



проводности материала обрабатываемой детали, Вт/м·К;  $c$  – удельная теплоемкость материала обрабатываемой детали, Дж/(кг·К);  $\rho$  – плотность материала обрабатываемой детали, кг/м<sup>3</sup>.

После преобразований получено:

$$\sqrt{(d\tau + \tau_{n-1})} - \sqrt{\tau_n} = V_{pez} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot d\tau. \quad (1)$$

После умножения и деления левой части уравнения (1) на сопряженную величину  $\sqrt{(d\tau + \tau_{n-1})} + \sqrt{\tau_n}$ , имеем:

$$\frac{d\tau + \tau_{n-1} - \tau_n}{(\sqrt{d\tau + \tau_{n-1}} + \sqrt{\tau_n})} = V_{pez} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot d\tau. \quad (2)$$

С учетом  $\tau_n - \tau_{n-1} = d\tau_n$  и  $d\tau + \tau_{n-1} \approx \tau_n$  условие (2) принимает вид:

$$d\tau - d\tau_n = V_{pez} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot 2 \cdot \sqrt{\tau_n} \cdot d\tau. \quad (3)$$

В результате получено интегральное уравнение:

$$d\tau = \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{pez} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \tau_n\right)}. \quad (4)$$

Решая интегральное уравнение (4) с учетом начального условия  $\tau_n(\tau=0) = 0$ , имеем

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{m} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}}\right), \quad (5)$$

где  $m = 2 \cdot V_{pez} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}}$ ;

$\tau$  – время контакта круга с адиабатическим стержнем, с.

Как видно, зависимость (5), по сути, является уравнением относительно неизвестной величины  $\tau_n$ , которая входит в его левую и правую части. Очевидно, установить взаимосвязь между параметрами  $\tau_n$  и  $\tau$  можно численными расчетами для вполне конкретных условий обработки. Таким образом показано, что параметры  $\tau_n$  и  $\tau$  количественно отличаются, для них справедливо соотношение  $\tau_n < \tau$ . Это указывает на то, что формирование температуры резания в условиях движения теплового источника вдоль адиабатического стержня подчиняется иным закономерностям в сравнении со случаем действия на адиабатический стержень неподвижного теплового источника. В этом случае  $\tau_n = \tau$ , т.е. все тепло, образующееся в процессе шлифования, уходит на нагревание адиабатического стержня. В случае же действия на адиабатический стержень движущегося теплового источника основная часть тепла уходит в образующиеся стружки и лишь небольшая часть тепла, определяемая временем

$\tau_n < \tau$ , уходит на нагревание адиабатического стержня, т.е. на нагревание поверхностного слоя обрабатываемой детали. Поэтому температура резания будет меньше, чем в случае действия на адиабатический стержень движущегося теплового источника.

Температура резания при шлифовании определяется зависимостью [5]:  $\theta = \frac{q \cdot l_{2n}}{\lambda}$ , где  $q = \sigma \cdot V_{pez}$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>. Откуда  $l_{2n} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{pez}}$ . Соответственно

$$\sqrt{\tau_n} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{pez}}. \quad (6)$$

Подставляя зависимость (6) в (5) и потенцируя ее, получено:

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{pez}^2} \cdot \left[ \ln \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (7)$$

Очевидно, при условии  $\theta \rightarrow \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$  функция

$\ln \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right) = \ln 0 \rightarrow -\infty$ . Тогда время  $\tau \rightarrow \infty$  и температура резания принимает максимальное значение:

$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ . Как видно, максимальная температура

резания при шлифовании зависит от одной переменной величины – условного напряжения резания  $\sigma$ : чем оно меньше, тем меньше  $\theta_{max}$ . Следовательно, основным путем уменьшения температуры резания при шлифовании необходимо рассматривать уменьшение условного напряжения резания  $\sigma$  за счет снижения силовой напряженности процесса шлифования. Это достигается в результате уменьшения интенсивности трения в зоне резания путем обеспечения работы шлифовального круга в режиме самозатачивания или применяя эффективные методы его непрерывной или периодической правки.

Зависимость (7) может быть представлена:

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{pez}^2} \cdot \left[ \ln \left(1 - \frac{\theta}{\theta_{max}}\right) + \frac{\theta}{\theta_{max}} \right]. \quad (8)$$

Для анализа полученных аналитических зависимостей рассмотрим процесс плоского шлифования образца из закаленной стали ШХ15 ( $\lambda = 42$

Вт/(м·градус);  $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с – коэффициент

температуропроводности) абразивным кругом с радиусом  $R_{кр} = 0,2$  м, глубиной шлифования  $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м и удельной производительностью обработки  $Q_{уд} = 400$  мм<sup>2</sup>/мин. Скорость перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня равна (рис. 1):

$$V_{рез} = \frac{Q_{y\delta}}{\sqrt{2t \cdot R_{сп}}} = 3,33 \text{ мм/с. Условное напряжение ре-}$$

зания определяется зависимостью [3]:  $\sigma = \frac{2\sigma_{сжс}}{K_{рез}}$ , где

$\sigma_{сжс}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала (для стали ШХ15:  $\sigma_{сжс} = 2000 \text{ Н/мм}^2$ );  $K_{рез} = 0,4$  – коэффициент резания при шлифовании. Тогда  $\sigma = 10000 \text{ Н/мм}^2 = 10^{10} \text{ Н/м}^2$ ;  $c \cdot \rho = \frac{\lambda}{a} = 5 \cdot 10^6$

Дж/(м<sup>3</sup>·град);  $\frac{c \cdot \rho}{\sigma} = 5 \cdot 10^{-4} \text{ град}^{-1}$ . Подставляя эти данные в зависимость (7), получено:

$$\tau = -0,757 \cdot \left[ \ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta \right]. \quad (9)$$

При температуре резания  $\theta = 2000 \text{ }^\circ\text{C}$  функция  $\ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) = \ln 0 \rightarrow -\infty$  и соответственно  $\tau \rightarrow \infty$ . Тогда максимальная температура резания при шлифовании равна  $\theta_{max} = 2000 \text{ }^\circ\text{C}$ .

С увеличением глубины шлифования до значения  $t = 1 \text{ мм}$ , т.е. с переходом в область глубинного шлифования, скорость перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня равна:

$$V_{рез} = \frac{Q_{y\delta}}{\sqrt{2t \cdot R_{сп}}} = 0,33 \text{ мм/с. Соответственно, зависи-}$$

мость (9) принимает вид:

$$\tau = -77,135 \cdot \left[ \ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta \right]. \quad (10)$$

Следовательно, и в этом случае  $\theta_{max} = 2000 \text{ }^\circ\text{C}$ . На рис. 2 и в табл. 1 приведены расчетные значения времени  $\tau$  для случаев:  $t = 0,01 \text{ мм}$  и  $t = 1 \text{ мм}$ .

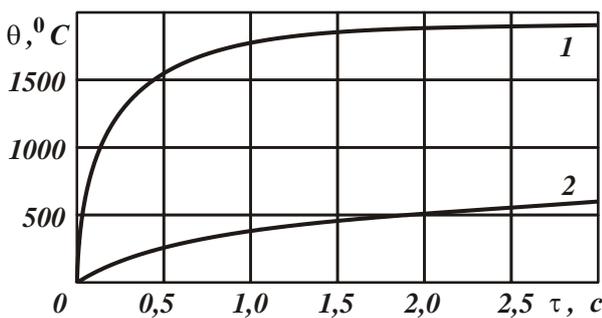


Рис. 2 – Зависимость  $\theta$  от  $\tau$ :  
1; 2 – расчеты по зависимостям (7) и (8).

Для определения конкретных значений температуры резания  $\theta$  для этих случаев ( $t = 0,01 \text{ мм}$  и  $t = 1 \text{ мм}$ ) необходимо знать время  $\tau = t/V_{рез}$ . В первом случае  $\tau_1 = 0,01 \text{ мм}/3,33 \text{ мм/с} = 0,003 \text{ с}$ ; во втором –  $\tau_2 = 1 \text{ мм}/0,33 \text{ мм/с} = 3 \text{ с}$ . Как видно, во втором случае температура резания  $\theta$  больше, чем в первом, т.е. глубинное шлифование осуществляется с большей температурой резания, чем многопроходное шлифование. Сделанный вывод также вытекает из зависимости (7),

рассматривая в ней время  $\tau = t/V_{рез}$ . После преобразований имеем:

$$Q_{y\delta} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{сп}}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left[ \ln\left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (11)$$

Расчетные значения безразмерной функции  $f = \left[ \ln\left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta\right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]$ , которая входит в зависимость (11), приведены в табл. 2.

Как видно, с увеличением безразмерной функции  $f$  температура резания  $\theta$  увеличивается. Следовательно, увеличение глубины шлифования  $t$  и удельной производительности обработки  $Q_{y\delta}$  в зависимости (11) приводит к увеличению температуры резания  $\theta$ . При этом  $Q_{y\delta}$  в большей мере влияет на температуру резания  $\theta$ , чем глубина шлифования  $t$ , поскольку входит в зависимость (11) с большей степенью. Из этого вытекает, что добиться уменьшения температуры резания  $\theta$  при шлифовании для заданного значения  $Q_{y\delta}$  можно уменьшением глубины шлифования  $t$ , т.е. применением многопроходного шлифования.

В табл. 3 приведены расчетные значения параметра  $l_{2n} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{рез}}$  и времени  $\tau_n$ , определяемого зависимостью (6). Как видно, параметры  $l_{2n}$  и  $\tau_n$  тем больше, чем больше температура резания  $\theta$  и глубина шлифования  $t$ . Из табл. 1 и табл. 3 следует, что всегда выполняется условие  $\tau > \tau_n$ .

В общем случае количество тепла, образующееся при шлифовании, равно  $Q = N \cdot \tau$ , где  $N = q \cdot F$  – мощность шлифования, Вт;  $q = \sigma \cdot V_{рез}$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $F$  – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м<sup>2</sup>. Тогда количество тепла, уходящего в адиабатический стержень, равно:  $Q_{стерж} = N \cdot \tau_n$ , а количество тепла, уходящего в образующиеся стружки –  $Q_{струж} = N \cdot (\tau - \tau_n)$ .

В табл. 4 приведены расчетные значения времени  $(\tau - \tau_n)$ , отношений  $(\tau - \tau_n)/\tau$ ,  $\tau_n/\tau$  и  $(\tau - \tau_n)/\tau_n$ , полученных на основе значений  $\tau$  и  $\tau_n$ , взятых из табл. 1 и табл. 3 для случая  $t = 0,01 \text{ мм}$ .

Как видно, значения времени  $(\tau - \tau_n)$  и  $\tau_n$  (табл. 3), определяющие соответственно количество тепла, уходящего в образующиеся стружки и адиабатический стержень, увеличиваются с увеличением температуры резания  $\theta$ . При этом доля тепла, уходящего в образующиеся стружки и определяемая отношением  $(\tau - \tau_n)/\tau$ , увеличивается с увеличением температуры резания  $\theta$ , а доля тепла, уходящего в адиабатический стержень и определяемая отношением  $\tau_n/\tau$ , наоборот, уменьшается.

Отношение значений количества тепла, уходящего в образующиеся стружки и адиабатический стержень,

$(\tau - \tau_n)/\tau_n$  увеличивается с увеличением температуры резания  $\theta$ . Это свидетельствует о том, что с увеличением  $\theta$  до 1500 °С в адиабатический стержень уходит

больше тепла, чем в образующиеся стружки, а с увеличением  $\theta$  от 1500 до 2000 °С, наоборот, больше тепла уходит в образующиеся стружки.

Таблица 1 – Расчетные значения времени  $\tau$  (в секундах)

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$\tau$ по зависимости (7)	0	0,004	0,022	0,072	0,15	0,27	0,464	0,85	$\infty$
$\tau$ по зависимости (8)	0	0,407	2,242	7,336	15,28	27,51	47,28	86,61	$\infty$

Таблица 2 – Расчетные значения безразмерной функции  $f$ 

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$-f$	0	0,0053	0,029	0,095	0,198	0,357	0,613	1,129	$\infty$

Таблица 3 – Расчетные значения параметров  $l_{2n}$  и  $\tau_n$ 

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$l_{2n}, \text{мм} (t=0,01 \text{ мм})$	0	0,315	0,63	0,95	1,33	1,58	1,89	2,2	2,52
$l_{2n}, \text{мм} (t=1 \text{ мм})$	0	3,18	6,36	9,54	12,7	15,9	19,1	22,3	25,4
$\tau_n, \text{с} (t=0,01 \text{ мм})$	0	0,004	0,02	0,053	0,105	0,148	0,213	0,29	0,378
$\tau_n, \text{с} (t=1 \text{ мм})$	0	0,6	2,4	5,42	9,63	15,1	21,67	29,49	38,52

Таблица 4 – Расчетные значения  $(\tau - \tau_n)$ ,  $(\tau - \tau_n)/\tau$ ,  $\tau_n/\tau$  и  $(\tau - \tau_n)/\tau_n$ 

$\theta, ^\circ\text{C}$	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$(\tau - \tau_n), \text{с}$	0,002	0,019	0,045	0,122	0,251	0,56	$\infty$
$(\tau - \tau_n)/\tau$	0,091	0,264	0,3	0,452	0,541	0,659	$\infty$
$\tau_n/\tau$	0,909	0,736	0,7	0,548	0,459	0,341	0
$(\tau - \tau_n)/\tau_n$	0,1	0,359	0,429	0,825	1,179	1,933	$\infty$

**Выводы.** Получены аналитические зависимости для определения температуры резания, глубины проникновения тепла в адиабатический стержень и времени нагрева адиабатических стержней, множеством которых представлен снимаемый припуск при плоском шлифовании. Произведен численный расчет этих параметров и установлено, что с течением времени они непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к определенным постоянным значениям.

**Список литературы:** 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 3. 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. 4. Силин С.С. Метод подобия при резании материалов / С.С. Силин.

– М.: Машиностроение, 1979. – 152 с. 5. Новиков Ф.В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф.В. Новиков, С.М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: междуна. научн.-техн. конф., 19-20 апреля 2007 г.: труды – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8-20.

**Bibliography (transliterated):** 1. Yakimov A.V. Optimizatsiya protsessa shlifovaniya / A.V. Yakimov. – Moscow: Mashinostroenie, 1975. – 175 P. 2. Reznikov A.N. Teplofizika protsessov mekhanicheskoy obrabotki materialov / A.N. Reznikov. – Moscow: Mashinostroenie, 1981. – 279 P. 3. Fiziko-matematicheskaya teoriya protsessov obrabotki materialov i tekhnologiy mashinostroeniya / pod obsh. red. F.V. Novikova i A.V. Yakimova. V 10 tomakh. – Vol. 4. "Teoriya abrazivnoy i almazno-abrazivnoy obrabotki materialov". – Odessa: ONPU, 2002. – 802 P. 4. Silin P.P. Metod podobiya pri rezanii materialov / P.P. Silin. – Moscow: Mashinostroenie, 1979. – 152 P. 5. Novikov F.V. Povyshenie effektivnosti tekhnologii finishnoy obrabotki detaley par treniya porshnevnykh nasosov / F.V. Novikov, P.M. Yatsenko // Fizicheskie i kompiuternye tekhnologii: mezhdun. nauthn.-tekhn. konf., 19-20 aprelya 2007 g.: trudy – Kharkov: KhNPK "FED", 2007. – P. 8-20.

Поступила (received) 11.11.2015

**Кленов Олег Станиславович** – кандидат технических наук, Фирма "ДиМерус Инженеринг" ООО, Харьков; тел.: (057) 7578777; e-mail: [anna@dimeruP.com](mailto:anna@dimeruP.com)

**Klenov Oleg Stanislavovith** – Candidate of Technical Sciences (Ph. D.), Firm "DiMerus Engineering" Ltd, Kharkiv; тел.: (057) 7578777; e-mail: [anna@dimeruP.com](mailto:anna@dimeruP.com)