

УДК 621.923

В.В. Полтавец, доцент, канд. техн. наук

Донецкий национальный технический университет

ул. Артема, 58, г. Донецк, Украина, 83001

vvardon@mail.ru

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПО МЕХАНИЧЕСКИМ ХАРАКТЕРИСТИКАМ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА, НАЙДЕННЫМ С ПОМОЩЬЮ МЕТОДА ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ КОЭФФИЦИЕНТОВ

В статье предложены формулы для определения предела прочности и касательного напряжения сдвига обрабатываемых материалов в температурно-скоростных условиях шлифования, выведенные с помощью метода термомеханических коэффициентов. Показана возможность применения предложенных формул и рассчитанных по ним данных для определения составляющих силы резания на единичном зерне и на шлифовальном круге.

Ключевые слова: шлифование, скорость деформации, напряжение, поверхность резания, температура, термомеханический коэффициент, сила резания.

Одной из наиболее важных характеристик процесса механической обработки является сила резания. Теоретическое определение сил резания при шлифовании вызывает значительные сложности, обусловленные вероятностным характером работы зёрен шлифовального круга, а также напряженными температурно-скоростными условиями деформации и разрушения обрабатываемого материала.

В работах П.Г. Матюхи предложены формулы для расчёта сил резания на единичном зерне и на круге, которые базируются на плоской модели стружкообразования с единой условной плоскостью сдвига. Соответствующие зависимости для тангенциальной и радиальной составляющих силы резания на единичном зерне имеют вид:

$$P_z = \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + K_\zeta M \mu l_\zeta \right) b \tau_s; \quad (1)$$

$$P_y = \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + K_\zeta M \mu l_\zeta \right) b \tau_s, \quad (2)$$

где $M = 1 + 2(\pi/4 - \beta)$ – коэффициент, определяемый соотношением нормального и касательного напряжения в плоскости резания σ/τ_s ; a_z – максимальная толщина единичного среза, мм; β, ω – соответственно угол сдвига и угол действия; K_ζ – коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных напряжений на поверхности контакта зерна с деталью; μ – коэффициент трения задней поверхности зерна о поверхность резания; l_ζ – длина площадки контакта на задней поверхности зерна, мм; b – ширина единичного среза, мм; τ_s – касательное напряжение вдоль условной плоскости сдвига, МПа.

Касательное напряжение вдоль условной плоскости сдвига τ_s определяется по данным стандартных испытаний обрабатываемых материалов, приведенным в технической литературе, с помощью модификации К.Макгрегора и И.Фишера [1] и аппроксимируется линейной зависимостью вида [2]

$$\tau_s = C - \alpha T, \quad (3)$$

где C, α – начальная ордината, МПа, и коэффициент, МПа/К; T – температура резания, К.

Исходные данные о влиянии на механические характеристики различных материалов скорости деформации и температуры, необходимые для выполнения модификации К.Макгрегора и И.Фишера, требуют трудоёмких исследований с помощью специальных машин, чаще всего пластометров. Такие исследования выполнены в лабораторных условиях для многих марок материалов, но в основном для тех, которые используются в промышленных условиях уже длительное время.

В то же время для значительной части конструкционных и инструментальных материалов, появившихся в относительно недавнее время, данные пластометрических испытаний в том объёме, который нужен для применения модификации К.Макгрегора и И.Фишера, отсутствуют. В связи с этим возникает необходимость поиска методов определения механических характеристик материалов для температурно-скоростных условий, характерных для механической обработки, по ограниченной исходной информации, полученной теоретическим или экспериментальным путем. В качестве такого метода нами предлагается определять сопротивление деформации при обработке шлифованием с использованием термомеханических коэффициентов, определенных при стандартных методах

испытаний, путём введения в расчётные формулы поправок, учитывающих скорость деформации при абразивной обработке.

Целью данной работы является получение зависимостей для расчёта сил резания на единичном зерне при определении касательного напряжения вдоль условной плоскости сдвига с помощью метода термомеханических коэффициентов и проверка возможности использования этих зависимостей для определения составляющих силы резания на шлифовальном круге.

При использовании метода термомеханических коэффициентов зависимость предела прочности стали от температуры при скорости деформации шлифованием можно представить в следующем виде:

$$\sigma_s = \sigma_m(T, \varepsilon, u) + \Delta\sigma, \quad (4)$$

где $\sigma_m(T, \varepsilon, u)$ – зависимость предела текучести стали соответственно от температуры, степени деформации и скорости деформации по данным динамических испытаний; $\Delta\sigma$ – поправка, учитывающая отличие термомеханических параметров при динамических испытаниях и при шлифовании.

Для многозначной функциональной зависимости $\sigma_m(T, \varepsilon, u)$ может быть выполнена её декомпозиция на ряд зависимостей от трёх отдельных переменных $k_T(T), k_\varepsilon(\varepsilon), k_u(u)$. Эти частные зависимости и носят название термомеханических коэффициентов.

С учётом того, что термомеханические коэффициенты представляются в экспоненциальной и степенной форме, первое слагаемое в выражении (3) принимает вид [3]:

$$\sigma_m = A_1 A_2 A_3 \cdot e^{-m_1 T} \cdot \varepsilon^{m_2} \cdot u^{m_3} \cdot \sigma_{00}, \quad (5)$$

где $A_1, A_2, A_3, m_1, m_2, m_3$ – постоянные коэффициенты, зависящие от материала; σ_{00} – среднее или базисное сопротивление деформации, в работе [3] в динамической области деформации принято при следующих термомеханических параметрах; $T = 1000$ °С, $\varepsilon = 0,1$ и $u = 10$ с⁻¹.

Если в выражении (5) в качестве переменной величины оставить температуру, остальные термомеханические параметры принять постоянными, то после преобразования констант и постоянных коэффициентов получим

$$\sigma_m = A_{00} \exp(-m_1 T), \quad (6)$$

где A_{00} – постоянная величина для данного материала, которая рассчитывается по формуле:

$$A_{00} = A_1 A_2 A_3 \cdot \varepsilon^{m_2} \cdot u^{m_3} \cdot \sigma_{00}. \quad (7)$$

Поправку $\Delta\sigma$ в формуле (4), которая учитывает отличие термомеханических параметров при динамических испытаниях обрабатываемого материала и при его шлифовании, также представим показательной зависимостью от температуры

$$\Delta\sigma = B_\sigma \cdot m_\sigma^T, \quad (8)$$

где B_σ, m_σ – постоянные коэффициенты уравнения регрессии.

Коэффициенты в выражении (8) определяются методами регрессионного анализа на основе сравнения значений предела прочности обрабатываемого материала, определённого экспериментально для условий шлифования, и предела текучести, рассчитанного по формуле (6) на основе использования термомеханических коэффициентов, для температурного диапазона, соответствующего условиям шлифования [4].

С учётом (6) – (8) формула (4) принимает вид:

$$\sigma_s = A_{00} \exp(-m_1 T) + B_\sigma \cdot m_\sigma^T. \quad (9)$$

Используя известное соотношение между механическими характеристиками материалов $\tau = \sigma_a / \sqrt{3}$, из формулы (9) получим выражение для касательного напряжения вдоль условной плоскости сдвига

$$\tau_s = \frac{A_{00}}{\sqrt{3}} \exp(-m_1 T) + \frac{B_\sigma}{\sqrt{3}} m_\sigma^T. \quad (10)$$

При использовании зависимости (10) формулы (1) и (2) для сил резания на единичном зерне, трансформированные для произвольной формы зоны контакта задней поверхности зерна с деталью, примут вид:

$$P_z = \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z b \cos \omega}{\sin \beta} + K_\zeta M f_z \mu \right) \left(\frac{A_{00}}{\sqrt{3}} \exp(-m_1 T) + \frac{B_\sigma}{\sqrt{3}} m_\sigma^T \right); \quad (11)$$

$$P_y = \left(\frac{\sqrt{1+M^2} a_z b \sin \omega}{\sin \beta} + K_\zeta M f_z \mu \right) \left(\frac{A_{00}}{\sqrt{3}} \exp(-m_1 T) + \frac{B_\sigma}{\sqrt{3}} m_\sigma^T \right), \quad (12)$$

где f_z – площадь зоны контакта задней поверхности зерна с поверхностью детали, мм²; в частности, для прямоугольной площадки контакта зерна $f_z = b \cdot l_z$.

Максимальная температура поверхности резания связана с тангенциальной составляющей силы резания известным соотношением

$$T = \frac{4a \cdot 60V_e \sqrt{H} \cdot P_z}{\lambda V_a S \sqrt{\pi}}, \quad (13)$$

где a , λ – соответственно коэффициент температуропроводности, м²/с, и теплопроводности, Вт/(м·К), обрабатываемого материала; V_k – скорость круга, м/с; V_d – скорость детали, м/мин; H – безразмерная полуширина источника тепла; α_e – коэффициент ввода, учитывающий количество тепла, поступающее в деталь; S – площадь зоны контакта детали со шлифовальным кругом, мм².

После подстановки соотношения (13) в формулу (11) решить её относительно составляющей P_z не представляется возможным, так температура и, соответственно, сила P_z являются частью показателя в показательных функциях в составе формулы (11).

Поэтому для расчета составляющих сил резания на зерне воспользуемся формулами (1) и (2) с учётом (3) и (13), которые трансформированы для произвольной формы зоны контакта задней поверхности зерна с деталью:

$$P_z = \frac{\left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z b \cos \omega}}{\sin \beta} + K_\zeta M f_\zeta \mu \right) C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z b \cos \omega}}{\sin \beta} + K_\zeta M f_\zeta \mu \right) \alpha \frac{4a \cdot 60V_e \sqrt{H} \alpha_a}{\lambda V_a S \sqrt{\pi}}}; \quad (14)$$

$$P_y = \left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z b \sin \omega}}{\sin \beta} + K_\zeta M f_\zeta \right) \left(C - \alpha \frac{4a \cdot 60V_e \sqrt{H} \alpha_a}{\lambda V_a S \sqrt{\pi}} P_z \right), \quad (15)$$

но при этом линейное уравнение вида (3) для касательных напряжений на условной плоскости сдвига будем выводить не с использованием модификации К.Макгрегора и И.Фишера, а путем аппроксимации данных, получаемых из уравнения (10).

Правомерность такой аппроксимации подтверждается тем, что зависимость вида (9) в диапазоне температур 600-1000 °С незначительно отличается от линейной, в частности, для хромоникелевых сталей [4].

Аналогично можно получить формулы для расчета составляющих сил резания на круге, в которых дополнительно учитывается количество контактирующих с деталью зёрен:

$$P_{z\epsilon} = \frac{\left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z b \cos \omega}}{\sin \beta} + K_\zeta M f_\zeta \mu \right) C z_\delta}{1 + \left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z b \cos \omega}}{\sin \beta} + K_\zeta M f_\zeta \mu \right) z_\delta \alpha \frac{4a \cdot 60V_e \sqrt{H} \alpha_a}{\lambda V_a S \sqrt{\pi}}}; \quad (16)$$

$$P_{y\epsilon} = \left(\frac{\sqrt{1+M^2 a_z b \sin \omega}}{\sin \beta} + K_\zeta M f_\zeta \right) z_\delta \left(C - \alpha \frac{4a \cdot 60V_e \sqrt{H} \alpha_a}{\lambda V_a S \sqrt{\pi}} P_{z\epsilon} \right), \quad (17)$$

где z_p – количество одновременно контактирующих с деталью зёрен.

Сопоставим результаты расчёта составляющих сил резания на круге по формулам (16)-(17) при подстановке в них касательных напряжений на условной плоскости сдвига, определённых с использованием модификации К.Макгрегора-И.Фишера и с применением метода термомеханических коэффициентов.

Расчёты выполним для условий плоского врезного шлифования высоколегированной стали 12X18H9T алмазным кругом 1A1 250×76×15×5 AC6-100/80-4-M2-01 на следующих режимах: скорость круга $V_k=35$ м/с, скорость детали $V_d=6$ м/мин, глубина резания $t = 10$ мкм. Параметры алмазных зёрен: диаметр шаровой модели $d = 132$ мкм, угол заострения $\epsilon = 91^\circ$ и радиус округления вершины $\rho = 6,69$ мкм для модели в виде конуса с округлённой вершиной; параметры распределения разновысотности после электроэрозионной правки, описываемого законом Вейбулла: $m = 2,23$, $x_0 = 2946$. Физико-механические свойства стали 12X18H9T: коэффициент температуропроводности $a=4,1 \cdot 10^{-6}$ м²/с, коэффициент теплопроводности $\lambda=19,5$ Вт/м·К.

Форма площадки контакта алмазного зерна с поверхностью обрабатываемой заготовки принята прямоугольной.

Влияние времени шлифования на значение функции распределения Вейбулла $F(t_\phi)$ учтём с помощью поправочного коэффициента K_τ :

$$F(t_\phi, \tau) = F(t_\phi) \cdot K_\tau. \quad (18)$$

В формуле (18) $K_\tau = A_1 \cdot \tau^q$, где τ – время шлифования, A_1 , q_1 – эмпирические коэффициент и показатель степени.

Аналогично учтём влияние времени обработки на длину контактных площадок алмазных зёрен с использованием степенной зависимости:

$$l_z = C_1 \cdot \tau^q, \quad (19)$$

где C_1 , q – эмпирические коэффициент и показатель степени.

Для алмазного круга зернистостью 100/80 при глубине шлифования $t = 10-15$ мкм значения постоянных коэффициентов в выражениях (18) и (19): $A_1 = 1,05$, $q_1 = 0,336$, $C_1 = 0,22$, $q_1 = 0,047$.

Значения коэффициентов C и α в уравнении (3) для стали 12X18H9T принимаем:

– при использовании модификации К.Макгрегора и И.Фишера:

$$C = 1697, \alpha = 0,148;$$

– при использовании метода термомеханических коэффициентов после аппроксимации выражения

(10)

$$C = 1560, \alpha = 0,664.$$

Результаты расчёта тангенциальной и нормальной составляющих силы резания на круге по формулам (16)-(17) при подстановке в них касательных напряжений на условной плоскости сдвига, определённых различными методами, приведены на рисунке 1.

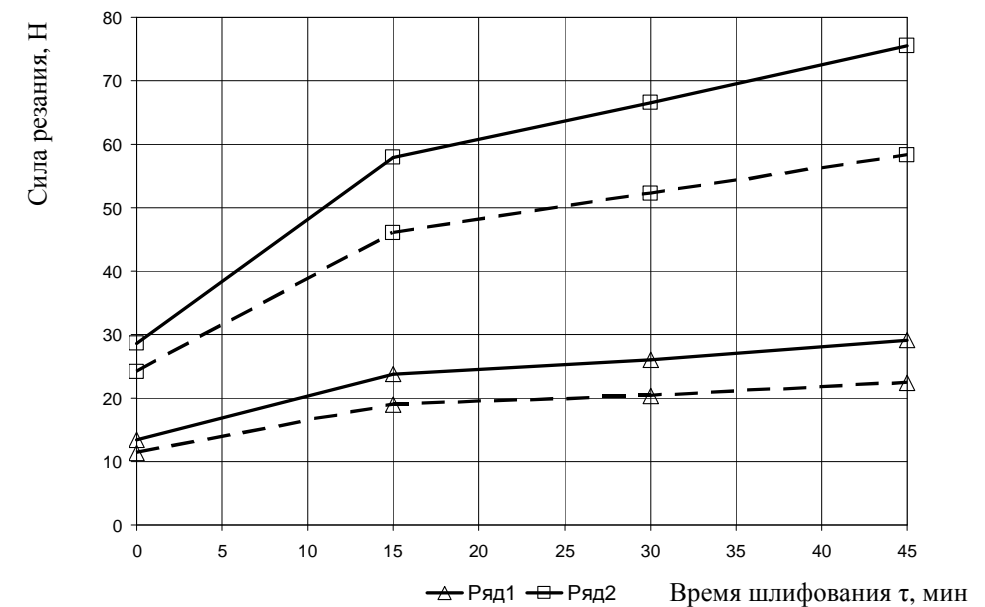


Рисунок 1 – Составляющие силы резания на круге в различные моменты времени шлифования при определении касательных напряжений на условной плоскости сдвига с использованием модификации К.Макгрегора-И.Фишера (сплошная линия) и с использованием метода термомеханических коэффициентов (штриховая линия)

Таблица 1 – Погрешность расчёта сил резания с применением метода термомеханических коэффициентов по отношению к данным расчёта, основанном на применении модификации К.Макгрегора-И.Фишера

Время шлифования τ , мин	Модификация К.Макгрегора-И.Фишера		Метод термомеханических коэффициентов		Погрешность расчёта, P_{zk} , %	Погрешность расчёта, P_{yk} , %
	P_{zk} , Н	P_{yk} , Н	P_{zk} , Н	P_{yk} , Н		
1	13,4	28,6	11,4	24,1	14,9	15,7
15	23,8	59,0	18,9	46,0	20,6	20,7
30	26,0	66,6	20,4	52,3	21,5	21,5
45	29,2	79,0	22,5	58,3	22,9	22,9

В соответствии с рисунком 1 зависимости составляющих силы резания на круге для обоих методов расчёта имеют сходный характер. Результаты определения погрешности расчёта сил резания с применением метода термомеханических коэффициентов по отношению к данным расчёта, основанным на применении модификации К.Макгрегора-И.Фишера, указаны в таблице 1.

Как видно из таблицы 1, погрешность расчёта сил резания с применением метода термомеханических коэффициентов по сравнению к данным расчёта, основанным на применении модификации К.Макгрегора-И.Фишера, в различные моменты времени шлифования находится в пределах 15-23 %, что вполне допустимо при определении механических характеристик материалов в сложных условиях деформации, характерных для процесса резания.

Выводы

1. Предложена зависимость для определения на основе применения метода термомеханических коэффициентов касательного напряжения вдоль условной плоскости сдвига при абразивно-алмазной обработке, содержащая поправку, которая учитывает отличие термомеханических параметров при динамических испытаниях обрабатываемого материала и при его шлифовании.

2. Расчёт сил резания при шлифовании с применением метода термомеханических коэффициентов даёт результаты, сравнимые с данными расчёта сил резания, основанного на применении модификации К.Макгрегора-И.Фишера (различие составляет 15-23 %).

3. Методика определения механических характеристик обрабатываемых материалов в условиях резания, основанная на применении метода термомеханических коэффициентов, может быть использована для определения составляющих силы резания при шлифовании и усилия поджима заготовки к рабочей поверхности шлифовального круга при обработке по упругой схеме.

Библиографический список использованной литературы

1. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. — М.: Машиностроение, 1983. — 352 с.
2. Матюха П.Г. Определение напряжений сдвига в условиях резания с помощью модификации Макгрегора-Фишера / П.Г. Матюха, В.В. Полтавец // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: сб. науч. тр. — Донецк: ДонГТУ, 1997. — Вып. 4. — С.91–93.
3. Хензель А. Расчёт энергосиловых параметров в процессах обработки металлов давлением / А. Хензель, Т. Шпиттель. — М.: Металлургия, 1982. — 360 с.
4. Полтавец В.В. Определение сопротивления деформации хромоникелевых сталей в условиях шлифования с помощью термомеханических коэффициентов / В.В. Полтавец // Наукові праці ДонНТУ. Сер.: Машинобудування і машинознавство. — Донецьк, 2008. — Вип. 5 (139). — С.68–74.

Поступила в редакцію 19.04.2011 г.

Полтавец В.В. Визначення сили різання при шліфуванні по механічним характеристикам оброблюваного матеріалу, що визначені за допомогою методу термомеханічних коефіцієнтів

В статті запропоновані формули для визначення меж міцності та дотичного напруження зсуву оброблюваних матеріалів в температурно-швидкісних умовах шліфування, які виведені за допомогою методу термомеханічних коефіцієнтів. Показана можливість застосування запропонованих формул та даних, що по ним розраховані, для визначення складових сили різання на одиничному зерні та на шліфувальному крузі.

Ключові слова: шліфування, швидкість деформації, напруження, поверхня різання, температура, термомеханічний коефіцієнт, сила різання.

Poltavets V.V. Determination of cutting forces at grinding by mechanical characteristics of materials being machined that are found by means of the method of thermomechanical coefficients

The paper presents formulas for determination of strength and shearing shift stress for materials being machined under temperature and speed conditions of grinding. These formulas are deduced by means of the method of thermomechanical coefficients. The possibility of applying the offered formulas and data calculated based on these formulas for determination of components for the cutting force on an individual grain and on a grinding wheel is demonstrated.

Keywords: grinding, deformation rate, stress, cutting surface, temperature, thermo mechanical factor, cutting force.