

Новиков Ф.В.

Харьковский национальный экономический университет
им. Семена Кузнеця, Харьков, Украина

Полянский В.И.

ООО «Империя металлов», Харьков, Украина

УПРОЩЕННЫЙ РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Актуальной проблемой для технологии машиностроения является снижение тепловой напряженности процесса шлифования, поскольку проблема бездефектной обработки в полной мере не решена. Это требует научно обоснованного выбора оптимальных режимов шлифования, характеристик шлифовальных кругов и других условий обработки, обеспечивающих снижение

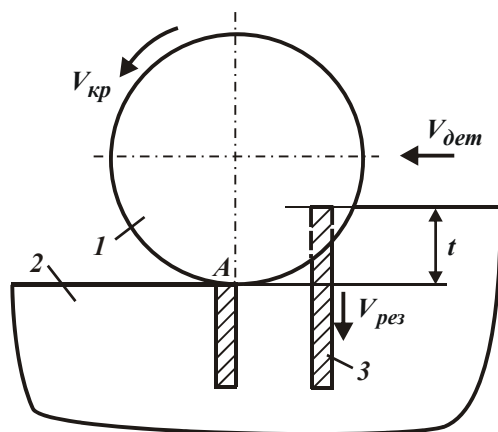


Рисунок 1 – Расчетная схема
плоского шлифования:

- 1 – шлифовальный круг;
- 2 – обрабатываемая деталь;
- 3 – адиабатический стержень

температуры шлифования. В связи с этим в работе решается задача аналитического определения температуры шлифования и обоснования наиболее перспективных направлений ее уменьшения.

Рассмотрена расчетная схема процесса плоского шлифования, в которой снимаемый припуск представлен пакетом элементарных адиабатических стержней, которые в процессе обработки перерезаются шлифовальным кругом (рис. 1 [4]). Температура шлифования, исходя из такого представления процесса шлифования, определяется температурой, возникающей в момент выхода шлифовального круга из контакта с адиабатическим стержнем, т.е. в точке А. Время нагрева адиабатического стержня определяется временем его

контакта с кругом. Следовательно, тепловая модель процесса шлифования может быть представлена следующим образом. На торец адиабатического стержня (в точке А) в течение времени τ действует тепловой поток плотностью q_0 . В результате теплопроводности материала адиабатического стержня теплота распространится за это время на некоторую глубину, которую также как и температуру в точке А адиабатического стержня необходимо определить.

В работе [5] приведено аналитическое решение данной задачи (распределения температуры θ вдоль полубесконечного адиабатического стержня), рассматривая уравнение теплопроводности в виде:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a^2 \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2}; \quad (1)$$

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

где $a^2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho}$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; ρ – плотность материала, кг/м³; τ – время обработки, с; x – координата.

Недостатком данного решения является то, что на его основе нельзя установить конечное значение глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали Δx (она стремится к бесконечности).

В связи с этим важно получить упрощенное решение, рассматривая уравнение (1) в виде:

$$\theta = a^2 \cdot \tau \cdot \frac{d^2 \theta}{dx^2}. \quad (3)$$

Такое упрощение возможно, поскольку при выводе уравнения (1) первоначально было получено уравнение (3), а затем, принимая $\tau \rightarrow 0$, получено уравнение (1). Решение дифференциального уравнения (3) общеизвестно:

$$\theta = C_1 \cdot e^{\alpha \cdot x} + C_2 \cdot e^{-\alpha \cdot x}, \quad (4)$$

где $\alpha = 1/(a \cdot \sqrt{\tau})$.

Постоянные интегрирования C_1 и C_2 определяются из граничных условий:

$$\begin{cases} \theta(x = \Delta x) = 0; \\ q(x = 0) = q_0. \end{cases} \quad (5)$$

Подчиняя зависимость (4) граничным условиям (5), с учетом $q = -\lambda \cdot d\theta/dx$, получены выражения для определения постоянных интегрирования C_1 , C_2 и, соответственно, температуры шлифования:

$$C_1 = -\frac{q_0}{\lambda \cdot \alpha} \cdot \frac{1}{(1 + e^{2\alpha \cdot \Delta x})}; \quad C_2 = \frac{q_0}{\lambda \cdot \alpha} \cdot \frac{1}{(1 + e^{-2\alpha \cdot \Delta x})};$$

$$\theta = \frac{q_0}{\lambda \cdot \alpha} \cdot \left[\frac{e^{-\alpha \cdot x}}{(1 + e^{-2\alpha \cdot \Delta x})} - \frac{e^{\alpha \cdot x}}{(1 + e^{2\alpha \cdot \Delta x})} \right]. \quad (6)$$

Неизвестную величину Δx определим, подчиняя уравнение (6) граничному условию $q(x = \Delta x) = 0$. В результате получено следующее уравнение

$$\frac{1}{e^{\alpha \cdot \Delta x} \cdot (1 + e^{-2\alpha \cdot \Delta x})} = 0. \quad (7)$$

Очевидно, решением (7) является $\Delta x \rightarrow \infty$. Следовательно, как и в решении (2), в данном случае нельзя определить конечное значение глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали Δx . С учетом условия $\Delta x \rightarrow \infty$ зависимость (6) окончательно выразится:

$$\theta = a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot e^{-\frac{x}{a \cdot \sqrt{\tau}}}. \quad (8)$$

Графически зависимости (2) и (8), преобразованные с учетом безразмерной величины $z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}$ к виду

$$\theta = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf} z) \right]; \quad (9)$$

$$\theta = a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot e^{-2z}, \quad (10)$$

показаны на рис. 2 (при условии $a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1$). Как видно, максимальные значения температуры шлифования θ_{\max} , рассчитанные по зависимостям (9) и

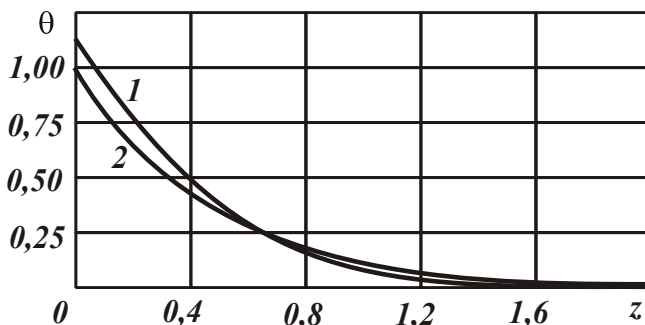


Рисунок 2 – Зависимость θ от z :
1 – расчет по зависимости (9);
2 – расчет по зависимости (10).

(10) при условии $z = 0$ и соответственно $x = 0$, отличаются незначительно (в пределах 11%). Это указывает на то, что с достаточной для практики точностью расчеты θ_{\max} можно производить как по зависимости (2), так и по зависимости (8), которая при условии $x = 0$ выражается:

$$\theta_{\max} = a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda}. \quad (11)$$

Из зависимости (11)

вытекает, что основными путями уменьшения максимальной температуры шлифования θ_{\max} является уменьшение параметров q_0 и τ . Очевидно, плотность теплового потока q_0 в большей степени влияет на θ_{\max} , чем время контакта круга с обрабатываемой деталью τ . Поэтому уменьшить θ_{\max} можно, прежде всего, за счет уменьшения плотности теплового потока q_0 , которая зависит от параметров режима шлифования. Если рассматривать параметры q_0 и τ невзаимосвязанными, что имеет место, например, при шлифовании кругами с прерывистой рабочей поверхностью, то, уменьшая $\tau \rightarrow 0$, можно добиться существенного снижения максимальной температуры шлифования θ_{\max} . Это подтверждается экспериментальными данными, приведенными в работе [1],

согласно которым применение прерывистого шлифования позволяет до 2-х раз уменьшить температуру шлифования и тем самым повысить качество обработки без снижения производительности.

Рассмотрим случай шлифования, когда параметры q_0 и τ взаимосвязаны посредством режима резания. С учетом известных соотношений [6]: $q_0 = \sigma \cdot V_{рез}$ и $\tau = t / V_{рез}$ зависимость (11) представим в виде:

$$\theta_{max} = \frac{a \cdot \sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{t \cdot V_{рез}}, \quad (12)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м² (энергоёмкость обработки, Дж/м³); $V_{рез}$ – скорость перерезания адиабатического стержня (рис. 1), м/с; t – глубина шлифования, м.

Согласно зависимости (12), уменьшить θ_{max} можно уменьшением параметров σ , $V_{рез}$ и t . Поскольку с уменьшением $V_{рез}$ и t уменьшается производительность обработки (что неэффективно), то основным путем уменьшения θ_{max} является снижение условного напряжения резания σ за счет повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне шлифования. В работе [6] установлено $V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{t / D_{кр}}$, где $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; $D_{кр}$ – диаметр круга, м. Тогда с учетом удельной производительности обработки $Q_{yd} = t \cdot V_{дет}$ зависимость (12) выразится:

$$\theta_{max} = \frac{a \cdot \sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{Q_{yd}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}. \quad (13)$$

Из зависимости (13) следует, что уменьшить θ_{max} при обеспечении заданной удельной производительности обработки Q_{yd} можно уменьшением глубины шлифования и соответственно увеличением скорости детали, т.е. применением многопроходного шлифования. Основным недостатком полученного упрощенного решения, также как и классического решения, является невозможность определения конечной глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Это предполагает необходимость дальнейшего поиска новых решений в этом направлении.

ЛИТЕРАТУРА

1. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
2. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д.Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1975. – 127 с.
3. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

5. 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.

6. Новиков Ф.В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф.В. Новиков, С.М. Яценко // Труды 13-й Междунар. научн.-техн. конф. Физические и компьютерные технологии. – Х.: ХНПК «ФЭД», 2007. – С. 8-20.