

УДК 621.923

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет),

Жовтобрюх В.А. (ООО Технический Центр “ВариУс”, Днепропетровск)

Analytically determined by heat balance and the cutting temperature, which arises in conventional shear plane of the material on the front and back surfaces of the cutting tool due to its friction with the material being treated

Введение и постановка задачи. При резании конструкционных материалов качество обработки и стойкость инструмента, как правило, обусловлены температурным фактором. Поэтому изучению температуры резания и условий ее уменьшения постоянно уделяется большое внимание [1, 2]. Разработаны аналитические методы определения температуры резания, однако они требуют численных расчетов для частных условий обработки, что затрудняет общий анализ закономерностей формирования теплового баланса и температуры резания. Вместе с тем, предложенный в работах [3, 4] теоретический подход к расчету параметров силовой напряженности процесса резания открывает новые возможности оценки баланса тепла и температуры резания и определения условий ее уменьшения.

Цель работы – расчет и сравнение температуры резания, возникающей в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях режущего инструмента в результате его трения с обрабатываемым материалом.

Основное содержание работы. Первоначально рассмотрим процесс трения на передней поверхности инструмента (рис. 1,а). Для этого установим зависимость плотности теплового потока q_1 (действующего на передней поверхности инструмента), которая определяет температуру резания. С целью упрощения расчетов рассмотрим резец с нулевым передним углом γ . Мощность теплового потока, действующего на передней поверхности резца, равна

$$W = P_y \cdot V_1, \quad (1)$$

где $P_y = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot b}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}$ – радиальная составляющая силы резания, Н [3]; $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²; a, b – толщина и ширина среза, м; $\beta = 45^\circ + 0,5 \cdot (\gamma - \psi)$ – условный угол сдвига обрабатываемого материала (формула проф. Зворыкина К.А., рис. 1,б); ψ – условный угол трения на передней поверхности инструмента, град ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коэффициент трения); $\operatorname{tg} 2\beta = P_z / P_y = 1 / f$ (для условия $\gamma=0$); P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; V_1 – скорость сходящей стружки, м/с.

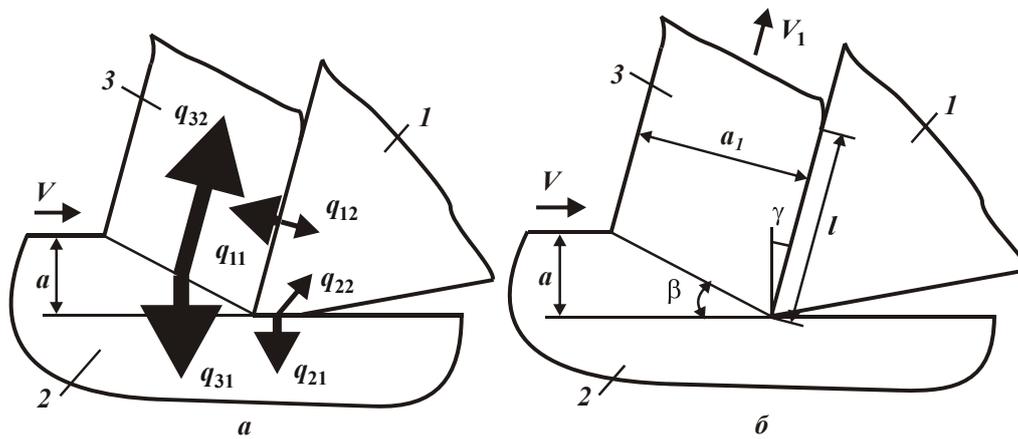


Рис. 1. Распределение тепловых потоков при резании (а) и расчетная схема параметров процесса стружкообразования (б): 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка.

Скорость V_1 определяется из условия неразрывности (сплошности) обрабатываемого материала, превращаемого в стружку: $V \cdot a = V_1 \cdot a_1$, где a_1 – толщина стружки, м; V – скорость резания, м/с. Откуда $V_1 = \frac{V}{\xi}$, где $\xi = \frac{a_1}{a}$ – коэффициент усадки стружки, определяется по формуле профессора Тиме: $\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{\xi - \sin \gamma}$, тогда $\xi = \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \beta} + \sin \gamma$. Преобразуя данную формулу, окончательно получим $\xi = \frac{\sin(\beta + \gamma)}{\sin \beta}$. Для $\gamma = 0$, имеем $\xi = \frac{1}{\operatorname{tg} \beta}$. Тогда $V_1 = V \cdot \operatorname{tg} \beta$; $W = \sigma_{\text{сж}} \cdot f \cdot Q$, где $Q = a \cdot v \cdot V$ – производительность обработки, м³/с.

Мощность теплового потока W вполне однозначно определяется производительностью обработки Q , а также параметрами $\sigma_{\text{сж}}$ и f , характеризующими физико-механические свойства обрабатываемого и инструментального материала. Плотность теплового потока на передней поверхности резца равна

$$q_1 = \frac{W}{F} = \frac{\sigma_{\text{сж}} \cdot f \cdot a \cdot V}{l}, \quad (2)$$

где $F = l \cdot v$ – площадь контакта стружки с передней поверхностью резца, м²; l – длина контакта стружки с передней поверхностью резца, м.

Уменьшить q_1 можно уменьшением параметров a , V и увеличением l .

Зная плотность теплового потока q_1 , определим температуру резания, возникающую на передней поверхности резца для $\gamma = 0$. Очевидно, часть тепла, образующегося в процессе трения стружки с передней поверхностью резца, будет уходить в тело резца, а оставшаяся часть тепла – в стружку. Под действием постоянного теплового потока плотностью q_1 , в теле резца будет формироваться установившийся во времени тепловой процесс, характеризующийся постоянной температурой на передней поверхности резца. Если рассматривать режущую часть резца в виде прямолинейной пластины, то и на задней стороне

пластины (параллельной передней поверхности резца) будет поддерживаться постоянная температура, равная температуре окружающей среды.

В работе [4] приведено теоретическое решение о распределении температуры в прямолинейной пластине высотой H и шириной L от действия на нее

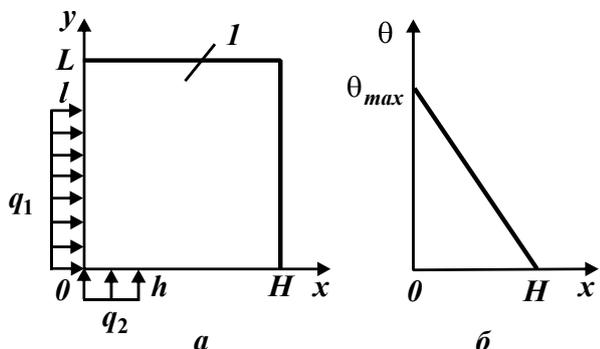


Рис. 2. Расчетная схема температуры резания, возникающей на передней и задней поверхностях режущего инструмента, (а) и характер изменения температуры θ вдоль координаты x (б): 1 – пластина режущего инструмента.

Установим характер распределения температуры в образующейся стружке. Для этого условно разобьем ее на множество элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней, каждый из которых нагревается до определенной величины за время τ контакта с передней поверхностью резца (рис. 3). В работе [4] приведено теоретическое решение о распределении температуры в адиабатическом стержне при действии на его торец в течение времени τ теплового потока с постоянной плотностью q_1 .

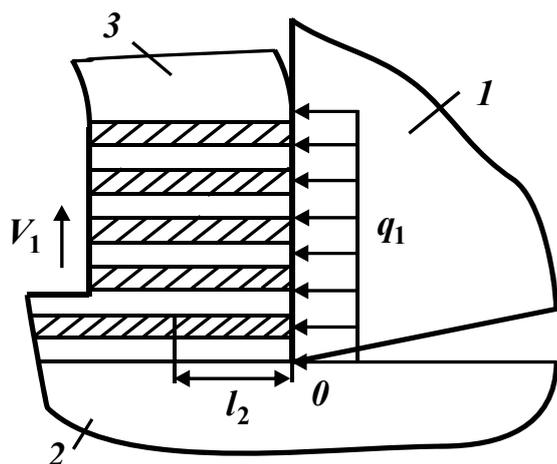


Рис. 3. Расчетная схема температуры в образующейся стружке: 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка.

Применим полученное решение для определения значений плотности теплового потока q_{12} и q_{11} , определяющих температуру режущей части резца

постоянного во времени теплового потока плотностью q_1 (рис. 2,а). Как установлено, температура по мере удаления от плоскости действия теплового потока в глубь рассматриваемой пластины уменьшается по линейной зависимости, достигая нулевого значения на конце пластины, т.е. при $x=H$, где x – координата. Максимальная температура θ_{max} достигается при $x=0$ (рис. 2,б) и равна

$$\theta_{max} = \frac{q_1 \cdot H}{\lambda_u}, \quad (3)$$

где λ_u – коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/(м·К).

Максимальная температура достигается на торце стержня и равна

$$\theta_{max} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_m}; \quad (4)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m \cdot \tau}{c_m \cdot \rho_m}}, \quad (5)$$

где l_2 – глубина проникновения тепла в адиабатический стержень, м; λ_m – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К); c_m – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); ρ_m – плотность обрабатываемого материала, кг/м³.

(пластины) и образующейся стружки. Для этого сравним значения максимальной температуры θ_{max} , описываемой зависимостями (3) и (4), рассматривая в первом случае плотность теплового потока, равной q_{12} , а во втором случае – равной q_{11} , где $q_{12} = q_1 - q_{11}$. Тогда зависимости (3) и (4) примут вид

$$\theta_{max1} = \frac{(q_1 - q_{11}) \cdot H}{\lambda_u}; \quad \theta_{max2} = \frac{q_{11} \cdot l_2}{\lambda_m}. \quad \text{Из условия } \theta_{max1} = \theta_{max2}, \quad \text{имеем}$$

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{H} \cdot \frac{\lambda_u}{\lambda_m}\right)}; \quad \theta_{max2} = \frac{q_1}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{H} \cdot \frac{\lambda_u}{\lambda_m}\right)}.$$

Очевидно, $H > l_2$, тогда плотность теплового потока q_{11} будет незначительно отличаться от суммарной плотности теплового потока, действующего на передней поверхности резца. Из этого вытекает, что основная часть тепла, образующегося в результате трения стружки с передней поверхностью резца, уходит собственно в стружку, а в инструмент уходит весьма незначительная часть тепла. Это подтверждается известными экспериментальными данными, согласно которым, например, при точении стали в стружку уходит наибольшее количество тепла, а в режущий инструмент – наименьшее количество тепла.

В общем случае температура резания θ_{max2} зависит от параметров H и l_2 . Чем они больше, тем больше θ_{max2} . Поскольку $H > l_2$, то вторым слагаемым в знаменателе зависимости можно пренебречь, и она принимает вид $\theta_{max2} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_m}$. Величина l_2 определяется зависимостью (5). Входящее в нее

время τ контакта стружки с передней поверхностью резца равно $\tau = l/V_1$. В работе [3] установлено, что $tg\beta = \sigma_{сж} / \sigma$, где σ – условное напряжение резания, Н/м². Тогда $V_1 = \frac{V}{\xi} = V \cdot tg\beta = \frac{\sigma_{сж}}{\sigma}$; $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{l}{V} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{сж}}}$. Соответственно

$$\theta_{max2} = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m} \cdot \frac{V}{l} \cdot \sigma \cdot \sigma_{сж}}. \quad (6)$$

Уменьшить температуру резания θ_{max2} , согласно зависимости (6), можно уменьшением толщины среза a , коэффициента трения стружки с передней поверхностью инструмента f , скорости резания V , условного напряжения резания σ и увеличением длины контакта стружки с передней поверхностью резца l . Однако, как отмечалось выше, длина l зависит от толщины среза a : чем больше a , тем больше l .

В работе [5] получены аналитические зависимости для определения параметров l и σ :

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg}\left(45^\circ + \frac{\psi}{2}\right)}{\cos \psi}; \quad \sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi}{2}\right)}. \quad (7)$$

Подставляя их в зависимость (6), имеем

$$\theta_{max2} = \sigma_{сж} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}}. \quad (8)$$

Следовательно, температура резания θ_{max2} на передней поверхности инструмента определяется параметрами режима резания a , V , коэффициентом трения f стружки с передней поверхностью инструмента и пределом прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$. Чем больше эти параметры, тем больше температура резания θ_{max2} . Наибольшее влияние на температуру резания θ_{max2} оказывают коэффициент трения f стружки с передней поверхностью инструмента и предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$, т.е., по сути, марка обрабатываемого материала.

Зависимость для определения глубины проникновения тепла в адиабатический стержень l_2 с учетом зависимости (7) принимает вид

$$l_2 = \left(\sqrt{1 + f^2} + f\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{a}{V} \cdot \sqrt{1 + f^2}}. \quad (9)$$

Из зависимости (9) вытекает, что уменьшить глубину проникновения тепла в адиабатический стержень l_2 можно за счет уменьшения толщины среза a , коэффициента трения f на передней поверхности инструмента и увеличения скорости резания V . Исходя из зависимости (8), увеличение V приводит к увеличению температуры резания θ_{max2} на передней поверхности инструмента и соответственно температуры на поверхности стружки. Следовательно, чем больше скорость резания V , тем больше нагревается трущаяся с инструментом поверхность стружки, однако глубина проникновения тепла в стружку меньше.

Определим тепловой баланс и температуру, возникающую на задней поверхности режущего инструмента, в результате его трения с обрабатываемым материалом. Предположим, что в процессе резания на задней поверхности инструмента образовалась площадка износа длиной h . Очевидно, в результате ее трения с обрабатываемым материалом будет выделяться тепло, уходящее в обрабатываемый материал и инструмент. Можно предположить, что на данной площадке износа действует установившийся тепловой поток с постоянной плотностью q_2 , который определяет установившийся во времени тепловой процесс в режущей части инструмента. Если рассматривать в первом приближении режущую часть инструмента в виде прямоугольной пластинки шириной h и высотой L (рис. 4,а), то согласно известному решению [4], распространение тепла вдоль пластинки подчиняется линейному закону (рис. 4,б). Мак-

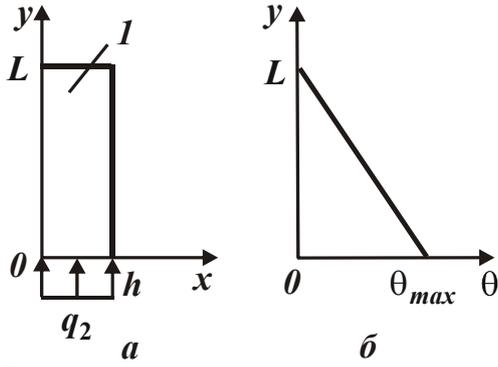


Рис. 4. Расчетная схема температуры резания, возникающей на задней поверхности режущего инструмента, (а) и характер изменения температуры θ вдоль координаты y (б).

симальная температура достигается при условии $y=0$ и равна $\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot L}{\lambda_u}$, где

$$q_2 = \frac{W_0}{h \cdot \epsilon} = \frac{f \cdot P_{ymp} \cdot V}{h \cdot \epsilon} = f \cdot HV \cdot V;$$

$W_0 = P_{zmp} \cdot V$ – мощность теплового потока, Вт; $P_{zmp} = f \cdot P_{ymp}$; P_{zmp}, P_{ymp} – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы трения на задней поверхности инструмента, Н; ϵ – ширина резания, м; HV – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), Н/м².

Установим характер распределения температуры в обрабатываемом материале. С этой целью условно поверхностный

слой обработанной детали представим набором множества элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней, каждый из которых нагревается до определенной величины за время τ контакта с площадкой износа (длиной h) на задней поверхности резца. Выше показано, что в работе [4] приведено теоретическое решение о распределении температуры в адиабатическом стержне при действии на его торец в течение времени τ теплового потока с постоянной плотностью q_2 . Установлено также, что максимальная температура резания

$$\theta_{max}$$
 достигается на торце стержня и равна $\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_m}$, где $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \tau}$.

Установим значения плотности теплового потока q_{22} и q_{21} , определяющие температуру режущей части резца (пластины) и обрабатываемого материала. Для этого сравним значения θ_{max} , описываемые зависимостями $\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot L}{\lambda_u}$

и $\theta_{max} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_m}$, рассматривая в первом случае плотность теплового потока, равной q_{22} , а во втором случае – равной q_{21} , где $q_{22} = q_2 - q_{21}$. Тогда

$$\theta_{max1} = \frac{(q_2 - q_{21}) \cdot L}{\lambda_u}; \quad \theta_{max2} = \frac{q_{21} \cdot l_2}{\lambda_m}. \quad \text{Из условия } \theta_{max1} = \theta_{max2}, \text{ получим}$$

$$q_{21} = q_2 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{L} \cdot \frac{\lambda_u}{\lambda_m}\right)}; \quad \theta_{max2} = \frac{q_2}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{L} \cdot \frac{\lambda_u}{\lambda_m}\right)}.$$

В данном случае $L > l_2$, поэтому плотность теплового потока q_{21} будет незначительно отличаться от q_2 . Из этого вытекает, что основная часть тепла уходит в обрабатываемый материал, а в инструмент уходит небольшая часть тепла. Как видно, температура зависит от параметров L и l_2 . Поскольку $L > l_2$,

то вторым слагаемым в знаменателе можно пренебречь, и зависимость принимает вид $\theta_{max2} = \frac{q_2 \cdot l_2}{\lambda_m}$. С учетом $\tau = h/V$, имеем $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \frac{h}{V}}$, где h – длина площадки износа на задней поверхности резца, м. Тогда

$$\theta_{max2} = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_m \cdot \rho_m \cdot \lambda_m}}. \quad (10)$$

Уменьшить температуру резания θ_{max2} , согласно зависимости (10), можно уменьшением параметров f, HV, h и скорости резания V .

Данная зависимость аналогична зависимости (8), рассматривая в ней вместо толщины среза a длину площадки износа на задней поверхности инструмента h . Поэтому количественное отличие значений температуры резания θ_{max2} , рассчитанных по зависимостям (8) и (10), будет определяться различием значений a и h , а также значений HV и $\sigma_{сж}$. Как известно, для конструкционных закаленных сталей отношение $HV / \sigma_{сж} \approx 3$. Следовательно, при условии $a = h$ температура резания, возникающая на задней поверхности инструмента, будет превышать температуру резания, возникающую на передней поверхности инструмента. При условии $a > h$, наоборот, температура резания, возникающая на задней поверхности инструмента, будет меньше температуры резания, возникающей на передней поверхности инструмента. Очевидно, в начальный момент обработки, когда $h \approx 0$, температура резания, обусловленная трением задней поверхности инструмента с обработанной поверхностью, будет фактически равна нулю. По мере износа инструмента и увеличения длины площадки износа на задней поверхности инструмента h температура резания будет увеличиваться и при достижении определенного значения может превысить температуру резания, возникающую на передней поверхности инструмента. Несомненно, увеличение температуры резания на задней поверхности инструмента будет интенсифицировать его износ и приведет к снижению стойкости инструмента. В связи с этим температуру резания на задней поверхности инструмента необходимо уменьшать. Исходя из зависимости (10), это достигается уменьшением коэффициента трения f и скорости резания V .

Определим температуру резания, возникающую в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала. Для этого установим мощность теплового потока $W_{плоск} = P_{плоск} \cdot V_{плоск}$, действующего в условной плоскости сдвига (рис.

1), где $P_{плоск} = P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta = \frac{\sigma_{сж} \cdot a \cdot v}{\operatorname{tg} \beta} \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta)$ – сила, дей-

ствующая в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, Н; $V_{плоск} = V \cdot \cos \beta$ – скорость сдвига материала в условной плоскости, м/с.

Тогда плотность теплового потока q_3 определится

$$q_3 = \frac{W_{плоск}}{v \cdot c} = \sigma_{сж} \cdot V \cdot (\cos \beta - f \cdot \sin \beta) \cdot \cos^2 \beta, \quad (11)$$

где $c = a / \sin \beta$ – длина условной плоскости сдвига материала (рис. 1,б), м.

Поскольку условный угол сдвига материала β изменяется в небольших пределах ($\beta=5\dots30^0$), а коэффициент трения f на передней поверхности инструмента $f < 0,5$, то в первом приближении из-за малости второго слагаемого в зависимости (11) им можно пренебречь. Тогда

$$q_3 = \sigma_{сж} \cdot V \cdot \cos^3 \beta. \quad (12)$$

При значениях $\beta=5\dots30^0$ функция $\cos^3 \beta > 0,65$. Поэтому фактически $q_{плоск}$ мало отличается от величины $\sigma_{сж} \cdot V$. Сравнивая зависимость (12) с аналогичной зависимостью (2), видно, что плотность теплового потока q_3 , возникающего в плоскости сдвига обрабатываемого материала, больше плотности теплового потока, возникающего на передней поверхности инструмента q_1 .

Определим температуру резания, возникающую в плоскости сдвига обрабатываемого материала. Для этого воспользуемся аналитической зависимостью для определения температуры резания, возникающей в плоскости сдвига обрабатываемого материала [6]: $\theta_{max} = \frac{\sigma \cdot z}{c_m \cdot \rho_m}$. Безразмерная величина температуры

z может изменяться в пределах $0\dots1$. Как установлено, максимальное значение температуры достигается в точке контакта элементарного адиабатического стержня (набором которых условно представлен снимаемый припуск) с вершиной режущего инструмента. Рассмотрим случай $z=1$, при котором температура принимает наибольшее значение. С учетом $\sigma = \sigma_{сж} / \operatorname{tg} \beta$, имеем

$$\theta_{max} = \frac{\sigma_{сж}}{c_m \cdot \rho_m \cdot \operatorname{tg} \beta}. \quad (13)$$

Как видно, максимальная температура резания θ_{max} однозначно зависит от условного угла сдвига материала β : чем он больше, тем меньше θ_{max} .

Сравним значения температур резания, возникающих в плоскости сдвига материала и на передней поверхности инструмента. Для этого зависимость (6), определяющую температуру резания на передней поверхности инструмента, с учетом известной зависимости $\sigma = \sigma_{сж} / \operatorname{tg} \beta$, представим в виде

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{сж}}{c_m \cdot \rho_m \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot U, \quad (14)$$

где $U = a \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot \rho_m \cdot V}{\lambda_m \cdot l} \cdot \operatorname{tg} \beta}$.

Как видно, зависимость (14) отличается от зависимости (13) наличием безразмерной функции U . Для ее количественной оценки примем следующие исходные данные: коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала (стали ШХ15) – $\frac{\lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; толщина среза – $a = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$;

скорость резания – $V = 600 \text{ м/мин} = 10 \text{ м/с}$; коэффициент трения на передней поверхности инструмента – $f = 0,3$; условный угол сдвига обрабатываемого материала $\beta = 30^0$ (соответственно $\operatorname{tg} 30^0 = 0,577$); длина контакта стружки с передней

поверхностью инструмента $l = 0,4 \cdot 10^{-3}$ м. Расчетами установлено, что безразмерная функция $U=3$. Это свидетельствует о том, что температура резания θ_{max} , образуемая на передней поверхности инструмента в результате его трения со сходящей стружкой, превышает температуру резания, образующуюся в условной плоскости сдвига материала. Следовательно, основная часть тепла уносится стружкой, а в поверхностный слой обрабатываемой детали уходит значительно меньшая часть тепла.

Полученный результат справедлив и в случае сравнения зависимости (13) с обобщенной зависимостью для определения температуры резания на передней поверхности инструмента, представляя ее в виде

$$\theta_{max2} = \frac{\sigma_{сж}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot \frac{tg\beta}{tg2\beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot a \cdot V}{\lambda_m} \cdot \frac{\cos\beta \cdot \cos\psi}{\sin(\beta + \psi)}} = \frac{\sigma_{сж}}{c_m \cdot \rho_m \cdot tg\beta} \cdot U, \quad (15)$$

где $U = 0,5 \cdot (1 - tg^2\beta) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_m \cdot \rho_m \cdot a \cdot V}{\lambda_m} \cdot \frac{1}{(tg\beta + tg\psi)}}$ – безразмерная функция.

Как видно, зависимость (15) отличается от зависимости (13) наличием безразмерной функции U . Для ее количественной оценки рассмотрим принятые выше исходные данные: коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала (стали ШХ15) – $\frac{\lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с; толщина среза –

$a = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м; скорость резания – $V = 600$ м/мин = 10 м/с; условный угол трения на передней поверхности инструмента – $\psi = 30^0$.

Таблица 1

Расчетные значения безразмерной функции U

β , град	10	20	30	45
U	8,6	6,9	4,8	0

Из табл. 1 следует, что для реальных значений угла $\beta = 10^0 \dots 30^0$ безразмерная функция U принимает достаточно большие значения – $U = 8,6 \dots 4,8$. Следовательно, температура резания θ_{max} , образуемая на передней поверхности инструмента в результате его трения со сходящей стружкой, значительно превышает температуру резания, образующуюся в условной плоскости сдвига материала.

Полученный результат является отчасти неожиданным, т.к. плотность теплового потока, образующегося в условной плоскости сдвига материала, больше плотности теплового потока, образующегося на передней поверхности инструмента. Поэтому следовало ожидать и большую температуру резания, возникающую в условной плоскости сдвига материала. Однако в действительности все наоборот. С физической точки зрения это связано с тем, что продолжительность τ_* сдвига материала в условной плоскости сдвига весьма незначительна. Следовательно, незначительна глубина проникновения тепла в матери-

ал $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_m}{c_m \cdot \rho_m} \cdot \tau_*}$ и температура резания $\theta_{max} = \frac{q_3 \cdot l_2}{\lambda_m}$, несмотря на относительно большую плотность теплового потока q_3 , действующего в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала.

Продолжительность контакта сходящей стружки с передней поверхностью инструмента $\tau \gg \tau_*$. Соответственно больше и величина l_2 , которая, по сути, и является определяющим фактором в формировании температуры, возникающей на передней поверхности инструмента, поскольку плотность теплового потока, образующегося на передней поверхности инструмента, меньше плотности теплового потока, образующегося в условной плоскости сдвига материала. Поэтому важнейшим условием уменьшения температуры резания, возникающей на передней поверхности инструмента, является уменьшение длины контакта сходящей стружки с передней поверхностью инструмента.

Необходимо отметить, что данное решение справедливо как для $\gamma=0$, так и для $\gamma>0$, рассматривая в последнем случае $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$. Тогда, уменьшая угол $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$, можно реализовать условия $\beta \rightarrow 45^\circ$ и $U \rightarrow 0$. Это открывает

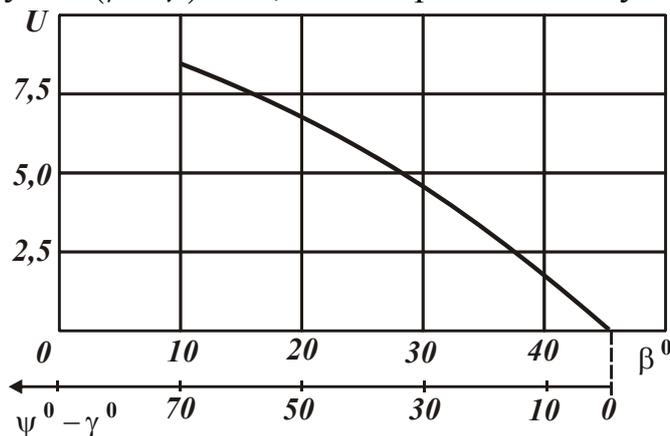


Рис. 5. Зависимость безразмерной функции U от угла β и разности углов $(\psi - \gamma)$.

возможности существенного уменьшения температуры резания, образующейся на передней поверхности инструмента. При относительно небольшом значении $(\psi - \gamma) < 10^\circ$ температура резания, возникающая в условной плоскости сдвига материала, может превышать температуру резания, образующуюся на передней поверхности инструмента (рис. 5).

Данное решение справедливо при резании “острым” инструментом, когда длина площадки износа на задней поверхности небольшая ($h \approx 0$). По мере увеличения длины площадки износа, согласно зависимости (10), температура резания, образующаяся в результате трения задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, увеличивается и при определенных условиях достигает температуры резания, образующейся как в плоскости сдвига материала, так и на передней поверхности инструмента (рис. 1). Вследствие этого в обрабатываемую деталь будет уходить приблизительно такое же количество тепла, как и в образующуюся стружку, что приведет к образованию на обрабатываемой поверхности прижогов и других температурных дефектов. Кроме того, вследствие снижения механических свойств инструментального материала (главным образом его твердости) от действия температурного фактора будет происходить интенсивный износ инструмента, проявляющийся в снижении его стойкости. Таким образом

теоретически установлено, что температуры резания, образующиеся на передней и задней поверхностях инструмента, как правило, выше температуры резания, образующейся в условной плоскости сдвига материала. Этим, собственно, и объясняется основная причина снижения стойкости режущего инструмента в процессе обработки.

Выводы. 1. Аналитически определена температура резания, возникающая в плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях режущего инструмента в результате его трения с обрабатываемым материалом.

2. Произведена оценка баланса тепла при резании материалов и установлено, что в режущий инструмент уходит наименьшее количество тепла, а в образующуюся стружку – наибольшее количество тепла.

3. Обоснованы условия уменьшения температуры резания и соответственно повышения качества обработки и стойкости инструмента, состоящие в снижении коэффициента трения и интенсивности износа инструмента на задней поверхности. Сформулированы направления дальнейших исследований.

Список литературы: 1. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с. 2. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса : ОНПУ, 2002. – 580 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова, А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с. 5. Кленов О.С. Расчет и исследование параметров силовой напряженности процессов механической обработки материалов / О.С. Кленов // Вісн. Харків. нац. техн. ун-ту сільськ. госп-ва ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ. – 2007. – Вип. 61. – С. 231-238. 6. Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / С.М. Яценко. – Одесса, 2006. – 21 с.