

УДК 621.923

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИИ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ПАР ТРЕНИЯ ПОРШНЕВЫХ НАСОСОВ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, Яценко С.М. (г. Харьков, Украина)

*The results theoretical and experimental researches of parameters of thermal process are given at grinding. The conditions of reduction of temperature are determined at grinding and as a whole at machining. The practical recommendations are given.*

Для нагнетания рабочей жидкости (минерального масла) в мощные гидрофицированные машины широко применяются аксиально- и радиально-поршневые насосы, которые по своим технико-экономическим показателям превосходят шестеренные и другие типы насосов. Как установлено практикой, их работоспособность во многом зависит от качества изготовления пар трения. Поэтому к шероховатости, точности и параметрам качества обрабатываемых поверхностей (плоских, цилиндрических и сферических) ответственных деталей пар трения поршневых насосов предъявляются высокие требования, выполнение которых вызывает большие сложности. Особенно это относится к операциям шлифования деталей из закаленных сталей в связи с тем, что в зоне обработки возникают высокие температуры, которые приводят к появлению прижогов и микротрещин на обрабатываемых поверхностях, снижению физико-механических свойств поверхностного слоя (главным образом микротвердости). Это, в свою очередь, отрицательно сказывается на работоспособности пар трения и изготовленных насосов.

Традиционно, основным путем уменьшения температуры и обеспечения высококачественной обработки является снижение режимов шлифования. Однако, это не всегда эффективно, т.к. предполагает уменьшение производительности обработки. Поэтому с целью повышения эффективности шлифования, выбор оптимальных условий бездефектной обработки необходимо производить на основе обеспечения максимально возможной производительности, обусловленной температурным фактором и установленной с учетом баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. Это позволит в максимальной степени реализовать потенциальные возможности шлифования. Вместе с тем, в данном направлении фактически нет практических рекомендаций, поскольку в научно-технической литературе отсутствует аналитическое решение задачи определения температуры при шлифовании, полученное на основе учета теплового баланса. Это требует проведения комплекса теоретических и экспериментальных исследований тепловых процессов при шлифовании, что является, по сути, дальнейшим развитием фундаментальных научных работ по теплофизике механической обработки. В связи с этим целью работы является повышение эффективности технологии финишной механической обработки ответственных деталей пар трения поршневых насосов за счет выбора оптимальных условий высококачественной обработки на основе учета теплового баланса при шлифовании.

Для реализации поставленной цели разработана математическая модель определения температуры при шлифовании, основанная на учете баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь [1-5]. В расчетной схеме, показанной на рис. 1, снимаемый припуск (по аналогии с работами проф. Якимова А.В.) представлен пакетом бесконечно тонких адиабатических стержней, которые в процессе шлифования перерезаются со скоростью  $V_{рез}$ .

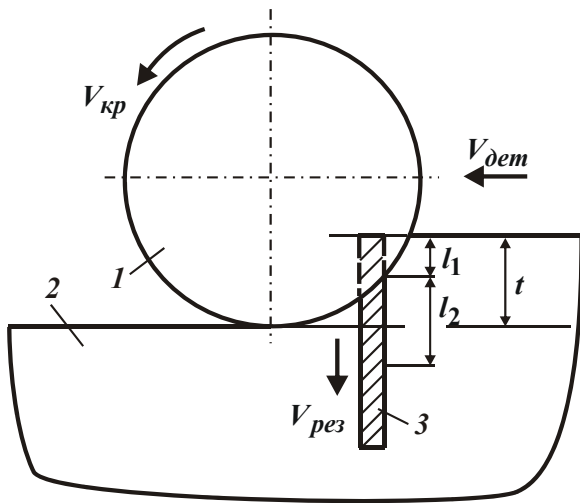


Рис. 1. Расчетная схема процесса шлифования: 1 - шлифовальный круг; 2 - обрабатываемая деталь; 3 - адиабатический стержень.

Для выполнения расчетов принято, что за время действия теплового источника  $\tau$  произошло перерезание стержня длиной  $l_1$ , т.е. тепловой источник переместился вдоль стержня на величину  $l_1 = V_{рез} \cdot \tau$ , и за это время в результате резания выделено количество тепла  $Q$ .

Это тепло, во-первых, ушло на нагревание образующихся стружек, т.е. участка стержня длиной  $l_1$  (затрачено количество тепла  $Q_1$ ), во-вторых, на нагревание участка стержня длиной  $l_2$  за счет теплопроводности обрабатываемого материала (затрачено количество тепла  $Q_2$ ).

Исходя из этого, уравнение баланса тепла  $Q = Q_1 + Q_2$  представлено в виде дифференциального уравнения относительно температуры при шлифовании  $\theta = \theta(\tau)$ :

$$\frac{d\theta}{d\tau} \cdot \theta + A \cdot \theta = B, \quad (1)$$

где  $A = \frac{V_{рез} \cdot N}{\lambda \cdot S}$ ;  $B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}$ ; где  $N$  - мощность теплового источника, Вт;  $\lambda$  - коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;  $c$  - удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);  $\rho$  - плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>;  $S$  - площадь поперечного сечения стержня, м<sup>2</sup>.

Решение дифференциального уравнения для начального условия  $\theta(\tau = 0) = 0$ :

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma}} \right] = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез} \cdot l_1}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma}} \right] \quad (2)$$

или в относительных величинах:

$$l_1 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}} \cdot \bar{l}_1; \quad \bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z; \quad z = \frac{\theta}{\left(\frac{\sigma}{c \cdot \rho}\right)}, \quad (3)$$

где  $z$  – относительная величина температуры;  $\sigma = q / V_{рез}$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $q$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>.

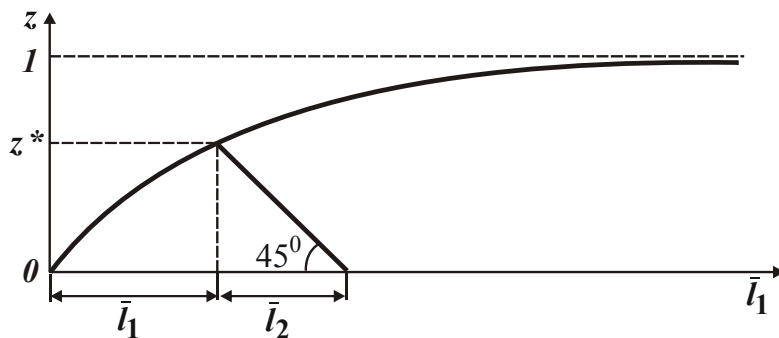


Рис. 2. Зависимость  $z$  от  $\bar{l}_1$ .

Из зависимости (3) вытекает, что относительная величина температуры  $z$  с увеличением длины стержня  $l_1 = V_{рез} \cdot \tau$  (или времени  $\tau$  контакта шлифовального круга со стержнем) увеличивается примерно по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к единице (рис. 2). Это свидетельствует о существовании установившегося во времени теплового процесса при шлифовании, реализуемого при относительно больших значениях  $\bar{l}_1$  (или  $\tau$ ), например, при глубинном шлифовании. Данное решение является принципиально новым, т.к. согласно известному теоретическому решению, не учитывающему функционально количество тепла  $Q_1$ , уходящего в образующиеся стружки, а учитывается лишь количество тепла, которое уходит в обрабатываемую деталь, относительная величина температуры  $z$  неограниченно увеличивается с увеличением времени (относительной величины  $\bar{\tau} = z^2 / 2$ ), рис. 3. При  $z < 1$  расхождение результатов

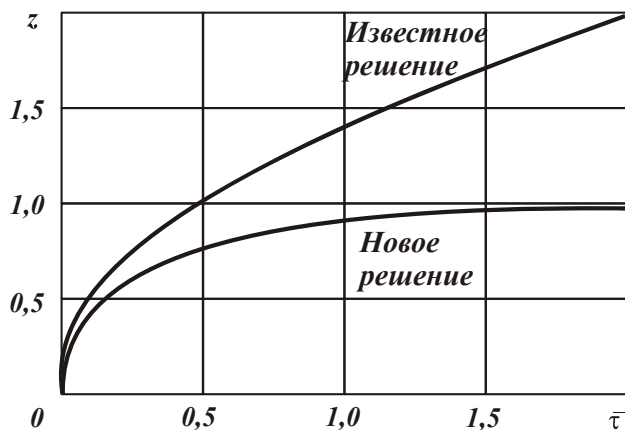


Рис. 3. Зависимость  $z$  от  $\bar{\tau}$ .

расчетов, полученных с использованием нового и известного решений, не существенно (до 1,5 раз), а при  $z \rightarrow 1$  – весьма значительно, что требует применения для расчетов более точного нового решения. Безразмерная величина  $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$  в работе протабулирована, что позволяет достаточно просто по известному значению  $\bar{l}_1$  установить относительную величину температуры  $z$ .

Используя полученное решение, определены основные параметры теплового процесса при шлифовании: длина стержня  $l_2$ , равная толщине поверхностного слоя обрабатываемой детали, в котором концентрируется тепло, мгновенная скорость  $V_\theta$  распространения тепла вглубь рассматриваемого адиабатического стержня, доли тепла  $Q_1 / Q$  и  $Q_2 / Q$ , уходящие соответственно в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}} \cdot \bar{l}_2; \quad \bar{l}_2 = z; \quad V_\theta = V_{рез} + \frac{dl_2}{d\tau} = \frac{V_{рез}}{z}, \quad (4)$$

$$\frac{Q_1}{Q} = 1 - \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1} ; \quad \frac{Q_2}{Q} = \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1} . \quad (5)$$

Из приведенных зависимостей следует, что длина стержня  $l_2$  изменяется по закону изменения относительной величины температуры  $z$  (рис. 2, табл. 1). Мгновенная скорость  $V_\theta$ , наоборот, с увеличением  $z$  непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к значению  $V_{рез}$ .

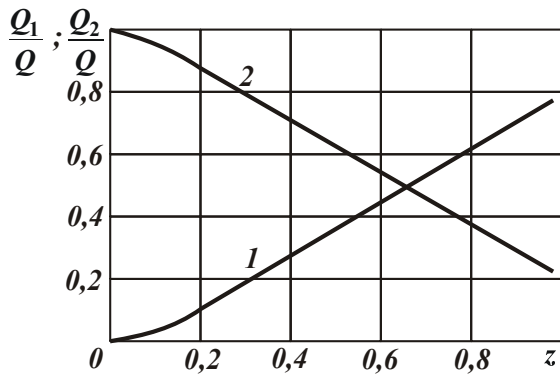


Рис. 4. Зависимости величин  $Q_1 / Q$  (1) и  $Q_2 / Q$  (2) от параметра  $z$ .

Относительные величины  $Q_1 / Q$  и  $Q_2 / Q$  определяются лишь одним параметром – относительной величиной температуры  $z$ , рис. 4. Следовательно, уменьшение  $z$  предполагает уменьшение  $Q_1 / Q$  и увеличение  $Q_2 / Q$  за счет уменьшения произведения параметров  $l_1 \cdot V_{рез}$  в соответствии с зависимостью (3). Таким образом показано, что распределение тепла между образующимися стружками и поверхностным слоем обрабатываемой детали обусловлено

температурой шлифования. Это хорошо согласуется с результатами экспериментальных исследований различных процессов механической обработки, приведенных в научно-технической литературе. Например, с известными экспериментальными данными проф. Даниеляна А.М., согласно которым с увеличением скорости резания и соответственно температуры резания при точении, доля тепла, уходящего в стружку, увеличивается, асимптотически приближаясь к значению 80%, а доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, наоборот, уменьшается до значения 20%.

Таблица 1

Расчетные значения безразмерных величин  $\bar{l}_1$ ,  $\bar{l}_2$  и  $\bar{l}_2 / \bar{l}_1$

$z$	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
$\bar{l}_1$	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0
$\bar{l}_2$	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
$\bar{l}_2 / \bar{l}_1$	22,75	11,13	4,625	2,59	1,717	0,818	0,643	0,495	0,278	0,167

На основе проведенного теоретического анализа сформулированы основные условия уменьшения температуры при шлифовании  $\theta$  (рис. 5), состоящие в уменьшении параметров  $\sigma, l_1$  (равной глубине шлифования) и  $V_{рез}$ . В работе также получена зависимость, позволяющая в явном виде выразить относительную величину температуры  $z$  через параметры теплового процесса при шлифовании:

$$z = 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}}{\lambda} \cdot (l_1 + l_2)} = 1 - e^{-(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)}. \quad (6)$$

Установлено, что относительная величина температуры  $z$  вполне однозначно определяется суммарной длиной стержня  $(l_1 + l_2)$ , подвергнутого тепловому воздействию. Чем меньше данная величина, тем меньше  $z$  и соответственно температура при шлифовании  $\theta$ .

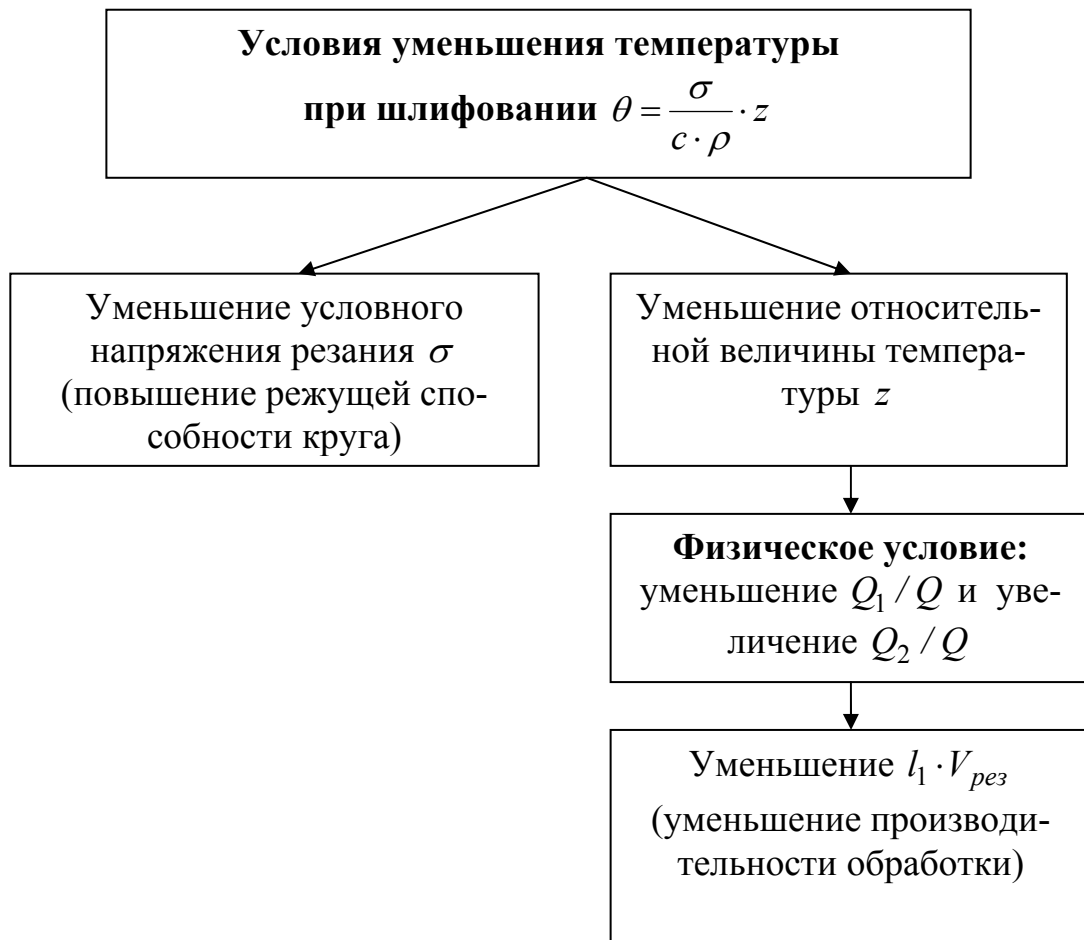


Рис. 5. Структурная схема условий уменьшения температуры при шлифовании  $\theta$ .

На основе полученных зависимостей проведены исследования условий уменьшения температуры при шлифовании и в целом при механической обработке. Показано, что наибольшая температура при плоском шлифовании достигается при условии  $l_1 = t$  (рис. 1), т.е. в момент выхода шлифовального круга из контакта с рассматриваемым адиабатическим стержнем. Тогда зависимость (3) примет вид:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{y\partial} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = \bar{l}_1 \quad (7)$$

где  $t$  – глубина шлифования, м;  $Q_{y\partial} = t \cdot V_{дем}$  – удельная производительность обработки, м<sup>3</sup>/(м·с);  $V_{дем}$  – скорость детали, м/с;  $R_{кр}$  – радиус круга, м.

Исходя из этого, произведена количественная оценка основных параметров теплового процесса при плоском многопроходном ( $t_1 = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м) и глу-

бинном ( $t_2 = 10^{-3}$  м) шлифовании наиболее труднообрабатываемого материала – твердого сплава ВК8, осуществляемого с достаточно высокой удельной производительностью обработки  $Q_{y\partial} = 600$  мм<sup>3</sup>/(мм·мин), табл. 2.

Из табл. 2 вытекает, что относительная величина температуры  $z$  принимает небольшие значения, значительно меньшие единицы. Это свидетельствует о том, что для данных условий шлифования имеет место неустановившийся тепловой процесс.

Таблица 2

Расчетные значения параметров  $\tau, V_{рез}, \bar{l}_1, z, \theta, \frac{Q_1}{Q}, \frac{Q_2}{Q}, \frac{Q_2}{Q_1}, \frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}, V_{\theta}, \frac{V_{\theta}}{V_{рез}}$   
 ( $\lambda = 50$  Вт/(м·К);  $c = 175,9$  Дж/(кг·К);  $\rho = 15 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>;  $2R_{кр} = 0,3$  м)

Вид шлифования	$\tau \cdot 10^{-2},$ с	$V_{рез} \cdot 10^{-3},$ м/с	$\bar{l}_1 \cdot 10^{-2}$	$z \cdot 10^{-2}$	$\theta, K$	$\frac{Q_1}{Q}$	$\frac{Q_2}{Q}$	$\frac{Q_2}{Q_1}$	$\frac{\bar{l}_1}{\bar{l}_2}$	$V_{\theta} \cdot 10^{-3},$ м/с	$\frac{V_{\theta}}{V_{рез}}$
Многопроходное	0,17	5,8	0,3	7,7	466	0,077	0,923	12,0	0,04	75,4	13
Глубинное	173	0,58	3	22,8	1385	0,228	0,772	3,38	0,14	2,55	4,4

Таблица 3

Расчетные значения параметров  $\tau, l_2, \theta$  для  $\sigma = 16 \cdot 10^9$  Н/м<sup>2</sup>

Вид шлифования	$\tau, c$	$l_2 \cdot 10^{-3},$ м	$\theta, K$
Многопроходное	0,28	3,27	6064
Глубинное	28,2	32,67	6064

Параметры установившегося теплового процесса ( $z \rightarrow 1$ ), описываемые зависимостями:

$$\tau = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}; \quad l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}}; \quad \theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}; \quad V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}, \quad (8)$$

для рассматриваемых условий обработки принимают весьма большие значения (табл. 3), не свойственные процессу шлифования. Следовательно, практически невозможно осуществить установившийся тепловой процесс при шлифовании труднообрабатываемого твердого сплава. Он может быть реализован при шлифовании более “мягких” материалов, например, машиноподелочных сталей. Это подтверждается экспериментальными данными проф. Силина С.С., полученными при высокопроизводительном плоском глубинном абразивном шлифовании сталей и жаропрочных сплавов: с увеличением глубины шлифования и скорости детали температура шлифования первоначально увеличивается, затем стабилизируется. Такой же характер изменения температуры установлен нами теоретически, рис. 6. Из этого вытекает, что реализация установившегося теп-

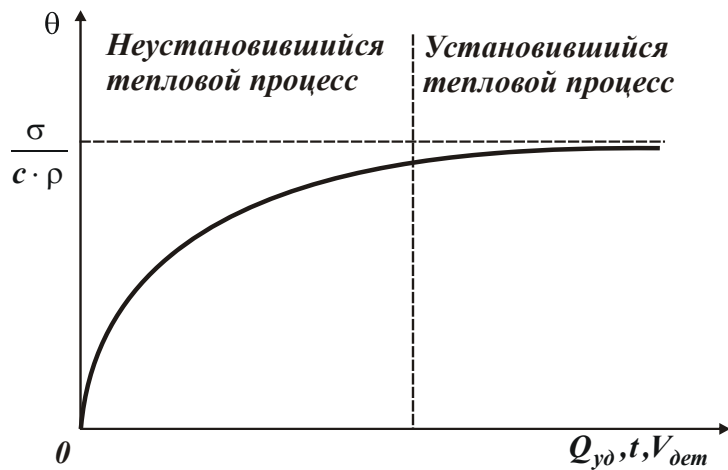


Рис. 6. Зависимость  $\theta$  от  $Q_{vd}$  ( $t$  и  $V_{дет}$ ).

поверхности, что достигается, главным образом, за счет уменьшения условного напряжения резания  $\sigma$  в соответствии с зависимостью, полученной Новиковым Ф.В.:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{сжс}}{K_{рез}}, \quad (9)$$

где  $\sigma_{сжс}$  - предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м<sup>2</sup>;  $K_{рез} = P_z / P_y$  - коэффициент резания;  $P_z$ ,  $P_y$  - тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н.

Как видно, условное напряжение резания  $\sigma$  тем меньше, чем больше коэффициент резания  $K_{рез}$ . Поэтому с целью уменьшения температуры поверхностного слоя обрабатываемой детали эффективно переходить от шлифования к лезвийной обработке, например, тонкому точению, характеризующемуся большими значениями  $K_{рез}$ , т.к. при шлифовании  $K_{рез} < 1$ , а при лезвийной обработке  $K_{рез} > 1$ . Исходя из этого, на основе зависимости (3) с учетом соотношений  $l_1 = a$  и  $V_{рез} = V \cdot \operatorname{tg} \beta$  определена относительная величина температуры  $z$  применительно к процессу продольного точения:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V \cdot \operatorname{tg} \beta = \bar{l}_1 = -\ln(1 - z) - z, \quad (10)$$

где  $a$  - толщина среза, м;  $V$  - скорость резания, м/с;  $\beta$  - условный угол сдвига обрабатываемого материала.

Как видно, безразмерная величина  $\bar{l}_1$  и соответственно относительная величина температуры  $z$  в одинаковой степени зависят от толщины среза  $a$  и скорости резания  $V$ . С их увеличением относительная величина температуры  $z$  первоначально увеличивается, затем стабилизируется, табл. 1. Количественными расчетами установлено, что при точении, в отличие от процесса шлифования, условие  $z \rightarrow 1$  выполняется в широком диапазоне режимов резания, которые реализуются на практике. Следовательно, при точении типичной зависимостью, определяющей характер изменения температуры резания от скорости резания  $V$ , является зависимость, показанная на рис. 6. Такая же зависимость

лового процесса при шлифовании открывает новые возможности существенного увеличения производительности обработки без увеличения температуры и ухудшения качества обрабатываемых поверхностей. Однако для этого необходимо обеспечить при шлифовании заданную температуру, исключая образование температурных дефектов на обрабатываемой

установлена экспериментально проф. Даниеляном А.М. и проф. Лоладзе Т.Н. при исследовании процесса точения, а также других видах лезвийной обработки.

Реализация установившегося теплового процесса при точении предполагает существенное увеличение удельной производительности обработки  $Q_{y\partial} = a \cdot V$  без увеличения температуры резания и соответственно ухудшения качества обрабатываемых поверхностей, что является важным резервом повышения эффективности финишной механической обработки. Этим теоретически обоснована возможность применения при определенных условиях процесса точения взамен шлифования с точки зрения повышения качества и производительности обработки.

В работе определены условия уменьшения длины участка стержня  $l_2$  (рис. 1), в котором концентрируется выделившееся при шлифовании тепло и который определяет толщину дефектного поверхностного слоя обработанной детали, обусловленного температурным фактором. Исходя из зависимости (4), при заданной (критической) температуре шлифования, определяемой относительной величиной  $z$ , уменьшить параметр  $l_2$  можно лишь уменьшением скорости

$V_{рез} = V_{дем} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = \frac{Q_{y\partial}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}$ , т.е. уменьшением глубины шлифования

$t$  и соответственно увеличением скорости детали  $V_{дем}$  при условии  $Q_{y\partial} = V_{дем} \cdot t = const$  (применением многопроходного шлифования). При глубинном шлифовании ( $z \rightarrow 1$ ) также можно уменьшить параметр  $l_2$  за счет увеличения удельной производительности обработки  $Q_{y\partial}$ . В этом случае практически все выделяющееся тепло, как следует из зависимости (5), уходит в образующиеся стружки, в обрабатываемую деталь уходит небольшая доля тепла.

Этим, собственно, и объясняется основной физический эффект глубинного шлифования, состоящий в возможности высококачественной обработки при одновременном повышении производительности.

В работе получено новое аналитическое решение, определяющее условие существенного уменьшения параметра  $l_2$ . Его суть состоит в необходимости ограничения пределов изменения параметра  $l_2$  величиной снимаемого припуска  $\Pi$ , т.е. в обеспечении таких условий обработки, при которых параметр  $l_2$  формировался бы “внутри” слоя снимаемого припуска, рис. 7. Для этого аналитически описан характер изменения глубины шлифования с течением времени обработ-

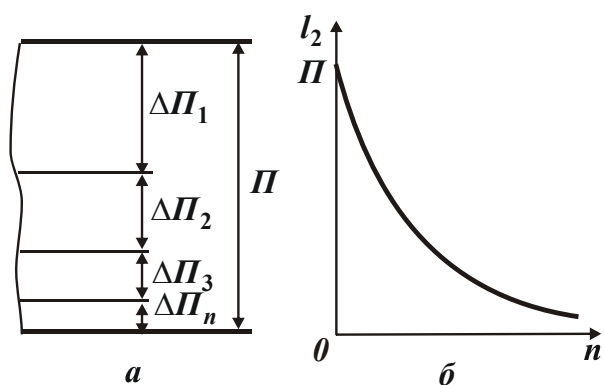


Рис. 7. Расчетная схема съема припуска (а) и характер изменения параметра  $l_2$  в зависимости от количества проходов круга  $n$  (б).

вался бы “внутри” слоя снимаемого припуска, рис. 7. Для этого аналитически описан характер изменения глубины шлифования с течением времени обработ-



ки (по проходам). Показано, что для выполнения данного условия глубину шлифования необходимо изменять по закону бесконечно убывающей геометрической прогрессии, рис. 8. Аналитически установлено, что по такому же закону уменьшается фактическая глубина шлифования при выхаживании, т.е. при шлифовании с отключенной радиальной подачей. Поэтому из условия равенства знаменателей двух прогрессий определена оптимальная скорость детали  $V_{дет}$ , при которой возможна реализация условия существенного уменьшения параметра  $l_2 \rightarrow 0$ :

$$V_{дет} = \left( \frac{2\theta^*}{\theta} - 1 \right) \cdot \frac{c_1 \cdot K_{ш}}{\sigma} \cdot \frac{V_{кр}}{B}, \quad (11)$$

где  $\theta^* = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$  – максимально возможная температура, К;  $\theta$  – заданная температура, К ( $\theta < \theta^*$ );  $c_1$  – приведенная жесткость технологической системы, Н/м;  $K_{ш} = P_z / P_y$  – коэффициент шлифования;  $V_{кр}$  – скорость круга, м/с;  $B$  – ширина шлифования, м.

Зависимость (11) устанавливает связь между температурой шлифования

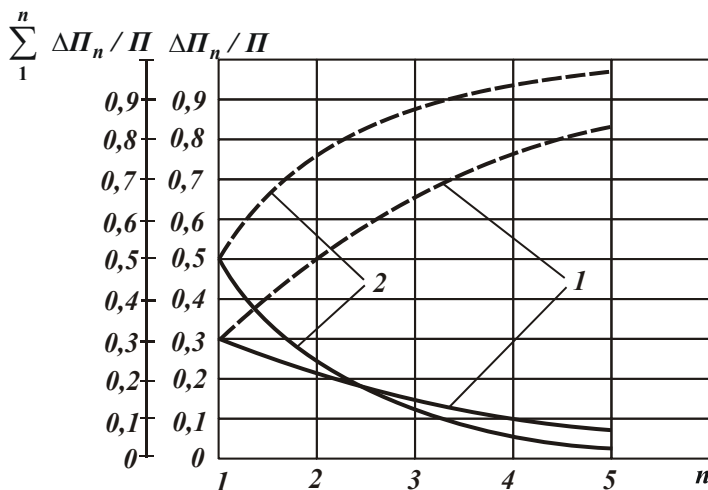


Рис. 8. Характер изменения отношения величины снимаемого припуска на каждом проходе к общему снимаемому припуску  $\Delta\Pi_n / \Pi$  (сплошная линия) и относительного значения снятого припуска  $\sum_1^n \Delta\Pi_n / \Pi$  (пунктирная линия) в зависимости от количества проходов круга  $n$  для  $z_1=0,3$  (1) и  $z_1=0,5$  (2), где  $z_1 = \theta / (2 \cdot \theta^*)$ .

системе при выхаживании (погрешности размера обработки). Уменьшение величины  $y_n$  до значений 0...10 мкм с течением времени обработки ведет автоматически к уменьшению параметра  $l_2$  (толщины дефектного слоя обработанной детали) в таких же пределах. Этим показано, что применение схемы выхаживания

$\theta$  и условиями обработки. Задавая необходимое значение  $\theta$ , по зависимости (11) можно определить соответствующую ей скорость детали  $V_{дет}$ . Как видно, чем больше  $\theta$ , тем меньше должна быть скорость детали  $V_{дет}$ . Увеличению  $V_{дет}$  также способствуют повышение режущей способности шлифовального круга (увеличение коэффициента шлифования  $K_{ш}$  и уменьшение условного напряжения резания  $\sigma$ ), увеличение параметров  $c_1$ ,  $V_{кр}$  и уменьшение  $B$ .

Установлено, что с физической точки зрения параметр  $l_2$  равен величине упругого перемещения  $y_n$ , возникающего в технологической

живания при шлифовании позволяет добиться уменьшения толщины дефектного слоя обрабатываемой детали, который затем несложно устранить на последующей операции доводки.

Для оценки достоверности полученных теоретических результатов проведены экспериментальные исследования твердости (по Виккерсу) поверхности и толщины дефектного слоя обработанной детали (накладного диска из закаленной стали ШХ15 – ответственной детали пары трения “подпятник – накладной диск” аксиально-поршневого насоса) при плоском шлифовании абразивным

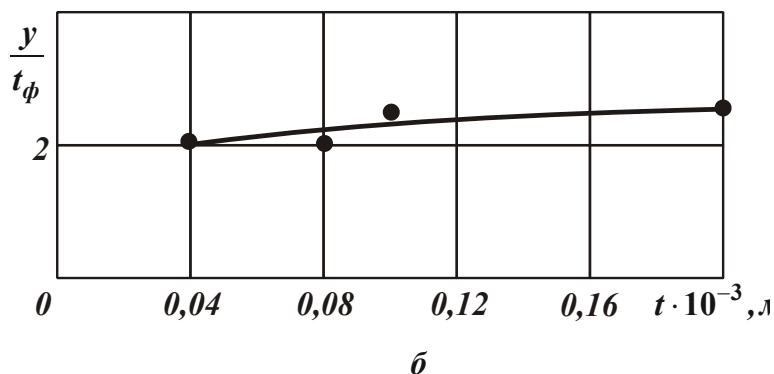
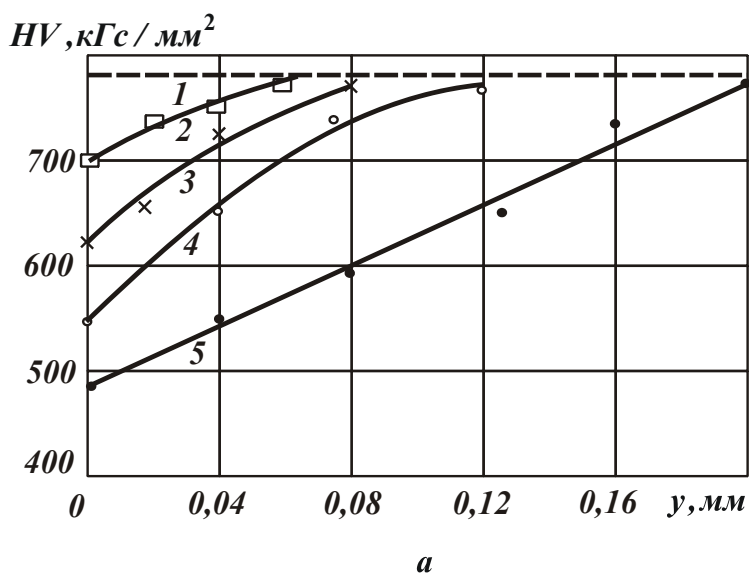


Рис. 9. Изменение твердости  $HV$  (а) по глубине дефектного слоя детали после ее шлифования с разными глубинами  $t$  (1 - исходная твердость до шлифования; 2 -  $t = 0,04$  мм; 3 -  $t = 0,08$  мм; 4 -  $t = 0,1$  мм; 5 -  $t = 0,2$  мм) и зависимость  $y/t_\phi$  от глубины шлифования  $t$  (б).

фактической глубины шлифования  $t_\phi$  (обусловленной упругими перемещениями в технологической системе) и толщины дефектного слоя детали после ее шлифования (определяемой величиной  $y$ , при которой твердость  $HV$  равна исходной твердости детали до обработки) и обосновано условие существенного уменьшения толщины дефектного слоя при выхаживании:  $l_2/t = t/t_\phi$ . Этим

кругом 1А1 450х63х203 24А40СМ1К6, рис. 9,а. Установлено значительное снижение твердости поверхности (в 1,63 раза) с увеличением глубины шлифования в пределах 0,01–0,2 мм, что свидетельствует о существенном ограничении глубины шлифования в связи с температурным фактором. Показано, что обеспечить твердость обработанной поверхности, близкую к исходной, и одновременно относительно высокую производительность обработки можно за счет выполнения операции плоского шлифования в три перехода (предварительное и окончательное шлифование и последующее выхаживание), реализуя на первом переходе максимально возможную производительность, а на втором и третьем переходах – добиваясь удаления дефектного слоя детали, образовавшегося на первом переходе.

Экспериментально установлена связь (рис. 9,б)

подтверждено полученное в работе теоретическое решение об эффективности применения процесса выхаживания для удаления дефектного слоя детали, образующегося при шлифовании.

На основе аналитических зависимостей (7) и  $l_2 = t \cdot z / \bar{l}_1$  определены параметры  $z$ ,  $l_2/t$  и  $l_2$  (рис. 10) применительно к плоскому шлифованию детали из закаленной стали ШХ15 (коэффициент температуропроводности стали ШХ15

$a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ;  $\lambda = 42 \text{ Вт/м} \cdot ^\circ\text{C}$ ;  $R_{кр} = 0,225 \text{ м}$ ;  $V_{дем} = 30 \text{ м/мин}$ ). Теоретические

результаты согласуются с экспериментальными данными, приведенными

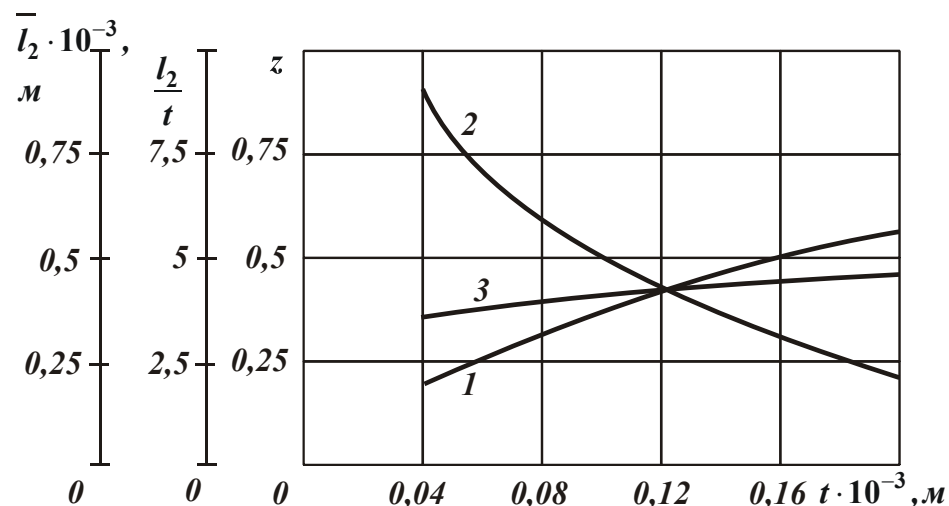


Рис. 10. Характер изменения расчетных значений  $z$  (1), отношения  $l_2/t$  (2) и параметра  $l_2$  (3) в зависимости от глубины шлифования  $t$ .

на рис. 9,б, которые указывают на то, что отношение  $y/t_\phi$  (соответствующее отношению  $l_2/t$ ) всегда больше единицы. Следовательно, для данных условий шлифования относительная величина на температуры  $z$  будет меньше значения 0,8. Наблюдаемое различие

экспериментальных значений толщины дефектного слоя  $y$  и расчетных значений толщины слоя  $l_2$ , в котором концентрируется образующееся при шлифовании тепло, свидетельствует о том, что условия формирования дефектного слоя детали при шлифовании подчиняются более сложным физическим законам и не могут быть однозначно описаны параметром  $l_2$ .

Экспериментально установлены значения мощности и производительности шлифования, что позволило расчетно-экспериментальным методом определить (табл. 4) условное напряжение резания  $\sigma$  и температуру  $\theta$  при плоском шлифовании закаленной стали ШХ15 с учетом значений  $z$ , приведенных на рис. 10.

Таблица 4

Значения  $z$ ,  $\sigma$  и  $\theta$  ( $V_{дем} = 30 \text{ м/мин}$ )

$t$ , мм	0,04	0,08	0,12	0,2
$z$	0,19	0,3	0,4	0,55
$\sigma$ , кгс/мм <sup>2</sup>	1333	1000	889	800
$\theta$ , °C	506	600	711	880

Установлено, что в момент появления прижога на обрабатываемой поверхности ( $t=0,2 \text{ мм}$ ) температура  $\theta$  принимает значение  $880^\circ\text{C}$ , а наибольшее

значение  $\theta$  (при  $z=1$ ) равно  $1600^{\circ}\text{C}$ , что приблизительно соответствует температуре плавления стали ШХ15. Следовательно, при плоском шлифовании закаленной стали ШХ15, в отличие от шлифования твердого сплава (как это показано в третьем разделе работы), может быть реализован установившийся тепловой процесс (относительная величина температуры  $z \rightarrow 1$ ). Это хорошо согласуется с основными положениями разработанной математической модели формирования температуры при шлифовании.

Проведены экспериментальные исследования при плоском шлифовании шероховатости и параметров точности обработки: отклонения от плоскостности и отклонения от параллельности. Установлено, что обеспечить требуемые значения отклонения от плоскостности - 0,005 мм и отклонения от параллельности - 0,01 мм можно в процессе выхаживания, а шероховатость обработки на уровне  $R_a=0,16$  мкм за счет применения дополнительной операции доводки абразивными пастами М16 - М20.

Предложенная методика выбора оптимальных режимов шлифования по критерию бездефектной обработки была использована для совершенствования операции бесцентрового шлифования цилиндрической части поршня из закаленной стали ШХ15. С этой целью была разработана технология бесцентрового шлифования в три перехода, позволившая повысить твердость обработанной поверхности и эксплуатационные свойства пары трения “поршень - цилиндр (втулка корпуса)”. Технология обеспечивает шероховатость поверхности  $R_a=0,32$  мкм и отклонение от цилиндричности 0,005 мм. Последующей доводкой свободным абразивом достигается требуемая шероховатость  $R_a=0,16$  мкм.

Экспериментально установлено, что замена операции шлифования, осуществляемой на профиле-шлифовальном станке мод. ЛЗ190, на операцию тонкого точения, осуществляемой на сферо-токарном станке мод. 16М25, сферической поверхности поршня из закаленной стали ШХ15 позволяет обеспечить твердость обработанной поверхности, близкую к исходной, в широких пределах изменения режимов резания. Это свидетельствует о снижении интенсивности теплонапряженности обработки при точении по сравнению с шлифованием и подтверждает полученные в работе в данном направлении теоретические решения.

На основе проведенных экспериментальных исследований разработаны научно обоснованные рекомендации по выбору оптимальных условий высококачественной финишной механической обработки, созданы и внедрены в основное производство ОАО “Харьковский завод Гидропривод” эффективные технологические процессы плоского и бесцентрового шлифования, тонкого точения (в том числе резцами из синтетических сверхтвердых материалов) и доводки абразивными пастами ответственных деталей пар трения поршневых насосов. Это позволило исключить температурные дефекты обработки и обеспечить твердость обработанной поверхности, близкую к исходной, при одновременном увеличении на 30–50% производительности обработки, сокращении расходов по режущему инструменту (шлифовальным кругам) и снижении трудоемкости последующих операций доводки свободным абразивом. Повышение качества обработки деталей пар трения позволило повысить ресурс работы изготавливаем-

мых поршневых насосов более чем в два раза и достичь уровня мировых производителей подобной продукции (например, зарубежной фирмы “Parker Hydraulics”). Экономический эффект от внедрения разработанных технологических процессов финишной абразивной и лезвийной обработки деталей пар трения поршневых насосов в ОАО “Харьковский завод Гидропривод” составил более ста тысяч гривен в год.

**Литература:** 1. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Расчет теплового баланса и температуры резания при шлифовании // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства. – “Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні”. – 2005. – Вип. 33. – С. 125-129. 2. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Обоснование структуры и параметров технологического процесса механической обработки с учетом температурного фактора // Вісник НТУ “ХП”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Енергетичні і теплотехнічні процеси і устаткування. – Харків: НТУ “ХП”. – 2005. - № 28. – С. 117-125. 3. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Формирование температуры поверхностного слоя обрабатываемой детали при резании и шлифовании // Вісник НТУ “ХП”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Енергетичні і теплотехнічні процеси і устаткування. – Харків: НТУ “ХП”. – 2005. - № 29. – С. 115-122. 4. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Новый упрощенный подход к расчету температуры поверхностного слоя детали при ее механической обработке // Физические и компьютерные технологии. – Труды 11-й Международной научно-технической конференции, 2-3 июня 2005г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2005. – С. 137-146. 5. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Расчет температуры шлифования с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали // Физические и компьютерные технологии. – Труды 12-й Международной научно-технической конференции, 7-8 июня 2006г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2006. – С. 105-111.