

Определение температуры на торцах деталей при шлифовании профилированными и ориентированными кругами

В статье рассмотрен новый способ двустороннего одновременного шлифования торцов цилиндрических деталей, приведена методика расчета локальных и средних температур в любых точках обрабатываемой поверхности в различные моменты времени.

Одновременное шлифование торцов цилиндрических деталей осуществляется на торцешлифовальных станках [1]. Для повышения производительности и точности обработки цилиндрических деталей разработан новый способ одновременного двустороннего шлифования торцов профилированными и ориентированными кругами 2 (заявка на патент Украины № 971126463 приоритет, от 30.12.97). Производительность шлифования опорных поверхностей многогранных неперетачиваемых пластин, 1 (рис. 1) торцов крестовин карданных валов, цилиндрических роликов 1', винтовых пружин сжатия, поршневых пальцев, колец подшипников и других цилиндрических деталей, ограничивается теплонапряженностью процесса. Качество обработанной поверхности зависит от температуры на торце детали, которая зависит от способа шлифования и режима обработки. Теоретическим исследованиям теплонапряженности процесса шлифования посвящены работы многих отечественных и зарубежных ученых, но имеющиеся зависимости температуры от режимов обработки полезны в основном для шлифования круглых поверхностей периферией круга [2]. Теплонапряженность процесса торцевого шлифования является более высокой, чем при других операциях абразивной обработки.

Так как при шлифовании каждое абразивное зерно, вступая в работу, деформирует и срезает не холодный, а нагретый металл [2], то локальную температуру θ_l под зерном, при шлифовании торцов цилиндрических деталей торцом круга, можно определить из выражения

$$\theta_l = \theta_{nn} + \theta_p, \quad (1)$$

где θ_{nn} - температура предварительного подогрева заготовки; θ_p - температура, возникающая как результат процесса резания на одном зерне.

$$\theta_p = \frac{\theta_1 \cdot l_1 + \theta_2 \cdot l_2}{l_1 + l_2}, \quad (2)$$

где θ_1 и θ_2 - локальные температуры на передней и задней поверхностях зерна; l_1 и l_2 - длины контактных площадок на них (рис. 1).

θ_1 и θ_2 - определяются по балансовым уравнениям [3]

$$\theta_1 = \theta_D + A_1 \cdot q_{IT} - A_2 \cdot q_1 = \frac{0,36 \cdot b \cdot F^*}{\lambda \cdot X_{cp}} \cdot (q_1 \cdot l_1 + C_2 \cdot q_2 \cdot l_2), \quad (3)$$

$$\theta_2 = \theta_D \cdot T_H + A_3 \cdot q_{2T} - A_4 \cdot q_2 = \frac{0,36 \cdot b \cdot F^*}{\lambda_1 \cdot X_{cp}} \cdot (q_2 \cdot l_2 + C_1 \cdot q_1 \cdot l_1), (4)$$

где q_{1T} и q_{2T} – плотности тепловых потоков от трения на поверхностях стружки детали в зонах контакта с передней и задней поверхностями контакта зерна; A_1, A_2, A_3, A_4 – коэффициенты влияния; b – ширина среза; λ – коэффициент теплопроводности материала зерна; X_{cp} – средне вероятный размер режущего зерна; C_1, C_2 – коэффициенты учитывающие взаимодействие источников, расположенных на передней и задней поверхностях зерна; T_u – передаточная функция; F^* – функция, учитывающая время контакта зерна с заготовкой и определяется по методикам изложенным в [3] [4].

Температуру деформирования θ_D находят из выражения

$$\theta_D = \frac{\omega \cdot b^* \cdot q_D}{\lambda \cdot v_H}, (5)$$

где ω – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала; q_D – плотность теплового потока, возникающего при деформировании материала заготовки; b^* – коэффициент, учитывающий распределение этого потока, между стружкой и заготовкой; λ – коэффициент теплопроводности материала заготовки; V_l – скорость шлифования.

Коэффициент b^* согласно [3] равен

$$b^* = \left(\frac{1 + 1,5 \cdot K}{\sqrt{P_{ED}}} \right)^{-1}, (6)$$

где K – коэффициент усадки стружки; P_{ED} – критерий Пекле (для деформируемого слоя), который находят по формуле

$$P_{ED} = \frac{v_H \cdot a}{\omega \cdot \sin \beta}, (7)$$

где a – средне вероятная толщина среза; β – средне вероятный угол сдвига (рис. 1, а).

Методика определения средне вероятной толщины среза a следующая.

За действительное время между двумя контактами t точки поверхности инструмента 2 пройдет расстояние

$$L = V_H \cdot t. (8)$$

За это же время t слой металла внедрится внутрь микрорельефа рабочей поверхности абразивного инструмента на расстояние h_t

$$h_t = \int V_n dt, (9)$$

где нормальная линейная скорость V_n определяется [1]

$$V_n = V_x \cdot n_{ox} + V_y \cdot n_{oy} + V_z \cdot n_{oz}, (10)$$

где $V_x V_y V_z$ – проекции вектора относительной скорости \bar{V} на координатные оси инструмента; $n_{ox} n_{oy} n_{oz}$ – проекции вектора единичной нормали \bar{n}_o на координатные оси инструмента

$$n_{ox} = \cos \theta_k (-\sin \alpha); n_{oy} = \sin \theta_k \cdot (-\sin \alpha); n_{oz} = \cos \alpha, \quad (11)$$

где α - угол наклона касательной профиля круга в рассматриваемой точке. Скорость относительного движения \bar{V} определяется векторным способом из уравнения

$$\bar{V} = \bar{\omega}_{ub} \times \bar{r}_{uq} + \bar{A}_b \times \bar{\omega}_{ub}, \quad (12)$$

где $\bar{\omega}_{ub}$ – вектор угловой скорости барабана R_b в системе координат инструмента; \bar{r}_{uq} – радиус-вектор точек поверхности детали 1 в системе координат инструмента; \bar{A}_b – радиус-вектор начала координат барабана в системе координат инструмента [1].

Решив уравнение (12) получим вектор скорости относительного движения \bar{V} , который в системе координат инструмента определяется проекциями $V_x V_y V_z$. Подставив их и $n_{ox} n_{oy} n_{oz}$ (11) в уравнение (10), определим V_n , а потом из (9) расстояние h .

Событие А (слой металла срезается) появляется как следствие выполнения гипотез H_j

$$P(H) = \frac{dz}{Z_{BH}}, \quad (13)$$

где Z_{BH} – максимальная глубина внедрения слоя металла в поверхность инструмента

Условная вероятность гипотез определяется

$$P(A|H_j) = \frac{F(z + dz) - F(z)}{1 - F(z)}, \quad (14)$$

где $F(z)$ – интегральная функция распределения события А.

$$F(z) = \begin{cases} 1, & N_z \cdot \varpi_u \cdot \tau \cdot R > 1 \\ N_z \cdot \varpi_u \cdot \tau \cdot R & \end{cases} \quad (15)$$

Зависимость количества режущих кромок $N(z)$, которые приходятся на единицу длины рабочей поверхности инструмента принимающих участие в резании металла, на уровне не больше чем z для кругов из электрокорунда и эльбора имеет вид [4]

$$N_z = N_n \cdot A_z \cdot \int_0^x t^{\eta-1} \cdot (1-t)^{\eta-1} dt, \quad (16)$$

где A_z , γ , η - параметры бета - распределения, которые определяются состоянием режущей поверхности абразивного инструмента и его маркой. N_n – полное количество режущих кромок для данного абразивного материала.

Значения x с учетом того, что кромки которые находятся на глубине меньшей чем a_{min} , в срезании металла участия не принимают определяем

$$x = \frac{z - a_{min}}{h - a_{min}}, \quad (17)$$

где h – полная высота профиля микрорельефа инструмента.

Вероятность того, что слой металла срезается на глубине z , определяется

$$P(A|H_j) = \frac{P(H_j|A) \cdot P(H_j)}{\sum_j P(H_j|A) \cdot P(H_j)}, \quad (18)$$

Толщина слоя, который срезается, определяется как математическое ожидание

$$a = \sum_j z_j \cdot P(H_j|A), \quad (19)$$

После определения a (19), находим критерий Пекле Pe_{ED} (7), а затем коэффициент b^* (6).

Плотность теплового потока от деформации находят из выражения [2]

$$q_D = \frac{W_D \cdot \sin \beta}{a \cdot b}, \quad (20)$$

где W_D – мощность тепловыделения источников, возникающих как результат перехода в тепло работы деформирования.

Подставляя в (3) (4) определенные выше величины, находим итоговые тепловые потоки q_1 и q_2 , а зная их, находим значения температур θ_1 , θ_2 и θ_p (2).

Средняя температура в пределах зоны контакта

$$\theta_{cp} = \theta_{nn} + N_z \cdot f \cdot \theta_p \quad (21)$$

где N_z – число режущих кромок на единице площади; f – площадь контакта с одним зерном [4].

После определения начальных и граничных условий, находят температуру в любых участках заготовки в различные моменты времени (рис. 1). Разбив обрабатываемую деталь на отдельные стержни с адиабатическими поверхностями, и зная что источник тепла является быстро движущимся, температуру $\theta(y, \tau)$ определяют по формуле [3]

$$\theta(y, \tau) = \frac{2 \cdot q \cdot \sqrt{\omega}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \left\{ \sqrt{\pi} \cdot \exp\left[-\frac{y^2}{4 \cdot \omega \cdot \tau}\right] - \frac{y \cdot \sqrt{\pi}}{\sqrt{4 \cdot \omega}} \left(1 - \operatorname{erf}\left[\frac{y}{\sqrt{4 \cdot \omega \cdot \tau}}\right]\right) \right\} \quad (22)$$

где q – плотность источника тепла; $\tau = \frac{d}{V_c}$ – время контакта, d – диаметр

стержня; V_c – скорость движения стержня; y – координата (рис 1,А) интересующей точки по длине стержня (при условии, что $y=0$ – на торце).

Из выражения (22), зная τ и θ , рассчитывают q – (плотность теплового потока) для $y=0$, а зная q и y определяют температуры для любого интересующего участка.

Для реализации математической модели (1), (21-22) на ЭВМ и выполнения вычислительных экспериментов разработана программа расчета температур θ_n , θ_{cp} и $\theta(y, \tau)$ в зависимости от параметров процесса шлифования.

Как показали наши расчеты и экспериментальные исследования локальной (1) и средней (21) температур на торце четырехгранной пластинки при шлифовании абразивными кругами на двустороннем торцешлифовальном станке модели 3342 АДО, увеличение глубины шлифования с 0,02 мм до 0,03 мм при перемещении детали на радиусе барабана $R_b = 205$ мм, относительно круга на величину, которая равняется длине пластины, приводит к повышению средней θ_{cp} температуры с 550° до 730° С.

Предложенная методика расчета позволяет определять температуры в любых точках обрабатываемых деталей в различные моменты времени и проследить за изменением температуры от момента начала обработки до ее завершения.

Экспериментами доказано, что предложенный метод двустороннего шлифования, за счет ориентации и профилирования кругов, дает возможность управлять изменением глубины резания и температуры на торце детали и в процессе обработки получать требуемое качество прошлифованной поверхности.

Список литературы

1. Кальченко В.И., Кальченко В.В. Точность и производительность шлифования торцов ориентированным инструментом // Машиностроение, электроника.– Весн. Черн. технол. и-та №3. –Чернигов: ЧТИ, 1997, с. 5-13.
2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
3. Резников А.Н., Резников Л.А., Тепловые процессы в технологических системах. М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
4. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. – Л.: Машиностроение, 1979. – 248 с.