

УДК 621.923

О. С. КЛЕНОВ

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООВОГО ПРОЦЕССА ПРИ ШЛИФОВАНИИ

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. Установлено, что во времени температура резания увеличивается, асимптотически приближаясь к постоянному значению. Глубина проникновения тепла в адиабатический стержень и время нагрева адиабатического стержня также изменяются по закону изменения температуры резания.

Ключевые слова: процесс шлифования, многопроходное шлифование, температура резания, тепловой процесс, адиабатический стержень, глубина шлифования.

Введение. При шлифовании изделий из закаленных сталей и твердых сплавов постоянно возникают проблемы, связанные с появлением на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других дефектов температурного происхождения. Естественно, это снижает эффективность обработки, приводит к браку обрабатываемых изделий и требует изыскания новых путей исключения этих дефектов, т.к. традиционные методы шлифования не обеспечивают решения данной проблемы без снижения производительности обработки, что малоэффективно. В связи с этим возникает необходимость теоретического анализа закономерностей формирования параметров теплового процесса при шлифовании на основе разработки новых подходов и, в первую очередь, к определению температуры резания при шлифовании.

Анализ последних достижений и литературы. Традиционно вопросы теоретического определения температуры резания при шлифовании решаются на основе использования классического уравнения теплопроводности [1-4]. Однако полученные решения обладают существенным недостатком, связанным с неопределенностью глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, поскольку граничным условием предусмотрено нулевое значение температуры поверхностного слоя обрабатываемой детали на бесконечном удалении от точки действия теплового источника. Все это ограничивает возможности точного определения температуры резания при шлифовании и требует уточненного решения, полученного, например, на основе упрощенного подхода, предложенного в работе [5]. Его суть состоит в том, что, представляя снимаемый припуск в виде множества бесконечно тонких адиабатических стержней, рассматривается формирование температуры в зоне шлифования с учетом движения теплового источника вдоль адиабатического стержня со скоростью, определяемой параметрами режима шлифования. Такой подход позволяет установить глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, при которой температура принимает нулевое значение. Поэтому в работе решаются вопросы развития этого теоретического подхода.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является теоретическое обоснование условий снижения температуры резания при шлифовании на

основе применения нового теоретического подхода к ее определению. Для этого необходимо сравнить значения температуры резания при многопроходном и глубинном шлифовании и обосновать условия выбора оптимальных параметров шлифования с учетом ограничения по температуре резания.

Материалы исследований. Для достижения поставленной цели рассмотрена расчетная схема шлифования (рис. 1) [5], в которой снимаемый припуск представлен в виде множества бесконечно тонких адиабатических стержней, которые перерезаются шлифовальным кругом. В результате тепловой источник движется вдоль адиабатического стержня с постоянной скоростью $V_{рез}$.

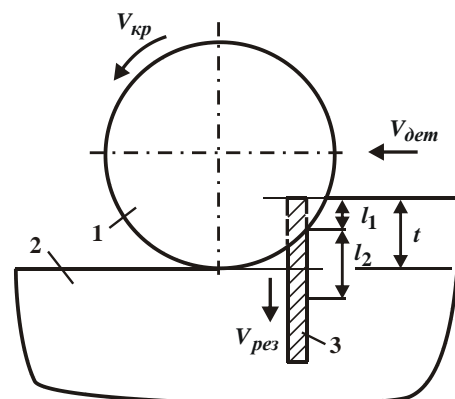


Рис. 1 – Расчетная схема параметров теплового процесса при плоском шлифовании: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – адиабатический стержень.

Глубина проникновения тепла в адиабатический стержень после условного n -го бесконечно малого контакта круга со стержнем (длительностью $d\tau$) определяется из условия: $l_{2n} = l_{2n-1} + V_{рез} \cdot d\tau$, где

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n}; \quad l_{2n-1} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_{n-1})} \quad \text{– глубина}$$

проникновения тепла в адиабатический стержень после условного $(n-1)$ -го бесконечно малого контакта круга с обрабатываемым материалом, м; τ_n, τ_{n-1} – время нагрева адиабатического стержня после n -го и $(n-1)$ -го бесконечно малых контактов круга с обрабатываемым материалом, с; λ – коэффициент тепло-

© О. С. Кленов, 2015

проводности материала обрабатываемой детали, Вт/м·К; c – удельная теплоемкость материала обрабатываемой детали, Дж/(кг·К); ρ – плотность материала обрабатываемой детали, кг/м³.

После преобразований получено:

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

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

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

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

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

В результате получено интегральное уравнение:

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

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

τ – время контакта круга с адиабатическим стержнем, с.

Как видно, зависимость (5), по сути, является уравнением относительно неизвестной величины τ_n , которая входит в его левую и правую части. Очевидно, установить взаимосвязь между параметрами τ_n и τ можно численными расчетами для вполне конкретных условий обработки. Таким образом показано, что параметры τ_n и τ 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 $q = \sigma \cdot V_{рез}$ – плотность теплового потока, Вт/м²; σ – условное напряжение резания, Н/м². Откуда $l_{2n} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{рез}}$. Соответственно

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

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

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

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 σ : чем оно меньше, тем меньше θ_{max} . Следовательно, основным путем уменьшения температуры резания при шлифовании необходимо рассматривать уменьшение условного напряжения резания σ 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:

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

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

Вт/(м·градус); $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/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 $Q_{уд} = 400$ мм²/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/(м³·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 τ для случаев: $t = 0,01 \text{ мм}$ и $t = 1 \text{ мм}$.

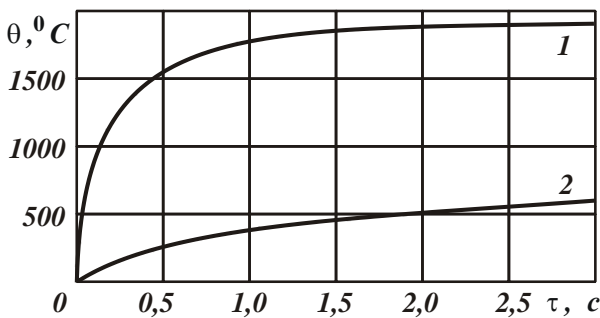


Рис. 2 – Зависимость θ от τ :
1; 2 – расчеты по зависимостям (7) и (8).

Для определения конкретных значений температуры резания θ 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 θ 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 θ увеличивается. Следовательно, увеличение глубины шлифования t и удельной производительности обработки $Q_{y\delta}$ в зависимости (11) приводит к увеличению температуры резания θ . При этом $Q_{y\delta}$ в большей мере влияет на температуру резания θ , чем глубина шлифования t , поскольку входит в зависимость (11) с большей степенью. Из этого вытекает, что добиться уменьшения температуры резания θ 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 τ_n , определяемого зависимостью (6). Как видно, параметры l_{2n} и τ_n тем больше, чем больше температура резания θ 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/м²; F – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м². 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 $(\tau - \tau_n)/\tau$, τ_n/τ и $(\tau - \tau_n)/\tau_n$, полученных на основе значений τ и τ_n , взятых из табл. 1 и табл. 3 для случая $t = 0,01 \text{ мм}$.

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

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

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

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

Таблица 1 – Расчетные значения времени τ (в секундах)

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

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	∞

Таблица 3 – Расчетные значения параметров l_{2n} и τ_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 $(\tau - \tau_n)$, $(\tau - \tau_n)/\tau$, τ_n/τ 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	∞
$(\tau - \tau_n)/\tau$	0,091	0,264	0,3	0,452	0,541	0,659	∞
τ_n/τ	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	∞

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. nauchn.-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

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