаметром  $d_k = 28$  мм, и график изменения тока  $J$  якоря привода главного движения в зависимости от относительного положения  $L$  заготовки и инструмента: 1 – заготовка, 2 – обрабатываемое отверстие, 3 – прерывистый участок обрабатываемого отверстия, 4 – пересекаемое отверстие.

Необходимое количество поправочных коэффициентов  $K_A$  на регламентируемом прерывистом участке отверстия определяется по формуле



$$n_A \approx \frac{L_n}{S}, \quad (8.65)$$

где  $n_A$  – количество поправочных коэффициентов (в случае дробного числа округляется до наибольшего целого значения);  $L_n$  – наибольшая длина в осевом направлении прерывистого участка отверстия;  $s$  – осевое перемещение расточного инструмента за один оборот.

Поправочные коэффициенты для прерывистых участков обрабатываемого отверстия длиной  $L_n$  определяются на основе экспериментальных данных по формуле

$$K_{A.j} = \frac{A_{T_{cp}}^2}{A_T A_{T.j_{cp}}}, \quad (8.66)$$

где  $K_{A.j}$  – поправочный коэффициент АКТП на  $j$ -ом участке прерывистого отверстия;  $A_{T.j_{cp}}$  – среднее значение АКТП на  $j$ -ом участке прерывистого отверстия в процессе его обработки;  $A_{T_{cp}}$  – среднее АКТП на сплошном участке обрабатываемого отверстия, непосредственно примыкающем к прерывистому участку;  $A_T$  – текущее значение АКТП на сплошном участке обрабатываемого отверстия, непосредственно примыкающем к прерывистому участку.

На рис. 8.16 представлена заготовка 1 со ступенчатым отверстием 2 и график фактических значений АКТП в процессе обработки. Из-за одновременности вступления в работу режущих элементов ступеней комбинированного двухступенчатого расточного инструмента (рис. 8.17) изменяется среднее значение тока якоря и АКТП. Причем в момент врезания второго режущего элемента в заготовку наблюдается увеличение значений АКТП, характерное для переходного процесса, которое учитывается введением одного поправочного коэффициента. После стабилизации процесса резания на второй ступени, как правило, наблюдается увеличение значений АКТП по сравнению со значениями на первой ступени, что также учитывается одним поправочным коэффициентом. В качестве примера приведем значения поправочных коэффициентов с учетом конкретных условий обработки: материал заготовки - чугун СЧ20; параметры отверстия:  $d_{01} = 65 \text{ Н7 мм}$  (первая ступень),  $d_{02} = 55 \text{ Н7 мм}$  (вторая ступень),  $L_{01} = L_4 - L_1 = 40 \pm 0,05 \text{ мм}$ ,  $l_0 = L_4 - L_1 = 140_{-0,05} \text{ мм}$ ,  $L_m = 0,1 \text{ мм}$ ; обработка производилась комбинированным расточным инструментом (рис 8.17) на специальном отделочно-расточном станке без использования кондукторной втулки с подачей в зону резания 20% водной

эмульсии; режимы резания:  $V_{p1} = 4,76$  м/с,  $V_{p2} = 4,03$  м/с,  $s = 0,12 \cdot 10^{-3}$  м/об,  $t = (0,15-0,2) \cdot 10^{-3}$  м (на каждой ступени); средние значения тока холостого хода, в процессе обработки первой и второй ступени отверстия –  $J_{XX} = 1,6$  А,  $J_{P1} = 2,75$  А,  $J_{P2} = 3,6$  А; параметр  $A_{Tep} = 0,1$  А;  $n_A = 337$ . Значения поправочных коэффициентов АКТП начиная с координаты  $L_{P2min} + L_1$  до координаты  $L_3 = L_1 + L_{P2min} + L_{01max}$  (рис. 8.17):  $-K_{A.1} = 0,84$ ;  $K_{A.2} = 0,8$ ;  $K_{A.3} = 0,89$ ;  $K_{A.4} = 0,92$ ;  $K_{A.5-337} = 0,94$ .

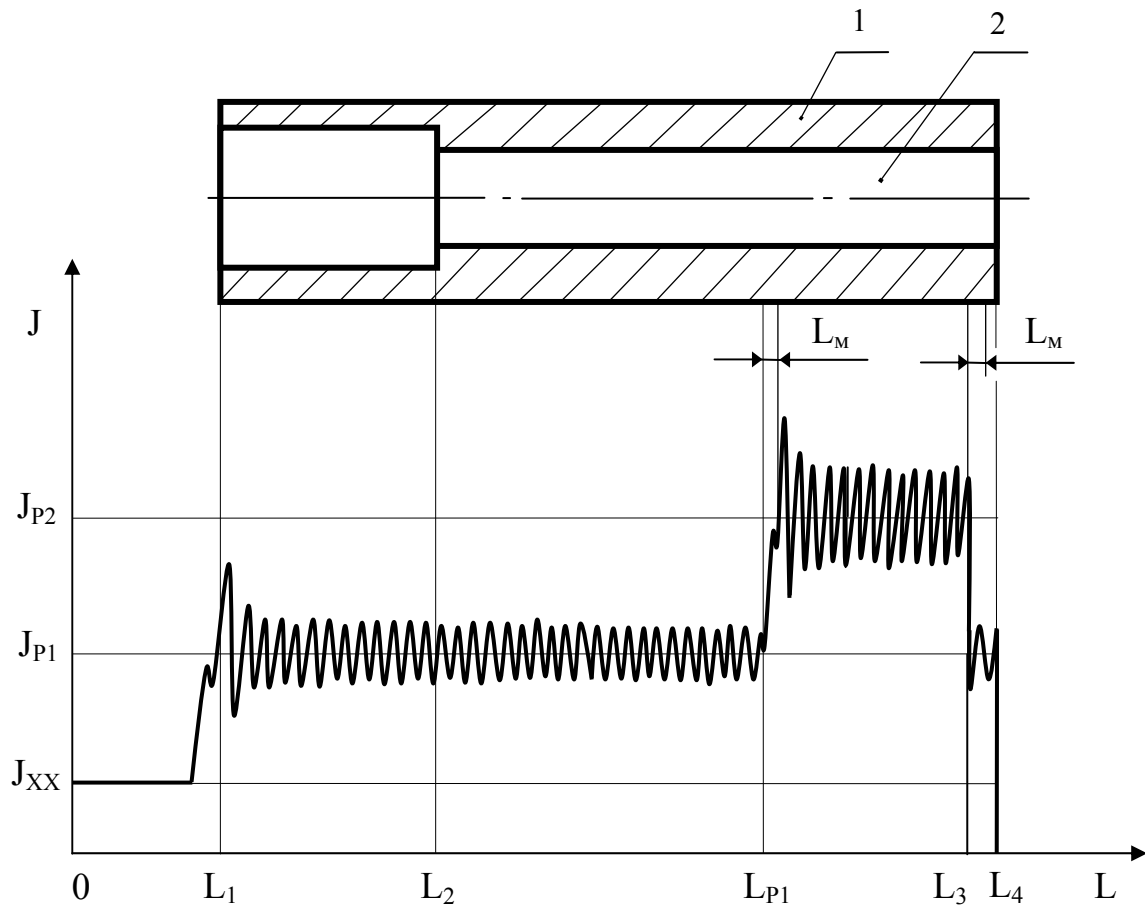


Рис.8.16. Заготовка со ступенчатым отверстием и график фактических значений тока  $J$  якоря привода главного движения в зависимости от относительного положения  $L$  заготовки и расточного инструмента: 1 – заготовка, 2 – ступенчатое отверстие.

Общим для случаев растачивания отверстий с переменными условиями резания является то, что введение коэффициентов  $K_A$  в процессе резания по заданной программе на регламентированных участках возможно с некоторым опережением, в конце – с запаздыванием относительно фактического изменения АКТП. Наибольшая величина опережения или запаздывания  $L_m$  определяется размахом погрешности взаимного расположения в осевом направлении обрабатываемого отверстия (или отверстий) и пересекающегося с ним отвер-

ствия или паза. Параметр  $L_m$  учитывается при определении длины прохода, после обработки которого необходимо вводить поправочный коэффициент.

Следует отметить, что наличие указанного рассогласования практически не отражается на эффективности экспресс - оценки обеспечения точности обработки. Это связано, с одной стороны, с относительно небольшими значениями параметра  $L_m$  (как правило, величина его не превышает 1,0 мм), а с другой – с возможностью идентификации повреждений расточного инструмента или дефектов заготовки на последующем участке отверстия.

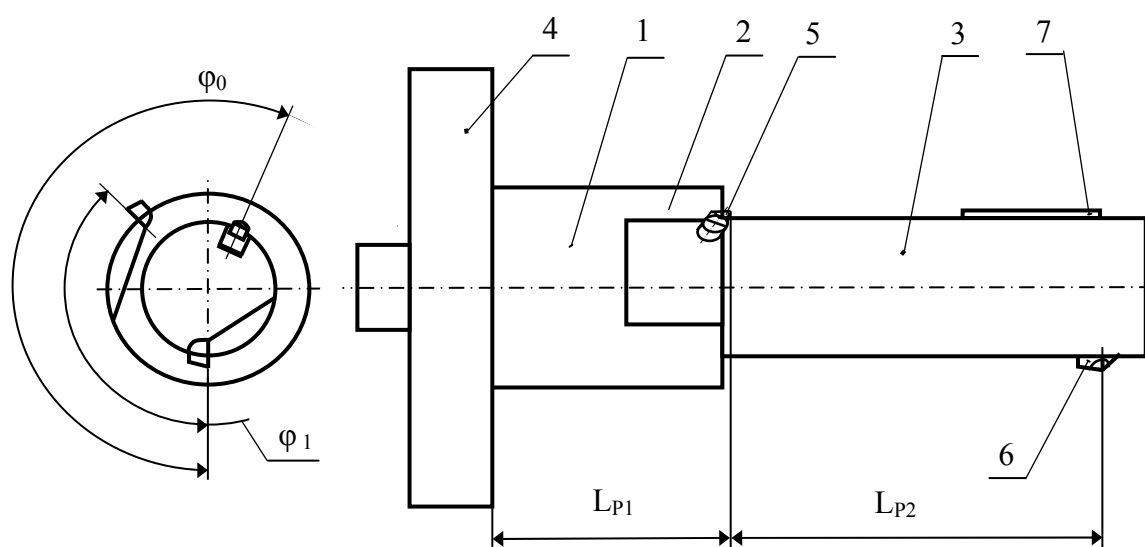


Рис. 8.17. Комбинированный расточный инструмент с виброзащитным направляющим элементом для обработки ступенчатого отверстия: 1 – корпус, 2 и 3 – первая и вторая ступень расточного инструмента, 4 – фланцевая часть корпуса для крепления к шпинделю отделочно-расточной головки, 5 и 6 – режущие элементы первой и второй ступени, 7 – ограниченно подвижный упругий направляющий элемент второй ступени.

На практике встречаются разнообразные виды отверстий, по мере обработки которых необходимо вводить поправочные коэффициенты (в том числе и комбинация рассмотренных двух случаев при обработке одной заготовки). Поэтому определение графиков АКТП для расчета поправочных коэффициентов в каждом конкретном случае производится на основе экспериментальных данных, полученных при растачивании пробных заготовок. В дальнейшем полученные значения поправочных коэффициентов для каждого наименования обрабатываемых на станке заготовок вносятся в базу знаний системы ЧПУ. Это позволяет устанавливать пороговые значения контролируемых

параметров технологической системы в соответствии с номером заготовки, поступившей на станок.

На основе контроля АКТП предложена матрица (табл. 8.5) для идентификации предельных значений неравномерности припуска обработанной заготовки с одним из четырех, наиболее часто встречающихся на практике, видов его распределения, что позволило выявлять причины снижения качества изготовления заготовок с целью их устранения. В табл. 8.5 параметры  $\Delta_1, \Delta_2, \Delta_3, \Delta_4$  определяют предельные значения смещения оси отверстия заготовки относительно оси направления расточного инструмента [79].

Первый вид (P1) предельного неравномерного припуска на обработку связан с образованием погрешности расположения оси отверстия заготовки на предварительной операции сверления или рас-сверливания. Причина ее возникновения – увод оси сверла из-за раз-нотвердости заготовки или недопустимого распределения припуска.

Второй и третий виды (P2, P3) предельного неравномерного припуска на обработку связаны с образованием погрешности расположения оси входного участка отверстия вследствие недопустимого увеличения зазора между сверлом и отверстием кондукторной втулки на предварительной операции сверления.

Четвертый вид (P4) предельного неравномерного припуска связан с образованием погрешности расположения оси отверстия при его двухсторонней предварительной обработке спиральными сверлами. Причина ее возникновения – погрешности инструментальной настройки станка.

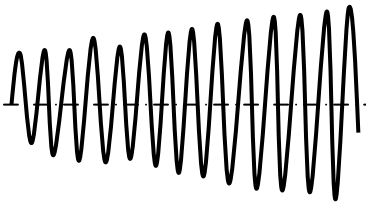
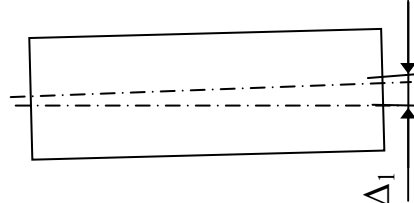
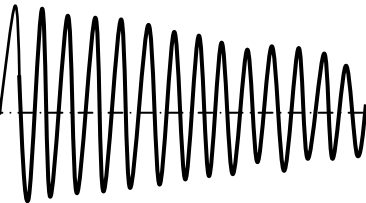
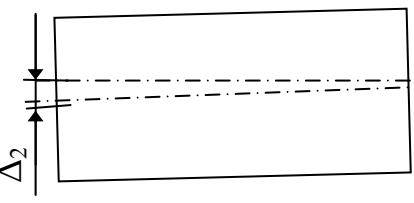
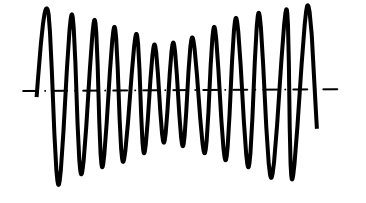
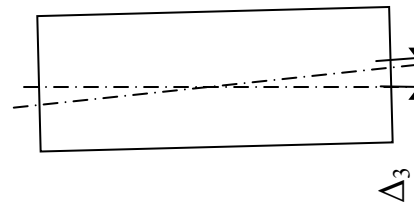
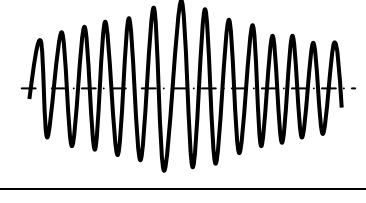
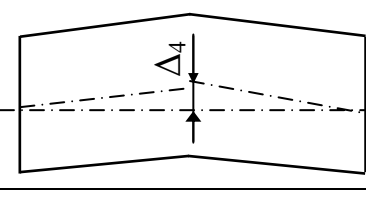
Возможности предложенных экспресс - оценок обеспечения и поддержания точности обработки определялись экспериментально в лабораторных и производственных условиях. Контроль АКТП производился как с использованием частотного фильтра тока, так и без него (частота тока, питающего привода главного движения, более чем в 5 раз выше частоты вращения расточного инструмента). Эффективность предложенных методов оценивалась снижением процента брака. В результате исследований установлено следующее:

Экспресс - оценки обеспечения и поддержания точности обработки позволяют идентифицировать предельные состояния технологической системы при растачивании отверстий с  $l_0/d_0 > 3,5$  в стальных и чугунных заготовках как с использованием кондукторной втулки, так и без нее. При обработке цветных металлов и отверстий малого диаметра (8 – 15 мм) контроль АКТП не эффективен из-за малых зна-

чений крутящего момента на стебле инструмента.

Таблица 8.5

Матрица для идентификации вида предельного распределения припуска на растачивание отверстия заготовки

Вид распределения припуска	График АКТП	Вид предельной погрешности расположения отверстия заготовки
P1		
P2		
P3		
P4		

Выполнение условий (8.61) при обработке отверстий связано с повреждениями режущим элементом направляющего участка отверстия кондукторной втулки, которые выявляются при увеличении диаметра отверстия в местах залысин более 0,02 мм, а также с увеличением неравномерности припуска на обработку и зазора между расточным инструментом и отверстием кондукторной втулки соответственно более 0,05 – 0,1 мм и 0,02 мм.

Повреждения отверстия кондукторной втулки и повышенный зазор между ним и расточным инструментом приводят к росту АКТП в момент врезания из-за изменения площади и толщины среза при входе направляющего элемента в отверстие заготовки вследствие осевого смещения вершин рабочих элементов, превышающего обо-

ротную подачу инструмента. Кроме того, формируются погрешности формы и расположения входного участка обрабатываемого отверстия, которые переносятся на последующие его участки с возможным возникновением вибраций. Характерной особенностью такого процесса обработки является последовательное повышение АКТП. Допустимое значение АКТП при врезании расточного инструмента в заготовку  $A_{T1}^{\circ}$  определяется экспериментально на основе обработки пробных заготовок. Причем пороговые значения величин повреждения отверстия втулки или зазора между ним расточным инструментом, определяемые их влиянием на точность обработки, не превышали 0,02 мм. При комплексном использовании системы контроля состояния технологической системы значения параметров  $A_{T1}^{\circ}$  и  $A_T^{\circ}$  устанавливаются равными.

Повреждения расточного инструмента и кондукторной втулки, повышенный зазор между ними оперативно выявляется также с помощью неравенства (8.63). Принятие решения о выполнении условия (8.63) по двум последовательно возрастающим значениям АКТП, не эффективно. Это связано с неоправданным, в большинстве случаев, снижением производительности обработки из-за необходимости прерывания процесса резания. Увеличение количества контролируемых последовательно возрастающих значений АКТП более 5 приводит к росту бракованной продукции и поломкам инструмента.

В результате исследований обработки прерывистых отверстий установлено, что значения поправочных коэффициентов находятся в пределах  $K_A = 0,8 - 1,0$ . На величину  $K_A$  оказывает влияние диаметр обрабатываемого прерывистого отверстия и длина части его окружности, подлежащей обработке. С увеличением указанных параметров значения поправочного коэффициента уменьшаются.

Оптимальные значения параметра  $\iota_T$  находятся в пределах 0,1 – 0,25. Конкретные значения коэффициента  $\iota_T$  устанавливаются на основе сбора информации о работе станка в производственных условиях и требований к обработке. С ростом значений коэффициента  $\iota_T$  возрастают технологическая надежность процесса обработки и себестоимость операции растачивания, и при этом снижается производительность обработки из-за необходимости более частой смены расточного инструмента и кондукторной втулки.

Совместное применение экспресс - оценок обеспечения и поддержания точности обработки позволяет снизить процент брака до

3%, а применение только первой из них - до 2%.

#### **8.4.4. КОМПЛЕКСНЫЙ КОНТРОЛЬ И ИДЕНТИФИКАЦИЯ ПРЕДЕЛЬНЫХ СОСТОЯНИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ**

Повышению эффективности контроля состояний технологической системы способствует комплексное применение рассмотренных в предыдущих разделах главы методов и средств диагностики.

Комплексный контроль предельных состояний технологической системы основан на входном и выходном контроле, а также на контроле состояний расточного инструмента, кондукторной втулки и заготовки. Он осуществляется с использованием условий (8.1) – (8.7), (8.17) – (8.21), (8.35) – (8.36), (8.44), (8.45); (8.54), (8.55); (8.58), (8.59) или (8.60); (8.61), (8.62). Необходимый набор контролируемых параметров при комплексном контроле определяется конкретными условиями и требованиями к прецизионной обработке расточным инструментом.

В случае выхода за допустимые значения одного из контролируемых параметров технологической системы возникают аварийные и другие негативные ситуации (например, предельный износ расточного инструмента). В результате приводится система аварийного отключения или блокировки пуска станка. В таких случаях необходимо выполнить регноз возникшей ситуации с тем, чтобы выявить причину ее возникновения и оперативно ее устранить. Практика показала, что в каждой аварийной или иной негативной ситуации, как правило, существует однозначный набор действий, направленный на ее устранение. Таким образом, задачей системы поддержания точности растачивания является формирование определенных управляющих воздействий на исполнительные механизмы станка с учетом комплексной информации не только о текущей негативной ситуации, но о ситуации обработки предыдущей заготовки.

Управляющие воздействия на исполнительные механизмы станка, направленные на устранение негативной ситуации, включают следующие действия: 1) смена расточного инструмента; 2) смена заготовки; 3) смена расточного инструмента и заготовки; 4) смена расточного инструмента и кондукторной втулки; 5) смена расточного инструмента, заготовки и кондукторной втулки; 6) очистка манипулятором отводного канала от стружки; 7) остановка станка из-за систематической установки негодной заготовки; 8) остановка станка из-

за систематической установки негодного расточного инструмента; 9) остановка станка из-за систематической установки негодных расточного инструмента и кондукторной втулки; 10) остановка станка из-за систематической установки негодных расточного инструмента и заготовки; 11) остановка станка из-за неисправной системы подачи СОТС; 12) остановка станка из-за систематического превышения избыточной температуры СОТС допустимого значения [79].

Следует отметить, что замена изношенной кондукторной втулки производится совместно со сменой расточного инструмента независимо от степени его износа, так как продолжение работы использованного инструмента повышает вероятность его отказа. В случае остановки станка из-за систематически возникающих неполадок выявление причин их возникновения производится наладчиком (оператором) станка или, при необходимости, на основе экспертных оценок с последующим принятием мер по их устранению.

## **8.5. ОБЩИЕ ВЫВОДЫ И ПРАКТИЧЕСКИЕ РЕКОМЕНДАЦИИ**

В главе рассмотрены методы управления точностью обработки отверстий расточными инструментами одностороннего резания, основанные на контроле состояния технологической системы.

Рассмотрен комплекс проблем управления точностью обработки отверстий расточными инструментами одностороннего резания на основе входного контроля состояния технологической системы. Для его реализации, в подавляющем числе случаев обработки отверстий, достаточно контролировать в момент врезания режущего элемента расточного инструмента ток якоря привода главного движения постоянного тока с двух зонным регулированием скорости, определяющий крутящий момент на валу электродвигателя. Это позволяет своевременно выявлять недопустимые значения припуска на обработку и управлять параметрами процесса обработки, что способствует повышению точности и производительности растачивания, а также защите инструмента от перегрузки. Получены зависимости для определения значений допустимых и рабочих уровней контролируемого экстремального повышения тока якоря привода главного движения в момент врезания режущего элемента в заготовку, даны рекомендации по выбору начальных режимов резания и их корректировке с учетом данных входного контроля.

Управление точностью обработки по выходной информации



связано с дискретной размерной подналадкой расточного инструмента «импульсной» и по «упору» на основе разработанных механизмов, особенностью которых является их размещение непосредственно в корпусе инструмента. Исследования «импульсной» подналадки расточного инструмента показали, что наименьшие значения коэффициентов точности и ужесточения поля допуска получены при однократной подналадке малыми «импульсами», а наибольшие значения указанных коэффициентов при двукратной подналадке малыми «импульсами» и подналадке большими «импульсами». Установлено, что возможность подналадки малыми «импульсами» ограничивается погрешностью радиального выдвижения режущего элемента и минимальным значением подналадочного «импульса»  $\Delta_{и.м}$  (до 5 мкм). В зависимости от типа узла направления инструмента предложены подналадки расточного инструмента по отверстию кондукторной втулки – калибра и регулируемому упору. Выявлены оптимальные параметры расточного инструмента с механизмами подналадки, даны рекомендации по выбору типа механизма подналадки и их использованию в зависимости от геометрических параметров обрабатываемых отверстий и контроля. Выявлено, что применение механизмов дискретной подналадки режущего элемента малыми «импульсами» и по «упору» при растачивании отверстий диаметром более 60 мм с  $l_0/d_0 \leq 3,5$  и  $l_0/d_0 \leq 20$  соответственно позволяет повысить размерную стойкость расточного инструмента до 2 раз и обеспечить 6 – 7 квалитет точности обработки.

Разработаны метод и средство косвенного размерного контроля обработанных отверстий, предельных состояний расточного инструмента и кондукторной втулки, основанные на измерении перемещений плавающей пластины относительно корпуса инструмента при его базировании в отверстии кондукторной втулке – калибре, а также в расточенном отверстии. Установлены оптимальные параметры расточного инструмента ( $\varepsilon = 0^\circ$ ,  $\varphi_1 = 45^\circ$ ,  $\varphi_2 = 135^\circ$ ,  $\varphi_3 = 130^\circ$ ), обеспечивающие наивысшую точность измерений указанных параметров (до 5 мкм), а также условия контроля, которые связаны с отсутствием силового и теплового воздействия процесса обработки при измерениях. Выявлено, что с увеличением диаметра обрабатываемого отверстия, зазора между расточным инструментом и отверстием кондукторной втулки, уменьшением параметра  $\varepsilon$  точность измерений возрастает. Повышению точности измерений способствует также равномерное охлаждение заготовки и инструмента СОТС после оконча-

ния процесса резания. Применение предложенного контроля состояния технологической системы позволяет повысить производительность обработки за счет сокращения вспомогательного рабочего времени на измерения вне станка.

Экспресс - оценки обеспечения и поддержания точности обработки позволяют производить диагностику состояния инструмента, кондукторной втулки и заготовки с помощью системы ЧПУ непосредственно в процессе растачивания и прогнозировать возможность достижения заданного качества обработки последующей заготовки, что способствует предохранению технологической системы от повреждений и снижению процента брака, а также позволяет идентифицировать негативные ситуации. На основе контроля АКТП предложена матрица для идентификации недопустимых видов распределения припуска, что позволило выявлять причины снижения качества изготовления заготовок с целью их устранения.

Комплексный контроль предельных состояний технологической системы базируется на информации входного, выходного и текущего контроля. Для выявления текущих предельных состояний технологической системы предложены критерии, связанные с размерным контролем расточного инструмента, кондукторной втулки и точности обработки на основе измерений относительных перемещений плавающей пластины и экспресс - оценками обеспечения и поддержания точности обработки. Предложенные критерии в комплексе с другими критериями, рассмотренными в данной главе, позволяют своевременно выявлять негативные ситуации при эксплуатации металлорежущего станка на операции прецизионного растачивания. Регноз негативной ситуации производится с учетом текущих данных и данных предшествующей обработки, полученных системой комплексного контроля состояния технологической системы, что позволяет однозначно выявить причину ее возникновения и предложить для ее устранения однозначный набор действий.

Необходимость во входном, выходном контроле, соответствующем наборе контролируемых параметров при комплексном контроле определяется условиями обработки, среди которых следует выделить материал и конструктивные параметры заготовки, геометрические параметры обрабатываемого отверстия, требования к предыдущим операциям и операции прецизионного растачивания.

## ГЛАВА 9

# ОПТИМАЛЬНЫЕ УСЛОВИЯ ФИНИШНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

### 9.1. ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ОПЕРАЦИИ ОБРАБОТКИ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЯ ПО ТЕМПЕРАТУРНОМУ ФАКТОРУ

Традиционно задачи оптимизации технологических процессов обработки решаются в рамках структурно-параметрической оптимизации с использованием эмпирических зависимостей основных технологических показателей обработки. Для этого чисто интуитивно на основе производственного опыта выбираются несколько вариантов технологического маршрута, математически описываются и после решения задачи оптимизации выбирается наиболее оптимальный вариант. Затем производится уточненный расчет оптимальных параметров технологических операций (режимов резания и т.д.). Однако, данный подход не гарантирует выбора оптимального варианта технологического маршрута обработки, т.к. в числе рассматриваемых вариантов его может просто не оказаться.

Чтобы более обоснованно подойти к выбору оптимального варианта маршрута обработки (или структуры операции), следует использовать теоретические (аналитические) подходы к решению задач структурно-параметрической оптимизации, основанные на разработанных математических (аналитических) моделях рассматриваемых процессов обработки, как это показано в главах 1...4. В данной главе получим более общие аналитические решения, которые являются логическим продолжением

решений, приведенных в главах 1...4.

Рассмотрим первоначально задачу оптимизации структуры и параметров операции обработки с учетом ограничения по температурному фактору. Предположим, обрабатывается прямолинейный образец по схеме врезного шлифова-

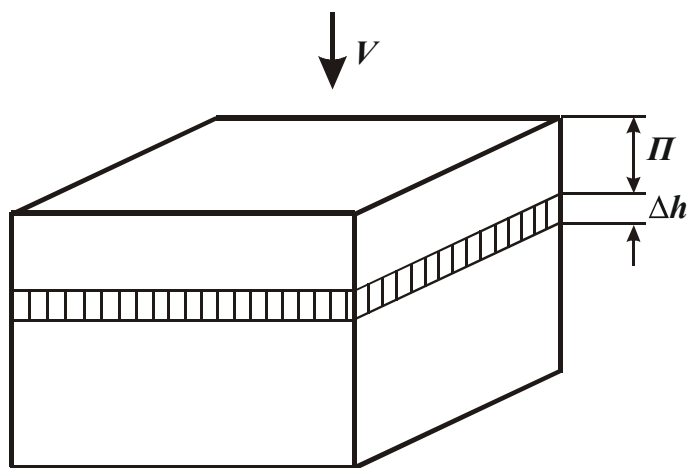


Рис. 9.1. Расчетная схема.

ния торцом круга со скоростью радиальной подачи  $V$ , рис. 9.1. Требуется за минимальное время  $\tau$  удалить припуск величиной  $\Pi$  и при этом не допустить распространение образующегося тепла вглубь обрабатываемого образца на величину более  $\Delta h$ . Этим будет обеспечено требуемое качество обработки с точки зрения исключения образования температурных дефектов в поверхностном слое обрабатываемого образца.

Предположим, что величина  $\Delta h$  упрощенно выражается зависимостью

$$\Delta h = A \cdot V_0, \quad (9.1)$$

где  $V_0$  - скорость радиальной подачи режущего инструмента (шлифовального круга), м/с;  $A$  - размерный коэффициент, учитывающий характеристики режущего инструмента и обрабатываемого материала, режимы резания.

Тогда при обработке в один переход основное время обработки  $\tau$  определится простой зависимостью

$$\tau = \frac{\Pi}{V_0} = A \cdot \frac{\Pi}{\Delta h}. \quad (9.2)$$

При обработке в два перехода основное время обработки  $\tau$  определится как сумма двух слагаемых

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\Pi_1}{V_1} + \frac{\Pi_2}{V_2}, \quad (9.3)$$

где  $\Pi_1, \Pi_2$  - соответственно припуски, удаляемые на первом и втором переходах, м;  $V_1, V_2 = V_0$  - соответственно скорости радиальной подачи, реализуемые на первом и втором переходах, м/с.

На первом переходе величина  $\Delta h_1$  может быть больше, чем на втором переходе  $\Delta h_2$ . При этом справедливы зависимости

$$\begin{aligned} \Delta h_1 &= A \cdot V_1, \\ \Delta h_2 &= \Delta h = A \cdot V_0. \end{aligned} \quad (9.4)$$

Величины удаляемых припусков  $\Pi_1$  и  $\Pi_2$  определяются из уравнений:

$$\begin{aligned} \Pi_1 + \Delta h_1 &= \Pi + \Delta h, \\ \Pi_2 &= \Delta h_1 - \Delta h. \end{aligned} \quad (9.5)$$

С учетом зависимости (9.4) величины  $\Pi_1$  и  $\Pi_2$  выразятся

$$\begin{aligned} \Pi_1 &= \Pi + \Delta h - A \cdot V_1, \\ \Pi_2 &= A \cdot V_1 - \Delta h. \end{aligned} \quad (9.6)$$

Подставим зависимости (9.6) в зависимость (9.3)

$$\tau = \frac{\Pi + \Delta h - A \cdot V_1}{V_1} + \frac{A \cdot V_1 - \Delta h}{V_0} = \frac{\Pi + \Delta h}{V_1} + \frac{A \cdot V_1}{V_0} - 2 \cdot A. \quad (9.7)$$

Здесь параметры  $\Pi$ ,  $\Delta h$ ,  $V_0$ ,  $A$  заданы, неизвестна скорость  $V_1$ .

Как видим, скорость  $V_1$  оказывает на основное время обработки  $\tau$  неоднозначное влияние. Следовательно, имеет место экстремальная зависимость функции  $\tau$  от скорости  $V_1$ . Для определения экстремума функции  $\tau$  продифференцируем ее по переменной  $V_1$  и первую производную приравняем к нулю:

$$\tau'_{V_1} = -\frac{(\Pi + \Delta h)}{V_1^2} + \frac{A}{V_0} = 0.$$

Откуда

$$V_1 = \sqrt{\frac{V_0}{A} \cdot (\Pi + \Delta h)} = V_0 \cdot \sqrt{\frac{\Pi}{\Delta h} + 1} = \frac{1}{A} \cdot \sqrt{(\Pi + \Delta h) \cdot \Delta h}. \quad (9.8)$$

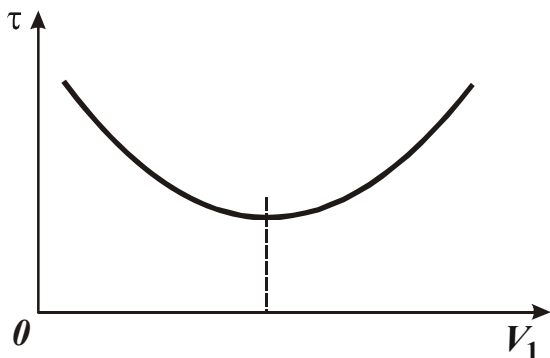


Рис. 9.2. Зависимость основного времени обработки  $\tau$  от скорости  $V_1$ .

Из зависимости (9.8) следует, что скорость  $V_1$  больше скорости  $V_0$  ( $V_1 > V_0$ ).

Определим наличие минимума или максимума в точке экстремума. Для этого определим вторую производную функции  $\tau$  в точке экстремума:

$$\tau''_{V_1} = \frac{2 \cdot (\Pi + \Delta h)}{V_1^3} > 0.$$

Поскольку в точке экстремума вторая производная функции  $\tau$  положительна, то имеет место минимум функции  $\tau$ , рис. 9.2.

Минимальное значение основного времени обработки  $\tau_{min}$  определим путем подстановки зависимости (9.8) в (9.7):

$$\tau_{min} = 2 \cdot A \cdot \left[ \sqrt{\frac{\Pi}{\Delta h} + 1} - 1 \right]. \quad (9.9)$$

Умножим и разделим зависимость (9.9) на сопряженную величину  $\left[ \sqrt{\frac{\Pi}{\Delta h} + 1} + 1 \right]$ :

$$\tau_{min} = 2 \cdot A \cdot \frac{\Pi}{\Delta h} \cdot \frac{1}{\left[ \sqrt{\frac{\Pi}{\Delta h} + 1} + 1 \right]}. \quad (9.10)$$

Исходя из зависимости (9.10), уменьшить основное время обработки  $\tau_{min}$  можно уменьшением отношения  $\Pi / \Delta h$ , т.е. уменьшением величины снимаемого припуска  $\Pi$  и увеличением толщины прогретого слоя  $\Delta h$  обрабатываемого материала.

Сравним зависимости (9.2) и (9.10), определяющие основное время обработки в один и два перехода. Нетрудно видеть, что эти зависимости отличаются лишь множителем

$$\frac{2}{\left[ \sqrt{\frac{\Pi}{\Delta h} + 1} + 1 \right]}.$$

Поскольку  $\Pi / \Delta h > 0$ , то данный множитель всегда меньше единицы. Следовательно, время обработки в два перехода меньше времени обработки в один переход. Чем больше отношение  $\Pi / \Delta h$ , тем меньше рассматриваемый множитель и выше эффект от применения обработки в два перехода.

Определим величины припусков  $\Pi_1$  и  $\Pi_2$ , удаляемых на первом и втором переходах:

$$\Pi_1 = \sqrt{\Pi + \Delta h} \cdot (\sqrt{\Pi + \Delta h} - \sqrt{\Delta h}). \quad (9.11)$$

Умножим и разделим зависимость (9.11) на сопряженную величину  $(\sqrt{\Pi + \Delta h} + \sqrt{\Delta h})$ :

$$\Pi_1 = \frac{\Pi}{1 + \sqrt{\frac{\Delta h}{\Pi + \Delta h}}}. \quad (9.12)$$

Величина припуска  $\Pi_1$ , удаляемого на первом переходе, тем больше, чем меньше  $\Delta h$  и больше  $\Pi$ .

Величина припуска  $\Pi_2$ , удаляемого на втором переходе, равна

$$\Pi_2 = \Pi - \Pi_1 = \frac{\Pi}{1 + \sqrt{\frac{\Pi}{\Delta h} + 1}}. \quad (9.13)$$

Как видим, величина  $\Pi_2$  увеличивается с увеличением  $\Delta h$  и  $\Pi$ . Сравним значения  $\Pi_1$  и  $\Pi_2$ . Для этого установим их отношение

$$\frac{\Pi_1}{\Pi_2} = \sqrt{\frac{\Pi}{\Delta h} + 1}. \quad (9.14)$$

Отношение  $\Pi_1 / \Pi_2$  больше единицы и увеличивается с увеличением  $\Pi$  и уменьшением  $\Delta h$ .

Для более полного представления о закономерностях обработки в два перехода определим основное время обработки, затрачиваемое на первом и втором переходах:

$$\tau_1 = \frac{\Pi_1}{V_1} = \left[ \frac{A \cdot \Pi}{\sqrt{(\Pi + \Delta h) \cdot \Delta h} + \Delta h} \right],$$

$$\tau_2 = \frac{\Pi_2}{V_0} = \left[ \frac{A \cdot \Pi}{\sqrt{(\Pi + \Delta h) \cdot \Delta h} + \Delta h} \right].$$

Из приведенных зависимостей следует, что  $\tau_1 = \tau_2$ , т.е. справедливости соотношения:

$$\frac{\Pi_1}{V_1} = \frac{\Pi_2}{V_0} \quad \text{или} \quad \frac{\Pi_1}{\Pi_2} = \frac{V_1}{V_0}. \quad (9.15)$$

Применим полученные зависимости для выработки более общего решения, позволяющего уменьшить основное время обработки (увеличить производительность обработки) с учетом ограничений по качеству обработки (величине  $\Delta h$ ).

Исходя из зависимости (9.10), основной путь уменьшения основного времени обработки  $\tau_{min}$  состоит в уменьшении величины снимаемого припуска на переходе. Это достигается применением обработки в  $n \rightarrow \infty$  переходов (многопереходной обработки) со съемом бесконечно малого припуска  $\Delta\Pi = \Pi / n$  на каждом переходе. Тогда, на первом переходе величина  $\Delta h$  (будем ее рассматривать условно  $\Delta\bar{h}$ ) может быть увеличена до значения снимаемого припуска  $\Pi$ , что, согласно зависимости (9.10), ведет к дополнительному уменьшению основного времени обработки  $\tau_{min}$ .

На втором переходе величина  $\Delta\bar{h}$  уменьшится на величину  $\Delta\Pi$ , т.е. будет равна  $\Delta\bar{h} = \Pi - \Delta\Pi$ .

На третьем переходе  $-\Delta\bar{h} = \Pi - 2 \cdot \Delta\Pi$  и т.д.

На последнем ( $n$ -ном) переходе величина  $\Delta\bar{h}$  станет равной заданному (исходному) значению  $\Delta h$ .

На рис. 9.3 показан характер изменения величины  $\Delta\bar{h}$  и основного времени обработки  $\tau_{min}$  по мере увеличения числа переходов  $n$ . Скорость радиальной подачи  $V_1$  с учетом сказанного и, исходя

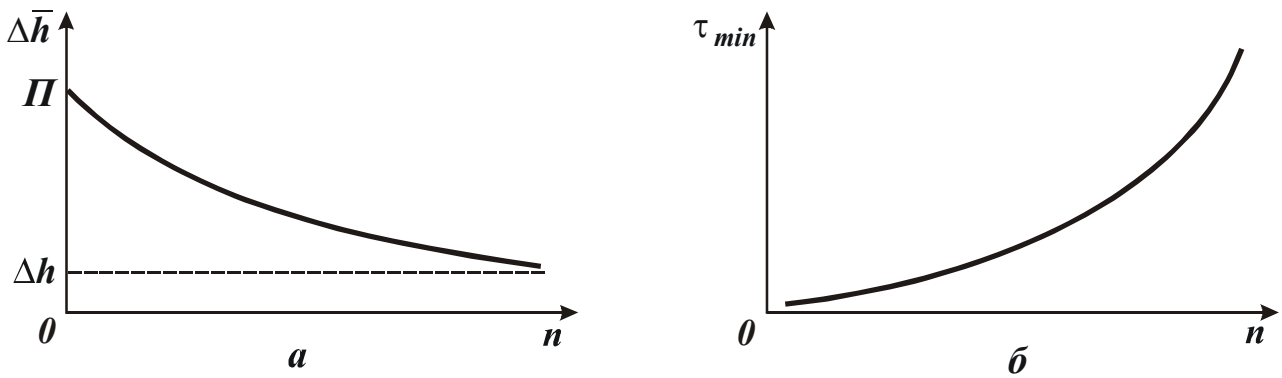


Рис. 9.3. Зависимости параметров  $\Delta\bar{h}$  (а) и  $\tau_{min}$  (б) от числа переходов  $n$ .

из зависимости (9.8), опишется

$$V_1 = \frac{\Delta h}{A}. \quad (9.16)$$

На первом переходе скорость  $V_1$  принимает наибольшее значение  $V_{10}$ , а на последнем переходе – наименьшее значение  $V_0$ , рис. 9.4.

Параметры  $V_{10}$  и  $V_0$ , согласно зависимости (9.8), определяются

$$V_{10} = \frac{\Pi}{A}, \quad V_0 = \frac{\Delta h}{A}. \quad (9.17)$$

Принимая в первом приближении зависимость уменьшения скорости  $V_1$  (с увеличением числа переходов  $n$ ) линейной, можно определить среднюю скорость

$$V_{cp} = \frac{V_{10} - V_0}{2} = \frac{\Pi - \Delta h}{2 \cdot A}. \quad (9.18)$$

Зная среднюю скорость  $V_{cp}$ , можно определить основное время многопереходной обработки

$$\tau_{min} = \frac{\Pi}{V_{cp}} = \frac{2 \cdot A \cdot \Pi}{\Pi - \Delta h} \approx 2 \cdot A. \quad (9.19)$$

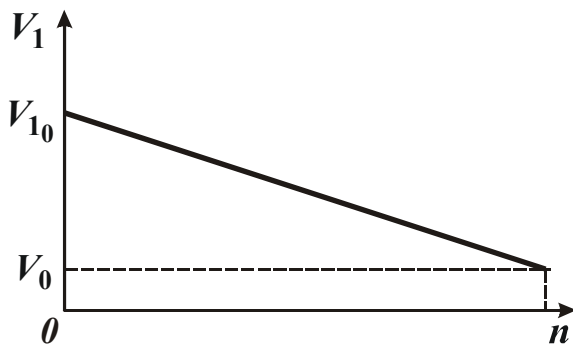


Рис. 9.4. Зависимость скорости  $V_1$  от числа переходов  $n$ .

Сравнивая данное значение с основным временем обработки в два перехода, описываемое зависимостью (9.10), видим, что многопереходная обработка характеризуется значительно меньшим временем, т.е. более производительна. Причем, чем больше снимаемый припуск  $\Pi$  и меньше величина  $\Delta h$ , тем значи-



тельное эффeкт многопереходной обработки.

Таким образом, наибольшую производительность обработки с учетом ограничения по температурному фактору (величине  $\Delta h$ ) можно достичь, используя обработку с переменной (уменьшающейся во времени) скоростью радиальной подачи.

## 9.2. ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ОПЕРАЦИИ ОБРАБОТКИ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЯ ПО ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ

Определим наиболее производительный вариант обработки прямолинейного образца (рис. 9.1) по схеме врезного шлифования торцом круга с учетом ограничения по точности обработки  $\delta$ , обусловленной упругими перемещениями в технологической системе.

Предположим, что величина упругого перемещения  $\delta$  упрощенно выражается зависимостью

$$\delta = B \cdot V_0, \quad (9.20)$$

где  $V_0$  - скорость радиальной подачи шлифовального круга, м/с;  $B$  - размерный коэффициент, учитывающий характеристики круга и обрабатываемого материала, режимы резания.

При обработке в один переход основное время обработки  $\tau$  определится

$$\tau = \frac{\Pi}{V_0} = B \cdot \frac{\Pi}{\delta}. \quad (9.21)$$

где  $\Pi$  - величина снимаемого припуска, м.

При обработке в два перехода основное время  $\tau$  определится как сумма двух слагаемых

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\Pi}{V_1} + \frac{\delta_1}{V_2}, \quad (9.22)$$

где  $V_1, V_2 = V_0$  - соответственно скорости радиальной подачи на первом и втором переходах, м/с;  $\delta_1$  - величина упругого перемещения, возникающего на первом переходе ( $\delta_1 = B \cdot V_1$ ), который затем удаляется на втором переходе.

Преобразуем зависимость (9.22)

$$\tau = \frac{\Pi}{V_1} + B \cdot \frac{V_1}{V_0}. \quad (9.23)$$

В данной зависимости параметры  $\Pi$ ,  $B$ ,  $V_0$  заданы, неизвестным параметром является скорость  $V_1$ . Очевидно, с изменением  $V_1$  основное время обработки  $\tau$  изменяется по экстремальной зависимости. Для определения точки экстремума функции  $\tau$  приравняем первую производную  $\tau'_{V_1}$  нулю

$$\tau'_{V_1} = -\frac{\Pi}{V_1^2} + \frac{B}{V_0} = 0. \quad (9.24)$$

Откуда

$$V_1 = \sqrt{\frac{\Pi}{B} \cdot V_0} = V_0 \cdot \sqrt{\frac{\Pi}{\delta}} = \frac{1}{B} \cdot \sqrt{\Pi \cdot \delta}. \quad (9.25)$$

Определим знак второй производной:

$$\tau''_{V_1} = \frac{2 \cdot \Pi}{V_1^3} > 0.$$

Следовательно, в точке экстремума функция  $\tau$  принимает минимальное значение.

Подставляя в (9.23) зависимость (9.25), определим минимальное основное время обработки

$$\tau_{min} = B \cdot \sqrt{\frac{\Pi}{\delta}} + B \cdot \sqrt{\frac{\Pi}{\delta}} = 2 \cdot B \cdot \sqrt{\frac{\Pi}{\delta}}. \quad (9.26)$$

В результате пришли к зависимости, близкой по структуре к зависимости (9.10).

Исходя из зависимости (9.26), уменьшить основное время обработки  $\tau_{min}$  можно уменьшением величины снимаемого припуска  $\Pi$  и размерного коэффициента  $B$ , а также увеличением величины упругого перемещения в технологической системе (точности размера обработки)  $\delta$ . Заслуживает внимания то, что по длительности первый и второй переходы равны.

Сравнивая зависимости (9.26) и (9.21), видим, что основное время обработки в два перехода меньше основного времени обработки в один переход, т.е. обработка в два перехода более производительна.

Анализируя зависимость (9.26), можно сделать важный практический вывод.

Уменьшить фактическую величину припуска  $\Pi$  на каждом переходе (и тем самым уменьшить основное время обработки  $\tau_{min}$ ) можно созданием в технологической системе начального натяга ве-

личной  $\Pi$  и его периодическим уменьшением во времени (на переходах) на величину  $\Delta\Pi \rightarrow 0$ . Тогда на каждом переходе будет удаляться припуск величиной  $\Delta\Pi$ .

Текущая величина упругого перемещения  $\bar{\delta}$  в технологической системе будет уменьшаться с течением времени обработки от значения  $\bar{\delta} = \Pi$  (на первом переходе) до заданного значения  $\bar{\delta} = \delta$  (на последнем переходе) по линейному закону, как это показано на рис. 9.5,а.

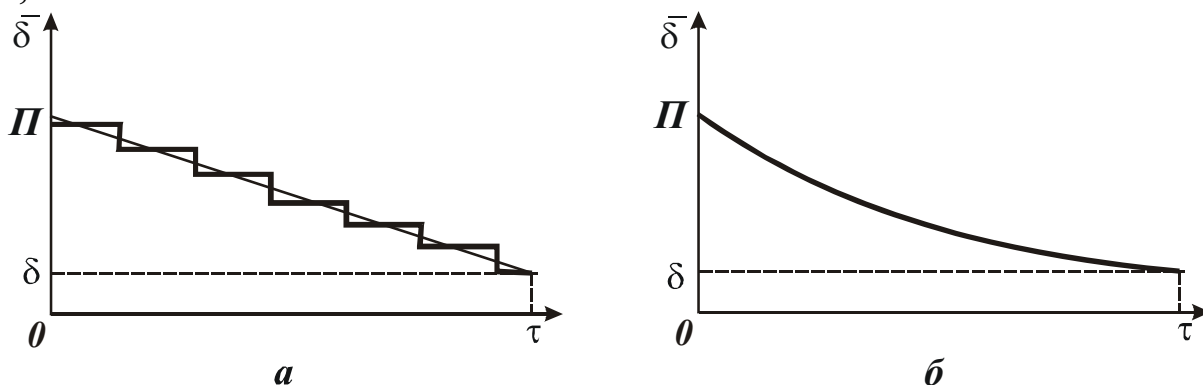


Рис. 9.5. Зависимости величины  $\bar{\delta}$  от времени обработки  $\tau$ .

Изменение величины упругого перемещения  $\bar{\delta}$  в диапазоне  $\delta < \bar{\delta} < \Pi$ , исходя из зависимости (9.26), создает дополнительный эффект уменьшения основного времени обработки  $\tau_{min}$ . Иными словами, основное время обработки  $\tau_{min}$  будет уменьшаться как от уменьшения величины снимаемого припуска на каждом переходе, так и от увеличения величины  $\bar{\delta}$ .

В общем случае в зависимости (9.26) вместо параметров  $\Pi$  и  $\delta$  необходимо рассматривать параметры  $\Delta\Pi = \Pi / n$  и  $\bar{\delta}$  (где  $n$  - количество переходов). Тогда зависимость (9.26) примет вид

$$\tau_{min} = 2 \cdot B \cdot \sqrt{\frac{\Pi}{n \cdot \bar{\delta}}}. \quad (9.27)$$

Как отмечалось выше, с течением времени обработки параметр  $\bar{\delta}$  уменьшается. В соответствии с зависимостью (9.27), это ведет к увеличению  $\tau_{min}$ .

При условии создания начального натяга в технологической системе удаление припуска и уменьшение упругого перемещения может происходить автоматически. Под действием упруговосстанавливающей силы технологическая система будет стремиться возвратиться в исходное состояние, что обеспечит удаление припуска.

На первом переходе обработки справедливо условие  $\bar{\delta} = \Pi$ . С

течением времени обработки величина  $\bar{\delta}$  будет уменьшаться до заданного исходного значения  $\delta$ , определяемого точностью размера обработки.

Данная схема обработки на практике получила название выхаживание. Как показано в главах 2 и 3, интенсивность съема обрабатываемого материала и изменение упругого перемещения во времени при выхаживании подчиняются экспоненциальному закону, рис. 9.5,б. Величина  $\bar{\delta}$  изменяется по нелинейному закону.

Скорость радиальной подачи  $V_1$ , определяемая зависимостью (9.25), на первом переходе обработки будет равна (с учетом условия  $\bar{\delta} = \Pi$ ):

$$V_{10} = \frac{\Pi}{B}. \quad (9.28)$$

На последнем переходе обработки (с учетом условия  $\Pi = \delta$ ):

$$V_0 = \frac{\delta}{B}. \quad (9.29)$$

Примерный характер изменения скорости радиальной подачи  $V_1$  с течением времени обработки показан на рис. 9.6. Если в первом приближении принять линейный характер изменения скорости  $V_1$  во времени, то средняя скорость  $V_{cp}$  определится

$$V_{cp} = \frac{V_{10} - V_0}{2} = \frac{\Pi - \delta}{2 \cdot B} \approx \frac{\Pi}{2 \cdot B}. \quad (9.30)$$

Соответственно основное время обработки выразится

$$\tau = \frac{\Pi}{V_{cp}} = 2 \cdot B. \quad (9.31)$$

В итоге пришли к аналогичному результату, полученному в предыдущем параграфе и описываемому зависимостью (9.19).

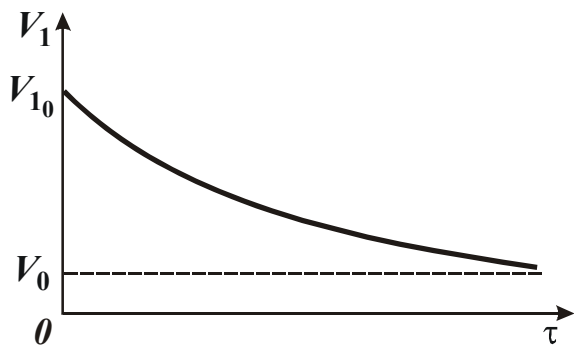


Рис. 9.6. Зависимость скорости  $V_1$  от времени обработки  $\tau$ .

Необходимо отметить, что решение, описываемое зависимостью (9.31), является более общим по сравнению с решением, описываемым зависимостью (9.19). Это связано с тем, что, создавая начальный натяг в технологической системе, можно обеспечить уменьшение во времени как величины упругого пе-

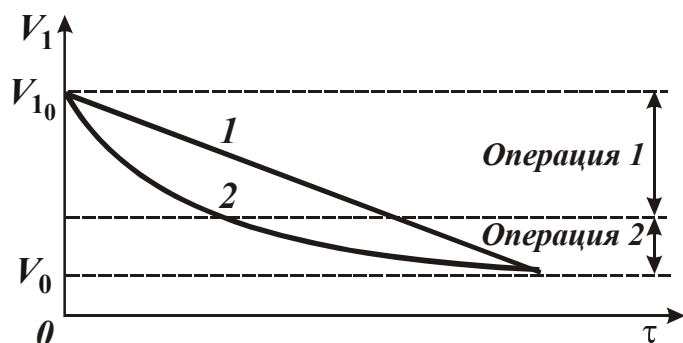


Рис. 9.7. Зависимости скорости  $V_1$  от времени обработки  $\tau$ : 1 — линейная зависимость; 2 — нелинейная зависимость.

чи во времени (как известно) параметр шероховатости обработки уменьшается.

Проведенный теоретический анализ справедлив для различных обрабатываемых поверхностей: плоских, цилиндрических (наружных и внутренних) и различных методов механической обработки: лезвийной и абразивной.

Как показано выше, припуск на обработку эффективно удалять с переменной (уменьшающейся) во времени скоростью радиальной подачи. Поэтому, наиболее оптимальным вариантом обработки следует рассматривать обработку в одну операцию. Однако, в связи с необходимостью съема относительно больших припусков, как правило, технологических возможностей режущего инструмента не достаточно для обеспечения высокопроизводительного съема припуска и выполнения высоких требований по качеству и точности обрабатываемых поверхностей. В этом случае целесообразно обработку производить в две и более операции. Как показано на рис. 9.7, на первой операции обеспечивается съем основной части припуска с высокой производительностью обработки. На второй операции формируются параметры качества и точности обрабатываемых поверхностей с меньшей производительностью обработки. При этом наибольший эффект будет достигаться при условии изменения (уменьшения) во времени скорости радиальной подачи (скорости съема припуска).

### 9.3. ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ЦИКЛА КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ШЛИФОВАНИЯ

В главе 3 приведено решение задачи оптимизации структуры и параметров цикла круглого наружного шлифования. В качестве ис-

ремещения  $\bar{\delta}$ , так и величины  $\Delta\bar{h}$  (обусловленной температурным фактором), т.е. двух ограничений обработки одновременно.

Используя схему выхаживания, можно также обеспечить требуемую шероховатость обработки, поскольку с уменьшением скорости радиальной подачи

ходного принят цикл круглого наружного шлифования, включающий этап чернового шлифования и этап выхаживания. Упругие перемещения, возникающие на этапе чернового шлифования, рассмотрены с позиции установившегося процесса шлифования и описаны упрощенной зависимостью (3.3). В действительности, упругие перемещения, возникающие на этапе чернового шлифования, необходимо рассматривать с позиции неустановившегося процесса шлифования и описывать аналитической зависимостью (2.14).

Поэтому уточним приведенное в главе 3 решение задачи оптимизации структуры и параметров цикла круглого наружного шлифования на основе использования более точных аналитических зависимостей (2.14) и (2.24), описывающих упругие перемещения, возникающие на этапе чернового шлифования (при врезании шлифовального круга в обрабатываемую деталь) и на этапе выхаживания.

Основное время цикла круглого наружного шлифования  $\tau$  представим в виде суммы двух слагаемых

$$\tau = \tau_1 + \tau_2, \quad (9.32)$$

где  $\tau_1$ ,  $\tau_2$  - соответственно основное время этапа чернового шлифования и этапа выхаживания, с.

Предположим, что на этапе чернового шлифования происходит врезание со скоростью поперечной подачи  $S_{non}$  шлифовального круга в обрабатываемую деталь на всю величину срезаемого припуска  $\Pi$ . Тогда

$$\tau_1 = \frac{\Pi}{S_{non}}. \quad (9.33)$$

Основное время этапа выхаживания  $\tau_2$  определим из зависимости (2.24), рассматривая ее в виде

$$y = \delta_0 = \Pi_2 \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau_2)}, \quad (9.34)$$

откуда

$$\tau_2 = -\frac{1}{\bar{\beta}} \cdot \ln \frac{\delta_0}{\Pi_2} = \frac{1}{\bar{\beta}} \cdot \ln \frac{\Pi_2}{\delta_0}, \quad (9.35)$$

где  $\delta_0$  - точность размера обрабатываемой детали, м;  $\Pi_2$  - величина припуска, формируемого на этапе чернового шлифования и удаляемого на этапе выхаживания, м;

$$\bar{\beta} = \frac{V_{кр} \cdot K_{ш} \cdot c}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma};$$

$V_{кр}$  - скорость круга, м/с;  $K_{ш}$  - коэффициент шлифования, равный отношению тангенциальной и радиальной составляющих силы резания;  $\sigma$  - условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $c$  - приведенная жесткость технологической системы, Н/м;  $D_{дет}$ ,  $l_{дет}$  - соответственно диаметр и длина обрабатываемой детали, м.

Подставляя зависимости (9.33) и (9.35) в зависимость (9.32), имеем

$$\tau = \frac{\Pi}{S_{non}} + \frac{1}{\beta} \cdot \ln \frac{\Pi_2}{\delta_0}. \quad (9.36)$$

Зависимость (9.36) содержит два неизвестных параметра  $S_{non}$  и  $\Pi_2$ . Для решения оптимизационных задач необходимо прийти к одному неизвестному параметру. Для этого рассмотрим этап чернового шлифования. Зависимость (2.14) представим в виде

$$y = \Pi_2 = y_{уст} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} \right). \quad (9.37)$$

Величина  $y_{уст}$  описывается зависимостью (2.12), принимая в ней  $V_{рез} = V_{кр}$ ;  $K_{рез} = K_{ш}$ . Номинальная производительность обработки  $Q_0$  определяется:  $Q_0 = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot S_{non}$ .

Тогда зависимость (2.12) можно представить в виде

$$y_{уст} = A_1 \cdot S_{non}, \quad (9.38)$$

где  $A_1 = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}{c \cdot V_{кр} \cdot K_{ш}}$ .

С учетом зависимости (9.38) зависимость (9.37) выразится

$$\Pi_2 = A_1 \cdot S_{non} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{A_1 \cdot S_{non}}} \right). \quad (9.39)$$

Подставим зависимость (9.39) в (9.35)

$$\tau_2 = \frac{1}{\beta} \cdot \ln \left[ \frac{A_1 \cdot S_{non}}{\delta_0} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{A_1 \cdot S_{non}}} \right) \right]. \quad (9.40)$$

Подставим зависимости (9.33) и (9.40) в зависимость (9.32)

$$\tau = \frac{\Pi}{S_{non}} + \frac{1}{\beta} \cdot \ln \left[ \frac{A_1 \cdot S_{non}}{\delta_0} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{\Pi}{A_1 \cdot S_{non}}} \right) \right]. \quad (9.41)$$

Из полученной зависимости (9.41) нетрудно видеть, что с увеличением скорости поперечной подачи  $S_{non}$  основное время цикла шлифования  $\tau$  за счет первого слагаемого первоначально будет уменьшаться, а затем – за счет второго слагаемого – будет увеличиваться, проходя точку минимума. Это обусловлено более интенсивным изменением первого слагаемого при изменении  $S_{non}$ .

Определим экстремальное значение  $S_{non}$ . Для этого подчиним функцию  $\tau$ , описываемую зависимостью (9.41), необходимому условию экстремума:  $\tau'_{S_{non}} = 0$ . В результате получено

$$\tau'_{S_{non}} = -\frac{\Pi}{S_{non}^2} + \frac{1}{\beta \cdot S_{non}} - \frac{\Pi}{\beta \cdot A_1 \cdot S_{non}^2} \cdot \frac{1}{\left( e^{\frac{\Pi}{A_1 \cdot S_{non}}} - 1 \right)} = 0 \quad (9.42)$$

или

$$\left( e^{\frac{\Pi}{A_1 \cdot S_{non}}} - 1 \right) = \frac{\Pi}{A_1 \cdot (S_{non} - \beta \cdot \Pi)}. \quad (9.43)$$

Уравнение (9.43) выполняется при  $S_{non} \rightarrow \infty$ . В этом случае левая и правая части уравнения равны нулю. Следовательно, экстремум (минимум) функции  $\tau$  достигается при условии  $S_{non} \rightarrow \infty$ , рис. 9.8. Это связано, как отмечалось выше, с более интенсивным изменением первого слагаемого зависимости (9.41) при изменении  $S_{non}$  во всем возможном диапазоне  $(0; \infty)$ .

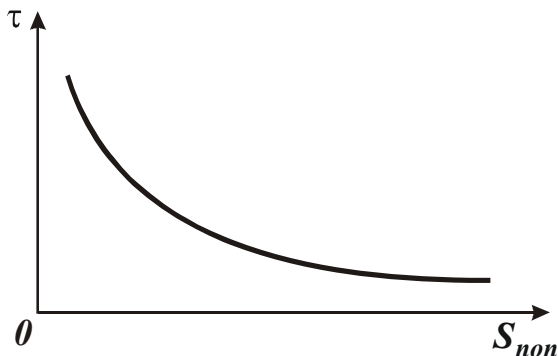


Рис. 9.8. Зависимость  $\tau$  от  $S_{non}$ .

Подставляя значение  $S_{non} \rightarrow \infty$  в зависимость (9.37), видим, что величина упругого перемещения  $y$  стремится к бесконечности ( $y \rightarrow \infty$ ), т.е. съём обрабатываемого материала на этапе чернового шлифования отсутствует. Съём обрабатываемого материала возможен лишь на этапе выха-



живания. Этап чернового шлифования, реализуемый при  $S_{non} \rightarrow \infty$ , в данном случае служит для создания в технологической системе начального натяга величиной  $\Pi_2 = \Pi$ . Таким образом, оптимальным циклом круглого наружного шлифования является цикл, включающий этап ускоренного врезания шлифовального круга в обрабатываемую деталь (для создания начального натяга в технологической системе) и этап выхаживания, на котором происходит съём всего припуска.

Основное время оптимального цикла шлифования  $\tau$  определяется временем этапа выхаживания  $\tau_2$ , которое описывается зависимостью (9.35). Тогда

$$\tau = \tau_2 = \frac{1}{\beta} \cdot \ln \frac{\Pi_2}{\delta_0}. \quad (9.44)$$

Полученное уточненное решение хорошо согласуется с приближенным аналогичным решением, приведенным в главе 3, что подтверждает достоверность выполненных расчетов.

#### 9.4. ОПТИМИЗАЦИЯ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ЭТАПА ВЫХАЖИВАНИЯ

При съёме относительно больших припусков реализовать оптимальный цикл круглого наружного шлифования, включающий один рабочий этап – этап выхаживания, весьма сложно. Возникает необходимость введения дополнительного этапа чернового шлифования, что, как показано выше, снижает производительность обработки при условии обеспечения требуемой точности обработки  $\delta_0$ . Для определения более эффективного варианта обработки оценим возможности

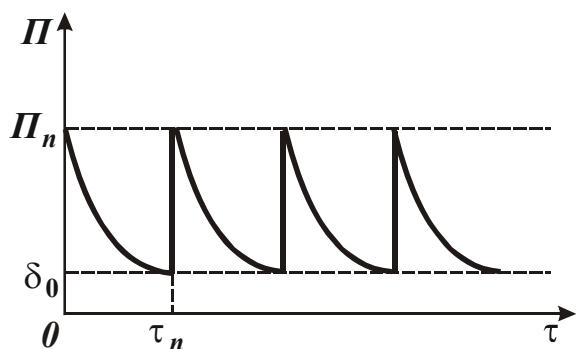


Рис. 9.9. Изменение величины снимаемого припуска во времени.

съёма припуска величиной  $\Pi = \Pi_n \cdot n$  за несколько этапов выхаживания  $n$  (здесь  $\Pi_n$  – снимаемый на каждом этапе припуск), рис. 9.9. Для этого в пределах каждого этапа создается начальный натяг в технологической системе величиной  $\Pi_n$  и производится выхаживание до достижения требуемой точности

обработки  $\delta_0$ .

Основное время этапа обработки  $\tau_i$  определим из зависимости (9.34), представляя ее в виде

$$y = \delta_0 = \Pi_n \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau_n)}. \quad (9.45)$$

Откуда

$$\tau_n = \frac{1}{\beta} \cdot \ln \frac{\Pi}{n \cdot \delta_0}. \quad (9.46)$$

Суммируя значения основного времени всех  $n$  этапов обработки, определим основное время цикла шлифования  $\tau$ :

$$\tau = \sum_n \tau_n = n \cdot \tau_n = \frac{n}{\beta} \cdot \ln \frac{\Pi}{n \cdot \delta_0}. \quad (9.47)$$

Как видно, с изменением  $n$  функция  $\tau$  изменяется по экстремальной зависимости. Для определения экстремального значения  $n_{\text{экт}}$  продифференцируем функцию  $\tau$  по  $n$  и первую производную приравняем нулю:

$$\tau'_n = \frac{1}{\beta} \cdot \ln \frac{\Pi}{n \cdot \delta_0} - \frac{1}{\beta} = 0. \quad (9.48)$$

Откуда

$$n_{\text{экт}} = \frac{\Pi}{e \cdot \delta_0}, \quad (9.49)$$

где число  $e = 2,72$ .

Пример расчета. Для  $\Pi / \delta_0 = 100$  имеем  $n_{\text{экт}} = 37$ .

Определим характер экстремума (наличие минимума или максимума) функции  $\tau$ . Для этого установим знак второй производной функции  $\tau$  от  $n$ :

$$\tau''_n = -\frac{1}{n} < 0. \quad (9.50)$$

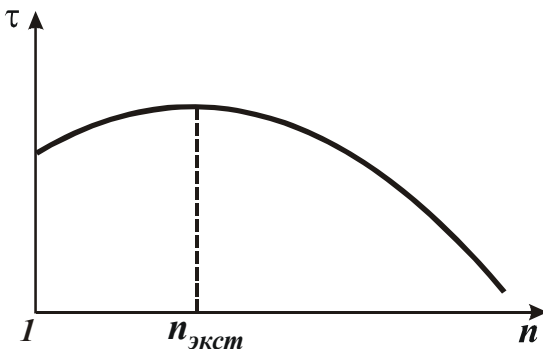


Рис. 9.10. Изменение функции  $\tau$  от  $n$ .

Вторая производная  $\tau''_n$  отрицательна в точке экстремума. Следовательно, имеет место максимум функции  $\tau$ , рис. 9.10. Из этого вытекает, что обработку эффективно вести с  $n=1$  или с  $n > n_{\text{экт}}$ . Первый случай предполагает реализацию оптимального цикла

круглого наружного шлифования, установленного в предыдущем параграфе.

При  $n=1$  основное время цикла шлифования  $\tau$  определяется зависимостью (9.44).

Определим значение функции  $\tau$  в точке экстремума (максимума) при  $n=n_{экт}$ . Для этого подставим в зависимость (9.47) зависимость (9.49):

$$\tau = \frac{\Pi}{e \cdot \bar{\beta} \cdot \delta_0}. \quad (9.51)$$

Сравним значения  $\tau$  при  $n=1$  и при  $n=n_{экт}$ . Примем  $\Pi / \delta_0 = 7,4$ . Тогда, значение  $\tau$ , определяемое по зависимости (9.44) при  $n=1$ , равно  $\tau = 2 / \bar{\beta}$ . Значение  $\tau$ , определяемое по зависимости (9.51) при  $n=n_{экт}$ , равно  $\tau = 2,72 / \bar{\beta}$ . Следовательно, значение  $\tau$  при  $n=1$  меньше.

Экстремальное значение  $n_{экт}$  равно 2,72 (с округлением до целого числа – равно 3). Увеличивая  $n > n_{экт} = 3$ , исходя из зависимости (9.47), можно уменьшить основное время обработки  $\tau$  до значений менее  $\tau = 2 / \bar{\beta}$  (при  $n=1$ ).

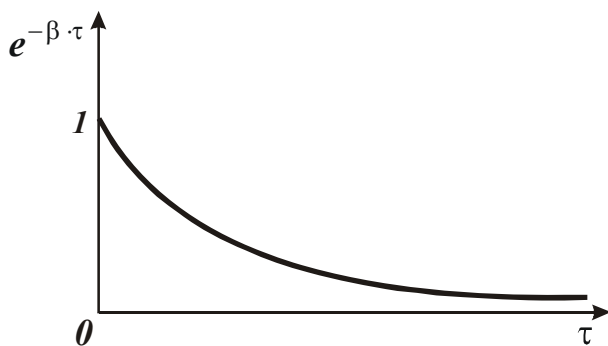


Рис. 9.11. Общий вид функции  $e^{-\bar{\beta} \cdot \tau}$ .

Таким образом, теоретически обосновано важное решение, позволяющее повысить производительность обработки при условии обеспечения заданной точности обработки  $\delta_0$ . С физической точки зрения эффект уменьшения  $\tau$  при  $n > n_{экт}$  обусловлен различной интенсивностью изменения

экспоненциальной функции  $e^{-\bar{\beta} \cdot \tau}$ , рис. 9.11.

В начальный момент обработки (при небольших значениях времени  $\tau$ ) имеет место более интенсивное уменьшение экспоненциальной функции  $e^{-\bar{\beta} \cdot \tau}$ . Следовательно, уменьшая отношение  $\Pi_n / \delta_0$  за счет увеличения числа этапов выхаживания  $n$  (рис. 9.9), можно реализовать участок более интенсивного уменьшения экспоненциальной функции ( $\tau_n \rightarrow 0$ ), что приводит к уменьшению основного времени  $\tau$  и, собственно, создает физический эффект обработки.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абразивно-алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
2. Абрамов В.В. Остаточные напряжения и деформации в металлах (расчеты методом расчленения тела). – М.: Машгиз, 1963. – 355 с.
3. Аваков А.А. Физические основы теории стойкости режущих инструментов. – М.: Машгиз, 1960. – 306 с.
4. Аврутин Ю.Д. Рельеф шлифовального круга и его связь с шероховатостью шлифовальной поверхности. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Л.: ЛПИ, 1977. – 23 с.
5. Автомобили ВАЗ -2103, ВАЗ -2106, ВАЗ -21061, ВАЗ -21063. Руководство по ремонту. – М.: ТОО «Линия», 1995. – 193 с.
6. Адам Н.К. Физика и химия поверхностей. – М.: Гостехиздат, 1947. – 420 с.
7. Адаптивное управление технологическими процессами (на металлорежущих станках) / Ю.М. Соломенцев, В.Г. Митрофанов, С.П. Протопопов и др. - М.: Машиностроение, 1980. - 536 с.
8. Айрикян А.Л., Джугурян Т.Г., Оргиян А.А. Защита инструмента одностороннего резания от перегрузок при обработке отверстий. – Машиностроитель, 1997, №5. - С. 29.
9. Активный контроль в машиностроении: Справочник / Педь Е.И., Высоцкий А.В., Машинистов В.М. и др. / Под ред. Е.И. Педь. - М.: Машиностроение, 1978. - 352 с.
10. Алексеев О.Г., Подсевалов Б.В., Рейнов Ю.И. Квалиметрические методы оценки качества. - Автоматика и телемеханика, 1993, № 1. – С.12-26.
11. Алмазно-расточные станки / Б.М. Бромберг, Т.Б. Дашевский, Э.А. Ламдон, В.К. Ломакин. - М.: Машиностроение, 1965. – 244 с.
12. Андреев Г.С. Влияние тепловых и адгезионных явлений на работоспособность твердосплавного инструмента при прерывистом резании. – Вестник машиностроения, 1974, №10. – С. 71-74.
13. Андреев Г.С. Определение режущих свойств инструментальных материалов при периодическом резании. – Станки и инструмент, 1975, №5. – С. 23-24.
14. Андреев Г.С. Повышение производительности обработки деталей в условиях периодического прерывистого резания. – Вестник машиностроения, 1978, №12. – С. 48-52.
15. Андрианова И.А., Шахновский С.С. Влияние тепловых деформаций на положение шлифовальных кругов торцешлифовальных станков. - Станки и инструмент, 1982, №9. - С. 6-7.
16. Анельчик В.Д. Повышение эффективности шлифования деталей с молибденовым покрытием. - Дис. ... канд. техн. наук. - Одесса: ОПИ, 1985. – 242 с.
17. Ардашников Б.Н. Электронная приставка к профилометру мод. 201 для измерения нестандартных характеристик шероховатостей. – Технология производства, научная организация труда и управления. – М.: НИИ-

МАШ, 1972, вып. 3.

18. Арсенин В.Я. Математическая физика. Основные уравнения и специальные функции. – М.: Наука, 1966. – 346 с.
19. Артемьев Б.Г., Голубев С.М. Справочное пособие для работников метрологических служб. – Изд. 2-е, перераб. и доп. в двух книгах. – Кн. 1. – М.: Изд-во стандартов, 1986. – 352 с.
20. Аршанский М.М., Щербаков В.П. Вибродиагностика и управление точностью обработки на металлорежущих станках. – М.: Машиностроение, 1984. – 224 с.
21. Аршинов В.А., Алексеев Г.А. Резание металлов. – М.: Машгиз, 1959. – 490 с.
22. А.С. 522913 СССР МКИ В23В 49/00. Устройство для управления процессом глубокого сверления отверстий малого диаметра / В.Л. Заковоротный, О.С. Перлин, Г.К. Термолаев, М.Л. Яншахов. – Оpubл. 30.07.76. Бюл. №28. – 2 с.
23. А.С. 747706 СССР МКИ В24В 49/00. Устройство для ограничения перемещений шлифовального круга / А.В. Якимов, В.П. Ларшин, А.А. Якимов. – Оpubл. 15.07.80. Бюл. № 26. – 3 с.
24. А.С. 764942 СССР МКИ В24В 1/00. Способ абразивной обработки / Ю.М. Ермаков. – Оpubл. 23.09.80. Бюл. № 35. – 3с.
25. А.С. 1155421 СССР МКИ В23Q 11/04, 49/00. Способ защиты инструмента от перегрузок и устройство для его реализации / Е.Т. Шаров, В.А. Тараненко. – Оpubл. 15.05.85. Бюл. № 18. – 3 с.
26. А.С. 1202745 СССР МКИ В23В 49/00. Устройство для контроля состояния инструмента / В.А. Остафьев, В.В. Кокаровцев, К.Г. Махмудов, А.И. Александров. – Оpubл. 03.01.86. Бюл. № 1. – 2 с.
27. А.С. 1288039 А1 СССР МКИ В24В 51/00. Способ управления шлифованием / А.В. Якимов, В.П. Ларшин, В.Ф. Соколов, А.М. Скляр, Д.А. Севрюгин. – Оpubл. 07.02.87. Бюл. №5. – 4 с.
28. А.С. 1472183 СССР МКИ В23В 29/03. Расточная головка: / А.Л. Айрикян, Т.Г. Джугурян. – Оpubл. 15.04.89. Бюл. № 14. – 3 с.
29. А.С. 1801707 СССР МКИ В23В 29/02. Инструментальная головка: / А.И. Гамерман, Т.Г. Джугурян, Б.А. Моргун, В.А. Парфенов, Э.М. Сирота. – Оpubл. 15.03.93, Бюл. №10. – 4 с.
30. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения. – М.: Изд-во физ.-мат. лит., 1963. – 470 с.
31. Бабаков И.М. Теория колебаний. – М.: Наука, 1968. – 560 с.
32. Байкалов А.К., Сукенник И.Л. Алмазный правящий инструмент на гальванической связке. – К.: Наук. думка, 1976. – 203 с.
33. Балакин В.А. Трение и износ при высоких скоростях скольжения. – М.: Машиностроение, 1980.
34. Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с.
35. Бахвалов В.Л. Исследование влияния параметров процесса зубошлифования конусным кругом и исходного состояния материала на качество

- поверхностного слоя. – Дис. ... канд. техн. наук. - Одесса: ОПИ, 1977. – 340 с.
36. Беззубенко Н.К. К вопросу выбора режима работы режущих зерен при алмазно-искровом шлифовании. – Резание и инструмент, 1979, вып. 22. – С. 3-6.
  37. Бекоев А.Д. Исследование влияния теплофизических характеристик элементов системы СПИД на точность обработки. - Тр. СКГМИ: Вопр. точности и конструирования в машиностроении, 1972, вып. 32. - С. 62-66.
  38. Белман Р., Кук К. Дифференциально-разностные уравнения. – М.: Мир, 1967. – 548 с.
  39. Беляев М.М. Основы теплопередачи. - К.: Вища шк., 1989. - 343 с.
  40. Беляев Н.М., Рядно А.А. Методы теории теплопроводности. - М.: Высш. шк., 1982.- 304 с.
  41. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. - М.: Машиностроение, 1975.- 344 с.
  42. Борисов Б.Я. О температурном поле резца. – Вестник машиностроения, 1952, №1.
  43. Бояршинов Ю.А. Разработка и исследование способов повышения качества поверхностного слоя при шлифовании высокоточных зубчатых колес. - Дис. ... канд. техн. наук. – Пермь: ППИ, 1970. – 250 с.
  44. Браилов А.Ю., Астахов В.П. Семиотическая модель оперативного контроля процесса сверления. - Технология и автоматизация машиностроения: Респ. межвед. науч.-техн. сб. - К.: Техника, 1987, вып.40. - С. 24 - 27.
  45. Братан С.М., Новоселов Ю.К., Каинов Д.А. Оценка параметров зоны контакта заготовки с инструментом при круглом наружном шлифовании. – Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць. – Харків: ХДПУ, 2001, вип. 1(14). – С. 78-83.
  46. Бромберг Б.М. Исследование температурных смещений рабочих органов отделочно-расточного станка. - Металлорежущие станки, 1977. вып. 5.- С. 60-65.
  47. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся ВТУЗов. – 13-е изд. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1986. - 544 с.
  48. Бугров Я.С., Никольский С.М. Высшая математика. Дифференциальные уравнения. Кратные интегралы. Ряды. Функции комплексного переменного. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1981. – 448 с.
  49. Вальков В.М. Контроль в ГАП. - Л.: Машиностроение, 1986. - 232 с.
  50. Ватсон Г.Н. Теория Бесселевых функций. - Т. 1.– М.: Изд-во ин. лит. – 1949.
  51. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Наука, 1969. – 576 с.
  52. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с.
  53. Витенберг Ю.Р. Применение корреляционной теории для оценки шероховатости шлифованной поверхности. – Вестник машиностроения, 1969, вып. 1.

54. Виттенберг Ю.Р. Шероховатость поверхности и методы ее оценки. – Л.: Судостроение, 1971. – 108 с.
55. Волосов С.С., Гейлер З.Ш. Управление качеством продукции средствами активного контроля. - М.: Изд. стандартов, 1989. - 263 с.
56. Вопросы применения смазочно-охлаждающих жидкостей при резании металлов / Под ред. М.И. Клушина. – Иваново: Верхне-Волжское книжное изд-во, 1965. – 179 с.
57. Воронин А.А., Марков А.И. Влияние ультразвуковых колебаний на процесс резания жаропрочных сплавов. – Станки и инструменты, 1960, №11. – С. 15-17.
58. Воронцов А.П., Мурзаков Х.Е. Влияние тепловых деформаций на технологическую надежность токарно-револьверных станков. - Станки и инструмент, 1982, № 10. - С. 5.
59. Выгодский М.Я. Справочник по высшей математике: 4-е изд. – М.: Гос. изд. физ.-мат. лит., 1959. – 783 с.
60. Гасанов М. И. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования путем обеспечения остроты режущего рельефа круга в режиме увеличенных глубин. – Дис...канд. техн. наук.- Харьков: ХГПУ, 2000. – 212 с.
61. Гольдрайх Г.М., Джугурян Т.Г., Капительман Л.В. Станки глубокого сверления. - Техника машиностроения. - М., 1996, № 3. - С. 39-41.
62. Гельфанд А.О. Исчисление конечных разностей. –М.: ФМГ, 1967. –320 с.
63. Генкин М.Д., Рыжов М.А., Рыжов Н.М. Повышение надежности тяжело нагруженных зубчатых колес. – М.: Машиностроение, 1981. – 232 с.
64. Горбачевич А.Ф., Шкред В.А. Курсовое проектирование по технологии машиностроения: Учеб. пособие для машиностроит. спец. вузов.– 4-е изд., перераб. и доп. –Минск: Высшая школа, 1983. –256 с.
65. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Харьков: Вища шк., 1985. – 184 с.
66. Градштейн И.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. - М.: Физматгиз, 1961.- 1020 с.
67. Грановский Г.И., Белодед В.В., Даниленко Б.Д. и др. Температурное состояние сверл из различных быстрорежущих сталей. - Вестник машиностроения, 1975, № 6.- С. 64-66.
68. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. – М.: Высш. шк., 1985. – 304 с.
69. Грановский В.А., Сирая Т.Н. Методы обработки экспериментальных данных при измерениях. – Л.: Энергоатомиздат, Ленингр. отд-ние, 1990. – 288 с.
70. Гродзинский Э.Я., Голубев И.В., Маковицкая А.Т. Станки и оснастка для шлифования с электрической активацией рабочей поверхности круга. – Станки и инструмент, 1981, №4. – С. 10-12.
71. Гюнтер Ю., Маркарян Г.К. Влияние скорости и направления изменения толщины и ширины среза на силы и температуру резания. – Промышленность Армении, 1975, №7. – С. 32-35.

72. Даниелян А.М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов. – М.: Машгиз, 1954. – 276 с.
73. Даниелян А.М., Бобрик П.И. Особенности тепловых явлений при резании жаропрочных сплавов. - Станки и инструмент, 1961, № 12.- С. 25-27.
74. Данилевский В.В. Технология машиностроения: Учебник для техникумов. – 5-е изд. перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1989. – 416 с.
75. Дацык Ю. Стопорные кольца не только стопорят. - Автоцентр (Украинский автомобильный еженедельник), 2000, № 50. – С.37.
76. Девин Л.Н. Прогнозирование работоспособности металлорежущего инструмента. – К.: Техніка, 1992. – 132 с.
77. Демкин Н.Б. Контактное шлифование шероховатых поверхностей. – М.: Наука, 1970. – 227 с.
78. Держук В.А. Исследование технологических путей повышения производительности и качества процесса сверления глубоких отверстий малых диаметров. - Дис... канд. техн. наук. - К., 1976. - 335 с.
79. Джугурян Т.Г. Технологічні основи керування точністю та якістю обробки при прецизійному розточуванні. - Дис... докт. техн. наук. – Одеса: ОДПУ, 2001. - 467 с.
80. Джугурян Т.Г., Кулик В.П., Павлышко А.В. Управление подналадкой расточных инструментов одностороннего резания. - Сб. трудов междунар. науч.-техн. конф. в г. Севастополе 13-18 сентября 1999 г. «Машиностроение и техносфера на рубеже XXI века». - Том 1. - Донецк: ДонГТУ, 1999. - С. 234 - 236.
81. Джугурян Т.Г., Огиенко М.С., Оргиян А.А. Влияние износа кондукторной втулки и инструмента одностороннего резания на крутящий момент при растачивании отверстия. - Труды Одесского политехнического университета. – Одесса, 2003, вып. 1(19). - С. 38-41.
82. Джугурян Т.Г., Тонконогий В.М. Рациональное распределение припуска между рабочими элементами двухлезвийного расточного инструмента одностороннего резания. - Резание и инструмент в технологических системах. Межд. науч.-техн. сб. – Харьков: ХГПУ, 2002, вып. 61. - С. 47-50.
83. Джугурян Т.Г., Тонконогий В.М., Огієнко М.С. Контроль точності розточування на основі ідентифікації граничного стану технологічної системи. - Збірник наукових праць КДТУ. – Кіровоград: КДТУ, 2003, вип. 12. - С. 103-107.
84. Диткин В.А., Прудников А.П. Справочник по операционному исчислению. - М.: Высш. шк., 1965. – 465 с.
85. ДСТУ 3514-97. Статистичні методи контролю та регулювання. Терміни та визначення. - К.: Держстандарт України, 1997.
86. Дудко П.Д. Исследование процесса доводки стальных цилиндрических деталей свободным абразивом с осциллирующим движением притира. – Дис. ... канд. техн. наук. – Харьков: ХПИ, 1970. – 300 с.
87. Дудко П.Д., Назаров Ю.Ф., Шкурупий В.Г. и др. Об эффекте воздействия полимерных веществ, входящих в состав абразивных суспензий и



- паст, на процесс доводки деталей. – Сб. научн. трудов “Полимерабразивные технологические материалы и инструменты в металлообработке”. – К.: Наук. думка, 1981. – С.152-158.
88. Дунин-Барковский И.В. и др. К вопросу о нормировании и контроле неровностей декоративных поверхностей. – Сб. “Метрология и свойства обработанных поверхностей”. - Труды НИИ метрологии, 1977, вып 15. – С. 124-127.
  89. Дунин-Барковский И.В., Карташова А.Н. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 223 с.
  90. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхности при абразивной обработке. – Саратов: СГУ, 1975. – 127 с.
  91. Евсеев Д.Г., Сальников А.И. Физические основы процесса шлифования. – Саратов: СГУ, 1978. – 128 с.
  92. Епифанов Г.И., Ребиндер П.Л. Об энергетическом балансе процесса резания металлов. – Доклады АН СССР, 1949, т. 69, № 4.
  93. Жабокрицкий Р.А. Экспериментальное определение температур в зоне шлифования металлов. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Куйбышев: КПИ, 1973. – 23 с.
  94. Захаренко И.П. Алмазные инструменты и процессы обработки. – К.: Техніка, 1980. – 212 с.
  95. Захаренко И.П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента. -К.: Наук. думка, 1981. – 300 с.
  96. Захаренко И.П. Рациональное использование сверхтвердых абразивных материалов в инструментальном производстве. – К.: Наук. думка, 1979. – 156 с.
  97. Захаренко И.П., Шепелев А.А. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой. – К.: Наук. думка, 1976. – 219 с.
  98. Зорин Е.П. Исследование свойств инструмента и технологических параметров при прецизионном резании высокопрочных и нержавеющей сталей. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. –Воронеж: ВПИ 1974. –23 с.
  99. Израилович М.Я. Оптимизация процессов механической обработки алмазным и твердосплавным инструментом. – М.: ВНИИТЭМР, 1985. –44с.
  100. Иноземцев Г.Г., Царенко М.А., Лукьянов Ю.А. Об устойчивости сверл одностороннего резания в условиях движущейся жидкости. - Резание и инструмент, 1981, вып.26. - С. 106-110.
  101. Ипполитов Г.М. Абразивно-алмазная обработка. – М.: Машиностроение, 1969. – 336 с.
  102. Исаченко В.В., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. – М.: Энергоиздат, 1981. – 416 с.
  103. Кадыров Ж.Н. Диагностика и адаптация станочного оборудования ГПС. - Л.: Политехника, 1991. - 141 с.
  104. Калинин Е.П. Исследование процесса зубошлифования на станках с червячным абразивным кругом в связи с нахождением путей устранения

- прижогов. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Пермь: ППИ, 1966. – 34с.
105. Карлов Р.Ф. Адаптивная система управления обработкой глубоких отверстий. - Станки и инструмент, 1974, № 8. - С. 23-24.
106. Карслоу Х.С., Егер Д.К. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1984. – 487 с.
107. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: Учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, А.А. Якимов. - Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.
108. Качество машин: Справочник. В 2 т. Т.1 / А.Г. Суслов, Э.Д. Браун, Н.А. Виткевич и др. – М.: Машиностроение, 1995. – 256 с.
109. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э.В. Рыжов, А.А. Сагарда, В.Б. Ильицкий, И.Х. Чеповецкий. – К.: Наук. думка, 1979. – 244 с.
110. Качество продукции автоматизированного машиностроительного производства / А.С. Зенкин, И.В. Петко, И.П. Стародуб, И.В. Мельниченко. - К.: Техніка, 1988. - 175 с.
111. Каяшев Л.И., Митрофанов В.Г., Схиртладзе А.Г. Методы адаптации при управлении автоматизированными станочными системами. - М.: Машиностроение, 1995. - 240 с.
112. Кедров С.М. Средства повышения производительности доводки металлов. – Станки и инструмент, 1987, №6.
113. Кибербелье от Айболита. - Мир связи, 2003, № 11. – С.10.
114. Кирсанов С.В, Гречишников В.А., Схиртладзе А.Г., Кокарев В.И. Инструменты для обработки точных отверстий. - М.: Машиностроение, 2003. - 330 с.
115. Кларк Ф. Оптимизация и негладкий анализ. – М.: Наука, 1988. – 280 с.
116. Ковальгонов В.Н. Повышение эффективности совмещенного шлифования с применением СОЖ путем термостабилизации зоны обработки. - Дис. ... канд. техн. наук. - Ульяновск: УлГТУ, 2000. – 244 с.
117. Кожевников Д.В. Современная технология и инструмент для обработки глубоких отверстий. Обзор. - М.: НИИМаш, 1981. - 60 с.
118. Кожевников С.Н. Теория механизмов и машин. – М.: Машиностроение, 1973. – 592 с.
119. Колесов И.М. Основы технологии машиностроения: Учеб. для машиностроит. спец. вузов.— 2-е изд., испр.— М.: Высш. шк., 1999.— 559 с.
120. Колкер Я.Д. Математический анализ точности механической обработки деталей. - К.: Техніка, 1976.—200 с.
121. Коллатц Л., Карбс В. Теория приближений. – М.: Наука, 1978. – 272 с.
122. Колуэлл А. Влияние высокочастотных вибраций на процесс шлифования. – Т., 1955. – 87. - № 2243.
123. Коновалов Е.Г., Чачин В.Н. Динамика вибрационного шлифования твердых сплавов. – Сб. научн. тр. АН БССР, 1959, вып. 1. – С. 84-90.
124. Конструкция, расчет и методы проверки шпиндельных узлов с опорами качения: Метод. указ. / А.М. Фигатнер, Е.А. Фискин, С.Е. Бондарь и др.

- М.: ЭНИМС, 1970. - 152 с.
125. Контроль качества продукции в машиностроении /Артес А.Э., Агапов Ю.Н., Гончаров Э.Н. и др. / Под ред. А.Э. Артеса. - М.: Изд-во стандартов, 1974. - 448 с.
  126. Кордыш Л.М., Марголин Л.В. Тепловой расчет исполнительных механизмов приводов станков с ЧПУ. - Станки и инструмент, 1983, №5. - С. 22-24.
  127. Королев А.В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1984. – 106 с.
  128. Королев А.В., Новоселов Ю.К. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Часть 1. Состояние рабочей поверхности абразивного инструмента. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1987. – 160 с.
  129. Королев А.В., Новоселов Ю.К. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Часть 2. Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1989. – 160 с.
  130. Коротин Б.С. Определение глубины дефектного слоя по температурному полю в изделии. - В кн.: Теплофизика технологических процессов. - Тольятти: ТолПИ, 1972. – С. 29-30.
  131. Коротин Б.С., Урывский Ф.П. Остаточные напряжения и их регулирование за счет режимов и методов механической обработки. - В кн.: Технологические методы повышения точности, надежности и долговечности в машиностроении. – М.: НТО Машпром, 1966. – С. 15-18.
  132. Корчак С.Н. Прогрессивная технология и автоматизация круглого шлифования. – М.: Машиностроение, 1968. – 108 с.
  133. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
  134. Костецкий Б.И. Шлифование закаленных сталей. – К.: Техника, 1947. – 84 с.
  135. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах. – К.: Техника, 1970. – 396 с.
  136. Кохтев А.А. Основы стандартизации в машиностроении. - Изд. 3-е перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1967. – 492 с.
  137. Кошин А.А. Исследование функциональных связей между предельными режимами и тепловыми критериями процессов алмазно-абразивной обработки. - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Челябинск: ЧПИ, 1974. - 23 с.
  138. Кошляков Н.С., Глинсер Э.Б., Смирнов М.М. Уравнения в частных производных математической физики. – М.: Высш. шк., 1985. – 712 с.
  139. Кравченко Б.А., Светличнов Б.П. Остаточные напряжения при обработке жаропрочных материалов точением. - В кн.: Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов. – Куйбышевское обл. книжное издательство, 1962. – С. 385-397.
  140. Кривоухов В.А. Ускоренный метод нахождения стойкости и силовых зависимостей для составления нормативов по режимам резания. – Стан-

- ки и инструмент, 1960, № 6. – С. 26-28.
141. Крюк А.Г., Браташевский А.Ю., Дудко П.Д. Особенности химико-механического полирования кремниевых пластин. – Труды 6-й междунар. научно-техн. конф. “Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве”. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2002. – С. 26-27.
  142. Кузнецов А.П. Методы оценки тепловых деформаций металлорежущих станков и пути их снижения: Обзор. - М.: НИИМаш, 1983.- 68 с.
  143. Кузнецов С.М. Силы резания при шлифовании зубчатых колес конусным кругом. – Станки и инструмент, 1974, № 5. – С. 33-34.
  144. Кулаков Ю.М. и др. Предотвращение дефектов при шлифовании. – М.: Машиностроение, 1975. – 144 с.
  145. Кулаков Г.А. Исследование технологических и физических особенностей тонкого точения закаленных сталей резцами из эльбора-Р. – Автореф. дис. ...канд. техн. наук. – Куйбышев: КПИ, 1974. – 24 с.
  146. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластичных материалов. – Иркутск: Изд-во Иркутского ун-та, 1982. – 170 с.
  147. Лаврентьев М.А., Шабат Б.В. Методы теории функций комплексного переменного. – М.: Наука, 1973. – 736 с.
  148. Лавріненко В.І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь. - Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – К.: ІНМ НАН України, 2000. – 35 с.
  149. Лакирев С.Г. Обработка отверстий: Справочник. - Л.: Машиностроение, 1984. - 208 с.
  150. Ларшин В.П. Диагностика операций многониточного шлифования резьбы шариковых винтов. - Диагностика технологических процессов в машиностроении: материалы семинара. – М.:Изд. МДНТП, 1990. –С.82-88.
  151. Ларшин В.П. Интегрированная технологическая система шлифования сложнопрофильных деталей (на примере резьбошлифования). - Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – Одесса: ОГПУ, 1995. – 34 с.
  152. Ларшин В.П. Управление температурной погрешностью шага резьбы ходовых винтов при резьбошлифовании. – Сб. “Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы”. – Волжский, 1999. – С. 132-135.
  153. Ларшин В.П. Интегрированные технологические системы в машиностроении. –Тр. Одес. политехн. ун-та. –Одесса, 1999, вып.3(9). –С.55-58.
  154. Ларшин В.П., Андрусенко А.М. Проектирование, изготовление и эксплуатация технологических систем на основе общей теории управления. – Тр. 5-й Международ. научн.-техн. конф.: “Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве.” – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2002. – С. 19-23.
  155. Ларшин В.П., Гречиха А.А. Повышение эффективности шлифования вырубных штампов при использовании твердых технологических смазок. - Тр. Одес. политехн. ун-та.— Одесса, 2000, вып. 3(12).— С .45-48.
  156. Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Управление резьбошлифованием ходовых

- винтов на основе диагностики процесса. – Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса, 2000, вып. 1(10).- С. 57-60.
157. Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Компьютерная диагностика технологического процесса механообработки по критерию стабильности. - Вісник інженерної академії України, 2001, № 3. – С.43-47.
158. Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Разработка математического обеспечения для системы компьютерной диагностики процесса резбошлифования. - Збірник наукових праць Кіровоград. держ. техн. ун-ту. – Кіровоград, 2003, вип. 12. – С. 113-119.
159. Ларшин В.П., Лищенко Н.В., Мочуляк А.В. Автоматизация наладки металлорежущих станков с ЧПУ типа «обрабатывающий центр». - Вісник інженерної академії України, 2000, спец. вип.– С.23-24.
160. Ларшин В.П., Ткаченко Б.О. Диагностика технологической операции финишного резбошлифования на основе микроЭВМ. - Вестник машиностроения, 1992, №3. – С. 58-61.
161. Ларшин В.П., Якимов А.В. Управление процессом проектирования технологических систем в машиностроении. - Новые технологии в машиноприборостроении и на транспорте: Материалы междунар. конф. – Севастополь: Сев ГТУ, 2001. – С. 22-25.
162. Ларшин В.П., Якимов В.А. Магнитоэлектрический анализ структуры поверхностных слоев шлифованных деталей. - Повышение качества, надежности и долговечности деталей машин технологическими методами: Межвузовский сб. научн. тр. – Пермь: ПГТУ, 1997. – С. 43-47.
163. Ларшин В.П., Якимов В.А., Ковальчук Е.Н., Якимов А.В. Выбор геометрических параметров многоиточных резбошлифовальных кругов. – Вестник машиностроения, 1986, №3. – С. 44-47.
164. Ларшин В.П., Якимов А.А., Акимова М.Н. Интегрированная технологическая система зубошлифования. – Научно-технические проблемы станкостроения, производство технологической оснастки и инструмента: Материалы междунар. конф. – К.: АТМ Украины, 2002. – С.70-72.
165. Лебедев В.Г., Клименко Н.М. Некоторые вопросы моделирования процесса образования напряжений и трещин при шлифовании закаленной стали. –Вісник інженерної академії України, 2000, спец. вип. – С. 52-55.
166. Лебедев В.Г., Клименко Н.М. Природа возникновения шлифовочных дефектов и выбор режимов шлифования для деталей с Ti-Ni-Cu покрытием. – Вісник інженерної академії України, 2001, вип.3 (частина1). – С. 52-55.
167. Лебедев Н.Н. Специальные функции и их приложение. - М.: Госиздат техн.-теор. лит., 1953. – 380 с.
168. Лезвийный инструмент из сверхтвердых материалов: Справочник / Винников Н.П., Грабченко А.И., Гриценко Э.И. и др. / Под общ. ред. Н.В. Новикова. - К.: Техніка, 1988. - 118 с.
169. Леонов В.Н. Исследование термодетактных явлений в процессе тонкого точения металлов резцами из твердого сплава и эльбора. – Автореф. дис. ...канд. техн. наук. – Куйбышев: КПИ, 1973. – 28 с.

170. Лепихов В.Г. Самоустанавливающиеся инструменты. - М.: Машиностроение, 1974. - 77 с.
171. Липцер Р.Ш., Ширяев А.Н. Статистика случайных процессов. – М.: Наука, 1974. – 696 с.
172. Лоладзе Т.Н., Бокучава Г.И. Износ алмазов и алмазных кругов. – М.: Машиностроение, 1967. – 110 с.
173. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
174. Лурье Г.Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования. – Изд. 2-е, перераб. доп. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отд-ние, 1984. – 103 с.
175. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. – М.: Машиностроение, 1969. – 172 с.
176. Лыков А.В. Теплообмен: Справочник. – М.: Энергия, 1972. – 500 с.
177. Лысак Л.И., Николин Б.И. Физические основы термической обработки стали. – К.: Техніка, 1975. – 223 с.
178. Лысов Б.Н. Исследование электрических явлений, сопровождающих процесс шлифования и пути их использования. – Дис. ... канд. техн. наук. – Челябинск: ЧПИ, 1972. – 180 с.
179. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов. – М.: Машиностроение, 1966. – 263 с.
180. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 178 с.
181. Малыхин В.В. Повышение эффективности шлифования вольфрамосодержащих твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами. - Дис. ... канд. техн. наук. – Харьков: ХПИ, 1985. – 266 с.
182. Маркова Л.Г. Исследование процесса тонкого точения закаленных сталей резцами из эльбора. – Дис. ... канд. техн. наук. – Л.: ЛПИ, 1971.
183. Маслов Е.Н. Механизм работы абразивного зерна при шлифовании. – В кн.: Основные вопросы высокопроизводительного шлифования. – М.: Машгиз, 1960. – 196 с.
184. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с.
185. Маслов Е.Н. Основы теории шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1980. – 310 с.
186. Маталин А.А. Шероховатость поверхности деталей машин в приборостроении. – М.-Л.: Машгиз, 1949. – 192 с.
187. Маталин А.А. Качество поверхности и эксплуатационные свойства машин. – М.: Машгиз, 1956. – 256 с.
188. Маталин А.А. Технологические методы повышения долговечности деталей машин. – К.: Техніка, 1971. – 144 с.
189. Маталин А.А. Технология машиностроения: Учебник. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
190. Маталин А.А., Линчевский П.А., Ломакин К.В. Тонкое и алмазное растачивание. - К.: Техніка, 1973. - 80 с.
191. Матвеев Д.Д. Автоматизированное управление процессом обработки

- резанием. - М.: Машиностроение, 1980. - 143 с.
192. Математика и кибернетика в экономике: Словарь-справочник. Изд. 2-е, перераб. и доп. – М.: Экономика, 1975. – 700 с.
193. Математическое моделирование технических систем / А.В. Усов, Л.И. Плотникова, В.А. Вайсман, В.Д. Дмитришин, Г.А. Оборский. – К.: Техніка, 1995. – 328 с.
194. Методические указания к изучению раздела “Оптимизация режимов резания” курса “Нормирование труда рабочих”/ Сост. Б.Н. Игумнов, Т.П. Завгородняя. – Хмельницкий: ХТИ, 1989. – 128 с.
195. Михайлов О.П., Цейтлин Л.Н. Измерительные устройства в системах адаптивного управления станками. - М.: Машиностроение, 1978. - 152 с.
196. Мубаракшин Р.М. Исследование процесса и разработка методов повышения качества и производительности профильного шлифования: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1978. – 16 с.
197. Мухортов В.Н. Повышение точности профиля и производительности шлифования резьбы ходовых винтов ШВП. - Дис. ... канд. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1986. – 140 с.
198. Невельсон М.С. Автоматическое управление точностью обработки на металлорежущих станках. - Л.: Машиностроение, 1982. -184 с.
199. Неразрушающий контроль металлов и изделий. – Справочник / Под ред. Г.С. Самойловича. – М.: Машиностроение, 1976. – 456 с.
200. Никулин Б.И. Зависимость автоколебаний при круглом наружном шлифовании от окружной скорости круга. –Абразивы, 1971, №12. –С. 13-16.
201. Никулин Б.И., Рогачев В.М. Влияние волнистости круга на процесс шлифования. – Абразивы, 1975, вып. 2. – С. 18-21.
202. Никулин Б.И., Рогачев В.М. Исследование динамики прерывистого шлифования. - Абразивы, 1975, вып. 3. – С. 21-27.
203. Никулин Б.И., Рогачев В.М. О подавлении автоколебаний при шлифовании. – Электрофизические и электрохимические методы обработки, 1973, №10. – С. 19-23.
204. Новиков Г.В. Задачи точности и производительности обработки в технологии машиностроения. – Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского “ХАИ”. Выпуск 14. – Харьков: Государственный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского “ХАИ”, 2000. – С. 31-35.
205. Новиков Г.В. Математическая модель процесса шлифования с учетом упругих перемещений в технологической системе. – Труды Одесского политехнического университета. - Одесса, 2001. – Вып. 5. – С. 38-42.
206. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1990. – 16 с.
207. Новиков Г.В. Расчет и анализ температуры резания при шлифовании. – Вестник Харьковского госуд. политехн. ун-та. Серия “Новые решения в современных технологиях”. Сборник научных трудов. Вып. 75. – Харьков: ХГПУ, 1999. – С. 38-43.

208. Новиков Г.В. Энергетический баланс процессов резания материалов. – Фізичні аспекти сучасних технологій: Вісник Харківського державного політехнічного університету. Збірка наукових праць. Вип. 103. – Харків: ХДПУ, 2000. – С. 71-80.
209. Новиков Ф.В. Кинетика образования режущего рельефа круга в процессе шлифования. – Контактные процессы при больших пластических деформациях. – Харьков: ХАИ, 1982. – С. 40-46.
210. Новиков Ф.В. Режущий рельеф алмазного круга и его роль в формировании технологических показателей шлифования. – Резание и инструмент, 1984, вып. 32. – С. 64-70.
211. Новиков Ф.В. Теоретический анализ износа и стабилизации рельефа алмазного круга. – Резание и инструмент, 1986, вып. 36. – С. 19-24.
212. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования. – Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – Одесса: ОГПУ, 1995. – 36 с.
213. Новиков Ф.В., Гасанов М.И. Физические закономерности процесса резания при алмазном шлифовании. - Вісник Харківського держ. техн. ун-ту сільск. господ., 2004, вип. 26. – С. 31-40.
214. Новиков Ф.В., Ткаченко В.П. Энергетический поход к оценке шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке. – Вісник національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут”. Збірка наукових праць. – Харків, 2002, №19. – С. 142-145.
215. Новиков Ф.В., Шкурупий В.Г. Теоретические и экспериментальные исследования шероховатости обработанной поверхности. -Тр. 9-й Международ. научн.-техн. конф. “Физические и компьютерные технологии”. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2004. – С. 11-15.
216. Новиков Ф.В., Якимов А.В., Новиков Г.В., Якимов А.А. Перспективы развития процессов резания лезвийными и абразивными инструментами. – Вісник Харківського держ. техн. ун-ту сільск. господ., 2002, вип. 10. – С. 24-29.
217. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.
218. Новоселов Ю.К., Братан С.М., Крылов И.В. Адаптивное регулирование процессом шлифования валов. – Резание и инструмент в технологических системах. – Межд. научн.-техн. сборник. – Харьков: ХГПУ, 1999, вып. 55. – С. 173-182.
219. Нормативы времени и режимов резания при работе на станках с программным управлением. – М.: Изд-во НИАТ, 1975. – 144 с.
220. Обработка глубоких отверстий / Н.Ф. Уткин, Ю.И. Кижняев, С.К. Плужников и др. / Под общ. ред. Н.Ф. Уткина. - Л.: Машиностроение, 1988. - 269 с.
221. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П.А. Линчевский, Т.Г. Джугурян, А.А. Оргиян / Под общ. ред. П.А. Линчевского. - К.: Техніка, 2000. - 300 с.
222. Общемашиностроительные нормативы режимов резания, нормы износа



- и расхода инструмента для глубокого сверления и растачивания (сверлами одностороннего резания с внутренним и эжекторным отводом стружки диаметром 20-60 мм, расточными головками диаметром 50-125 мм) / А.Д. Локтев, Н.Н. Кирин, В.Р. Гарибов и др. - М.: НИИМаш, 1984. - 81 с.
223. Одинцов Л.Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием. - М.: Машиностроение, 1981. - 160 с.
224. Оптимизация технологии глубинного шлифования / С.С. Силин, Б.Н. Леонов, В.А. Хрульков и др. - М.: Машиностроение, 1989. - 120 с.
225. Основы алмазного шлифования / М.Ф. Семко, А.И. Грабченко, А.Ф. Раб, М.Д. Узунян, М.С. Пивоваров. - К.: Техніка, 1978. - 190 с.
226. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я.Г. Пановко. - 4-е изд. - Л.: Политехника, 1990. - 272 с.
227. Остафьев В.А., Пономаренко А.И. Обработка точных отверстий в приборостроении. - К.: Техніка, 1972. - 137 с.
228. Остафьев В.А., Антонюк В.С., Тымчик Г.С. Диагностика процесса металлообработки. - К.: Техніка, 1991. - 151 с.
229. Отделочные операции в машиностроении: Справочник / П.А. Руденко, М.Н. Шуба, В.А. Огнivec и др. / Под общ. ред. П.А. Руденко. - К.: Техніка, 1990. - 150 с.
230. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. - Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. - 139 с.
231. Охлаждающе-смазывающие жидкости. Влияние на обрабатываемость металлов резанием / Под ред. А.В. Панкина. - М.: Машгиз, 1954. - 185 с.
232. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. - М.: Машиностроение, 1978. - 152 с.
233. Паршаков А.Н., Свирщев В.И. К вопросу управления автоколебанием при шлифовании. - Сб. тр. ППИ: Повышение эффективности технологических процессов в машиностроении. - Пермь, 1980. - С. 69-76.
234. Паршаков А.Н., Якимов А.В. Колебания при шлифовании, производительность и качество обработки. - Вестник машиностроения, 1979, №8. - С. 44-47.
235. Пахалин Ю.А. Алмазное контактно-эрозионное шлифование. - Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. - 178 с.
236. Писаренко Г.С., Лебедев А.А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. - М.: Машиностроение, 1974. - 186 с.
237. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин / А.М. Сулима, В.А. Шулов, Ю.Д. Ягодкин. - М.: Машиностроение, 1988. - 240 с.
238. Подзей А.В. Технологические остаточные напряжения. - М.: Машиностроение, 1973. - 216 с.
239. Подкорытов А.Н., Якимов А.А., Вайсман В.А. Технологическое обеспечение точности и качества изготовления зубчатых колес: Учеб. пособие.

- Одесса: ОГПУ, 1996. – 276 с.
240. Подстригач Я.С., Коляко Ю.М. Обобщенная термомеханика. - К.: Наук. думка, 1976. – 310 с.
241. Подураев В.Н. Обработка резанием жаропрочных и нержавеющей материалов. – М.: Высш. шк., 1965. – 518 с.
242. Подураев В.Н. Автоматически регулируемые и комбинированные процессы резания. – М.: Машиностроение, 1977. – 304 с.
243. Подураев В.Н., Барзов А.А., Горелов В.А. Технологическая диагностика резания методом акустической эмиссии. - М.: Машиностроение, 1988. - 56 с.
244. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструментов. – М.: Машиностроение, 1969. – 148 с.
245. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.
246. Портер У. Современные основания общей теории систем. – М.: Наука, 1974. – 556 с.
247. Поторинский П.В., Неделяков А.С. Силы резания при шлифовании с использованием вибраций. –Изв. ВМЕН “Ленин” (болг.), 1970. –С.54-61.
248. Потураев В.Н. Резиновые и резино-металлические детали машин. – М.: Машиностроение, 1966. – 299 с.
249. Прогрессивные методы шлифования пропитанным абразивным инструментом. – М.: НИИмаш, 1981. – 42 с.
250. Проников А.С. Надежность машин. –М.: Машиностроение, 1978. –460 с.
251. Равлик А.Г., Самофалов В.Н., Золотницкий Ю.В. Термоиндикаторы на основе пленок пермалоя с полосовой доменной структурой для измерения и визуализации температурных полей. – Приборы и техника эксперимента, 1988, № 3. – С. 241-243.
252. Развитие науки о резании металлов / В.Ф. Бобров, Г.И. Грановский, Н.Н. Зорев и др. – М.: Машиностроение, 1967. - 415 с.
253. Размерная настройка элементов технологических систем в машиностроении / А.М. Дальский , М.И. Лещенко, Г.Д. Василюк , В.Е. Лоев. - К.: Техніка, 1991. - 175 с.
254. Расчет глубины дефектного слоя при шлифовании / Якимов А.В., Ларшин В.П., Скляр А.М., Ковальчук Е.Н. - Станки и инструмент, 1986, № 9. – С. 26-27.
255. Рего К.Г. Метрологическая обработка результатов технических измерений: Справ. пособие. – К.: Техніка, 1987. – 128 с.
256. Резание металлов и инструмент / Под ред. А.М. Розенберга. – М.: Машиностроение, 1964. – 226 с.
257. Резников А.Н. Теплообмен при резании и охлаждении инструментов. – М.: Машгиз, 1963. – 199 с.
258. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 287 с.
259. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки мате-

- риалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
260. Резников А.Н., Резников Л.А. Основы расчета шлифовальных процессов в технологических расчетах: Учебное пособие. – Куйбышев: КуАИ, 1986. – 153 с.
261. Резников А.Н., Яценко Л.Е. Термоупругие деформации изделия и инструмента в процессе развертывания. – Сб. тр. ТПИ: Теплофизика технол. процессов. – Саратов, 1975, вып. 1. – С. 24-34.
262. Резников А.Н., Федосеев Ю.Б., Щипанов В.В. Теоретико-вероятностное описание режущего аппарата шлифовальных инструментов, толщины среза и усилия резания. – Физ. и хим. обр. материалов, 1976, №4. – С. 93-102.
263. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: Навч. посібник / За редакцією А.І. Грабченка. – Харків: ХДПУ, 1990. – 436 с.
264. Розенберг А.М., Розенберг О.А. Механика пластического деформирования в процессе резания и деформирующего протягивания. - К.: Наук. думка, 1990. - 319 с.
265. Рыжов М.А., Рыжов Н.М. Режимы и методы шлифования цементируемых зубчатых колес. - Статистика и инструменты, №11, 1966.– С. 15–16.
266. Рыжов Э.В. Контактная жесткость деталей машин. – М.: Машиностроение, 1966. – 193 с.
267. Сабиров З.И. Исследование обрабатываемости эльборовыми резцами закаленных сталей тонким точением и растачиванием. – Дис. ...канд. техн. наук. – Л.: ЛПИ, 1974. – 148 с.
268. Садовский В.Д. Структурная наследственность стали. – М.: Metallургия, 1973. – 208 с.
269. Сазонов Б.Г. Обеспечение качества поверхностного слоя при шлифовании деталей с диффузионными покрытиями. – М.: Машиностроение, 1981. – 144 с.
270. Сазонов И.П. Обеспечение качества поверхностного слоя при шлифовании деталей с диффузионным покрытием. – Автореф. дис. ...канд. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1987. – 35 с.
271. Сагарда А.А. Закономерности микрорезания единичным алмазным зерном. – Синтетические алмазы, 1969, №2. – С.9-14.
272. Самарский А.А. Теория размерных схем: Учеб. пособие. – М.: Наука, 1983. – 616 с.
273. Самоподнастраивающиеся станки / Под ред. Б.С. Балакшина. - М.: Машиностроение, 1967. - 399 с.
274. Свирщев В.И. Исследование геометрических показателей качества процесса плоского прерывистого шлифования с учетом его динамических особенностей. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1977. – 19 с.
275. Свирщев В.И. Повышение эффективности процессов шлифования путем управления условиями динамического взаимодействия инструмента с деталью. – Сб. тр. ППИ: Совершенствование процессов абразивно-

- алмазной и упрочняющей технологии в машиностроении. – Пермь, 1983. – С. 30-36.
276. Свирщев В.И. Повышение эффективности процесса шлифования за счет динамической стабилизации. – Сб. тр. КАИ: Прогрессивные процессы и оборудование механической обработки. – Казань, 1984. - С. 26-32.
277. Свирщев В.И. Технологические основы и обеспечение динамической стабилизации процессов шлифования. – Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – Пермь: ППИ, 1996. – 38 с.
278. Свирщев В.И., Паршаков А.Н. К вопросу устойчивости упругой системы плоскошлифовального станка. – Тез. конф. по механической обработке деталей машин и приборов. – К., 1976. – 25 с.
279. Свирщев В.И., Паршаков А.Н., Потемкин В.И. Об устойчивости упругой системы плоскошлифовального станка К171. – Сб. научн. тр. ППИ. – Пермь, 1977, №208. – С. 42-50.
280. Свирщев В.И., Паршаков А.Н., Якимов А.В. Анализ влияния собственных частот шпинделя станка 3Г71 на возможность возникновения критических состояний при прерывистом шлифовании. – Материалы 1 Всесоюз. научн. техн. конф. “Совершенствование процессов финишной обработки в машиностроении”. – Минск, 1975. – С. 147-151.
281. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике. – М.: Наука, 1977.- 440 с.
282. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М.: Мир, 1979. – 370 с.
283. Сизый Ю.А., Кулик Г.Г. Описание и анализ температурного поля при фрикционной разрезке в заготовке с ее вращением. - Вестник национального технического университета “ХПИ”.- Харьков, вып. 3, 2002. - С. 131-142.
284. Силин С.С. Исследование процессов резания методом теории подобия. – Сб. тр. Рыбинского авиационно-технологического института, №1. – Верхневолжское книжное издательство, 1966. – С. 5-54.
285. Силин С.С., Хрульков В.А., Лосанов А.В., Рыкунов Н.С. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов. – М.: Машиностроение, 1984. – 64 с.
286. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 352 с.
287. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. - М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.
288. Слободяник П.Т. Влияние температуры охлаждения детали и резца на температуру и силу резания. – Изв. вузов: Машиностроение, 1975, № 5. – С. 164-169.
289. Слободяник П.Т., Линчевский П.А., Фотти С.С. Стойкость спиральных сверл с внутренним охлаждением. – Машиностроитель, 1979, № 11. – С. 23-24.
290. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: Справочник / Под ред. С.Т. Энтелиса, Э.М. Берлинге-

- ра. – М.: Машиностроение, 1986. – 352 с.
291. Смирнов В.И. Курс высшей математики. Т.1 – М.: Наука, 1974. – 450 с.
292. Смирнов В.И. Курс высшей математики. Т. 2. – М.: Наука, 1974. – 656 с.
293. Соколов Ю.И. Температурные расчеты в станкостроении. – М.: Машиностроение, 1968. – 77 с.
294. Сосонкин В.Л. Программное управление технологическим оборудованием: Учебник для вузов по специальности "Автоматизация технологических процессов и производств". - М.: Машиностроение, 1991. - 512 с.
295. Сошников С.А. Повышение работоспособности алмазных кругов при шлифовании твердосплавных изделий с прерывистыми поверхностями. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Тула: ТПИ, 1984. – 23 с.
296. Справочник инструментальщика / И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др. / Под общей ред. И.А. Ординарцева. – Л.: Машиностроение, 1987. – 846 с.
297. Справочник по производственному контролю в машиностроении / Под ред. А.К. Кубая. – Л.: Машиностроение, 1974. – 676 с.
298. Справочник по САПР / А.П. Будя, А.Е. Кононюк, Г.П. Куценко и др. /Под ред. В.И. Скурихина. – К: Техніка, 1988. – 375 с.
299. Справочник технолога – машиностроителя. В 2-х т. Т. 1 / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд. перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1986. – 656 с.
300. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.2. /Под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова.- 4-е изд., перераб. и доп. - М.: Машиностроение, 1986. - 496 с.
301. Справочник технолога по автоматическим линиям / А.Г. Косилова, А.Г. Лыков, О.М. Деев и др. / Под ред. А.Г. Косиловой. - М.: Машиностроение, 1972. - 216 с.
302. Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве. - М.: Машиностроение, 1989. - 296 с.
303. Стратечук О.В. Исследование процесса обработки точных отверстий твердосплавными развертками одностороннего резания. - Автореф. дис... канд. техн. наук. - Томск: ТПИ, 1981. - 20 с.
304. Сулима А.М., Евстигнеев М.И. Качество поверхностного слоя и усталостная прочность деталей из жаропрочных и титановых сплавов. – М.: Машиностроение, 1974. – 256 с.
305. Сю Д., Мейер А. Современная теория автоматического управления и ее применение. – М.: Машиностроение, 1972. – 544 с.
306. Тверской М.М. Автоматическое управление режимами обработки деталей на станках. - М.: Машиностроение, 1982. - 208 с.
307. 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.
308. Теоретические основы технологии машиностроения: Учебник / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, А.А. Якимов, Г.В. Новиков, Н.И. Решетнев. –

- Одесса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
309. Тепловые и механические процессы при резании металлов: Учеб. пособие / Ф.В. Новиков, А.А. Якимов, Г.В. Новиков, С.Г. Зимин, В.А. Вайсман. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.
  310. Теплофизика механической обработки: Учеб. пособие / А.В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.В. Усов. – К.- Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с.
  311. Терган В.С. Плоское шлифование: Учебник для профессионально-технических училищ. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. школа, 1980. – 168 с.
  312. Техническая механика. Теоретическая механика. Сопротивление материалов: Учеб. для машиностр. спец. техникумов / А.А. Эрдеди, Ю.А. Медведев, Н.А. Эрдеди. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1991. – 304 с.
  313. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э.В. Рыжов. – К.: Наук. думка, 1984. – 272 с.
  314. Технологический классификатор деталей машиностроения и приборостроения. - Изд-во стандартов, 1987. – 256 с.
  315. Технологическое обеспечение качества продукции в машиностроении. Активный контроль / Г.Д. Бурдун, С.С. Волосов, Н.Н. Марков и др. / Под ред. Г.Д. Бурдуна и С.С. Волосова. - М.: Машиностроение, 1975. - 279 с.
  316. Технологія конструкційних матеріалів / За ред. М.А. Сологуба. – К.: Вища шк., 1993.
  317. Технологія автоматизованого машинобудування: Підручник / О.В. Якимов, В.С. Гусарев, О.О. Якимов та інші. – Одеса: ОДПУ, 1999. – 402 с.
  318. 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.
  319. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1975. – 576 с.
  320. Тихонов А.Н., Самарский А.А. Уравнения математической физики. – М.: Наука, 1972.
  321. Ткаченко Б.О. Повышение стабильности высокопроизводительного резьбошлифования прецизионных ходовых винтов. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Одесса: ОГПУ, 1994. – 16с.
  322. Горбило В. М. Алмазное выглаживание. - М.: Машиностроение, 1972. - 105 с.
  323. Точность и производственный контроль в машиностроении: Справочник / Под ред. А.К. Кутая, Б.М. Сорочкина. - Л.: Машиностроение, 1983. - 368 с.
  324. Трент Е.М. Резание металлов / Пер. с англ. Г.И. Айзенштока. – М.: Машиностроение, 1980. – 263 с.
  325. Управление процессом шлифования / А.В. Якимов, А.Н. Паршаков, В.И. Свирцев, В.П. Ларшин. – К.: Техніка, 1983. – 184 с.
  326. Управление технологической системой прецизионных станков по состоянию режущих инструментов / Г.М. Гольдрайх, А.Г. Деревянченко,

- Т.Г. Джугурян, Л.В. Капительман. - СТИН. - М., 1995, № 6 . - С. 5 - 11.
327. Усов А.В. Повышение эффективности процесса бездефектного шлифования материалов и сплавов, предрасположенных к трещинообразованию. – Дис. ... докт. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1991. – 350 с.
328. Федосеев О.Б. Шлифование синтетическими сверхтвердыми материалами. – Изв-я высш. учебн. заведений / Машиностроение, 1977, №5. – С. 104-106.
329. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. –Т.2. “Теплофизика резания материалов”.– Одесса: ОНПУ, 2003.–625 с.
330. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов”. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
331. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике: Справочник / Под ред. Б.Е. Неймарка. – М.: Энергия, 1967. – 240 с.
332. Филимонов Л.Н. Стойкость шлифовальных кругов. – М.: Машиностроение, 1973. – 134 с.
333. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.
334. Филимонов Л.Н. Плоское шлифование / Под ред. В.И. Мутянка. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1985. – 109 с.
335. Филоненко С.Н. Резание металлов. - К.: Техніка, 1975. - 231 с.
336. Филоненко С.Н., Слободяник П.Т., Айкирян А.Л. Температурное поле резца с внутренним охлаждением. – Изв. вузов: Машиностроение, 1978, № 7. – С. 152-155.
337. Фридель Ж. Дислокации. – М.: Мир, 1967. – 467 с.
338. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. – М.: Машиностроение, 1984. – 184с.
339. Худобин Л.В., Хусаинов А.Ш. Тепловые процессы при плоском шлифовании тонкостенных заготовок. – Вестник машиностроения, 1997, № 3. – С. 14-18.
340. Хусаинов А.Ш. Повышение эффективности операций шлифования заготовок тонкостенных деталей путем снижения теплонапряженности процесса обработки. - Дис. ... канд. техн. наук. - Ульяновск: УлГТУ, 1996. – 161 с.
341. Хусу А.П., Витенберг Ю.Р., Пальмов В.А. Шероховатость поверхностей. Теоретико-вероятностный подход. – М.: Наука, 1975. – 344 с.
342. Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения. – М.: Наука, 1974. – 640 с.
343. Чернов Е.А., Кузьмин В.П. Комплектные электроприводы станков с ЧПУ: Справочное пособие. - Горький: Волго-вятское кн. изд-во, 1989. - 320 с.
344. Чудов В.А., Цидулко Д.В., Фрейдгейм Н.И. Размерный контроль в ма-

- шиностроении. - М.: Машиностроение, 1982. - 328 с.
345. Шальнов В.А. Шлифование и полирование высокопрочных материалов. – М.: Машиностроение, 1972. – 272 с.
346. Шарков В.А. Повышение производительности и качества заточки режущего инструмента. - Дис. ... канд. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1984. – 21 с.
347. Шегал М.Я. Доводка измерительных инструментов. – М.: Машиностроение, 1987.
348. Шеннон Р. Имитационное моделирование систем – искусство и наука. – М.: Мир, 1978. – 420 с.
349. Шероховатость поверхности. ГОСТ 2789-73, ГОСТ 2309-73. Изд-во стандартов. – М., 1975. – 24 с.
350. Шкурупий В.Г. Особенности анализа шероховатости поверхности, обработанной резанием. – Резание и инструмент, 1982, вып. 27. – С. 74-77.
351. Шкурупий В.Г. Особенности процессов финишной обработки светоотражательных поверхностей. - Динамика элементов конструкций летательных аппаратов. - Сб. научн. трудов ХАИ. – С. 111-121.
352. Шкурупий В.Г. Светопоглощательная способность поверхностей после полирования алмазно-абразивными пастами. – Алмазы и сверхтвердые материалы. – М.: НИИМаш, 1978. – С. 11-12.
353. Шкурупий В.Г., Дудко П.Д. Повышение эффективности финишных методов обработки материалов. – К., 1979. – 24 с.
354. Шкурупий В.Г., Шкурупий Ю.В. Финишная обработка поверхностей тонкостенных деталей. – Сб. научн. трудов ХАИ. – Харьков, 2000, вып. 14. – С. 259-262.
355. Шторм Р. Теория вероятностей, математическая статистика, статистический контроль качества (пер. с нем.). – М.: Мир, 1976.
356. Шур Б.М. Притирка калибров. – Вестник машиностроения, 1990, №2.
357. Щеголев В.А., Уланова М.Е. Эластичные абразивные и алмазные инструменты. – М.: Машиностроение, 1977. – 184 с.
358. Эльянов В.Д. Эксплуатационные возможности шлифовальных кругов. – М.: НИИМаш, 1976. – 55 с.
359. Юдковский П.А. Исследование тепловых явлений, износа и стойкости инструмента при сверлении. - Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Куйбышев: КПИ, 1965. – 23 с.
360. Якимов А.А. Повышение эффективности прерывистого шлифования деталей, закаленных до высокой твердости. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1991. – 16 с.
361. Якимов А.А. Основы теории и стабилизации качества поверхностного слоя при прерывистом шлифовании зубчатых колес. – Харьков, 1997. – 209 с.
362. Якимов А.А. Основы теории обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при прерывистом шлифовании зубчатых колес. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 212 с.
363. Якимов А.А. Технологические основы обеспечения и стабилизации ка-



- чества поверхностного слоя при шлифовании зубчатых колес. – Одесса: Астропринт, 2003. – 453 с.
364. Якимов А.А., Новиков Ф.В. Повышение эффективности прерывистого шлифования. – Вестник машиностроения, 1988, №7. – С. 45-47.
365. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей. – М.: Машиностроение, 1984. – 312 с.
366. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с.
367. Якимов А.В. Прерывистое шлифование. – К.: Вища школа, 1986. – 175 с.
368. Якимов А.В. и др. Тепловые процессы при обычном и прерывистом шлифовании. – Одесса: ОГПУ, 1998. – 272 с.
369. Якимов А.В., Ларшин В.П., Ковальчук Е.Н., Скляр А.М. Повышение точности шага резьбы ходовых винтов при многониточном резьбошлифовании. – Вестник машиностроения, 1989, №8. – С. 35-38.
370. Якимов А.В., Ларшин В.П., Скляр А.М. Влияние формы поверхности обрабатываемой детали на температуру при шлифовании. – Сверхтвердые материалы, 1986, №4. – С. 38-43.
371. Якимов А.В., Ларшин В.П., Скляр А.М. Обеспечение качества поверхности путем выбора глубины шлифования. – Вестник машиностроения, 1988, № 2. – С. 48 -50.
372. Якимов А.В., Линчевский П.А., Якимов А.А. Обоснование маршрута обработки и размерный анализ технологических процессов: Учебн. пособие. –К.: НМК ВО, 1993. –128 с.
373. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Якимов А.А. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами. –К.: Техніка, 1993. –152с.
374. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов А.А. Алмазная обработка: Учеб. пособие. – К.: ІЗМН, 1996. – 168 с.
375. Якімов О.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якімов О.О. Високопродуктивне шліфування: Навч. посібник. – К.: ІСДО, 1995. – 180 с.
376. Якимов А.В., Русавский Ю.П., Ларшин В.П. Влияние погрешности резьбы на качество ее поверхностного слоя при шлифовании. – Прогрессивные методы повышения качества, долговечности и надежности деталей машин при алмазно-абразивной обработке: Тез. докл. конф. – Волжский, 1981. – С. 99-100.
377. Якимов А.В., Смирнов Л.П., Бояршинов Ю.А. и др. Качество изготовления зубчатых колес. – М.: Машиностроение, 1979. – 191 с.
378. Якимов О.В., Усов А.В., Слободяник П.Т., Юргачов Д.В. Теплофізика механічної обробки. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.
379. Якушев А.И. Взаимозаменяемость, стандартизация и технические измерения: Учебник. – 5-е издание перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1979. –343 с.
380. Ярмонов Н.А. Исследование нестационарных тепловых режимов при шлифовании прерывистыми кругами. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Пермь: ППИ, 1974. – 17 с.
381. Ящерицин П.И., Жальнерович Е.А. Шлифование металлов. – Минск: Изд-во Беларусь, 1970. – 249 с.

382. CALS (Continuous Acquisition and Life cycle Support – непрерывная информационная поддержка жизненного цикла продукции) в авиастроении / Научн. ред. А.Г. Братухин. – М.: Изд-во МАИ, 2002. – 676 с.
383. Dorsch H. Schwingquarz-Temperatur sensoren // Sensor Rept., 1987,2, № 5. - S. 9-10.
384. Kato S., Vamaguchi K, Watanabe Y., Hiraiwa Y. Measurement of Temperature Distribution Within Tool Using Powders of Constant Melting Point. // trans. ASME. 1976.vol. 10, №2. – P.239-245.
385. Nawara L., Ryniewicz A. Zastosowanie termowizji do badan cieplnych w urzadzeniach technologicznych // Mechanik. 1987. 60, №3. – 113-115 s.
386. Ueda T., Hosokawa A., Yamamoto A. Measurement of grinding temperature using infrared radiation pyrometer with optical fiber // Trans. ASME: I. Eng. ing. 1986. 108, №4. – P. 247-251.
387. Vieregge G. Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Bd. 16. der Stahleisen – Bucher, 2 Aufl. Verlag Stahleisen. – Dusseldorf, 1970. – 363 s.
388. Jacobus K., Devor R.E., Kapoor S.G. Machining – Induced residual stress: Experimentation and modeling // Transaction of the ASME: Journal of manufacturing science and engineering. 2000. Vol. 122, 1. P. 20 – 31.
389. Park I.W., Dornfeld D.A. A study of burr formation processes using the finite element method. // Transaction of the ASME: Journal of Engineering materials and technology. 2000. Vol.122, 2. Part 1: P. 221 – 228, Part 2: P. 229 – 237.
390. Boothroyd G., 1975, Fundamentals of Metal Cutting and Machine Tools, Hemisphere, Washington, Chapter 3.
391. Koch U., 1970, “Experimental and Theoretical Analysis of Lathe Tool Temperature in Oblique Cutting”, Proc. 11th MTDR Conference, pp. 533-540.
392. Stoiber F., Duke T. SPC for quality plastic parts. – Machine Design. – 1989 Volume 61. – №2. – P.43-47.
393. Baier J., Milnickel R., Müller P. Konzept einer digitalen AC - Grenzregeiung für Tiefbohrmaschinen // Ind. - Anz. - 1985. - 107. - № 40. - S. 39-40.
394. Feinbearbeitung mit System Mapal Dr. Kress KG und WWS. Проспекты и каталоги. - 1980 - 1996 гг.
395. Pfleghar F. The aspect of stability in designing deep hole drilling and boring tools // Proc. 2 nd Ind. Conf. “Deep Hole Drill. and Boring”. - Brunel Univ., 1977. - s .i., s. a., 21 p.
396. Schneider H.P. Werkzeuge automatisch überwachen // Ind. - Anz. - 1986. - 108. - № 10. - S. 44-46.
397. Takata S., Nakajima T., Ahn J.H., Sata T. Tool breakade monitoring by means of fluctuations in spindle rotational speed // Annals of the CIRP. – 1987. - 36. - № 1. - P.49-52.
398. Tuffentsammer Karl. Präzisionsschneidwerkzeuge Die Herstellung und Bearbeitung Zylindrischer Innenflächen// Techn. Zbl. prakt. für Metallbearb. - 1981. - 36. - № 3. - S. 35-37, 39-42.

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<b>Введение</b> .....	3
<b>Глава 1. Точность механической обработки</b> .....	5
1.1. Общий подход к анализу точности обработки .....	5
1.2. Влияние износа режущего инструмента на точность обработки .....	7
1.3. Методы определения жесткости станков .....	12
1.4. Расчет упругих перемещений в технологической системе .....	17
1.5. Упругие перемещения при абразивной обработке .....	23
1.6. Влияние динамики процесса резания на точность обработки .....	29
1.7. Формирование точности обработки .....	34
1.8. Влияние химико-термической обработки на точность деталей .....	38
1.9. Управление точностью процесса обработки .....	41
1.10. Определение точности изготовления деталей методом математической статистики .....	49
1.10.1 Закон нормального распределения (закон Гаусса) .....	52
1.10.2. Закон равнобедренного треугольника (закон Симпсона) .....	54
1.10.3. Закон эксцентриситета (закон Релея) .....	54
1.10.4. Закон равной вероятности .....	55
1.10.5. Композиции законов распределения и суммирование погрешностей .....	56
1.11. Практическое применение законов распределения размеров для анализа точности обработки .....	59
1.11.1. Установление надежности обработки заготовок без брака .....	59
1.11.2. Определение количества вероятного процента бракованных деталей .....	60
1.11.3. Определение количества заготовок, требующих дополнительной обработки .....	62
1.11.4. Статистическое регулирование технологического процесса .....	64
1.12. Методы настройки станков и обеспечение точности механической обработки .....	65
1.13. Точность обработки зубчатых колес при шлифовании на станках МААГ .....	72
1.13.1 Связь податливости упругой системы зубошлифовального станка 5851 (МААГ) с точностью обработки .....	72
1.13.2. Методика расчета точности обработки зубчатых колес на станке 5851 (МААГ) .....	81
1.13.3. Компенсация погрешности в профиле зуба за счет наклона ленты механизма обкатки .....	82

<b>Глава 2.</b>	<b>Формирование параметров точности обработки под влиянием упругих перемещений в технологической системе</b> .....	86
2.1.	Общий подход к расчету и анализу упругих перемещений при механической обработке материалов .....	86
2.1.1.	Математическая модель упругих перемещений при механической обработке материалов .....	86
2.1.2.	Общее решение дифференциального уравнения интенсивности съема материала с учетом упругих перемещений в технологической системе .....	90
2.1.3.	Формирование параметров точности обработки с учетом погрешности формы заготовки .....	94
2.1.4.	Условия исправления погрешности формы заготовки .....	96
2.1.5.	Исправление погрешности формы заготовки при обработке без поперечной подачи с начальным натягом в технологической системе (на этапе выхаживания).....	97
2.2.	Упругие перемещения при абразивной обработке .....	99
2.2.1.	Расчет упругих перемещений при шлифовании по жесткой схеме без учета износа зерен во времени .....	99
2.2.2.	Расчет упругих перемещений при шлифовании по жесткой схеме с учетом износа зерен во времени .....	104
2.2.3.	Расчет упругих перемещений при выхаживании.....	107
2.3.	Теоретический анализ автоматизированного цикла шлифования с учетом упругих перемещений в технологической системе .....	110
2.3.1.	Определение величины начального натяга в технологической системе .....	110
2.3.2.	Производительность обработки на этапе выхаживания.....	112
2.3.3.	Производительность обработки при шлифовании по жесткой схеме с учетом упругих перемещений в технологической системе.....	114
2.3.4.	Существующий подход к расчету параметров автоматизированного цикла круглого наружного шлифования.....	117
2.3.5.	Производительность и точность обработки при установившемся шлифовании.....	120
2.4.	Расчет оптимальных режимов резания при установившемся шлифовании.....	122
2.4.1.	Определение максимально возможной производительности обработки и реализующих ее режимов резания с учетом ограничений по шероховатости и точности обработки.....	122

2.4.2.	Определение максимально возможной производительности обработки и реализующих ее режимов резания с учетом ограничения по мощности обработки.....	127
2.4.3.	Определение максимально возможной производительности обработки и реализующих ее режимов резания с учетом ограничения по температуре резания.....	128
2.4.4.	Определение максимально возможной производительности обработки, обусловленной прочностными свойствами алмазного круга.....	133
2.4.5.	Определение максимально возможной производительности при установившемся шлифовании с учетом основных ограничений обработки.....	141
2.4.6.	Высокопроизводительные технологии алмазного шлифования неметаллических материалов повышенной твердости.....	145
2.4.7.	Условия снижения энергоемкости и повышения производительности обработки при алмазном шлифовании твердых сплавов.....	154
<b>Глава 3.</b>	<b>Оптимизация структуры и параметров цикла шлифования с учетом требований по точности и шероховатости обработки</b> .....	<b>163</b>
3.1.	Аналитическая модель производительности цикла круглого наружного продольного шлифования с учетом ограничения по точности обработки .....	163
3.1.1.	Общее аналитическое представление и анализ производительности обработки при шлифовании .....	163
3.1.2.	Аналитическое описание параметров этапа выхаживания цикла круглого наружного продольного шлифования.....	166
3.1.3.	Оптимизация параметров цикла круглого наружного продольного многопроходного шлифования.....	170
3.1.4.	Оптимизация параметров цикла круглого наружного продольного глубинного шлифования .....	177
3.1.5.	Теоретический анализ технологических возможностей оптимального цикла круглого наружного продольного шлифования .....	180
3.1.6.	Влияние режущей способности алмазного круга на параметры цикла круглого наружного продольного шлифования.....	184
3.1.7.	Экспериментальные исследования параметров цикла круглого наружного продольного алмазного шлифования твердосплавных многолезвийных инструментов.....	189

3.2.	Теоретические и экспериментальные исследования шероховатости обработки при круглом наружном продольном алмазном шлифовании специальных твердосплавных инструментов .....	195
3.2.1.	Кинематические схемы формирования шероховатости поверхности при шлифовании .....	195
3.2.2.	Взаимосвязь параметров шероховатости обработки с максимальной толщиной среза.....	200
3.2.3.	Теоретический анализ путей уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании .....	203
3.2.4.	Экспериментальные исследования шероховатости обработанной поверхности при круглом наружном продольном алмазном шлифовании твердосплавных инструментов.....	214
3.2.5.	Теоретический анализ экспериментальных данных шероховатости поверхности.....	218
3.2.6.	Влияние разновысотного расположения вершин режущих зерен на шероховатость поверхности.....	220
3.2.7.	Расчет шероховатости поверхности с учетом вероятностного характера участия зерен в резании .....	224
3.2.8.	Оценка вероятности участия зерен в резании на основе отношения $R_{max} / R_a$ .....	226
3.2.9.	Расчет шероховатости поверхности с учетом вероятностного характера участия зерен в резании при круглом наружном шлифовании.....	233
3.3.	Разработка промышленной технологии круглого наружного алмазного прецизионного шлифования специальных твердосплавных режущих инструментов .....	238
3.3.1.	Технико-экономические показатели разработанной технологии шлифования .....	238
3.3.2.	Обоснование и выбор эффективного варианта технологического процесса обработки по критериям производительности и технологической себестоимости .....	243
3.3.3.	Практическая реализация результатов исследований .....	245
<b>Глава 4.</b>	<b>Формирование параметров точности обработки под влиянием колебаний в технологической системе.....</b>	<b>247</b>
4.1.	Основные соотношения динамики материальной точки.....	247
4.2.	Общие закономерности колебательных процессов.....	250
4.3.	Колебания при шлифовании прерывистых поверхностей.....	253
4.4.	Колебания при прерывистом шлифовании .....	262
4.4.1.	Влияние колебаний на эффективность процесса шлифования.....	262

4.4.2.	Условия возникновения параметрического резонанса.....	266
4.4.3.	Динамика взаимодействия зерен прерывистого круга с деталью.....	269
4.4.4.	Управление динамической структурой процесса прерывистого шлифования.....	275
4.4.5.	Рекомендации по выбору параметров прерывистых кругов с учетом динамичности процесса шлифования.....	280
4.4.6.	Влияние технологических параметров на силу резания при шлифовании.....	282
4.4.7.	Динамика формирования макрорельефа рабочей поверхности шлифовального круга.....	286
4.5.	Уточненный расчет амплитуды колебаний при прерывистом резании.....	293
<b>Глава 5.</b>	<b>Формирование параметров точности обработки под влиянием термоупругих деформаций в технологической системе.....</b>	<b>297</b>
5.1.	Источники тепловыделений и их мощность.....	298
5.2.	Температурные поля элементов металлорежущих станков.....	305
5.2.1.	Вал, ходовой винт, шпиндель.....	305
5.2.2.	Базовые детали (колонны, корпуса шпиндельных бабок, коробки подач, станины).....	310
5.3.	Температурные деформации станков и погрешности обработки.....	318
5.4.	Способы снижения температурных деформаций станков.....	330
<b>Глава 6.</b>	<b>Обеспечение точности в технологии изготовления и ремонта машин.....</b>	<b>338</b>
6.1.	Точность, как важнейшая характеристика качества изделий.....	338
6.2.	Методология обеспечения точности изделий на различных этапах их жизненного цикла.....	342
6.3.	Обеспечение точности при настройке металлорежущих станков на размер.....	348
6.4.	Обеспечение точности при эксплуатации технологических систем.....	355
6.5.	Исследование методов оценки стабильности технологических процессов по критерию точности.....	360
6.6.	Влияние метода обеспечения точности обработки на структуру припуска.....	365
6.7.	Обеспечение точности сборки машин при изготовлении и ремонте.....	374
<b>Глава 7.</b>	<b>Методы обработки поверхностей деталей машин и их технологические возможности.....</b>	<b>381</b>
7.1.	Обработка наружных поверхностей тел вращения.....	381

7.2.	Методы обработки отверстий.....	389
7.2.1.	Виды отверстий и методы их обработки.....	389
7.2.2.	Обработка отверстий лезвийным инструментом.....	389
7.2.3.	Обработка отверстий абразивными инструментами.....	393
7.2.4.	Шлифование отверстий с планетарным движением шпинделя.....	395
7.2.5.	Хонингование отверстий.....	396
7.2.6.	Притирка (доводка) отверстий.....	396
7.3.	Методы обработки резьб.....	397
7.3.1.	Нарезание резьб резцами и гребенками.....	397
7.3.2.	Нарезание резьбы метчиками, плашками и резьбо-нарезными головками.....	399
7.3.3.	Фрезерование резьбы.....	401
7.3.4.	Накатывание резьбы.....	401
7.3.5.	Шлифование резьбы.....	403
7.4.	Методы обработки зубьев зубчатых колес.....	404
7.4.1.	Обработка цилиндрических зубчатых колес.....	405
7.4.2.	Обработка червячных зубчатых колес.....	410
7.4.3.	Обработка конических зубчатых колес.....	411
7.4.4.	Обработка червяков.....	413
7.4.5.	Методы чистовой обработки зубчатых колес.....	414
7.4.6.	Влияние степени точности зубчатых колес на трудоемкость их изготовления.....	421
7.5.	Физико-химические методы обработки поверхностей.....	422
7.5.1.	Электроискровая обработка.....	422
7.5.2.	Анодно-механическая обработка.....	424
7.5.3.	Электрохимическая размерная обработка.....	424
7.5.4.	Электроабразивная обработка.....	427
7.5.5.	Ультразвуковая обработка.....	429
<b>Глава 8.</b>	<b>Технологическое обеспечение механической обработки точных отверстий.....</b>	<b>431</b>
8.1.	Технологические схемы и инструменты для обработки точных отверстий.....	433
8.1.1.	Методы обработки точных отверстий.....	433
8.1.2.	Проблемы управления точностью обработки отверстий.....	439
8.2.	Управление точностью обработки отверстий на основе входного контроля.....	449
8.2.1.	Входной контроль состояний технологической системы.....	449
8.2.2.	Управление силовыми параметрами процесса обработки.....	452
8.2.2.1.	Рациональное распределение припуска между рабочими элементами двухлезвийного расточного инструмента.....	452



8.2.2.2. Корректировка режимов резания в процессе обработки отверстия.....	455
8.3. Управление точностью обработки на основе выходного контроля.....	460
8.3.1. Размерная подналадка расточного инструмента.....	460
8.3.2. Выходной контроль состояния технологической системы с учетом типа размерной подналадки инструмента.....	470
8.4. Управление точностью обработки на основе комплексного контроля состояний технологической системы.....	474
8.4.1. Контроль предельного износа инструмента, кондукторной втулки и точности обработки.....	474
8.4.2. Контроль предельного износа инструмента и кондукторной втулки.....	481
8.4.3. Экспресс - оценки обеспечения и поддержания точности обработки отверстий.....	484
8.4.4. Комплексный контроль и идентификация предельных состояний технологической системы.....	495
8.5. Общие выводы и практические рекомендации.....	496
<b>Глава 9. Оптимальные условия финишной механической обработки.....</b>	<b>499</b>
9.1. Оптимизация структуры и параметров операции обработки с учетом ограничения по температурному фактору.....	499
9.2. Оптимизация структуры и параметров операции обработки с учетом ограничения по точности обработки.....	505
9.3. Оптимизация структуры и параметров цикла круглого наружного шлифования.....	509
9.4. Оптимизация структуры и параметров этапа выхаживания.....	513
<b>Список литературы.....</b>	<b>516</b>

**Научное издание**

**Физико-математическая теория процессов обработки  
материалов и технологии машиностроения**

В десяти томах под общей редакцией

**Ф.В.Новикова и А.В.Якимова**

**Том 7**

**Точность обработки деталей машин**

**Монография**

Авторы: **Новиков Федор Васильевич**  
**Якимов Александр Васильевич**  
**Новиков Григорий Васильевич**  
**Якимов Алексей Александрович**  
**Ларшин Василий Петрович**  
**Кривошарпа Юрий Николаевич**  
**Дитиненко Станислав Александрович**  
**Оборский Геннадий Александрович**  
**Тонконогий Владимир Михайлович**  
**Слободяник Петр Трофимович**

Ответственный за выпуск **Новиков Ф.В.**

Редактор **Лучнева Т.И.**

Корректор **Мищенко Н.В.**

ISBN 966 – 7810 – 33 – X

ISBN 966 – 7810 – 54 – 2

Подписано к печати 26.07.2004. Формат 60 84/16.

Бумага белая. Печать – ризография. 34,1 усл. печ. л. 28,4 уч.– изд. л.

Тираж 500 экз. Заказ № 1135. Цена договорная.

---

Одесский Национальный политехнический университет  
г. Одесса, проспект Шевченко, 1

---

Издательство Курсор, г. Харьков, пр. Театральный, 11/13

---

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