

УДК 621.9

Ф.В. Новиков, д-р техн. наук, Ю.Г. Гуцаленко, Харьков, Украина,
К.Г. Янку, д-р техн. наук, Тыргу-Жиу, Румыния,
О.С. Кленов, канд. техн. наук, Харьков, Украина

ВЛИЯНИЕ МАКРО- И МИКРОМЕХАНИКИ РЕЗАНИЯ НА ТЕПЛОНАПРЯЖЕННОСТЬ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ

Розглядається концепція розробки нових технологічних рішень високопродуктивного шліфування зі значним збільшенням продуктивності обробки при незначному збільшенні термомеханічної напруженості процесу різання. Реалізація концепції впливає з можливостей істотного зменшення умовної напруги різання і, відповідно, енергоємності обробки, що узгоджується з практичними даними.

Ключові слова: процес шліфування, теплонапруженість, температура різання, продуктивність обробки, умовне напруження різання, енергоємність обробки

Рассматривается концепция разработки новых технологических решений высокопроизводительного шлифования со значительным увеличением производительности обработки при незначительном увеличении термомеханической напряженности процесса резания. Реализация концепции следует из возможностей существенного уменьшения условного напряжения резания и, соответственно, энергоёмкости обработки, что согласуется с практическими данными.

Ключевые слова: процесс шлифования, теплонапряженность, температура резания, производительность обработки, условное напряжение резания, энергоёмкость обработки

A concept for the development of new technological solutions of the high-performance grinding with a significant increase in processing productivity under a slight increase in thermomechanical tension of the cutting process is considered. The implementation of the concept follows from the possibilities of a significant reduction in the conditional cutting stress and, correspondingly, the energy intensity of the treatment, which is consistent with practical data.

Keywords: grinding process, heat stress, cutting temperature, processing productivity, conditional cutting stress, treatment energy intensity

Введение. Как известно, процесс шлифования характеризуется высокой теплонапряженностью, что приводит к снижению качества обработки – появлению на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других температурных дефектов. Для уменьшения теплонапряженности процесса применяют шлифовальные круги с высокой режущей способностью, способные эффективно снизить интенсивность трения в зоне резания технологические среды и т.д. [1-4]. Вместе с тем, добиться необходимого уменьшения теплонапряженности процесса шлифования и соответственно температуры резания удастся не всегда. Поэтому важно знать связанные с термомеханикой процесса шлифования закономерности, что требует разработки математической модели формирования температуры резания при шлифовании с учетом распределения тепла, уходящего в обрабатываемую деталь и образующиеся стружки [5]. Такой теоретический

подход, в отличие от известных, основанных, как правило, на экспериментальном установлении этого распределения, позволит более объективно оценить технологические возможности уменьшения температуры резания при шлифовании и разработать рекомендации по их практической реализации.

Аналитические исследования. В расчетной схеме (рис. 1) снимаемый припуск с обрабатываемой детали представлен в виде бесконечного множества адиабатических стержней длиной l_1+l_2 и площадью поперечного сечения S , расположенных по нормали к обрабатываемой поверхности [1, 5, 6].

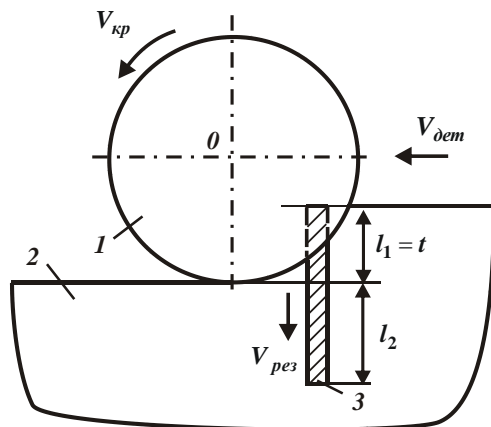


Рисунок 1 – Расчетная схема температуры резания при плоском глубинном шлифовании:
1 – круг; 2 – деталь; 3 – адиабатический стержень

При глубинном шлифовании необходимо учитывать перерезание шлифовальным кругом части адиабатического стержня (длиной $l_1=t$) со скоростью

$$V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}, \quad (1)$$

где $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; t – глубина шлифования, м; $D_{кр}$ – диаметр круга, м; l_2 – глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, м [7–9].

Это эквивалентно перемещению теплового источника по нормали к обрабатываемой поверхности (т. е. вдоль адиабатического стержня) со скоростью $V_{рез}$.

Количество тепла Q_1 , затрачиваемое на нагревание адиабатического стержня длиной l_1+l_2 , равно

$$Q_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot t \cdot \theta + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta, \quad (2)$$

где c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³; коэффициент 0,5 учитывает неравномерность нагрева нижней части адиабатического стержня по длине l_2 .

Количество тепла Q_2 , затрачиваемое на нагревание части адиабатического стержня длиной l_2 вследствие теплопроводности обрабатываемого материала:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta}{l_2} \cdot \tau_2, \quad (3)$$

где λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; τ_2 – время действия теплового источника при нагревании части адиабатического стержня длиной l_2 , с.

Количество тепла Q_2 также выражается зависимостью $Q_2 = q \cdot S \cdot \tau_2$. Тогда, разрешая зависимость (3) относительно длины l_2 , имеем:

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot \theta}{q}, \quad (4)$$

где $q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} = \frac{\sigma \cdot Q}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}}$ – плотность теплового потока, Вт/м²;

$P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{кр}}$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н; σ – условное

напряжение резания (энергоемкость обработки), Н/м²; $Q = B \cdot V_{дем} \cdot t$ – производительность обработки, м³/с; $V_{рез}$ – скорость круга, м/с; $F = B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}$ – площадь контакта шлифовального круга с обрабатываемым материалом, м²; B – ширина шлифования, м; $D_{кр}$ – диаметр круга, м.

Принимая $Q_1 = q \cdot S \cdot \tau_1$ и подставляя зависимость (4) в (2), получено квадратное уравнение относительно температуры резания при шлифовании θ :

$$\theta^2 + \frac{2 \cdot q \cdot t}{\lambda} \cdot \theta - \frac{2 \cdot q^2 \cdot \tau_1}{\lambda \cdot c \cdot \rho} = 0, \quad (5)$$

где $\tau_1 = t / V_{рез}$ – время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем, равное времени его перерезания шлифовальным кругом, с.

Решение квадратного уравнения (5) с учетом выражения $q = \frac{\sigma \cdot Q}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}}$

и $Q = B \cdot V_{дем} \cdot t = \text{const}$ принимает вид:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{2}{\sqrt{1 + \frac{2 \cdot B \cdot \lambda \cdot \sqrt{D_{кр}}}{c \cdot \rho \cdot Q \cdot t^{0,5}} + 1}} \quad (6)$$

В работе [10] установлено, что при шлифовании σ описывается аналитической зависимостью:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\text{tg} \left[45^\circ - \frac{(\psi + \gamma)}{2} \right]}, \quad (7)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²;
 ψ – условный угол трения режущего зерна с обрабатываемым материалом;
 γ – отрицательный передний угол режущего зерна.

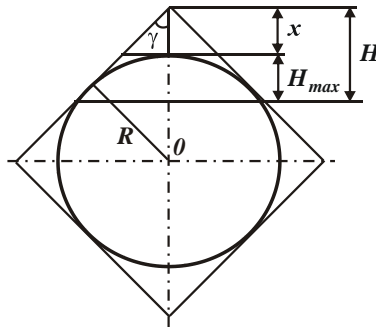


Рисунок 2 – Расчетная схема параметров микромеханики шлифования для конусообразной модели зерна

В анализе условного напряжения резания (энергоёмкости обработки) σ и отношения $\sigma/\sigma_{сж}$ при алмазном шлифовании следует исходить из максимальной вероятностной (приведенной) толщины среза H_{max} , которая для формы зерна, показанной на рис. 2, определяется зависимостью [11]:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дем} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot (1 - \eta)^2}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 + \eta)}} \quad (8)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м; m – объемная концентрация зерен в круге; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$, $R_{кр}$, $R_{дет}$ – радиусы круга и детали, м; $\eta = x/H$ – безразмерный коэффициент затупления зерна (для острозаточенного зерна $\eta = 0$, для затупленного зерна $\eta \rightarrow 1$); x – величина линейного износа зерна, м; H – максимальная условная глубина внедрения зерна в обрабатываемый материал, отсчитывается от вершины исходного неизношенного максимально выступающего над уровнем связки зерна, м.

Если рассматривать режущее зерно сферой радиусом R , рис. 3, то η в зависимости (8) следует выразить через R .

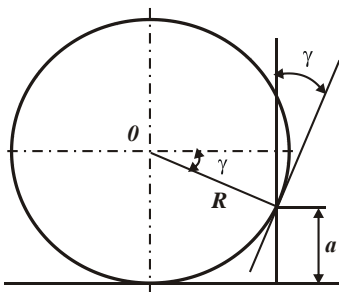


Рисунок 3 – Расчетная схема параметров процесса микрорезания единичным зерном в его сферическом представлении

Для $\gamma = 45^\circ$, с учетом $H = x/\eta$ и $H = x + H_{max}$, имеем:

$$\eta = 1/(1+2,415H_{max}/R). \quad (9)$$

Для упрощения расчетов и удобства использования зависимости (7), она может быть преобразована к виду [12]:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\left(\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2} \right)}, \quad (10)$$

где a – толщина среза, рис. 3 ($a = H_{max}$ в расчетной схеме по рис. 2), м.

В табл. 1 приведены расчетные значения отношения $\sigma/\sigma_{сж}$, полученные на основе использования зависимости (9), с увеличением отношения a/R .

Таблица 1 – Расчетные значения отношения $\sigma/\sigma_{сж}$

a/R	0	0,1	0,2	0,3	0,5
$\sigma/\sigma_{сж}$ для $\psi = 0$	∞	4,54	3,125	2,56	2,0
$\sigma/\sigma_{сж}$ для $\psi = 10^\circ$	–	7,35	4,37	3,33	2,42
$\sigma/\sigma_{сж}$ для $\psi = 20^\circ$	–	22,73	6,94	4,67	3,09

С учетом зависимости (9) отношение $\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)}$, входящее в зависимость (8), принимает вид:

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = \frac{5,83 \cdot \left(\frac{H_{max}}{R}\right)^2}{\left(1 + 2,415 \cdot \frac{H_{max}}{R}\right) \cdot \left(2 + 2,415 \cdot \frac{H_{max}}{R}\right)}. \quad (11)$$

Поскольку отношение $(H_{max}/R) < 1$, то зависимость (11) можно упростить:

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = 2,915 \cdot \left(\frac{H_{max}}{R}\right)^2. \quad (12)$$

Подставляя (12) в (8) и преобразуя относительно H_{max} , получаем:

$$H_{max} = \frac{1836,45 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^2}. \quad (13)$$

В отличие от аналогичной зависимости (8), полученной [11] для конусообразной формы зерна, его сферическое моделирование позволило получить упрощенное аналитическое выражение (14), которое не содержит в своем составе характеризующего микромеханику резания неопределенного безразмерного коэффициента η и более явно отражает влияние параметров шлифования и по характеристикам алмазного круга, и по режимам обработки.

Для предварительно идеально правленого шлифовального круга (без механического истирания-разрушения зерен рельефа рабочей поверхности) справедливо $\bar{X} = 2 \cdot R$, иначе $\bar{X} \approx 2 \cdot R$, и

$$H_{max} = 23,1 \cdot 10^3 \cdot \frac{\bar{X} \cdot V_{dem} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр}}. \quad (14)$$

Приближенное математическое описание (14) ясно отображает характер и степень влияния режимов резания V_{dem} , $V_{кр}$, t ; характеристик алмазно-абразивной составляющей круга (\bar{X} , m) и макрогеометрии рабочего контакта (ρ) на формирование максимальной толщины среза единичным зерном H_{max} как микромеханической характеристики процесса.

Зависимость (10) с учетом (13) и условия $a = H_{max}$ принимает вид:

$$\sigma = \frac{\sigma_{с.ж}}{\left(\sqrt{\frac{918,25 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^3}} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2} \right)}. \quad (15)$$

Уменьшить σ можно увеличением параметров $V_{дет}$, t , и уменьшением m и $V_{кр}$, так как при шлифовании кругом с неизношенными режущими зёрнами выполняется условие $\bar{X}/R=2$. Несомненно, в связи с износом зёрен и увеличением радиуса их округления существенное влияние на характер изменения отношения H_{max}/R оказывает величина R .

При условии $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t = \text{const}$ зависимость (15) приобретает вид:

$$\sigma = \frac{\sigma_{с.ж}}{\left(\sqrt{\frac{918,25 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot R^3 \cdot B}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2} \right)}. \quad (16)$$

В этом случае глубина шлифования t незначительно влияет на σ , а увеличение производительности обработки Q приводит к уменьшению σ . Однако с увеличением Q , очевидно, увеличивается и величина R , что приведет к лишь незначительному уменьшению σ . Поэтому в зависимости (6) с увеличением Q будет доминировать второй множитель, вызывающий увеличение температуры резания при шлифовании θ с увеличением Q [12].

Таким образом, используя зависимость (6) с учетом зависимости (16), появляется возможность теоретически анализировать закономерности изменения температуры резания при шлифовании θ и производить научно обоснованный выбор рациональных условий обработки.

Закключение. В работе приведена аналитическая зависимость для определения температуры резания при шлифовании, согласно которой с увеличением глубины резания (и, соответственно, производительности обработки) температура резания первоначально увеличивается, а затем асимптотически приближается к постоянному значению, определяемому тепловым насыщением поверхностного слоя обрабатываемой детали. Расчетами установлено, что максимальное значение температуры резания при шлифовании зависит главным образом от энергоёмкости обработки, т.е. в этих условиях добиться уменьшения температуры резания можно за счет повышения режущей способности шлифовального круга и снижения интенсивности трения в зоне шлифования. Это решение открывает новые технологические возможности снижения теплонапряженности процесса шлифования, так как предполагает увеличение производительности обработки фактически без увеличения температуры резания. Реализовать данное решение можно при условии существенного уменьшения условного напряжения (энергоёмкости) резания, что согласуется с практическими данными [13, 14].