

УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ АНАЛИТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ РАСЧЕТОВ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В СИСТЕМЕ РЕЗАНИЯ

© 2015

Н.П. Мазур, доктор технических наук, профессор кафедры «Технология машиностроения»
Хмельницкий национальный университет, Хмельницкий (Украина)

Ключевые слова: источники тепла; интенсивность тепловых потоков; температура резания; деформация; трение.

Аннотация: В статье приводится подробный аналитический метод расчетов температурных полей для процесса резания лезвийным инструментом. Детально рассматриваются формы тепловых источников при резании, возможность и необходимость схематизации как источников тепла, так и формы взаимодействующих тел. Расчет температуры в зоне первичной пластической деформации выполнен с учетом взаимного влияния температуры на величину сдвиговых напряжений в этой зоне. Установлено, что закон распределения интенсивности источника трения по задней поверхности обуславливается характером изменения касательных напряжений трения и мало отличается от равномерного. Предложено точное решение задачи расчета температуры в полупространстве от действия прямоугольного источника тепла постоянной интенсивности. Таким образом, стало возможным определить постоянные интенсивности тепловых потоков на передней и задней поверхностях. Проведена проверка гипотезы о постоянстве этих интенсивностей тепловых потоков. Для этого каждый итоговый тепловой источник был представлен как комбинация элементарных равномерных источников тепла. Исследованиями установлена большая неравномерность распределения интенсивности тепловых источников, которые действуют на поверхностях режущего инструмента. Это дало возможность выявить новые закономерности распределения температуры на передней и задней поверхностях инструмента при различных комбинациях коэффициентов теплопроводности обрабатываемого и инструментального материалов, а также износа инструмента. Установлена существенная роль заторможенного тела на передней поверхности на величину и направление тепловых потоков на передней и задней поверхностях – в инструмент или в заготовку – и в конечном результате – на температуру контактных поверхностей режущего инструмента. Это позволило выработать рекомендации по выбору оптимального инструментального материала для обработки заготовок с различной теплопроводностью.

ВВЕДЕНИЕ

Основным недостатком всех экспериментальных методов является сложность, а иногда и невозможность с их помощью получить достоверные температурные поля в стружке, заготовке и режущем лезвии инструмента [1; 2]. Широко распространенный сейчас метод конечных элементов [3; 4; 5] при всей своей наглядности требует значительных компьютерных ресурсов и пригоден для получения обобщающих зависимостей только в достаточно простых случаях. Поэтому многими отечественными и зарубежными исследователями были разработаны аналитические методы расчетов температурных полей [6–9]. Среди них самое большое распространение нашли: метод непосредственного решения дифференциального уравнения теплопроводности [6], метод источников тепла и др. Метод источников тепла позволяет сравнительно простыми математическими способами получать приемлемые инженерные решения по определению температурных полей [9–14]. Однако попытки его применения для реальных процессов не всегда были успешными через игнорирование многих деталей процесса резания и существующие в литературе ошибки. Поэтому целью работы является создание максимально детальной инженерной методики аналитического расчета тепловых полей для процесса лезвийной обработки, учитывающего взаимосвязи явлений, происходящих в зоне резания.

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ И РАСЧЕТОВ

Чтобы сложный процесс распространения теплоты при резании металлов сделать доступным математическому описанию, его необходимо схематизировать, вы-

деляя главные особенности, пренебрегая второстепенными. Схематизация, которая выполняется как по отношению форм источников тепла, так и к упрощению форм тел зоны резания, наиболее детально была разработана в работах А.Н. Резникова, С.С. Силина и др. [8–10; 12; 14; 15] (рис. 1).

Исследования по изучению деформаций в зоне резания [1; 9–12; 16; 17] показывают, что области, в которых происходит тепловыделение, с повышением скорости резания занимают все меньший объем. Это дает основание для практически применяемых режимов резания принимать источники теплообразования сосредоточенными плоскими или ленточными. Поэтому теплоту деформации можно представить в виде плоского источника интенсивностью q_d , расположенного на плоскости сдвига OM (см. рис. 1). Часть этой теплоты (которая определяется коэффициентом b^*) идет в заготовку, создавая источник $(1-b^*)q_d$, показанный на рис. 1, где для удобства анализа заготовка, стружка и резец раздвинуты. Другая часть интенсивностью $b^* \times q_d$ представляет ту часть теплоты деформации, которая выносятся стружкой.

Теплота трения на передней поверхности может быть представлена в виде плоского источника переменной интенсивности q_{1T} , расположенного на площадке размерами $l_1 \times b$, а на задней поверхности – в виде плоского источника интенсивностью q_{2T} , расположенного на площадке размерами $l_2 \times b$.

На контактных поверхностях резец обменивается теплом со стружкой и поверхностью резания. С целью упрощения картины в первом приближении теплообмен резца со стружкой и заготовкой представляется, соответственно,

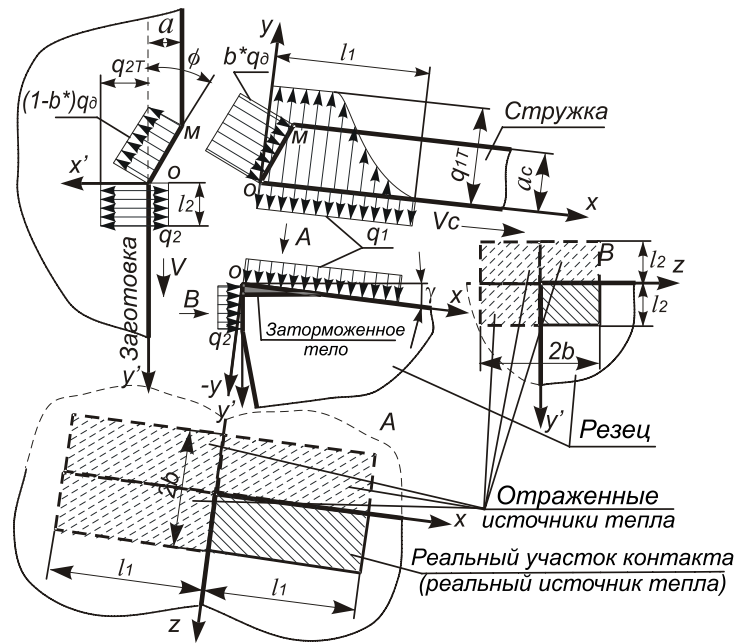


Рис. 1. Схема действия тепловых источников в зоне резания

в виде источников постоянной интенсивности q_1 и q_2 [10; 12; 14]. Каждый из тепловых потоков q_1 и q_2 может быть направлен в инструмент ($q > 0$) или из него ($q < 0$). Предполагается также, что за пределами источников и стоков все поверхности заготовки, стружки и реза не отдают теплоты в окружающую среду. Как установлено, при резании без принудительного охлаждения этим предположением вносится незначительная погрешность в определение температур [11; 15].

Определенной схематизации подвергается также и форма тел зоны резания. Выполняя отражение стружки и источников, на ней действующих относительно ее боковых сторон, удастся представить эти источники как ленточные, что действуют на поверхности стержня бесконечной длины [11; 15]. Реальное режущее лезвие с тепловыми источниками q_1 и q_2 отражается относительно вспомогательной задней поверхности и сводится к бесконечному клину, на поверхностях которого действуют плоские источники размерами $(2b) \times l_1$ и $(2b) \times l_2$, или к полупространствам с источниками $(2b) \times 2l_1$ и $(2b) \times 2l_2$.

Тогда температура на поверхности контакта между стружкой и инструментом (со стороны стружки) определяется зависимостью [10]:

$$\theta_{IC} = (1 + C) \cdot \theta_0 + \theta_{IT} - \theta_I, \quad (1)$$

где θ_0 – температура, которая возникает вследствие деформации материала в зоне первичной пластической деформации;

θ_{IT} – температура, создаваемая источником тепла интенсивностью q_{IT} ;

θ_I – снижение температуры, создаваемое стоком тепла в резец интенсивностью q_I ;

C – коэффициент, который учитывает подогрев срезаемого слоя за счет предыдущего хода инструмента. Его значение может быть определено из [10]:

$$C \approx \begin{cases} 0,23 \cdot \exp[-40 \cdot (0,15 - \varphi_0)^2] & \text{при } 0,001 < \varphi_0 < 0,15 \\ 0,23 \cdot \exp[-3,5 \cdot (\varphi_0 - 0,15)^2] & 0,15 < \varphi_0 < 2, \end{cases}$$

где $\varphi_0 = 7,98 \cdot 10^{-2} \cdot V \cdot a^2 / (\omega \cdot d)$;

V, a, d – соответственно, скорость резания (м/с), толщина срезаемого слоя (м) и диаметр обработки (м); ω – коэффициент температуропроводности материала стружки, м²/с.

Рассмотрим методику определения каждого составляющего. Общее количество теплоты деформации в зоне сдвига равняется работе пластической деформации [7]:

$$Q_d = E_d = \bar{\tau}_\phi \cdot \varepsilon \cdot a \cdot b \cdot V,$$

где $\varepsilon = ctg\phi + tg(\phi - \gamma)$ – относительный сдвиг стружки;

$\bar{\tau}_\phi$ – среднее касательное напряжение в зоне сдвига.

Относя Q_d к площади поверхности сдвига ($a \times b \times \sin\phi$), получим формулу для определения интенсивности теплового потока деформации q_d :

$$q_d = \bar{\tau}_\phi \cdot \varepsilon \cdot V \cdot \sin\phi.$$

Поскольку тепло деформации распределяется между стружкой и заготовкой, то на торец стружки будет действовать только часть источника q_d , интенсивность которого равняется $b^* \times q_d$, где коэффициент b^* определяется путем решения балансовой задачи между стружкой и заготовкой [10]:

$$b^* = \frac{1}{\left(1 + \frac{1,33 \cdot K_L}{K_{cu}} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot \sin\phi}{V \cdot a}}\right)},$$

где K_L – коэффициент продольной усадки стружки;
 K_{cu} – коэффициент, который учитывает ограниченность ширины быстро движущегося теплового источника деформации [11].

Используя решение задачи из определения температуры от плоского быстро движущегося источника, который действует на торце неограниченного стержня [10], имеем:

$$\theta_\delta = \frac{b^* \cdot q_\delta \cdot \omega \cdot K_L}{\lambda \cdot V} = \frac{b^* \cdot \bar{\tau}_\phi \cdot \varepsilon \cdot \omega \cdot K_L \cdot \sin \phi}{\lambda}$$

или

$$\theta_\delta = \frac{b^* \cdot \bar{\tau}_\phi \cdot \varepsilon \cdot K_L \cdot \sin \phi}{C_V}, \quad (2)$$

где λ – коэффициент теплопроводности материала стружки, Вт/мК;
 $C_V = \lambda / \omega$ – объемная теплоемкость материала стружки, Дж/м³К.

Установлено, что $\bar{\tau}_\phi$ определяется истинным сопротивлением разрыва обрабатываемого материала и температурой в области основных деформаций зоны сдвига [13; 17]:

$$\bar{\tau}_\phi = K_c \cdot S_b \cdot (1 - b_\theta \cdot \theta_\delta), \quad (3)$$

где $K_c \approx 0,97$ – коэффициент взаимосвязи между средними и максимальными касательными напряжениями в области сдвига;
 $S_b = R_m / (1 - 0,01Z)$ – истинное сопротивление разрыва, Па;
 R_m – предел прочности при растягивании, Па;
 Z – относительное сужение при разрыве, %;
 $b_\theta = 5 \times 10^{-4}$ – коэффициент, который учитывает влияние температуры на предел текучести, 1/°С.

Решив совместно формулы (2) и (3), после преобразований получим выражения для максимальной температуры вблизи верхней границы зоны стружкообразования и средних касательных напряжений $\bar{\tau}_\phi$ [18]:

$$\theta_\delta = \frac{\theta_S}{1 + b_\theta \cdot \theta_S},$$

$$\bar{\tau}_\phi = \frac{K_c \cdot S_b}{1 + b_\theta \cdot \theta_S},$$

где $\theta_S = \frac{b^* \cdot K_c \cdot S_b \cdot \varepsilon \cdot K_L \cdot \sin \phi}{C_V}$.

После подстановки в формулу для θ_S выражений для ε и K_L , а также $K_L = \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi}$ после упрощений будем иметь:

$$\theta_S = \frac{b^* \cdot K_c \cdot S_b \cdot \cos \gamma}{C_V \cdot \sin \phi}.$$

Температура θ_1 от действия быстро движущегося источника равномерной интенсивности q_1 (Вт/м²) на поверхности полупространства (стружки) в подвижной системе координат, связанной с источником, равняется [10]:

$$\theta_1 = \frac{2 \cdot q_1}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot l_1 \cdot K_L}{\pi \cdot V}} \cdot \tau_1 \cdot L_{MC}, \quad (4)$$

где l_1 – длина контакта стружки по передней поверхности, м;

$$\tau_1 = \begin{cases} \sqrt{\psi} & \text{при } \psi = x/l_1 \leq 1, \\ \sqrt{\psi} - \sqrt{\psi - 1} & \text{при } \psi = x/l_1 > 1, \end{cases} \quad (5)$$

где x – расстояние от центра системы координат источника тепла к рассматриваемой точке на передней поверхности;

L_{MC} – коэффициент, который учитывает влияние отраженных источников, какие вводятся из-за ограниченности толщины стружки [10].

$$L_{MC} = 1 \text{ при } \chi = \frac{K_L^2 \cdot a^2 \cdot V}{l_1 \cdot \omega} > 1,62;$$

$$L_{MC} = \frac{1,18}{\chi^{0,35}} \text{ при } \chi \leq 1,62.$$

Выражение для определения температуры θ_{IT} имеет вид, аналогичный формуле (4), с учетом сложного характера распределения интенсивности источника q_{IT} , которое учитывается введением коэффициента формы источника K_F [9]:

$$\theta_{IT} = \frac{2 \cdot q_{IT}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot l_1 \cdot K_L}{\pi \cdot V}} \cdot \tau_1 \cdot L_{MC} \cdot K_F, \quad (6)$$

где параметр τ_1 определяется аналогично (5).

Следует отметить, что в формуле (6) интенсивность источника q_{IT} может быть определена, исходя из характера распределения касательных напряжений трения q_{F1} вдоль контактного участка l_1 . Откуда:

$$q_{IT} = q_{F1} \cdot V / K_L.$$

Рассмотрим схему определения температуры на участке контакта между поверхностью резания и задней поверхностью инструмента (ЗПИ). Как и в предыдущем случае, температура в этой зоне $\theta_{2n.p.}$ (со стороны поверхности резания) определяется частью тепла деформации, которое перешло в заготовку, теплом от источника трения ЗПИ по поверхности резания q_{2T} и стоком тепла в инструмент интенсивностью q_2 . Отсюда получим [10]:

$$\theta_{2n.p.} = (1 + C) \cdot (\sqrt{\psi_{II}} - \sqrt{\psi_{II} - 1}) \cdot \theta_\delta + \theta_{2T} - \theta_2, \quad (7)$$

где $\psi_{II} = 1 + y' \cdot \text{tg} \phi / a$;

y' – расстояние от центра системы координат источника тепла к рассматриваемой точке на задней поверхности;

θ_{2T} – температура, создаваемая ленточным быстро движущимся источником q_{2T} .

Очевидно, что закон изменения интенсивности источника q_{2T} будет определять характер изменения температуры на ЗПИ. В разные времена его принимали равномерным, распределенным по прямоугольному [19], треугольному [12; 14] или экспоненциальному [10] закону. Как показали последние исследования, закон распределения интенсивности источника трения по задней поверхности обуславливается характером изменения касательных напряжений и мало отличается от равномерного [18]. Поэтому θ_{2T} рассчитываем аналогично, как и θ_{1T} :

$$\theta_{2T} = \frac{2 \cdot q_{2T}}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot l_2}{\pi \cdot V}} \cdot \tau_2,$$

где l_2 – длина контактного участка по задней поверхности, м;

$$\tau_2 = \begin{cases} \sqrt{\psi_2} & \text{при } \psi = y'/l_2 \leq 1 \\ \sqrt{\psi_2} - \sqrt{\psi_2 - 1} & \psi = y'/l_2 > 1 \end{cases}$$

Интенсивность источника q_{2T} определяется, исходя из величины касательных напряжений трения q_{F2} на задней поверхности:

$$q_{2T} = q_{F2} \cdot V.$$

Температура θ_2 определяется аналогично θ_1 на передней поверхности (см. формулу 4):

$$\theta_2 = \frac{2 \cdot q_2}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot l_2}{\pi \cdot V}} \cdot \tau_2.$$

Температура контактных участков со стороны инструмента в тех же точках режущего лезвия будет опре-

$$\begin{aligned} \mathfrak{I}_1(X, Y, Z) = & X \cdot \ln \frac{Z+b+\sqrt{X^2+Y^2+(Z+b)^2}}{Z-b+\sqrt{X^2+Y^2+(Z-b)^2}} - (X-l_1) \cdot \ln \frac{Z+b+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z+b)^2}}{Z-b+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z-b)^2}} + \\ & + (Z+b) \cdot \ln \frac{X+\sqrt{X^2+Y^2+(Z+b)^2}}{X-l_1+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z+b)^2}} - (Z-b) \cdot \ln \frac{X+\sqrt{X^2+Y^2+(Z-b)^2}}{X-l_1+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z-b)^2}} - \\ & - \left\{ Y \cdot \left[\arcsin \frac{(Z+b) \cdot \sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z+b)^2} + Y^2 + (Z+b)^2}{\left[Z+b+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z+b)^2} \right] \cdot \sqrt{Y^2+(Z+b)^2}} - \arcsin \frac{(Z+b) \cdot \sqrt{X^2+Y^2+(Z+b)^2} + Y^2 + (Z+b)^2}{\left[Z+b+\sqrt{X^2+Y^2+(Z+b)^2} \right] \cdot \sqrt{Y^2+(Z+b)^2}} \right. \right. \\ & \left. \left. - \arcsin \frac{(Z-b) \cdot \sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z-b)^2} + Y^2 + (Z-b)^2}{\left[Z-b+\sqrt{(X-l_1)^2+Y^2+(Z-b)^2} \right] \cdot \sqrt{Y^2+(Z-b)^2}} + \arcsin \frac{(Z-b) \cdot \sqrt{X^2+Y^2+(Z-b)^2} + Y^2 + (Z-b)^2}{\left[Z-b+\sqrt{X^2+Y^2+(Z-b)^2} \right] \cdot \sqrt{Y^2+(Z-b)^2}} \right] \right\} \end{aligned} \quad (11)$$

где $-X, Y, Z$ – координаты рассматриваемой точки режущего лезвия в системе координат плоского источника:

X – по направлению длины источника (l_1),

Z – по направлению его ширины (b),

Y – перпендикулярно двум первым осям).

T_2 определяется аналогично (10) и (11), но вместо l_1 подставляется l_2 и координата X меняется на Y' , а Y – на X' (см. рис. 1). Параметры T_1' и T_2' рассчитываются

деляться суммой температур, создаваемых всеми действительными и отраженными от вспомогательной задней поверхности источниками q_1 и q_2 (см. рис. 1):

$$\theta_1 = T_1 \cdot q_1 + T_2 \cdot q_2; \quad (8)$$

$$\theta_2 = T_1' \cdot q_1 + T_2' \cdot q_2, \quad (9)$$

где

$$T_1 = \frac{\mathfrak{I}_1}{2 \cdot \pi \cdot \lambda_u} \quad (10);$$

(функции T с другими индексами рассчитывают аналогично);

\mathfrak{I}_1 – интегральная функция, что определяет температуру в точке участка режущего лезвия с координатами x, y, z , которая создается плоским источником с размерами $(2b) \times l_1$;

λ_u – коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/мК.

Выражение для функции \mathfrak{I}_1 получается путем решения интеграла, который определяет переход от множества точечных источников, расположенных на участке $(2b) \times l_1$, к плоскому:

$$\mathfrak{I}_1(x, y, z) = \int_0^{l_1} dx_u \int_{-b}^{+b} \frac{dz_u}{\sqrt{(x_u - x)^2 + y^2 + (z_u - z)^2}},$$

где x, y – координаты точки, где рассчитывается температура;

x_u, z_u – координаты точечного источника.

Попытка точного решения этого интеграла была впервые сделана А.Н. Резниковым, а в дальнейшем решение было уточнено в [12] и [18; 20]. В окончательном варианте он имеет вид [18]:

аналогично T_1 и T_2 : T_1' – когда источник размещен на передней поверхности, а точки с координатами X, Y, Z находятся на задней, и наоборот – для T_2' .

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

В полученных формулах есть две неизвестные интенсивности итоговых тепловых потоков в инструмент q_1 и q_2 , а также коэффициент K_F , который зависит от координаты x на передней поверхности инструмента

(ППИ). Но поскольку режущий инструмент находится практически в безззорном контакте как со стружкой, так и с поверхностью резания, то для расчетов q_1 и q_2 принимается граничное условие 4-го рода: равенство контактных температур контактирующих тел. При этом коэффициент K_F достаточно определить для одной произвольной точки на передней поверхности. По данным [11] для точки с максимальной температурой, которая имеет место при $x=l_0=l_1/2$, $K_F=0,71$. После этого сравниваются попарно уравнения (1) и (8), а также (7) и (9). Получим систему двух линейных уравнений (12) и с двумя неизвестными q_1 и q_2 , решив которую, можно потом рассчитать все температурное поле инструмента, стружки и обрабатываемой заготовки.

$$\begin{cases} (1+C) \cdot \theta_0 + \frac{2}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega \cdot l_1 \cdot K_L}{\pi \cdot V}} \cdot \tau_1 \cdot \\ \cdot L_{MC}(K_F \cdot q_{1T} - q_1) = T_1 \cdot q_1 + T_2 \cdot q_2 \\ (1+C) \cdot (\sqrt{\psi_{II}} - \sqrt{\psi_{II} - 1}) \cdot \theta_0 + \\ + \frac{2}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot l_2}{\pi \cdot V}} \cdot \tau_2 (q_{2T} - q_2) = T'_1 \cdot q_1 + T'_2 \cdot q_2 \end{cases} \quad (12)$$

ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ

Недостатком приведенной классической методики является принятие как исходной гипотезы равномерности интенсивности тепловых источников, направленных в инструмент. Последние исследования показывают, что закон изменения q_1 и q_2 определяется целым рядом факторов, как то: величинами температур на контактных участках, соотношением длин контактов на передней и задней поверхностях, теплопроводностями обрабатываемого и инструментального материалов, наличием заторможенного тела и т. п. Реальный закон изменения q_1 и q_2 можно установить, представив эти источники в виде комбинации элементарных равномерных источников разной интенсивности (рис. 2). Тогда, решив задачу равенства температур на каждом i -м элементарном участке (аналогично (12)), можно определить значения q_{1i} и q_{2i} [8; 18], а затем – основные термомеханические параметры зоны резания лезвийного инструмента.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

Результаты расчетов по влиянию основных параметров системы резания на ее термомеханические показатели приведены на рис. 3, из анализа которого можно сделать следующие выводы.

1. Интенсивность теплового потока в инструмент на участке пластического контакта ППИ определяется соотношением между коэффициентами теплопроводности материалов стружки λ и инструмента λ_u . Если $\lambda > \lambda_u$ (см. рис. 3 а, материалы 45–Т15К6), то интенсивность теплового потока в инструмент q_1 больше на участке пластического контакта и уменьшается при переходе на участок упругого контакта. Когда имеет место обратное соотношение – $\lambda < \lambda_u$ (см. рис. 3 а, материалы 12Х18Н9Т – ВК8), то резко возрастает интенсивность оттока тепла в инструмент на участке упругого контакта, тем самым уменьшая температуру на этом участке (см. рис. 3 б). Заторможенное тело в этом

случае играет роль термосопротивления на пути теплового потока. Причем указанный эффект тем больше, чем больше разница между λ и λ_u .

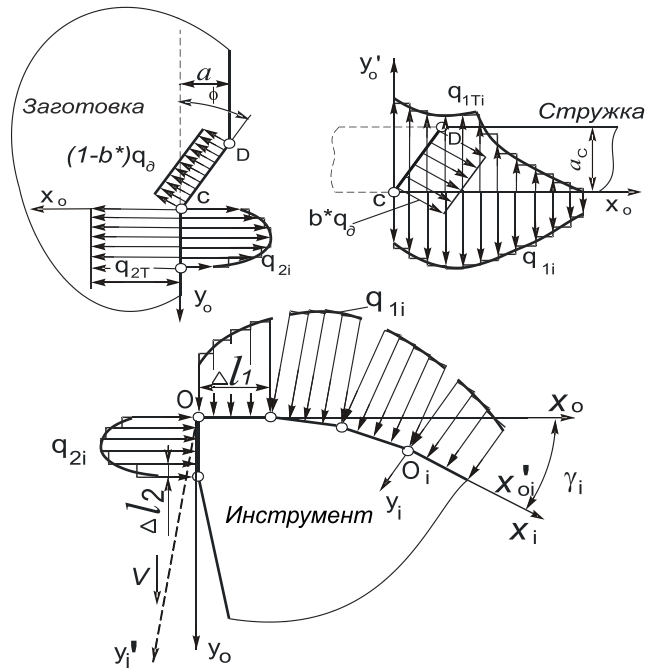


Рис. 2. Схема для определения законов изменения q_1 и q_2 вдоль контактных площадок на передней и задней поверхностях

2. Интенсивность результирующего теплового потока на задней поверхности q_2 приблизительно в 2...3 раза ниже за q_1 и является результатом суммарного действия более мощных тепловых источников на ППИ (q_{1T}) и их аналогов на ЗПИ (q_{2T}). Как видно из рис. 3 в, возле вершины заторможенного тела (нароста) еще не нагретые слои поверхности резания заготовки оттягивают на себя тепло, которое выделяется на ЗПИ, и через тело нароста – тепло из ППИ (поэтому $q_2 < 0$). На следующих участках ЗПИ толщина тела нароста увеличивается (возрастает термосопротивление для потока q_1), а интенсивность теплового потока в заготовку q_2 уменьшается и даже меняет свое направление для инструментов с большими λ_u (см. рис. 3 б, сплав ВК8). Причем это явление имеет место не только при больших фасках изнашивания h_3 , как это было установлено в [10] (см. рис. 3 б), но и при малых, а тепловой поток в инструмент приходится именно на фаску h_3 , из-за чего и температура в этой зоне выше (см. рис. 3 г). Если $\lambda \ll \lambda_u$, то тепловой поток в заготовку может вообще прекратиться даже на участке нароста через его большое термосопротивление и малую интенсивность q_1 на участке пластического контакта ППИ. Тогда все тепло переходит в инструмент, увеличивая тем самым температуру поверхности изнашивания. Аналогичный результат имеет место и в случае обработки малотеплопроводных материалов инструментами с аналогичными свойствами (см. рис. 3 г, сталь 12Х18Н9Т–Т15К6).

3. Для высокотеплопроводных обрабатываемых материалов значение q_{F1} практически не зависит от λ_u , из-за

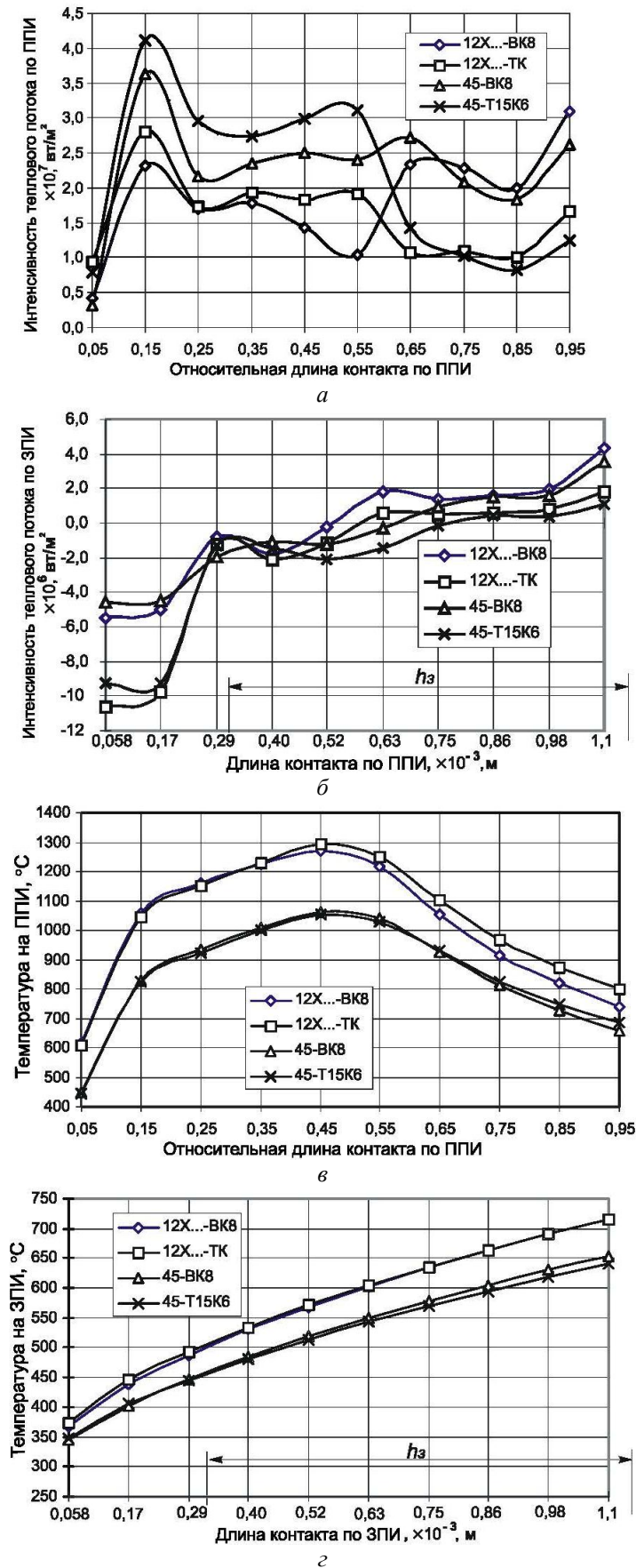


Рис. 3. Распределение интенсивностей результирующих тепловых потоков в инструмент (а, б) и температур по передней (в) и задней (г) поверхностям при обработке сталей 45 и 12Х18Н9Т резцами из твердых сплавов ВК8 и Т15К6 (ширина фаски изнашивания по ЗПИ – 0,8 мм)

того что тепло распространяется преимущественно через заторможенное тело с высокой теплопроводностью (см. рис. 3 в). Поэтому и температура на ППИ для таких материалов мало зависит от λ_u (см. рис. 3 а, обработка стали 45).

4. Более высокая теплопроводность инструментального материала при малых λ приводит к незначительному снижению температуры на ЗПИ (от 3 до 100 °С). Однако влияние этого фактора на ЗПИ не такое весомое, как на ППИ (см. рис. 3 г, обработка стали 12Х18Н9Т). Для высокотеплопроводного обрабатываемого материала увеличение λ_u приводит к росту температуры на ЗПИ через усиление влияния тепловых источников на ППИ (см. рис. 3 г, обработка стали 45). Этим теоретически доказывается целесообразность использования высокотеплопроводных инструментальных материалов (группы ВК) для резания малотеплопроводных обрабатываемых и, наоборот, малотеплопроводных материалов (группы ТК) для обработки материалов с большим λ . Выявленные взаимосвязи и являются причиной уменьшения температуры на контактных поверхностях инструмента при обработке стали 45, несмотря на большую величину касательных напряжений трения как на ППИ, так и ЗПИ (см. рис. 3 г). Без учета результирующих тепловых потоков в инструмент такой вывод был бы невозможным.

5. Увеличение ширины фаски изнашивания хотя и повышает интенсивность теплового потока q_2 , но практически не может повлиять на общую картину напряженного, теплового и температурного состояний на ППИ (см. рис. 3 а), где действуют более мощные тепловые источники. Поэтому температура на ППИ меняется незначительно для всех комбинаций λ и λ_u . Несмотря на небольшое снижение касательных напряжений q_{F2} при $h_3=0,8$ мм через повышение температуры материала пластической заторможенной зоны по ЗПИ, по всей длине контактной зоны ЗПИ температура возрастает (рис. 3 г).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мазур Н.П., Внук Ю.Н., Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Залого В.А., Новосолов Ю.К., Якубов Ф.Я. Основы теории резания материалов. 2-е изд. Харьков: ХПИ, 2013. 534 с.
2. Grzesik Wit. *Podstawy skrawania materiałow metalowych*. Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1998. 382 s.
3. Piendl S., Aurich J.C., Steinicke M. 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning // *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. Chemnitz, 2005. P. 225–233.
4. Marusich T.D. Trends in machining modeling // 2005 Third Wave AdvantEdge International Users' Conference. Dearborn, 2005. P. 1–25.
5. Остафьев В.О., Нощенко О.М. Термопружні напруження при переривчастій роботі твердосплавного різального інструменту // *Вісник Технологічного університету Поділля*. 2002. № 4. С. 188–192.
6. Якимов А.В., Слободяник П.Т., Усов А.А. Теплофизика механической обработки. Одесса: Либидь, 1991. 240 с.
7. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. 344 с.

8. Мазур М.П. Визначення контактних температур ріжучого інструмента // *Вестник Технологического университета Подолья*. 1997. № 1. С. 5–13.
9. Сверхтвердые материалы. Получение и применение. Т. 5. Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, 2006. 316 с.
10. Резников А.Н. Теплофизика резания. М.: Машиностроение, 1969. 288 с.
11. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.
12. Силин С.С. Исследование термомеханических явлений при резании материалов методами теории подобия : дис. ... д-ра техн. наук. М., 1970. 282 с.
13. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание металлов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 447 с.
14. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов. М.: Машиностроение, 1979. 152 с.
15. Резников А. Н., Резников Л. А. Тепловые процессы в технологических системах. М.: Машиностроение, 1990. 288 с.
16. Ящерицин П.И., Еременко М.Л., Фельдштейн Е.Э. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах. Минск: Выш. шк., 1990. 512 с.
17. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов. Иркутск: Иркутский ун-т, 1982. 180 с.
18. Мазур Н.П. Разработка теоретических основ и практическое использование термомеханической модели обработки пластических материалов : дис. ... д-ра техн. наук. Киев, 1999. 309 с.
19. Oxley P. L. *Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability*. New York: Ellis Horwood Ltd., 1989. 242 p.
20. Остаф'єв В.О., Мазур М.П. До питання про використання методу джерел тепла для розрахунку температурних полів ріжучих інструментів // *ТЕМА*. 1998. № 8. С. 8–11.

REFERENCES

1. Mazur N.P., Vnukov Yu.N., Grabchenko A.I., Dobroskok V.L., Zaloga V.A., Novosyolov Yu.K., Yakubov F.Ya. *Osnovy teorii rezaniya materialov* [Foundations of materials cutting theory]. 2nd ed. Kharkov, KhPI Publ., 2013, 534 p.
2. Grzesik Wit. *Podstawy skrawania materiałow metalowych*. Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1998, 382 s.
3. Piendl S., Aurich J.C., Steinicke M. 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning. *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. Chemnitz, 2005, pp. 225–233.
4. Marusich T.D. Trends in machining modeling. 2005 Third Wave AdvantEdge International Users' Conference. Dearborn, 2005, pp. 1–25.
5. Ostafyev V.O., Noshchenko O.M. Thermo-elastic stress during the intermittent duty of hard-alloy cutting tool.

- Vestnik tekhnologicheskogo universiteta Podolya*, 2002, no. 4, pp. 188–192.
6. Yakimov A.V., Slobodyanik P.T., Usov A.A. *Teplofizika mekhanicheskoy obrabotki* [Thermal physics of heat processing]. Odessa, Libid' Publ., 1991, 240 p.
 7. Bobrov V.F. *Osnovy teorii rezaniya metallov* [Foundations of metal cutting theory]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1975, 344 p.
 8. Mazur M.P. Definition of cutting tool contact temperatures. *Vestnik tekhnologicheskogo universiteta Podolya*, 1997, no. 1, pp. 5–13.
 9. Klimenko C.A., ed. *Sverkhverdie materialy. Poluchenie i primenenie. Tom 5. Obrabotka materialov lezviynym instrumentom* [Hard-alloy materials. Production and application. Vol. 5. Materials processing with edge tool]. Kiev, ISM im. V.N. Bakulya Publ., 2006, 316 p.
 10. Reznikov A.N. *Teplogizika rezaniya* [Thermophysics of cutting]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1969, 288 p.
 11. Reznikov A.N. *Teplofizika protsessov mekhanicheskoy obrabotki materialov* [Thermal physics of processes of materials machining]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1981, 279 p.
 12. Silin S.S. *Issledovanie termomekhanicheskikh yavleniy pri rezanii materialov metodami teorii podobiya*. Diss. dokt. tekhn. nauk [The research of thermomechanical phenomena during material cutting using the methods of theory of similarity]. Moscow, 1970, 282 p.
 13. Vasin S.A., Vereshchaka A.S., Kushner V.S. *Rezanie metallov. Termomekhanicheskiy podkhod k sisteme vzaimosvyazey pri rezanii* [Metal cutting. Thermomechanical approach to the system of interconnections during cutting]. Moscow, MGTU im. N.E. Bauman Publ., 2001, 447 p.
 14. Silin S.S. *Metod podobiya pri rezanii metallov* [Similarity method during metal cutting]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1979, 152 p.
 15. Reznikov A.N., Reznikov L.A. *Teploviye protsessy v tekhnologicheskikh sistemakh* [Thermal processes in technological systems]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1990, 288 p.
 16. Yashcheritsin P.I., Eremenko M.L., Feldshteyn E.E. *Teoriya rezaniya. Fizicheskie i teploviye protsessy v tekhnologicheskikh sistemakh* [Theory of cutting. Physical and thermal processes within technological systems]. Minsk, Visshaya shkola Publ., 1990, 512 p.
 17. Kushner V.S. *Termomekhanicheskaya teoriya protsessa neprerivnogo rezaniya plasticheskikh materialov* [Termomechanical theory of the process of continuous cutting of plastic materials]. Irkutsk, Irkutsky universitet Publ., 1982, 180 p.
 18. Mazur N.P. *Razrabotka teoreticheskikh osnov i prakticheskoe ispolzovanie termomekhanicheskoy modeli obrabotki plasticheskikh materialov*. Diss. dokt. tekhn. nauk [Development of theoretical foundations and practical application of thermomechanical pattern of plastic materials processing]. Kiev, 1999, 309 p.
 19. Oxley P. L. *Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability*. New York, Ellis Horwood Ltd., 1989, 242 p.
 20. Ostafyev V.O., Mazur M.P. To the issue of applying of heat sources method for calculation of temperature fields of cutting tools. *TEMA*, 1998, no. 8, pp. 8–11.

IMPROVEMENT OF ANALYTICAL METHODS OF CALCULATION OF TEMPERATURE FIELDS IN THE CUTTING SYSTEM

© 2015

N.P. Mazur, Doctor of Sciences (Engineering), Professor of Chair “Mechanical engineering”
Khmelnitskyi National University, Khmelnytskyi (Ukraine)

Keywords: heat source; rate of heat flows; cutting temperature; deformation; friction.

Abstract: This paper presents the detailed analytical method of calculation of temperature fields for the blade tool cutting process. The author considers in details the heat sources forms during cutting, the possibility and necessity of schematization both of the heat sources and the forms of interacting bodies. The calculation of temperature in the zone of primary plastic deformation is carried out taking into account the mutual influence of temperature on the intensity of shear stresses within this area. The author determined that the distribution of intensity of friction source along the back surface is stipulated by the nature of changes in friction induced shear stresses and is little different from the uniform one. The author offered the accurate solution of the issue of calculating temperature within the half-space from the action of a rectangular constant rate heat source. Thus, it became possible to determine the rate of constant heat flows on the front and back surfaces. The author tested a hypothesis about the constancy of heat flows rate. For this purpose, each final heat source was presented as a combination of elementary uniform heat sources. The research proved the large non-uniformity of rate distribution of heat sources that act on the cutting tool surfaces. This made it possible to identify new patterns of temperature distribution on the front and back surfaces of tool within various combinations of heat conductivity of the processed and tool materials, as well as the tool wear. The author identified the essential influence of body deferred on the front surface on the amount and direction of heat flows within the front and back surfaces – to the tool or to the blank part, and eventually on the temperature of cutting tool contact surfaces. It allowed development of guidelines for selecting optimal tool material for processing of blank parts with different heat conductivity.