

УДК 621.923

© Рябенков И. А., Новиков Ф. В., Андилахай А. А.

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКЕ ШЛИФОВАНИЕМ

*Получены новые аналитические зависимости для определения температуры резания при шлифовании с учетом распределения тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и образующиеся стружки. Показано, что основная часть образующегося при многопроходном шлифовании тепла, уходит в обрабатываемую деталь. Сравнение расчетных и экспериментальных значений температуры резания при шлифовании показало высокую степень их сходимости. Даны практические рекомендации.*

**Ключевые слова:** многопроходное шлифование, температура резания при шлифовании, поверхностный слой детали, глубина проникновения тепла, условное напряжение резания, плотность теплового потока.

**Постановка проблемы.** Процесс шлифования характеризуется относительно высоким уровнем энергоемкости обработки в связи с наличием трения связки круга с обрабатываемым материалом. Это увеличивает вероятность появления на обрабатываемых поверхностях деталей различных температурных дефектов, что снижает их эксплуатационные свойства. Поэтому для высококачественной обработки деталей на финишных операциях шлифования необходимо уменьшить температуру резания за счет регулирования режимами резания, характеристиками круга и другими условиями обработки. Для выявления новых технологических возможностей уменьшения температуры резания при шлифовании важно провести ее теоретический анализ с использованием новых технологических подходов к решению классического уравнения теплопроводности.

**Анализ последних исследований и публикаций.** Анализ литературных источников [1-3] показал, что вопросам исследования температуры резания при шлифовании уделяется значительное внимание. Большой вклад в развитие методов расчета температуры шлифования внес проф. Якимов А. В. [4]. Благодаря его разработкам в настоящее время создана математически формализованная теория теплофизики процессов шлифования, позволяющая на основе решения классического уравнения теплопроводности рассчитать стационарные и нестационарные тепловые поля, возникающие в обрабатываемой детали при шлифовании, и таким образом определить температуру поверхностного слоя обрабатываемой детали. Это создает объективные предпосылки установления оптимальных условий шлифования, исключающих образование на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других температурных дефектов.

Наряду с фундаментальными решениями дифференциального уравнения теплопроводности применительно к процессу шлифования, существуют и упрощенные инженерные решения по определению температуры резания при шлифовании [5], которые позволяют достаточно просто (фактически без потери точности расчетов) определить температуру резания при шлифовании и произвести теоретический анализ условий ее уменьшения. Основу упрощенных решений составляет расчетная схема (рис. 1 [6]), согласно которой снимаемый припуск представлен в виде пакета бесконечного множества прямолинейных адиабатических стержней, которые перерезаются шлифовальным кругом со скоростью  $V_{рез}$  при его движении вдоль обрабатываемой поверхности. На рис. 1 приняты следующие обозначения:  $l_1$  – текущее значение толщины снимаемого слоя материала, м;  $l_2$  –

текущая глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, м;  $V_{кр}$  – скорость вращения круга, м/с.

В работе [7], в результате использования расчетной схемы, приведенной на рис. 1, получена аналитическая зависимость для определения температуры резания при шлифовании  $\theta$  периферией круга (температуры поверхностного слоя детали):

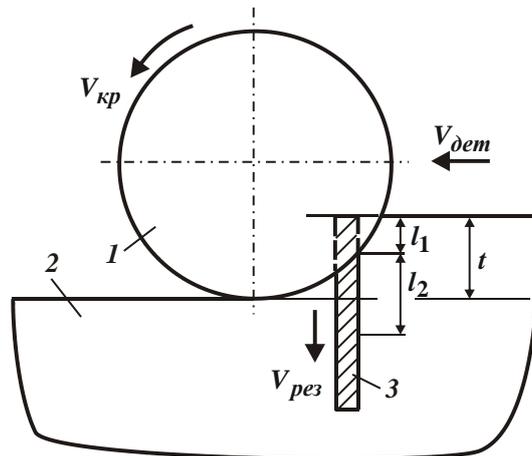


Рисунок 1 – Расчетная схема параметров плоского шлифования:  
1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь; 3 – адиабатический стержень

$$\theta = \frac{0,96 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{кр}}} \cdot \left( 1,088 \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot t \cdot Q_{y\delta}} - \sqrt{t \cdot Q_{y\delta}} \right), \quad (1)$$

где  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К;  $c$  – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К);  $\rho$  – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>;  $R_{кр}$  – радиус шлифовального круга, м;  $Q_{y\delta} = Q/B = t \cdot V_{дет}$  – удельная производительность обработки, м<sup>3</sup>/(с·м);  $Q = B \cdot t \cdot V_{дет}$  – производительность обработки, м<sup>3</sup>/с;  $B$  – ширина шлифования, м;  $t$  – глубина шлифования, м;  $V_{дет}$  – скорость детали, м/с.

Постоянство производительности обработки  $Q = B \cdot t \cdot V_{дет}$  достигалось за счет пропорционального уменьшения скорости детали  $V_{дет}$  с увеличением глубины шлифования  $t$  по зависимости  $V_{дет} = Q/(B \cdot t)$ . Как установлено расчетами, температура резания при шлифовании  $\theta$  имеет экстремум (максимум) от переменной величины  $\sqrt{t \cdot Q_{y\delta}}$  (рис. 2). Исходя из этого, уменьшить температуру резания при шлифовании  $\theta$  можно за счет осуществления многопроходного (маятникового) или глубинного шлифования. Экстремальные значения температуры резания при шлифовании  $\theta$  и переменной величины  $\sqrt{t \cdot Q_{y\delta}}$  определяются:

$$\left( \sqrt{t \cdot Q_{y\delta}} \right)_{\text{экстр}} = \frac{0,25 \cdot \lambda \cdot \sqrt{R_{кр}}}{c \cdot \rho}; \quad (2)$$

Машинобудування і зварювальне виробництво

$$\theta_{max} = \frac{0,25 \cdot \sigma}{c \cdot \rho} \quad (3)$$

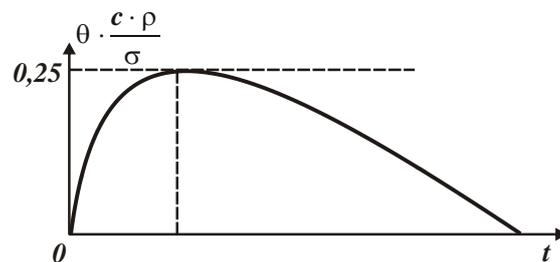


Рисунок 2 – Зависимость безразмерной величины  $\theta \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$  от глубины шлифования  $t$ .

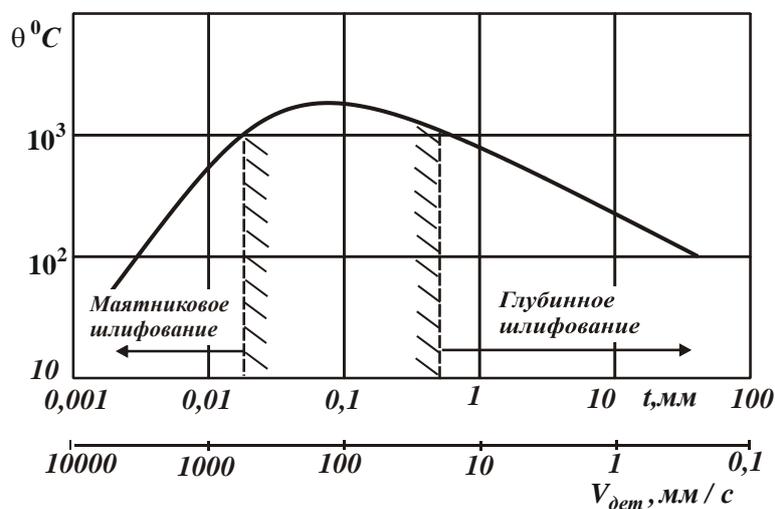


Рисунок 3 – Зависимость температуры резания при шлифовании  $\theta$  от глубины шлифования  $t$  (скорости детали  $v_{дет}$ )

Работами американского инженера Вернера Г. [8] экспериментально установлена экстремальная зависимость температуры резания при шлифовании периферией круга от глубины шлифования  $t$  при заданной производительности обработки  $Q$  (рис. 3). Это является подтверждением правильности полученной аналитической зависимости (1). Из зависимостей (2) и (3) также вытекает, что максимальная температура резания при шлифовании  $\theta_{max}$  однозначно определяется условным напряжением резания  $\sigma$ , а переменная величина  $\sqrt{t} \cdot Q_{уд}$  - коэффициентом теплопроводности обрабатываемого материала  $a = \lambda / (c \cdot \rho)$  и радиусом шлифовального круга  $R_{кр}$ .

Данное решение можно использовать для определения условий уменьшения температуры резания при финишной обработке по методу многопроходного шлифования. Однако для этого необходимо получить новые аналитические зависимости, позволяющие с единых позиций с учетом распределения тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и образующиеся стружки, сравнить различные варианты финишной обработки шлифованием по температурному критерию и научно обоснованно подойти к выбору наилучшего из них.

**Цель работы** – повышение эффективности операций финишной обработки шлифованием на основе уменьшения температуры резания.

**Изложение основного материала.** Для достижения поставленной цели рассмотрен предложенный в работах [9] упрощенный теоретический подход к определению температуры резания при шлифовании. В его основу положено описание распределения тепла в бесконечно тонких адиабатических стержнях, которыми условно представлен снимаемый припуск и которые расположены перпендикулярно направлению движения шлифовального круга (рис. 4). Установлено, что, согласно классическому решению дифференциального уравнения теплопроводности в полубесконечном стержне  $\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 \theta(x, \tau)}{\partial x^2}$  для граничного

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{x=0} = -\frac{1}{\lambda} \cdot q_0 \text{ и начального } \theta \Big|_{\tau=0} = 0 \text{ условий с учетом } z = \frac{x}{2 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}} :$$

$$\theta(z) = 2 \cdot \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right]; \quad (4)$$

$$q(z) = q_0 \cdot (1 - \operatorname{erf}z), \quad (5)$$

температура  $\theta(z)$  и плотность теплового потока  $q(z)$  по глубине поверхностного слоя обрабатываемого материала непрерывно уменьшаются, асимптотически приближаясь к нулевому значению. Здесь  $x$  – координата, м;  $\tau$  – время, с;  $a = \lambda / (c \cdot \rho)$  – коэффициент температуропроводности материала, м<sup>2</sup>/с;  $q_0$  – плотность теплового потока при  $x=0$ , Вт/м<sup>2</sup>.

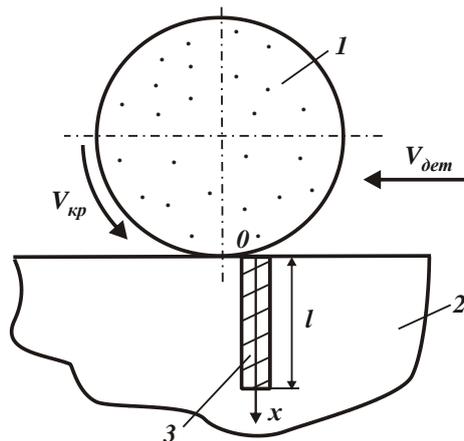


Рисунок 4 – Расчетная схема температуры резания при шлифовании:

1 – круг; 2 – деталь; 3 – адиабатический стержень.

Как видно, в данном случае глубина проникновения тепла в поверхностный слой материала бесконечна и поэтому нельзя однозначно определить истинное значение нарушенного (дефектного с точки зрения теплового воздействия) слоя обрабатываемого материала. В связи с этим предложен упрощенный подход [10] к определению температуры резания при шлифовании, основанный на задании закона распределения плотности теплового потока по глубине поверхностного слоя обрабатываемого материала. Принято, что количество тепла  $Q_1$ , вошедшее в стержень длиной  $\Delta x$  за время  $\tau$ , равно

$$Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \tau, \quad (6)$$

а количество тепла  $Q_2$ , необходимое для нагревания стержня длиной  $\Delta x$  до температуры  $\theta$  за время  $\tau$ , равно

## Машинобудування і зварювальне виробництво

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{\Delta x} \theta(x) \cdot dx, \quad (7)$$

где  $S$  – площадь поперечного сечения стержня, м.

Установлено, что для случая  $q(x) = q_0 \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)$  и граничного условия  $\theta(x = \Delta x) = 0$  решение принимает вид

$$\theta(x) = -\frac{1}{\lambda} \cdot \int q(x) \cdot dx = \theta_{max2} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)^2. \quad (8)$$

Максимальное значение температуры шлифования:

$$\theta(x=0) = \theta_{max2} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2} = 1,225 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (9)$$

Из условия  $Q_1 = Q_2$  определяется глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали

$$l_z^* = \Delta x = 2,45 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (10)$$

Температура шлифования и плотность теплового потока в зависимости от безразмерной величины  $z$  принимают вид:

$$\theta(z) = 1,225 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \bar{\theta}(z); \quad (11)$$

$$q(z) = q_0 \cdot \bar{q}(z), \quad (12)$$

где  $\bar{\theta}(z) = (1 - 0,816 \cdot z)^2$ ;  $\bar{q}(z) = (1 - 0,816 \cdot z)$  – безразмерные функции температуры резания при шлифовании и плотности теплового потока.

Установлено, что для случая  $q(x) = q_0$  и граничного условия  $\theta(x = \Delta x) = 0$  решение принимает вид

$$\theta(x) = \theta_{max3} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right). \quad (13)$$

Максимальное значение температуры резания при шлифовании:

$$\theta(x=0) = \theta_{max3} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x = 1,414 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau}. \quad (14)$$

Из условия  $Q_1 = Q_2$  определяется глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали

$$l_2 = \Delta x = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau} . \quad (15)$$

Температура резания при шлифовании в зависимости от безразмерной величины  $z$  выражается:

$$\theta(z) = 1,414 \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \bar{\theta}(z), \quad (16)$$

где  $\bar{\theta}(z) = (1 - 1,414 \cdot z)$  – безразмерная функция температуры.

Расчеты показали, что значения максимальной температуры резания при шлифовании, полученные с использованием зависимостей (4), (11) и (16), отличаются незначительно (в пределах 15 %, рис. 5). Следовательно, используя данное упрощенное решение, можно достаточно просто рассчитать температуру резания при шлифовании и научно обоснованно подойти к выбору оптимальных условий обработки по температурному критерию.

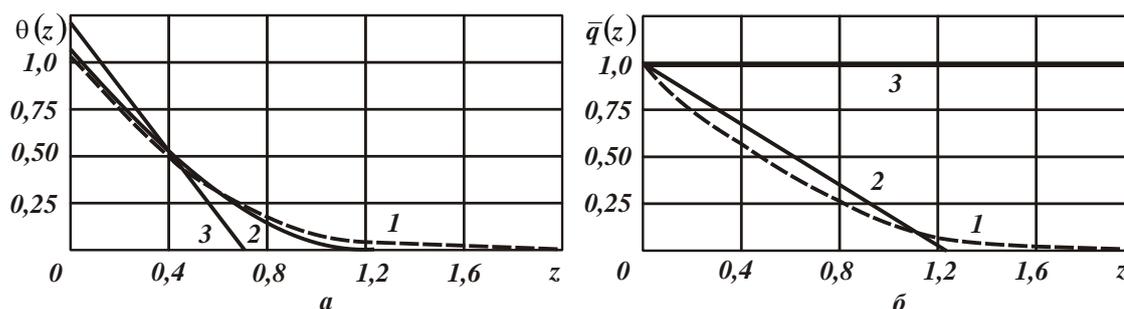


Рисунок 5 – Графики функций  $\theta(z)$  (а) и  $q(z)$  (б), описываемые зависимостями:

$$1 - (4) \text{ и } (5); 2 - (11) \text{ и } (12); 3 - (16) \text{ для условия } \sqrt{a \cdot \tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1.$$

Необходимо отметить, что данное решение получено из условия, что все тепло, образующееся при плоском шлифовании периферией круга, уходит в обрабатываемую деталь. Чтобы учесть долю тепла, уходящего также в образующиеся стружки, общее количество тепла следует представить в виде двух составляющих, обусловленных отводом тепла из зоны резания в поверхностный слой обрабатываемой детали ( $w_1$ ) и нагреванием стружек ( $w_2$ ). Тогда  $w = w_1 + w_2$ .

Рассмотрим первоначально случай 3 (рис. 5 [10]), когда плотность теплового потока не изменяется по глубине поверхностного слоя обрабатываемой детали. В этом случае максимальная температура резания при шлифовании определяется аналитической зависимостью (14), а глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали – зависимостью (15). Разрешим зависимость (14) относительно плотности теплового потока

$$q_0 = \frac{\lambda \cdot \theta_{max3}}{1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}} . \quad (17)$$

Тогда количество тепла, уходящего в обрабатываемую деталь  $w_1$ , при плоском шлифовании определится

$$W_1 = q_0 \cdot F \cdot \tau = \frac{\lambda \cdot \theta_{max3} \cdot F}{1,414} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{a}}, \quad (18)$$

где  $F = B \cdot l$  – площадь контакта круга с обрабатываемой деталью, м<sup>2</sup>;  $l = \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}$  – длина контакта круга с обрабатываемой деталью, м.

Количество тепла, уходящего в образующуюся стружку, равно

$$W_2 = c \cdot \rho \cdot F \cdot t \cdot \theta_{max3}. \quad (19)$$

Из условия  $w = \sigma \cdot F \cdot t = w_1 + w_2$  с учетом  $\tau = \frac{l}{V_{дем}} = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дем}}$ , имеем

$$\theta_{max3} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дем}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}\right)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + 0,84 \cdot \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дем}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}}\right)}. \quad (20)$$

Если бы все образующееся при шлифовании тепло уходило в стружки, т.е.  $w_1=0$ , то зависимость для определения  $\theta_{max3}$  приняла бы вид  $\theta_{max3} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ . Следовательно, первый

множитель зависимости (20), равный  $\frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ , определяет температуру нагрева образующихся

стружек, а второй множитель – долю тепла, уходящего в обрабатываемую деталь. Это вытекает также из условия, что если бы все образующееся при шлифовании тепло уходило в обрабатываемую деталь, т.е.  $w_2=0$ , то зависимость для определения  $\theta_{max3}$  приняла бы вид

$$\theta_{max3} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{V_{дем} \cdot t}{a}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}, \text{ который соответствует зависимости (20) без учета первого}$$

слагаемого в знаменателе, равного 1 и обусловленного наличием тепла, уходящего в образующиеся стружки.

Для исходных данных:  $R_{кр} = 0,15$  м;  $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м;  $Q_{уд} = V_{дем} \cdot t = 600$  мм<sup>2</sup>/мин =  $10^{-5}$  м<sup>2</sup>/с;  $a = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с (шлифование стали ШХ15) второй множитель зависимости (20) принимает небольшое значение, равное 0,116. Поэтому наличие второго множителя в зависимости (20) позволяет уменьшить значения  $\theta_{max3}$ , что приводит в соответствие теорию и практику шлифования. Из этого можно сделать вывод о том, что основная часть образующегося при многопроходном шлифовании тепла, уходит в обрабатываемую деталь, а в образующиеся стружки уходит небольшая часть тепла. В данном случае 88,4 % тепла уходит в обрабатываемую деталь, а 11,6 % - в образующиеся стружки.

Рассмотрим теперь случай 2, показанный на рис. 5 [10], когда плотность теплового потока по глубине поверхностного слоя обрабатываемой детали уменьшается по линейному

## Машинобудування і зварювальне виробництво

закону. В этом случае максимальная температура резания при шлифовании определяется аналитической зависимостью (9). Разрешим ее относительно плотности теплового потока

$$q_0 = \frac{\lambda \cdot \theta_{\max_2}}{1,225 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}} \quad (21)$$

Тогда количество тепла, уходящего в обрабатываемую деталь  $w_1$ , определится

$$W_1 = q_0 \cdot F \cdot \tau = \frac{\lambda \cdot \theta_{\max_2} \cdot F}{1,225} \cdot \sqrt{\frac{\tau}{a}} \quad (22)$$

Количество тепла, уходящего в образующуюся стружку, определяется зависимостью (19).

Из условия  $w = \sigma \cdot F \cdot t = w_1 + w_2$  с учетом  $\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дем}}$ , имеем

$$\theta_{\max_2} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(1 + 0,97 \cdot \sqrt{\frac{a}{t \cdot V_{дем}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{t}}\right)} \quad (23)$$

В количественном выражении отличие значений температуры резания при шлифовании, рассчитанных по зависимостям (20) и (23) не превышает 13 %. Это указывает на то, что характер изменения плотности теплового потока вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали мало влияет на характер изменения температуры вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали и ее абсолютные значения. Поэтому при расчете температуры резания при шлифовании можно использовать обе зависимости. С учетом доли тепла, уходящего в образующиеся стружки, расхождение значений температур резания, рассчитанных по двум зависимостям, будет небольшим – в пределах 10 %, что вполне приемлемо для практических расчетов.

Вместе с тем, отличие значений глубины  $l_2$ ,  $l_2^*$  проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали для двух случаев, исходя из зависимостей (10) и (15), будет больше. Поэтому важно экспериментально оценить достоверность полученных теоретических решений на основе использования приведенных в научно-технической литературе экспериментальных значений  $l_2$ . На рис. 6 [11] показан характер изменения температуры по глубине поверхностного слоя обрабатываемой детали, изготовленной из сплава ЖС6К, при плоском шлифовании для следующих условий обработки:  $a = 3,73 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ;  $v_{дем} = 0,1 \text{ м/с}$ ;  $R_{кр} = 0,3 \text{ м}$ . Как видно, графики изменения температуры, приведенные на рис. 5 и рис. 6, примерно одинаковые, что свидетельствует о соответствии теоретических и экспериментальных данных.

Параметр  $l_2$  определим на основе использования аналитических зависимостей (15) и (10),

представляя их с учетом  $\tau = \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дем}}$  для плоского шлифования в виде:

$$l_2 = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot t}}{V_{дем}}}; \quad (24)$$

$$l_2^* = 2,45 \cdot \sqrt{a \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{sp} \cdot t}}{V_{dem}}} \quad (25)$$

В табл. 1 и в табл. 2 приведены рассчитанные по зависимостям (24) и (25) значения  $l_2$  для разных глубин шлифования  $t$ .

Таблица 1 – Расчетные значения  $l_2 = \Delta x = 1,414 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}$

$t$ , мм	0,01	0,02	0,03
$l_2$ , мм	0,606	0,721	0,798

Таблица 2 Расчетные значения  $l_2^* = \Delta x = 2,45 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}$

$t$ , мм	0,01	0,02	0,03
$l_2^*$ , мм	1,05	1,25	1,382

Нетрудно видеть, что значения  $l_2^*$ , приведенные в табл. 2, незначительно отличаются от экспериментальных значений (рис. 6 [11]) – в пределах 10 – 15 %. Это свидетельствует о возможности использования зависимости (25) для расчета значения  $l_2^*$ , а, следовательно, и зависимостей (23) и (20) для расчета максимальной температуры при шлифовании.

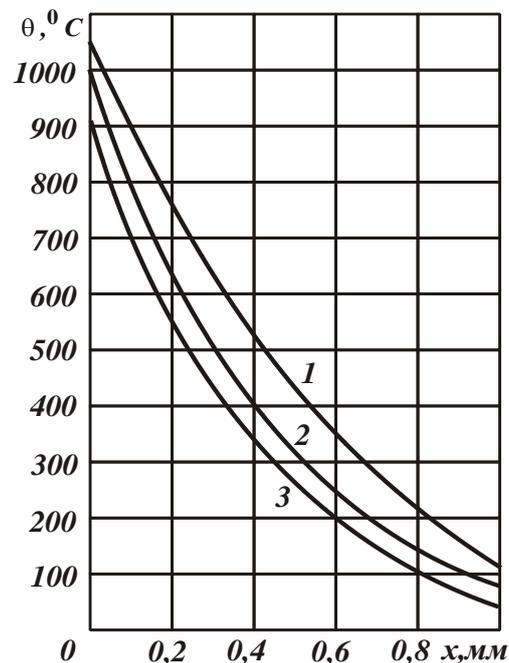


Рисунок 6 – Кривые распределения температуры по сечению тела в зависимости от глубины шлифования сплава ЖС6К:  
 1 –  $t=0,03$  мм; 2 –  $t=0,02$  мм; 3 –  $t=0,01$  мм ( $v_{dem}=0,1$  м/с) [11].

Исходя из зависимости (23), основным условием уменьшения температуры резания при шлифовании  $\theta_{max2}$  следует рассматривать уменьшение условного напряжения резания  $\sigma$ ,

которое оказывает наибольшее влияние на  $\theta_{max2}$ . При заданной удельной производительности обработки  $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ , согласно зависимости (23), уменьшить температуру резания при шлифовании  $\theta_{max2}$  можно уменьшением глубины шлифования  $t$ , т.е. применением многопроходного шлифования, что согласуется с обобщенной зависимостью (1) и свидетельствует о достоверности полученной зависимости (23).

## ВЫВОДЫ

В работе на основе упрощенного подхода к расчету температуры резания при шлифовании получены новые аналитические зависимости для определения температуры резания в условиях финишной обработки по методу многопроходного шлифования с учетом распределения тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и образующиеся стружки. Показано, что основная часть образующегося при многопроходном шлифовании тепла, уходит в обрабатываемую деталь, а в образующиеся стружки уходит небольшая часть тепла. Поэтому учет тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, приводит в соответствие теорию и практику шлифования. Теоретически установлено, что характер изменения плотности теплового потока вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали несущественно влияет на абсолютные значения и характер изменения температуры резания при шлифовании, а также глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Это согласуется с результатами экспериментальных исследований, что свидетельствует о достоверности полученного теоретического решения и возможности его практического использования для определения оптимальных условий обработки при многопроходном шлифовании по температурному критерию. Показано, что основным условием уменьшения температуры резания при шлифовании является уменьшение условного напряжения резания, которое оказывает наибольшее влияние на температуру резания. При заданной удельной производительности обработки уменьшить температуру резания при шлифовании можно уменьшением глубины шлифования, т.е. применением многопроходного шлифования.

### *Список использованных источников:*

1. Резников, А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 279 с.
2. Силин, С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
3. Евсеев, Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов : Изд-во Сарат. ун-та, 1975. – 127 с.
4. Якимов, А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.
5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10 т. Т. 2 : Теплофизика резания материалов / под общ. ред. Ф. В. Новикова, А. В. Якимова. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 625 с.
6. Новиков, Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии : междунар. научно-техн. конф. (Харьков, 19–20 апреля 2007 г.). – Харьков, 2007. – С. 8–20.

## Машинобудування і зварювальне виробництво

7. Кленов, О. С. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / Кленов Олег Станіславович. – Одеса, 2011. – 21 с.
8. Werner, G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / G. Werner // Werkstattstechnik. – 1979. – N 10. – S. 613–620.
9. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа : учеб. пособие / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта: УГТУ, 2004. – 128 с.
10. Новиков, Ф. В. Расчет температуры шлифования с учетом неустановившегося во времени теплового процесса / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков, В. И. Полянский // Известия Юго-Западного гос. ун-та. – Курск, 2014. – № 1. – С. 34–38. – (Серия : Техника и технологии)
11. Ящерицын, П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск : Наука и техника, 1973. – 184 с.

Рябенков І. О., Новіков Ф. В., Анділахай О. О.

### ВИЗНАЧЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ РІЗАННЯ ПРИ ФІНІШНІЙ ОБРОБЦІ ШЛІФУВАННЯМ

*В роботі, на основі спрощеного підходу до розрахунку температури різання при шліфуванні, отримані нові аналітичні залежності для визначення температури різання в умовах фінішної обробки за методом багатопрохідного шліфування з урахуванням розподілу тепла, що йде в оброблювану деталь і у стружки, які утворюються. Показано, що основна частина тепла, яке утворюється при багатопрохідному шліфуванні, йде в оброблювану деталь, а у стружки йде невелика частина тепла. Тому облік тепла, що йде в оброблювану деталь, приводить у відповідність теорію і практику шліфування. Теоретично встановлено, що характер зміни щільності теплового потоку всередину поверхневого шару оброблюваної деталі несуттєво впливає на абсолютні значення і характер зміни температури різання при шліфуванні, а також глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Це узгоджується з результатами експериментальних досліджень глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, що свідчить про достовірність отриманого теоретичного рішення і можливості його практичного використання для визначення оптимальних умов обробки при багатопрохідному шліфуванні по температурному критерію. Показано, що основною умовою зменшення температури різання при шліфуванні є зменшення умовної напруги різання, яка має найбільший вплив на температуру різання. Теоретично встановлено, що при заданій питомій продуктивності обробки зменшити температуру різання при шліфуванні можна зменшенням глибини шліфування, тобто застосуванням багатопрохідного шліфування. В роботі встановлено також, що на відміну від відомих рішень класичного рівняння теплопровідності при шліфуванні, коли глибина проникнення тепла в поверхневий шар матеріалу нескінченна, і у зв'язку з цим не можна однозначно визначити справжнє значення порушеного (дефектного з точки зору теплового впливу) шару оброблюваного матеріалу, в запропонованому рішенні глибина проникнення тепла в поверхневий шар матеріалу приймає кінцеве рішення.*

**Ключові слова:** багатопрохідне шліфування, температура різання при шліфуванні, поверхневий шар деталі, глибина проникнення тепла, умовне напруження різання, щільність теплового потоку.

Ryabekov I. O., Novikov F. V., Andilayah A. A.

## DETERMINATION OF THE TEMPERATURE AT THE CUTTING FINISHING GRINDING

*In this paper, a new analytical dependence for determining the temperature of cutting in a finishing method multipass grinding, taking into account the distribution of the heat, leaving the workpiece and the resulting chips are obtained based on a simplified approach to the calculation of cutting temperature during grinding. It has been shown that most of the heat generated during multipass grinding, goes into the workpiece, and the resulting chip away a small part of the heat. Therefore, keeping the heat in the outgoing workpiece, resulting in matching theory and practice of grinding. Theoretically it found that the variation of the heat flux density depth of the surface layer of the workpiece insignificantly affects the absolute values and the variation of temperature during grinding of cutting and heat penetration depth into the surface layer of the workpiece. This is consistent with the results of experimental studies of heat penetration depth of the surface layer of the workpiece, which indicates the validity of the theoretical solutions and the possibility of its practical use to determine the optimum processing conditions during multi-pass grinding on the temperature criterion-tory. It is shown that the main condition for reducing the temperature of cutting when grinding is to reduce the conditional cutting voltage, which has the greatest influence on the cutting temperature. Theoretical found that when, for a given treatment reduced specific productivity for grinding cutting temperature can decrease grinding depth, i.e. application of the set-goprohodnogo grinding. The work also established that, unlike the known solutions of the classical equation of heat conduction during grinding when Glu bean heat penetration into the surface layer of the material is infinite, and therefore can not unambiguously determine the true value of the impaired (defective in terms of thermal exposure) layer treated material in the proposal-decision Gennes heat penetration depth of the surface layer of the material takes the final decision.*

**Keywords:** *multipass grinding, cutting temperature during grinding, surface layer in detail, the depth of penetration of heat, conventional voltage-cut, the density of the heat flow.*

Рецензент: д-р техн. наук, проф. В. В. Суглобов  
Статья поступила 24.06.2018 г.

УДК 621.91.01

© Новиков Ф. В., Полянский В. И., Андилахай А. А.

## РАСЧЕТ И АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

*Показано, что применение решения о разрушении бруса под действием продольных сил, при отрицательных передних углах инструмента приводит к отрицательным значениям условного угла сдвига обрабатываемого материала и силы резания. Применение подхода, предложенного профессором Зворыкиным К. А., приводит к положительным значениям параметров силовой напряженности процесса резания. Это в большей степени отражает закономерности процесса стружкообразования при резании.*

**Ключевые слова:** *процесс резания, резец, угол сдвига материала, сила резания, коэффициент трения, условное напряжение резания.*