

УДК 621.923.9

Д. Ф. УСТИНОВИЧ¹, В. М. ГОЛУБ²**МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПОЛИМЕРНО-АБРАЗИВНЫМИ ЩЕТКАМИ**¹ *Физико-технический институт НАН Беларуси,*² *Белорусский государственный педагогический университет им. М. Танка**(Поступила в редакцию 21.09.2011)*

Введение. Разработка и реализация наукоемких ресурсосберегающих технологий является неотъемлемой частью научно-технического прогресса. В связи с этим возрастает роль исследования перспективных отделочно-зачистных технологий механической обработки, в частности, обработки эластичным инструментом на основе полимерно-абразивных волоконных композиций. Метод позволяет повысить производительность, улучшить качество поверхностей деталей, снизить затраты на инструмент, обладает универсальностью и широкими технологическими возможностями [1]. Перспективными областями применения данного метода являются отделочно-зачистные операции обработки поверхностей листов и лент при непрерывной подаче заготовок: очистка от пыли, грязи и жировых загрязнений, удаление оксидных слоев, снятие заусенцев после механической обработки, обработка с целью снижения шероховатости поверхности, удаление следов коррозии и побелости, зачистка и подготовка поверхности под нанесение гальванических и лакокрасочных покрытий. Проблема обработки плоских поверхностей заключается в необходимости обеспечения равномерности формирования макро- и микрогеометрии поверхности, а также ее физико-механических свойств при соблюдении требования производительности. За счет управления эластичностью волоконного инструмента, определяемой в широком диапазоне значений геометрическими характеристиками волокна, свойствами полимерного связующего волокна, кинематическими параметрами процесса, конструкцией и геометрией рабочей части инструмента, можно обеспечить оптимальные условия процесса обработки плоских поверхностей деталей достаточно большой протяженности [2]. Одним из важнейших факторов, обеспечивающих производительность шлифования и формирование качества поверхностного слоя деталей, является температурный режим обработки, который существенным образом влияет на работоспособность, период стойкости и режущие свойства полимерно-абразивного инструмента.

К настоящему времени проработан ряд научных аспектов рационального использования полимерно-абразивного шлифования, в частности, разработана методика расчета теплового состояния тел вращения при шлифовании полимерно-абразивными щетками [3]. Однако отсутствуют данные о тепловом взаимодействии контактирующих объектов и методы количественной оценки тепловой напряженности при шлифовании плоскостей, являющихся широко распространенными рабочими поверхностями деталей машин и промышленных изделий. В этой связи разработка метода аналитического расчета тепловых процессов, сопровождающих плоское шлифование деталей полимерно-абразивным дисковым инструментом, с целью анализа основных температурных закономерностей, выбора рациональных параметров шлифования и повышения их эффективности является актуальной.

Результаты исследований и их анализ. Рассмотрим задачу, когда по поверхности плоской детали перемещается вращающаяся полимерно-абразивная щетка в форме диска, что соответствует одной из наиболее распространенных схем плоского шлифования (рис. 1). В этом случае

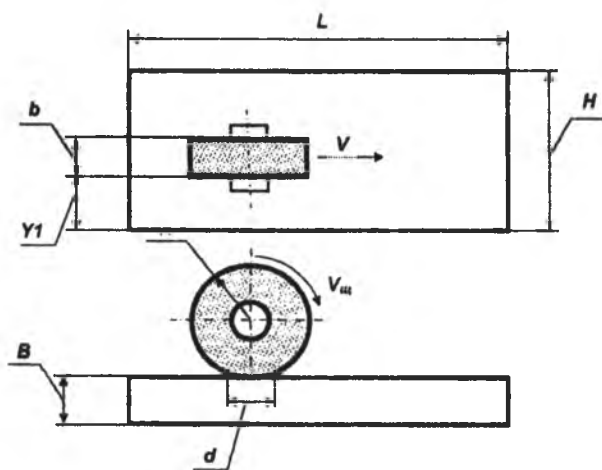


Рис. 1 Схема шлифования плоской детали периферией дисковой полимерно-абразивной щетки

нагрев поверхности металла может быть аналитически исследован на основе решения классического дифференциального уравнения теплопроводности [4]. Предполагаем, что многочисленные очаги контакта волокон щетки с поверхностью представляют собой единый тепловой источник, действующий непрерывно и перемещающийся по поверхности детали с постоянной скоростью. Форма и размеры теплового источника определяются поверхностью зоны контакта щетки и детали.

Исследуем распределение температурного поля в детали прямоугольной формы, подвергающейся воздействию теплового источника конечных размеров, совершающего прямолинейное перемещение по ее поверхности. Нестационарное трехмерное уравнение теплопроводности имеет вид

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right). \quad (1)$$

Граничные условия на торцевых и боковой поверхностях детали при теплообмене с окружающей средой по закону Ньютона могут быть представлены следующими уравнениями:

$$\lambda \frac{\partial T(0, y, z, t)}{\partial x} = \alpha(T(0, y, z, t) - T_s), \quad \lambda \frac{\partial T(L, y, z, t)}{\partial x} = -\alpha(T(L, y, z, t) - T_s), \quad (2)$$

$$\lambda \frac{\partial T(x, 0, z, t)}{\partial y} = \alpha(T(x, 0, z, t) - T_s), \quad \lambda \frac{\partial T(x, H, z, t)}{\partial y} = -\alpha(T(x, H, z, t) - T_s), \quad (3)$$

$$\lambda \frac{\partial T(x, y, 0, t)}{\partial z} = \alpha(T(x, y, 0, t) - T_s) - Q\eta(b + Y1 - y)\eta(y - Y1)\eta(d + vt - x)\eta(x - vt),$$

$$\lambda \frac{\partial T(x, y, B, t)}{\partial z} = -\alpha(T(x, y, B, t) - T_s), \quad (4)$$

$$T(x, y, z, 0) = T_s, \quad (5)$$

где a , м²/с — температуропроводность детали, λ , Вт/(м·град) — теплопроводность детали, L , м — длина детали, H , м — ширина детали, B , м — высота детали, Q , Вт/м² — плотность теплового потока, b , м — ширина щетки, d , м — длина пятна контакта, $Y1$, м — расстояние от края детали до пятна контакта, v , м/с — продольная скорость перемещения, α , Вт/(м²·град) — коэффициент конвективного теплообмена на боковой и торцевых поверхностях, T_s , град — температура окружающей среды. Поскольку начальная температура предполагается равной температуре окружающей среды и постоянной по всему объему изделия, в целях упрощения математических выкладок ее можно положить равной нулю и рассматривать систему уравнений (1) — (5) как задачу по определению избыточной температуры с учетом конкретной величины T_s в конечном результате. Функция Хевисайда $\eta(x)$ определяется следующим образом:

$$\eta(x) = \begin{cases} 0, & x < 0, \\ 1, & x \geq 0. \end{cases} \quad (6)$$

Для решения системы (1)–(6) используем метод конечных интегральных преобразований Фурье [4]. Их последовательное применение ко всем трем пространственным координатам приводит к следующему выражению для образа температуры в пространстве изображений:

$$\begin{aligned} \bar{\bar{T}}(\mu_k, \mu_n, \mu_m, t) = & \int_0^H \left(\mu_m \cos \mu_m \frac{z}{B} + hB \sin \mu_m \frac{z}{B} \right) \int_0^H \left(\mu_n \cos \mu_n \frac{y}{H} + hH \sin \mu_n \frac{y}{H} \right) \times \\ & \times \int_0^L \left(\mu_k \cos \mu_k \frac{x}{L} + hL \sin \mu_k \frac{x}{L} \right) T(x, y, z, t) dx dy dz. \end{aligned} \quad (7)$$

Новые параметры в соотношении (7) определяются как корни соответствующих трансцендентных уравнений:

$$\operatorname{ctg} \mu_k = \frac{\mu_k}{2hL} - \frac{hL}{2\mu_k}, \quad \operatorname{ctg} \mu_n = \frac{\mu_n}{2hH} - \frac{hH}{2\mu_n}, \quad \operatorname{ctg} \mu_m = \frac{\mu_m}{2hB} - \frac{hB}{2\mu_m}, \quad (8)$$

где $h = \alpha/\lambda$.

Использование преобразования (7) позволяет перевести дифференциальное уравнение в частных производных второго порядка (1) в обыкновенное дифференциальное уравнение следующего вида:

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{\bar{T}}}{dt} = & -a(\gamma_k^2 + \gamma_n^2 + \gamma_m^2)\bar{\bar{T}} - \frac{4QLH\mu_m}{\lambda} \sin \gamma_k \frac{d}{2} \left[\cos \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) + \frac{h}{\gamma_k} \sin \left(\frac{d}{2} + vt \right) \right] \times \\ & \times \sin \gamma_n \frac{b}{2} \left[\cos \gamma_n \left(\frac{b}{2} + Y1 \right) + \frac{h}{\gamma_n} \sin \left(\frac{b}{2} + Y1 \right) \right], \end{aligned} \quad (9)$$

где $\gamma_k = \mu_k/L$, $\gamma_n = \mu_n/H$, $\gamma_m = \mu_m/B$.

Разрешая данное уравнение относительно времени, получаем выражение для определения образа температуры в пространстве изображений:

$$\begin{aligned} \bar{\bar{T}}(\mu_k, \mu_n, \mu_m, t) = & 4 \frac{aQLH\mu_m \sin \gamma_k \frac{d}{2} \sin \gamma_n \frac{b}{2} \left(\cos \gamma_n \left(\frac{b}{2} + Y1 \right) + \frac{hH}{\mu_n} \sin \gamma_n \left(\frac{b}{2} + Y1 \right) \right)}{\lambda(a^2(\gamma_{kmm}^2)^2 + \gamma_k^2 v^2)} \times \\ & \times \left[a\gamma_{kmm}^2 \cos \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) + \gamma_k v \sin \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \left(a\gamma_{kmm}^2 \cos \gamma_k \frac{d}{2} + \gamma_k v \sin \gamma_k \frac{d}{2} \right) e^{-a\gamma_{kmm}^2 t} + \right. \\ & \left. + \frac{h}{\gamma_k} \left\{ a\gamma_{kmm}^2 \sin \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \gamma_k v \cos \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \left(a\gamma_{kmm}^2 \sin \gamma_k \frac{d}{2} - \gamma_k v \cos \gamma_k \frac{d}{2} \right) e^{-a\gamma_{kmm}^2 t} \right\} \right], \end{aligned} \quad (10)$$

где $\gamma_{kmm}^2 = \gamma_k^2 + \gamma_n^2 + \gamma_m^2$.

Для перехода в реальное пространство последовательно применим по всем пространственным координатам обратное преобразование Фурье [4]:

$$\begin{aligned} T(x, y, z, t) = & \frac{8}{LHB} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\mu_k \cos \gamma_k x + hL \sin \gamma_k x}{\mu_k^2 + h^2 L^2 + 2hL} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\mu_n \cos \gamma_n y + hH \sin \gamma_n y}{\mu_n^2 + h^2 H^2 + 2hH} \times \\ & \times \sum_{m=1}^{\infty} \frac{\mu_m \cos \gamma_m z + hB \sin \gamma_m z}{\mu_m^2 + h^2 B^2 + 2hB} \bar{\bar{T}}(\mu_k, \mu_n, \mu_m, t). \end{aligned} \quad (11)$$

Использование преобразования (11) позволяет получить формулу для определения температурного поля в теле обрабатываемой детали в любой конкретный момент времени

$$\begin{aligned} T(x, y, z, t) = & 32 \frac{aQ}{\lambda B} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \gamma_k \frac{d}{2} (\mu_k \cos \gamma_k x + hL \sin \gamma_k x)}{\mu_k^2 + h^2 L^2 + 2hL} \times \\ & \times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \gamma_n \frac{b}{2} \left(\cos \gamma_n \left(\frac{b}{2} + Y1 \right) + \frac{h}{\gamma_n} \sin \gamma_n \left(\frac{b}{2} + Y1 \right) \right) (\mu_n \cos \gamma_n y + hH \sin \gamma_n y)}{\mu_n^2 + h^2 H^2 + 2hH} \times \end{aligned}$$

$$\times \sum_{m=1}^{\infty} \frac{(F_{kmm}^1(t) + F_{kmm}^2(t)) (\mu_m \cos \gamma_m z + h B \sin \gamma_m z)}{(a^2 (\gamma_{kmm}^2)^2 + \gamma_k^2 v^2) (\mu_m^2 + h^2 B^2 + 2hB)} \quad (12)$$

Коэффициенты в формуле (12) определяются следующим образом:

$$F_{kmm}^1(t) = a \gamma_{kmm}^2 \cos \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) + \gamma_k v \sin \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \left(a \gamma_{kmm}^2 \cos \gamma_k \frac{d}{2} + \gamma_k v \sin \gamma_k \frac{d}{2} \right) e^{-\alpha \gamma_{kmm}^2 t} \quad (13)$$

$$F_{kmm}^2(t) = \frac{h}{\gamma_k} \left\{ a \gamma_{kmm}^2 \sin \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \gamma_k v \cos \gamma_k \left(\frac{d}{2} + vt \right) - \left(a \gamma_{kmm}^2 \sin \gamma_k \frac{d}{2} - \gamma_k v \cos \gamma_k \frac{d}{2} \right) e^{-\alpha \gamma_{kmm}^2 t} \right\} \quad (14)$$

Величина теплового потока Q в области пятна контакта щетки с обрабатываемой деталью определяется с помощью соотношения:

$$Q = \frac{P_z v_{ш}}{l \varphi_k R (\lambda + \lambda_{ш})} \quad (15)$$

Здесь P_z , Н – сила резания, $v_{ш}$, м/с – линейная скорость шлифования, $\lambda_{ш}$, Вт/(м·град) – коэффициент теплопроводности материала щетки. Для определения коэффициента теплоотдачи обрабатываемую деталь можно рассматривать как прямоугольник, охлаждаемый по механизму вынужденной конвекции [5]. В этом случае величина α определяется следующим образом:

$$\alpha = C (\text{Gr Pr})^n \quad (16)$$

(Gr и Pr – числа Грасгофа и Прандтля, C и n – соответствующие коэффициенты для различных интервалов значений этих чисел).

Некоторые иллюстрации численного решения, выполненные по предложенной методике с помощью DIGITAL Visual Fortran и Origin Professional, представлены на рис. 2, 3. Использовались следующие условия обработки: $v_{ш} = 10,5$ м/с; величина натяга (радиальной деформации) инструмента $\delta = 2$ мм; продольная подача $v = 0,005-0,03$ м/с, ширина образца $H = 0,05$ м, длина образца $L = 0,2$ м, высота образца $B = 0,02$ м, материал образца – сталь 45. Температура окружа-

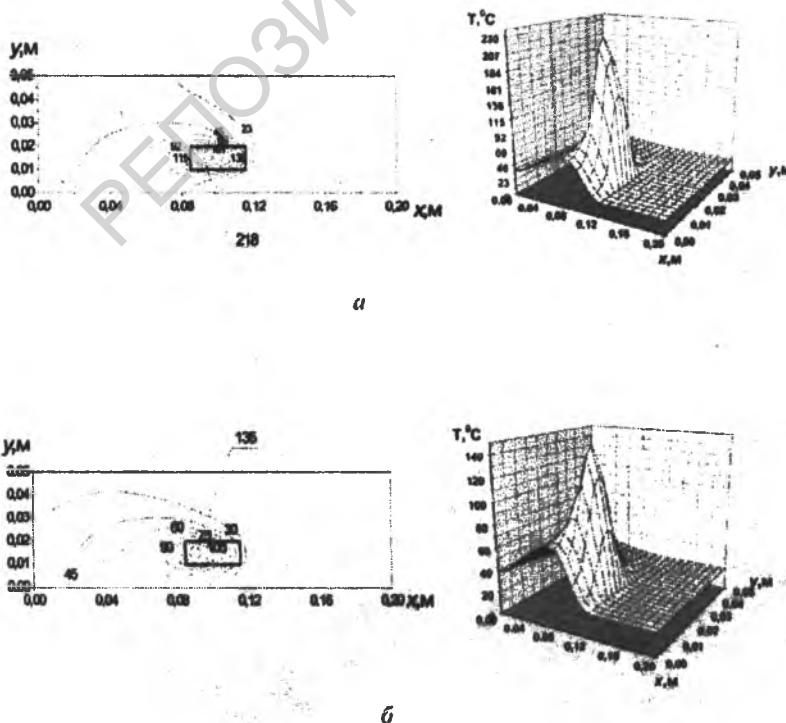


Рис. 2. Расчетные значения температуры и их трехмерные изображения на поверхности образца из стали 45 (а) и на глубине 3 мм (б)

ющего воздуха принята равной 20 °С. Величина коэффициента теплоотдачи α определялась по методике, разработанной в [5]. Для условий рассматриваемого процесса числа Грасгофа и Прандтля соответственно приняты $Gr = 10000$ и $Pr = 0,71$. Величины коэффициента C и показателя степени n для данных значений Gr и Pr равны $C = 0,6$, $n = 0,25$. Подставляя приведенные результаты в уравнение (16), получаем значение коэффициента теплоотдачи с поверхности плоской детали $\alpha \approx 6 \text{ Вт/(м}^2\text{хград)}$.

На рис. 2 представлено распределение температурных полей по поверхности образца и в приповерхностном слое на глубине 3 мм, рассчитанных по приведенной методике, позволяющее оценить тепловое состояние зоны контакта, в частности, распределение температуры по пятну контакта и значения температурных градиентов в приповерхностном слое. Несовпадение области максимальных значений температуры поверхности образца с положением пятна контакта инструмента обусловлено наличием движения подачи инструмента. С удалением от зоны контакта по длине и по ширине детали температура уменьшается и стремится к температуре окружающей среды. Максимальные значения температуры наблюдаются в зоне взаимодействия инструмента с поверхностью. Из рис. 2 следует, что при обработке без охлаждения тепловой поток из зоны контакта с инструментом преимущественно расходуется на нагрев образца.

Использование аналитического расчета по предлагаемой методике позволяет установить распределение тепла и значения градиентов температур для различных сечений рассматриваемого образца (рис. 3). Видно, что эффект термического нагрева при обработке стали 45 в пределах указанных режимов (максимальные значения температуры не превышают 220 °С) не оказывает существенного влияния на изменение структуры и физико-механических свойств приповерхностного слоя.

Заключение. В результате проведенных исследований создана методика расчета теплового состояния плоских деталей при шлифовании дисковыми полимерно-абразивными щетками. Предложенная модель устанавливает взаимосвязь параметров обработки (окружной скорости вращения инструмента, скорости продольного перемещения, величины натяга), теплофизических и геометрических характеристик инструмента и детали с изменением ее теплового состояния, что позволяет прогнозировать интенсивность тепловыделения, исследовать величины контактной температуры и температурных градиентов, глубину теплового воздействия, характер распределения температуры в приповерхностной зоне и оценивать температурный режим обработки с целью обеспечения безопасных температур поверхности детали и выбора соответствующих параметров процесса. В дальнейшем планируется экспериментальная проверка расчетных данных, правомерности принятых допущений и граничных условий путем непосредственного измерения температур в процессе обработки деталей дисковыми полимерно-абразивными щетками.

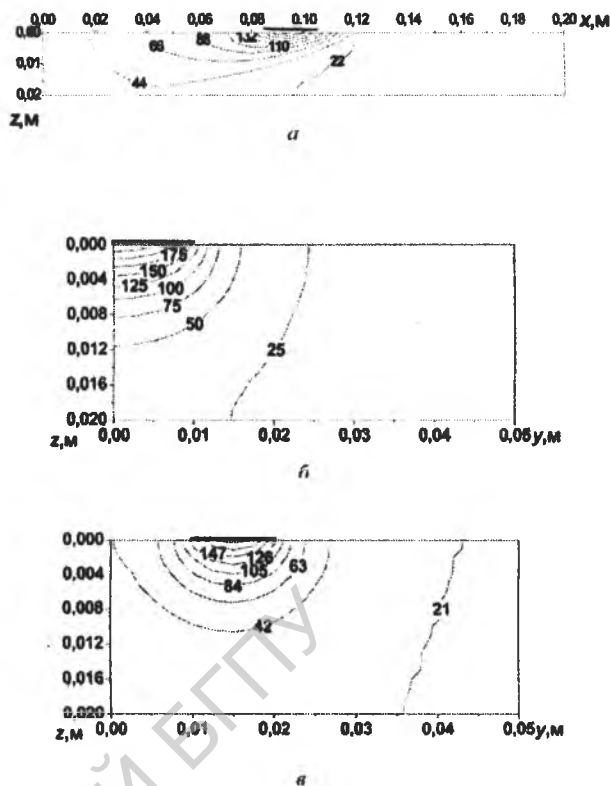


Рис. 3. Распределение расчетных значений температуры в различных сечениях образца из стали 45: а – параллельно направлению подачи; б, в – перпендикулярно направлению подачи

Літэратура

1. Устинович Д. Ф. // Інженер-механік. 2002. № 4(17). С. 33–37.
2. Устинович Д. Ф., Прибыльскі В. И // XVI МНТК «Машинобудаванне і тэхносфера XXI стагоддзя». Севастополь, 14–19 сент. 2009 г. Донецк, 2009. Т. 3. С. 176–179.
3. Устинович Д. Ф., Голуб В. М. // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз-тэхн. навук. 2011. № 2 С. 62–68.
4. Карташов, Э. М. Аналітычныя метады ў тэорыі цеплаправоднасці цвёрдых цел. М., 2001.
5. Крейт Ф., БлэкУ. Асновы цеплоперадачы. М., 1983.

D. F. USTINOVICH, V. M. GOLUB

MODELING OF THERMAL PROCESSES ON PROCESSING OF FLAT SURFACES BY POLYMER-ABRASIVE BRUSHES

Summary

The development has been made of the model for thermal processes of grinding the flat surfaces by disk polymer-abrasive brushes. The expressions for calculating the thermal state of a part processed and tool-surface contact zone taking into account the effect of tool and part thermophysical characteristics and kinematics parameters of processing, are suggested. The investigations performed make it possible to predict the intensity of heat release, to determine the value of contact temperature, temperature gradients and depth of thermal action as well as to assess the temperature processing conditions in order to ensure the quality of processed part surface, safe temperatures and choice of rational processing parameters.

РЕПОЗИТОРИЙ БГПУ