

МАШИНОБУДУВАННЯ ТА МЕТАЛООБРОБКА

УДК 621.923

© Кленов О.С.¹, Новиков Ф.В.², Гершиков И.В.³, Анділахай А.А.⁴

РАСЧЕТ И АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Разработана математическая модель определения температуры резания при шлифовании с учетом закономерностей изменения температуры в слое снимаемого припуска для вполне конкретной глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Обоснованы условия уменьшения температуры резания при шлифовании и даны практические рекомендации.

Ключевые слова: шлифование, шлифовальный круг, снимаемый припуск, адиабатический стержень, температура резания, тепловой источник, условное напряжение резания, расчетная схема.

Кленов О.С., Новіков Ф.В., Гершиков І.В., Анділахай О.О. Розрахунок і аналіз температури різання при шліфуванні. Розроблено математичну модель визначення температури різання при шліфуванні з урахуванням закономірностей зміни температури в шарі припуску, що знімається для цілком конкретної глибини проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі. Обґрунтовані умови зменшення температури різання при шліфуванні й надано практичні рекомендації.

Ключові слова: шліфування, шліфувальний круг, припуск, що знімається, адиабатичний стержень, температура різання, теплове джерело, умовне напруження різання, розрахункова схема.

O.S. Klenov, F.V. Novikov, I.V. Gershikov, O.O. Andilayahay. Calculation and analysis of the cutting temperature at grinding. The work deals with the definition of conditions for rational use of the grinding process at the finishing operations, the thermal stress reduction due to the establishment of optimal grinding conditions and characteristics of the abrasive disk, the application of new kinematic grinding schemes and elimination of intense friction of the disk bond with the material being processed which is the main source of temperature defects on the surface being processed. A mathematical model for determining the temperature of cutting at grinding with due regard to temperature change laws in the allowance layer being removed for definite depth of heat penetration into the surface of the workpiece has been developed. A problem in cutting infinitely thin adiabatic rods (thought of as the allowance to be removed) with an abrasive disk, a new analytical dependence for determining the cutting temperature with regard to contact time of the abrasive disk with the adiabatic rod was obtained. It has been shown that a 10 times decrease in conventional cutting stress resulted in proportional maximum cutting in temperature reduction during grinding, it corresponding to the practical data. Knowing the cutting temperature change dependence on adiabatic rod heating time, cutting temperature for any grinding scheme can be determined, the contact time of the grinding wheel with the adiabatic rod can be set as well as the speed of the heat source movement speed along the adiabatic rod. Examples of cutting temperature calculation for the specific conditions of grinding have been given. It was found that in the course of time the temperature of cutting at grinding increases continu-

¹ канд. техн. наук, директор, ООО «Фирма «ДиМерус Инжиниринг», г. Харьков

² д-р техн. наук, профессор, Харьковский национальный экономический университет имени С. Кузнеця, г. Харьков

³ директор ЗАО «Азовский машиностроительный завод», г. Бердянск

⁴ д-р техн. наук, профессор, ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», г. Мариуполь, Andilayahay@mail.ru

ously, approaching the value of the energy balance, that is equal to the ratio of the conventional cutting stress to the specific heat multiplied by the density of the material being processed. The terms of the cutting temperature reduction at grinding have been laid out and practical recommendations have been made.

Keywords: *grinding, grinding disk, removable allowance, adiabatic rod, cutting temperature, the heat source, conventional cutting stress, grinding scheme.*

Постановка проблеми. Шлифование, как метод финишной обработки деталей машин, обладает уникальными возможностями с точки зрения обеспечения качества и точности обрабатываемых поверхностей. Вместе с тем, его практическое использование не всегда эффективно в связи с повышенной тепловой напряженностью процесса и возможным возникновением прижогов и других температурных дефектов на обрабатываемой поверхности. Поэтому основной задачей рационального использования процесса шлифования на финишных операциях является снижение тепловой напряженности за счет установления оптимальных режимов шлифования и характеристик круга, применения новых кинематических схем шлифования и исключения интенсивного трения связки круга с обрабатываемым материалом – основного очага появления температурных дефектов на обрабатываемой поверхности. Исходя из сказанного, работа посвящена определению условий снижения температуры резания при шлифовании и повышению качества обработки.

Анализ последних исследований и публикаций. Несмотря на большое количество работ, посвященных расчету и анализу температуры резания при шлифовании [1-3], данная проблема в полном объеме не решена, поскольку в расчетах, во-первых, не учитываются закономерности изменения температуры в слое снимаемого припуска (они учитываются лишь в поверхностном слое обрабатываемой детали), во-вторых, не рассматриваются условия определения глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Считается, что шлифовальный круг в процессе шлифования контактирует с абсолютно гладкой поверхностью обрабатываемой детали (без учета съема материала), а при решении уравнения теплопроводности глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали принимается бесконечной. Несомненно, это не соответствует действительности и не позволяет достаточно правильно определить параметры тепловой напряженности процесса шлифования.

Цель статьи – теоретическое обоснование условий снижения температуры резания при шлифовании на основе применения новых аналитических подходов к ее определению.

Изложение основного материала. В основу расчета температуры резания при шлифовании положена расчетная схема (рис. 1), где снимаемый припуск представлен множеством бесконечно тонких адиабатических стержней [4], которые перерезаются шлифовальным кругом в процессе шлифования. В результате тепловой источник плотностью q движется вдоль адиабатического стержня с постоянной скоростью $V_{рез}$. Представим его движение периодическим с шагом $V_{рез} \cdot d\tau$, тогда глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании за бесконечно малое время $d\tau$ аналитически выразится [4]:

$$l_{2_0} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau, \quad (1)$$

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

В связи с перерезанием части адиабатического стержня длиной $V_{рез} \cdot d\tau$ глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании уменьшится на величину $V_{рез} \cdot d\tau$ и станет равной

$$l_{2_1} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau - V_{рез} \cdot d\tau = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau_1, \quad (2)$$

где τ_1 – время нагрева адиабатического стержня при его перерезании на величину $V_{рез} \cdot d\tau$, с.

Откуда

$$\tau_1 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left(\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau - V_{рез} \cdot d\tau \right)^2 = d\tau \cdot (1 - \alpha)^2, \quad (3)$$

где $\alpha = \frac{V_{рез} \cdot d\tau}{l_{2_0}} < 1$.

Аналогично определяются значения $\tau_2, \tau_3, \dots, \tau_n$:

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = \left(\sqrt{1 + \frac{\tau_{n-1}}{d\tau}} - \alpha \right)^2, \quad (4)$$

где τ_n, τ_{n-1} – время нагрева адиабатического стержня при его перерезании, соответственно, на величины $n \cdot V_{рез} \cdot d\tau$ и $(n-1) \cdot V_{рез} \cdot d\tau$, с.

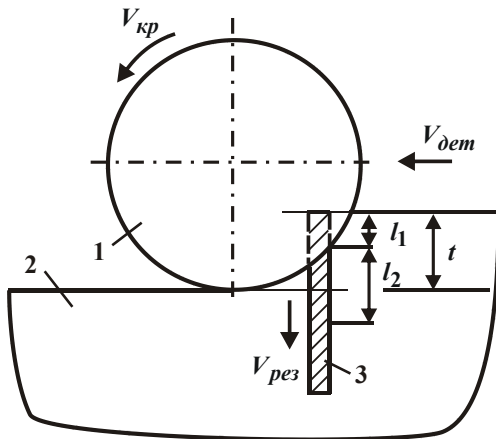


Рис. 1 – Расчетная схема параметров теплового процесса при плоском шлифовании: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – адиабатический стержень

Безразмерная величина α может изменяться в пределах от 0...1. Например, для $\alpha = 0,2$ начальное значение $\tau_1/d\tau$ определяется из зависимости (3) и равно 0,64. Тогда, согласно зависимости (4), имеем $\tau_2/d\tau = 1,1677$. Подставляя в зависимость (4) данное значение, определяем $\tau_3/d\tau = 1,6187$ и т. д. На рис. 2 приведены расчетные значения $\tau_n/d\tau$ для случаев $\alpha = 0,2$ и $\alpha = 0,1$, которые с увеличением числа шагов n непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к определенным установившимся (максимальным) значениям. Чтобы определить максимальное значение $\tau_n/d\tau$, следует воспользоваться

условием

$$l_{2_{n+1}} = l_{2_n} + V_{рез} \cdot d\tau, \quad (5)$$

которое после преобразований принимает вид интегрального уравнения:

$$d\tau = \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{рез} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \tau_n \right)}. \quad (6)$$

После интегрирования уравнения (6) с учетом начального условия $\tau_n(\tau = 0) = 0$ получено:

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{m} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right), \quad (7)$$

где $m = 2 \cdot V_{рез} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}}$; τ – текущее время нагрева адиабатического стержня, с.

Как следует из уравнения (7), функция τ_n с увеличением переменной величины τ увеличивается по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к определенной постоянной (максимальной) величине. Для ее определения уравнение (7) необходимо подчинить условию $\tau \rightarrow \infty$. В результате получим $e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \rightarrow 0$, откуда:

$$\tau_n = \frac{1}{m^2} = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}; \quad (8)$$

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{рез}} \quad (9)$$

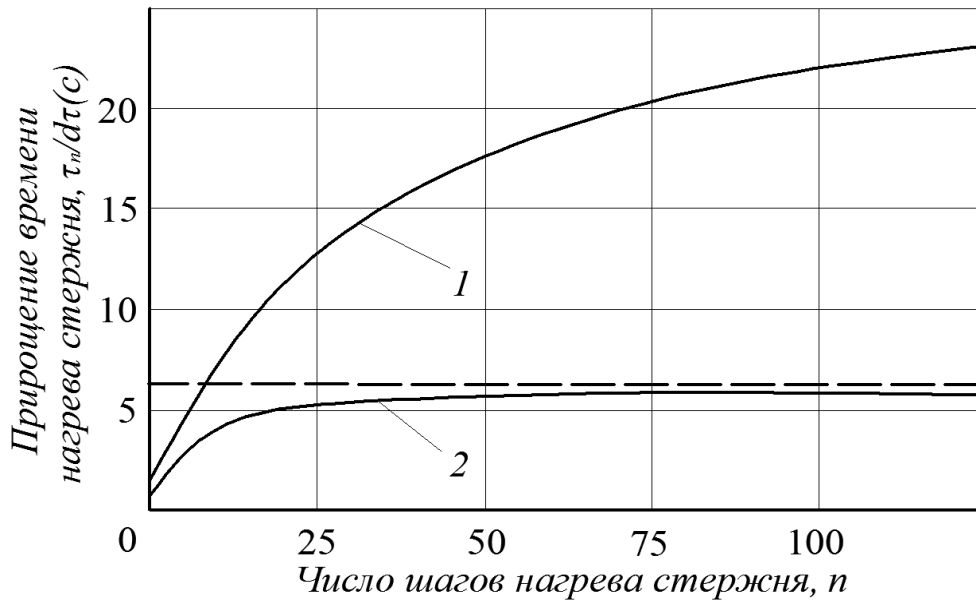


Рис. 2 – Зависимость $\tau_n / d\tau$ от n для $\alpha = 0,1$ (1) и $\alpha = 0,2$ (2)

Таким образом, определены параметры τ_n и l_{2n} , при которых происходит стабилизация во времени теплового процесса при шлифовании.

Преобразуем зависимость (8) с учетом условия $\alpha = \frac{V_{рез} \cdot d\tau}{l_{2_0}}$, где $l_{2_0} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau}$. В результате с учетом $\alpha = 0,2$ получим:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{d\tau}{\alpha \cdot l_{2_0}} \right)^2 = 6,25 \cdot d\tau, \quad (10)$$

откуда

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = 6,25. \quad (11)$$

Этим показано, что предельное (максимальное) значение $\tau_n / d\tau$ для случая $\alpha = 0,2$ равно 6,25 и достигается при достаточно большом количестве шагов: $n > 100$ (рис. 2). Поэтому в случае неучета перерезания адиабатического стержня глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании принимает большие значения, определяемые из зависимости

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot n \cdot d\tau},$$

значительно превышающие значение $n = 6,25$, полученное с учетом перерезания стержня.

Для случая $\alpha = 0,1$ (рис. 2) получено:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{d\tau}{\alpha \cdot l_{2_0}} \right)^2 = 25 \cdot d\tau, \quad (12)$$

тогда

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = 25. \quad (13)$$

Как видно, в этом случае величина τ_n / dt больше, чем в случае $\alpha = 0,2$.

Используя полученное решение, можно определить температуру резания при шлифовании на основе упрощенной зависимости [4]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_{2n}}{\lambda}, \quad (14)$$

где $q = \sigma \cdot V_{рез}$ – плотность теплового потока, Вт/м²; σ – условное напряжение резания, Н/м².

Параметр l_{2n} , как показано выше, определяется зависимостью:

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n}. \quad (15)$$

Подставляя в зависимость (14) выражение для определения τ_n (7), имеем:

$$l_{2n} = \frac{2 \cdot V_{рез}}{m^2} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right). \quad (16)$$

Подставляя зависимость (16) в (14), получено:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right) = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}{\lambda} \cdot \tau - \frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}}{\lambda} \cdot l_{2n}} \right). \quad (17)$$

Разрешая зависимость (14) относительно параметра $l_{2n} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{рез}}$ и подставляя полученное выражение в зависимость (17), имеем:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}{\lambda} \cdot \tau - \frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma}} \right). \quad (18)$$

В итоге получено уравнение относительно неизвестной величины – температуры резания при шлифовании θ . Данное уравнение идентично уравнению, приведенному в работе [4] и полученному другим методом расчета, что указывает на его достоверность.

Для удобства расчетов уравнение (18) целесообразно разрешить относительно текущего времени нагрева адиабатического стержня τ :

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2} \cdot \left[\ln \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (19)$$

Задавая конкретные значения температуры резания θ на основе зависимости (19), можно определить текущее время нагрева адиабатического стержня τ . Очевидно, при условии $\theta \rightarrow \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ функция $\ln \left(1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) = \ln 0 \rightarrow -\infty$. Соответственно, время $\tau \rightarrow \infty$. Следовательно, в этом случае температура резания принимает максимальное значение:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (20)$$

При текущем значении температуры резания θ первое слагаемое зависимости (19) принимает положительные значения, а второе слагаемое – отрицательные значения.

Пример расчета. Обрабатываемый материал – сталь ШХ15 ($\lambda = 42$ Вт/(м·градус); $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с – коэффициент теплопроводности). Производится плоское шлифование абразивным кругом с радиусом $R_{кр} = 0,2$ м, глубиной шлифования $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м и удельной производительностью обработки $Q_{y\partial} = 400$ мм²/мин. Тогда скорость перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня будет равна (рис. 1):

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

Условное напряжение резания определяется [5, 6]:

$$\sigma = \frac{2\sigma_{сж}}{K_{рез}},$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала (для стали ШХ15 $\sigma_{сж} = 2000 \text{ Н/мм}^2$); $K_{рез} = 0,4$ – коэффициент резания при шлифовании. Тогда $\sigma = 10000 \text{ Н/мм}^2 = 10^{10} \text{ Н/м}^2$.

Соответственно $c \cdot \rho = \frac{\lambda}{a} = 5 \cdot 10^6 \text{ Дж/(м}^3 \cdot \text{град)}$; $\frac{c \cdot \rho}{\sigma} = 5 \cdot 10^{-4} \text{ град}^{-1}$. Подставляя эти данные в зависимость (19), получим:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta]. \quad (21)$$

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

При $\theta = 1500^\circ\text{C}$ имеем $\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,25 + 0,75] = -0,757 \cdot [-1,35 + 0,75] = 0,464 \text{ с}$.

При $\theta = 1000^\circ\text{C}$ имеем $\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,5 + 0,5] = -0,757 \cdot [-0,7 + 0,5] = 0,15 \text{ с}$.

При $\theta = 500^\circ\text{C}$ имеем $\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,75 + 0,25] = -0,757 \cdot [-0,28 + 0,25] = 0,0226 \text{ с}$.

Пренебрегая вторым слагаемым в зависимости (21), получено:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta]. \quad (22)$$

В таблице и на рис. 3 приведены значения текущего времени нагрева адиабатического стержня τ , рассчитанные на основе зависимостей (21) и (22) для текущих значений температуры резания при шлифовании θ . В итоге получены зависимости температуры резания при шлифовании θ от времени τ , которые аналогичны зависимостям, приведенным на рис. 2.

Таблица

Расчетные значения текущего времени нагрева адиабатического стержня τ

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1000	1250	1500	1750	2000
$\tau, \text{с}$ Зависимость (21)	0	0,004	0,022	0,072	0,15	0,27	0,464	0,85	∞
$\tau, \text{с}$ Зависимость (22)	0	0,1	0,21	0,356	0,53	0,74	1,022	1,51	∞

Сравнивая значения текущего времени нагрева адиабатического стержня τ , рассчитанные по зависимостям (21) и (22), видно, что они существенно отличаются, причем, в большей степени при $\theta < 1500^\circ\text{C}$. Поэтому расчеты времени τ по упрощенной зависимости (22) можно производить лишь при условии $\theta > 1500^\circ\text{C}$. При этом условии и зависимость (18) принимает упрощенный вид:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}{\lambda} \cdot \tau} \right). \quad (23)$$

Как следует из зависимости (23), температура резания при шлифовании θ с увеличением переменной величины τ увеличивается по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к определенной постоянной (максимальной) величине, аналогично данным, приведенным на рис. 2. Для определения максимальной температуры резания при шлифовании уравнение (23) необходимо подчинить условию $\tau \rightarrow \infty$. В результате получено: $\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$. Как

видно, максимальная температура резания при шлифовании θ_{max} зависит лишь от одной переменной величины – условного напряжения резания σ : чем больше σ , тем больше θ_{max} .

Рассмотрим случай $\sigma = 10^9$ Н/м². Тогда

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln(1 - 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta]. \quad (24)$$

При $\theta = 200^\circ\text{C}$ функция $\ln(1 - 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta) = \ln 0 \rightarrow -\infty$. Следовательно, время $\tau \rightarrow \infty$. Соответственно, максимальная температура резания при шлифовании равна $\theta_{max} = 200^\circ\text{C}$.

При $\theta = 100^\circ\text{C}$ имеем $\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,5 + 0,5] = -0,757 \cdot [-0,7 + 0,5] = 0,151$ с.

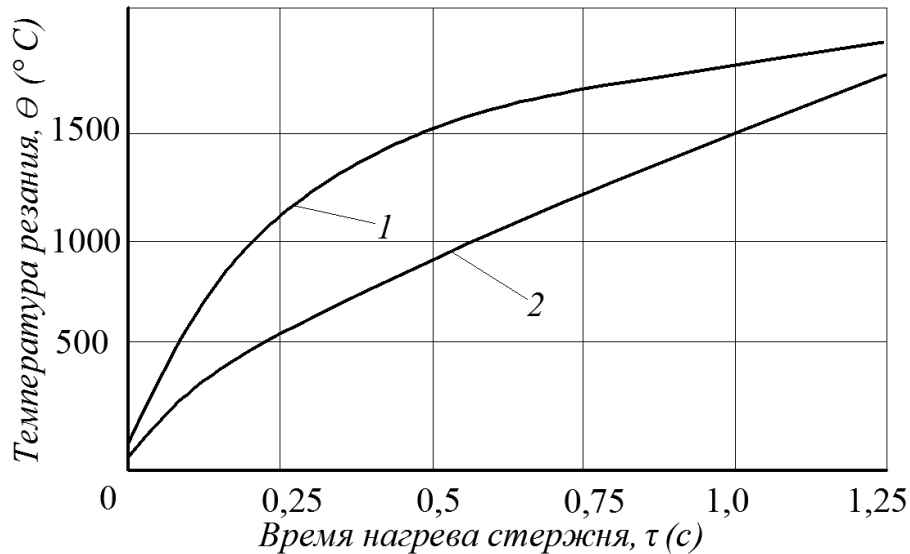


Рис. 3 – Зависимость температуры резания θ от времени нагрева стержня τ : 1 – расчет по зависимости (21); 2 – расчет по зависимости (22)

Таким образом, показано, что с уменьшением условного напряжения резания σ в 10 раз максимальная температура резания при шлифовании θ_{max} уменьшается пропорционально – с 2000°C до 200°C , что соответствует практическим данным.

Зная характер изменения температуры резания θ от текущего времени нагрева адиабатического стержня τ (рис. 3), можно определить температуру резания для любой схемы шлифования, устанавливая конкретные значения времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем и скорость перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня. Например, если при плоском шлифовании время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем $\tau = 0,5$ с, то согласно рис. 3, температура резания θ для таких условий шлифования равна 1550°C (при расчете по зависимости (21)) и 960°C (при расчете по зависимости (22)). Очевидно, значение $\theta = 1550^\circ\text{C}$ более точно отражает реальные условия шлифования, т.е. расчет температуры резания θ следует производить по зависимости (21), т.к. расчет по зависимости (22) приводит к заниженным результатам.

Пример расчета. Для приведенных выше исходных данных ($t = 0,01$ мм; $V_{рез} = 3,33$ мм/с) время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем $\tau = t/V_{рез} = 0,003$ с. Исходя из таблицы, это соответствует температуре резания при шлифовании $\theta = 200^\circ\text{C}$. С увеличением глубины шлифования t скорость перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня $V_{рез} = \frac{Q_{уд}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}$ будет уменьшаться, а время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем $\tau = t/V_{рез}$, наоборот, увеличиваться. Это приведет к увеличению температуры резания при шлифовании θ , что имеет место в реальных условиях шлифования.

Выводы

Разработана математическая модель определения температуры резания при шлифовании с учетом закономерностей изменения температуры в слое снимаемого припуска для вполне конкретной глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. На примере решения задачи о перерезании шлифовальным кругом бесконечно тонких адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, получена новая аналитическая зависимость для определения температуры резания с учетом изменения времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем. Приведены примеры расчета температуры резания для конкретных условий шлифования. Установлено, что с течением времени температура резания при шлифовании непрерывно увеличивается, приближаясь к значению энергетического равновесия, равного отношению условного напряжения резания к произведению удельной теплоемкости и плотности обрабатываемого материала. Обоснованы условия уменьшения температуры резания при шлифовании и даны практические рекомендации.

Список использованных источников:

1. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 279 с.
2. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 175 с.
3. Силин С.С. Метод подобия при резании материалов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
4. Новиков Ф.В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф.В. Новиков, С.М. Яценко // Физические и компьютерные технологии : международная научно-техническая конференция (19-20 апреля 2007г.). – Харьков : ХНПК «ФЭД», 2007. – С. 8-20.
5. Механика резания материалов. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 580 с. – (Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова : в 10-ти т.; Т. 1).
6. Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 802 с. – (Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова : в 10-ти т.; Т. 4).

Bibliography:

1. Reznikov A.N. Thermal physics processes of machining materials / A.N. Reznikov. – M. : Mashinostroyeniye, 1981. – 279 p. (Rus.)
2. Yakimov A.V. Optimization of the process of grinding / A.V. Yakimov. – M. : Mashinostroyeniye, 1975. – 175 p. (Rus.)
3. Silin S.S. The method of similarity in cutting materials / S.S. Silin. – M. : Mashinostroyeniye, 1979. – 152 p. (Rus.)
4. Novikov F.V. Improving the efficiency of technology finishing friction pairs of piston pumps / F.V. Novikov, S.M. Yatsenko // Physical and computer technology : International scientific and technical conference (April 19-20 2007). – Kharkiv : HNPK «FED», 2007. – P. 8-20. (Rus.)
5. Mechanics of cutting fishing mother. – Odessa : ONPU, 2002. – 580 p. – (Physical and mathematical theory of processing materials and manufacturing engineering / Under total. Ed. F.V. Novikov and A.V. Yakimov : in ten volumes; Vol. 1). (Rus.)
6. Theory abrasive and abrasive diamond material processing. – Odessa : ONPU, 2002. – 802 p. – (Physical and mathematical theory of processing materials and technologies, machine building eniya / Under total. ed. F.V. Novikov and A.V. Yakimov : in ten volumes; Vol. 4). (Rus.)

Рецензент: В.В. Суглобов
д-р техн. наук, проф., ГВУЗ «ЛПТУ»

Статья поступила 26.09.2015