

К вопросу оценки напряжений в контактной зоне при резании***А. А. Рыжкин, Ф. А. Висторопская**

(Донской государственный технический университет),

Я. Журек

(Познаньский политехнический университет, Польша)

При оценке теплового состояния зоны резания необходимо найти мощность тепловых потоков на контактных площадках инструмента, которые определяются величиной напряжений. В статье представлен обзор отечественных и зарубежных исследований по оценке напряжений при резании с учётом механических характеристик обрабатываемых материалов, а также температуры, степени и скорости деформаций. Специалисты, изучавшие обработку давлением, получили экспериментальные зависимости, которые могут быть использованы и для обработки металлов резанием — когда степень и скорость деформации можно рассчитать по формулам теории резания. Найти напряжения в плоскости сдвига можно и косвенным путём. Для этого следует применить уравнение энергетического баланса процесса резания, используя экспериментальные данные о составляющих сил резания и соответствующих скоростях. Для проведения тепловых расчётов рекомендуются аналитические зависимости для вычисления напряжений сдвига. Их находят из полученных на базе уравнения баланса энергии при резании. Кроме того, следует использовать зависимости, содержащие величину относительного сдвига для расчёта напряжений.

Ключевые слова: температура резания, плоскость сдвига, деформация сдвига, скорость деформации, напряжение сдвига.

Введение. Тепловое состояние твердосплавного режущего инструмента на форсированных режимах резания в конечном итоге определяет работоспособность инструмента, а также качество изделий и производительность процесса обработки. (В данном случае речь идёт об обработке материалов, относящихся к группе труднообрабатываемых: жаропрочные стали и сплавы, титановые сплавы, композиционные материалы и др.)

Известные схемы расчёта температур в зоне резания [1—9] базируются на учёте тепловых потоков и температур, возникающих в зоне деформации и на контактных площадках инструмента. Для соответствующих вычислений необходимо знать касательные напряжения на передней ($\tau_{пн}$) задней ($\tau_{зн}$) поверхностях инструмента и напряжение (τ_{ϕ}) плоскости сдвига.

Анализ известных зависимостей для определения напряжений в зоне резания.

В табл. 1 представлены формулы для расчёта касательных напряжений сдвига (τ_{ϕ}) на передней ($\tau_{пн}$) задней ($\tau_{зн}$) поверхностях инструмента. Данные по оценке напряжений и деформаций собраны из исследований по обработке материалов резанием [1—16], с использованием подходов, принятых в обработке металлов давлением [17—23].

Данные блока А табл. 1 по оценке касательных напряжений τ_{ϕ} плоскости сдвига можно разделить на четыре группы. Учитываются:

- механические свойства обрабатываемых материалов (№ п/п 1—10);
- уравнение энергетического (теплового) баланса зоны резания (№ п/п 11—15);
- влияние степени деформации (относительного сдвига) ϵ на напряжения τ_{ϕ} (№ п/п 16—18);

* Работа выполнена по гранту РФФИ №12-08-01328/13 «Разработка теоретических основ прогнозирования трибологических и эксплуатационных свойств твердосплавных режущих материалов».

— совместное влияние деформаций ε , скорости деформаций $\dot{\varepsilon}$ температуры T на напряжения τ_ϕ (№ п/п 19–23).

Касательные напряжения $\tau_{пн}$ на передней поверхности (блок Б табл. 1) и $\tau_{зн}$ на задней поверхности (блок В табл. 1) можно:

— рассчитывать, зная механические свойства обрабатываемых материалов σ_B ($S_B = \sigma_B(1 + \delta)$, табл. 1, № п/п 24, 26–28, 31, 34);

— принять зависящими от напряжения сдвига τ_ϕ табл. 1, № п/п 29, 30, 32, 33).

Предложенная в [2] формула (табл. 1, № п/п 25) даёт возможность установить не только истинный предел прочности на разрыв $S_B = \sigma_B(1 + \delta)$, но и влияние на $\tau_{пн}$ угла сдвига ϕ (косвенная характеристика процесса деформации при резании).

Как следует из табл. 1, касательные напряжения сдвига τ_ϕ определялись в основном экспериментальными данными и зависят от механических характеристик материала: твёрдости (HB), предела прочности (σ_B), относительного удлинения (δ), поперечного сужения (ψ) (табл. 1, № п/п 1–10). Известны попытки связать величину τ_ϕ с твёрдостью стружки HV измеряемой за зоной вторичных деформаций (№ п/п 8) и учесть влияние температуры на напряжение сдвига (№ п/п 5).

Таблица 1

Зависимости для оценки напряжений в зоне резания

№ п/п	Расчётная формула	Обозначения	Источник
1	2	3	4
А. Касательные напряжения в плоскости сдвига			
1	$\tau_\phi = \sqrt{3} \cdot S_B = \sqrt{3} \cdot \sigma_B \cdot (1 + \delta)$	временное сопротивление разрыву; δ — относительное удлинение; $S_B = \sigma_B(1 + \delta)$ — истинное временное сопротивление разрыву	[2]
2	$\tau_\phi = \sigma_s / \sqrt{3} = \sigma_s / 1,73 = 0,577 \cdot \sigma_s$, условие пластичности Губера — Мизеса	σ_s — напряжение течения	[17, 18]
3	$\tau_\phi = 0,7 \cdot S_B = 0,7 \cdot \sigma_B(1 + \delta)$; $\tau_\phi = (0,8 - 0,9) \cdot \sigma_B$		
4	$\tau_\phi = \sigma_B \cdot (1 + K_T \cdot \delta)$ $K_T = 0,9 (\delta \geq 0,06; \psi = (1,2 - 1,5) \cdot \delta)$ $K_T = 1/S_B = \sigma_B(1 + \delta)$	ψ — поперечное сужение	[2, 12]
5	$\tau_\phi = S_B \cdot (1 - 0,5 \cdot 10^{-3} \cdot T)$ ($200 \leq T_{деф} \leq 600$; $650 \leq T_{пн} \leq 1200$)	T — температура, °C	[3]
6	$\tau_\phi = 0,6 \cdot \sigma_B \cdot (1 - 1,7 \cdot \psi)$		
7	$\tau_\phi = k \cdot \sigma_B$	$k = 0,925$ — углеродистые стали; $k = 1,3$ — нержавеющие стали; $k = 0,6$ — титановые сплавы	[4]
8	$\tau_\phi = 0,185 HV$	твёрдость стружки по Виккерсу, измеряемая за зоной вторичных деформаций	[1, 4, 5, 10]
9	$\tau_\phi = 0,165 \cdot C_2 \cdot HB$	коэффициент предельного упрочнения; HB твёрдость обрабатываемого материала	[2]
10	$\tau_\phi = S_B = \sigma_B \cdot (1 + \delta)$		
11	$\tau_\phi = (P_{НО} \cdot \cos \gamma + P_{ZO} \cdot \sin \gamma) / (b \cdot l_n)$	γ — передний угол; $P_{НО}$ и P_{ZO} — нормальная и тангенциальная силы резания (без учёта сил на задней поверхности); b — ширина среза; l_n — длина контакта по передней поверхности	[1]

Продолжение табл. 1

1	2	3	4
12	$\tau_{\varphi} = R \cdot \sin \varphi \cdot \frac{\cos(\varphi - \gamma + \mu)}{ab \cdot \cos(\varphi - \gamma)}$	R — сила стружкообразования; φ и μ углы сдвига и трения на передней поверхности; a — толщина среза	[12]
13	$\tau_{\varphi} = P_z \cdot \sin \varphi \cdot \frac{\cos(\varphi - \gamma + \mu)}{ab \cdot \cos(\mu - \gamma)}$; $\operatorname{tg} \mu = \operatorname{tg}(\omega + \gamma)$; $\operatorname{tg} \omega = P_y / P_z$	P_z и P_y тангенциальная и радиальная составляющие силы резания; ω угол действия	[13]
14	$\tau_{\varphi} = \frac{P_z \cdot \sin \varphi - \left[1 - \left(\sin \gamma + \frac{P_y}{P_z} \cdot \cos \gamma \right) \left(\frac{1}{k_a} \right) \right] \cdot \cos(\varphi - \gamma)}{ab \cdot \cos \gamma}$	k_a — коэффициент утолщения стружки	[5]
15	$\tau_{\varphi} = \frac{P_z \cdot \sin \varphi - \sqrt{P_x^2 + P_y^2} \cdot \sin \varphi}{ab} \cdot \sin \varphi$; $\operatorname{tg} \varphi = \frac{\cos \gamma}{k_a - \sin \gamma}$	P_x — осевая составляющая силы резания	[8]
16	$\tau_{\varphi} = A \cdot \varepsilon^m$	ε — относительный сдвиг; A — предел текучести на сдвиг при $\varepsilon = 1$, m — константа	[12]
17	$\sigma_s = \sigma_{\varepsilon=1} \cdot \varepsilon^n$; $\tau_{\varphi} = 0,577 \cdot \sigma_{\varepsilon=1} \cdot \varepsilon^n$	ε — относительный сдвиг (степень деформации) течения; $\sigma_{\varepsilon=1}$ — напряжение течения при $\varepsilon = 1$, $n = 0,196$ — для углеродистых сталей; $n = 0,37$ — для нержавеющей сталей; $n = 0,128$ — для титановых сплавов	[19]
18	$\sigma_s = (1,83 \cdot \sigma_b + 4) \cdot \varepsilon^n$; $\tau_{\varphi} = 0,577 \cdot \sigma_s$	σ_b и σ_s — кгс/мм ²	[19]
19	$\sigma_s = \sigma_0 \cdot \varepsilon^m \cdot \dot{\varepsilon}^n \cdot \exp(-pT)$; $\tau_{\varphi} = 0,577 \cdot \sigma_s$	$\dot{\varepsilon}$ — скорость деформации; T — температура; σ_0 , m , n и p постоянные для данного материала величины. Сталь 45 ($T = 900$ — 1300 °C): $\sigma_0 = 138$, $n = 0,25$, $m = 0,14$, $p = 0,25 \cdot 10^{-2}$. 12×18Н9Т ($T = 900$ — 1200 °C): $\sigma_0 = 340$; $n = 0,28$; $m = 0,09$; $p = 0,28 \cdot 10^{-2}$. Титан ($T = 200$ — 750 °C): $\sigma_0 = 190$; $n = 0,35$; $m = 0,10$; $p = 0,31 \cdot 10^{-2}$.	[22]
20	$\sigma_{II} = 133 \cdot \varepsilon^{0,252} \cdot \dot{\varepsilon}^{0,14} \cdot e^{-0,0027T}$; $\sigma_{II} = 325 \cdot \varepsilon^{0,28} \cdot \dot{\varepsilon}^{0,087} \cdot e^{-0,0028T}$	Сталь 45 ($T = 800$ — 1200 °C). 12×18Н9Т ($T = 900$ — 1200 °C)	[23]
21	$\tau_{\varphi} = \tau_0 \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^m \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^k \cdot \exp(-B \cdot \Delta T')$	$\dot{\varepsilon}_0$ — предел текучести, деформация и скорость деформации для базовых условий; m , k и B — показатели деформационного и скоростного упрочнения и температурного разупрочнения материала; $\Delta T' = T - T_0$ — приращение гомологической температуры	[8]
22	$\tau_{\varphi} = S_B \cdot A \cdot k_{\varepsilon} \cdot \varepsilon_p^m \cdot \exp(-B \cdot \Delta T')$	$A = \left\{ \sqrt{3} \left[\sqrt{3} \cdot \ln(1 + \varepsilon_2) \right]^m \right\}^{-1}$ A , k_{ε} и B — эмпирические константы, учитывающие влияние T , ε , $\dot{\varepsilon}$ на предел текучести; $\Delta T'$ — приращение температуры	[8]
23	$\tau_{\varphi} = S_B \cdot A \cdot k_{\varepsilon} \cdot \varepsilon_p^m \cdot \left(1 + \frac{A \cdot A_1 \cdot k_{\varepsilon}}{1 + m} \cdot \varepsilon_p^{1-m} \right)^{-1}$		
Б. Касательные напряжения τ_{nn} на передней поверхности			
24	$\tau_{nn} = 0,252 \cdot \sigma_b$		[1]
25	$\tau_{nn} = \sigma_b \cdot (1 + \delta) \cdot \cos 2(\varphi - \gamma)$		[2]

1	2	3	4
26	$\tau_{nn} = 0,28 \cdot \sigma_b \cdot (1 + \delta)$		[11, 12]
27	$\tau_{nn} = (0,5 - 0,6) \cdot S_b = (0,5 - 0,6) \cdot \sigma_b \cdot (1 + \delta)$		[3]
28	$\tau_{nn} = 0,6 \cdot S_b = 0,6 \cdot \sigma_b \cdot (1 + \delta)$	Для сталей ферритного класса	[8]
29	$\tau_{nn} = \tau_\phi$	Для углеродистых сталей	[8]
30	$\tau_{nn} = 0,5 \cdot \tau_\phi$		[17]
В. Касательные напряжения τ_{zn} на задней поверхности			
31	$\tau_{zn} = 0,252 \cdot \sigma_b$		[1]
32	$\tau_{zn} = 0,5 \cdot \tau_\phi$	τ_ϕ — напряжение сдвига	[11]
33	$\tau_{zn} = \beta \cdot \mu \cdot \sigma_s = 0,577 \cdot \sigma_s = \tau_\phi$	Для плоского деформационного состояния; β — коэффициент Лоде; μ — коэффициент трения, определяемый по напряжению текучести	[17]
34	$\tau_{zn} = (0,7 - 0,8) \cdot S_b = (0,7 - 0,8) \cdot \sigma_b (1 + \delta)$		[8]

Ряд авторов [1, 5, 8, 12, 13] определяют τ_ϕ , исходя из энергетического (теплового) баланса в зоне резания. Принимается следующая схема. Вся работа резания $Q = P_z \cdot V$ полностью переходит в тепло, которое распределяется по трём каналам — зона деформации (Q_d), передняя (Q_{nn}) и задняя (Q_{zn}) поверхности инструмента:

$$Q = Q_d + Q_{nn} + Q_{zn} \quad (1)$$

Теплота деформации — $Q_d = \tau_\phi \cdot V_d \cdot a \cdot b / \sin \phi$, где V_d — скорость сдвига. Следовательно, подставляя в формулу (1) это выражение и известные соотношения для Q_{nn} и Q_{zn} [1], находят напряжения τ_ϕ .

Для ориентировочных оценок усилий резания и температур на контактных площадках инструмента оправдано и не даёт существенных погрешностей определение напряжений по комплексу механических характеристик обрабатываемых материалов — σ_b , $\sigma_{0,2}$, $S_b = \sigma_b (1 + \delta)$ и HV .

Однако известно, что в условиях резания при наличии значительных деформаций, определяемых коэффициентом утолщения стружки k_s и относительным сдвигом ϵ , механические характеристики материала, превращаемого в сливную стружку, отличаются от стандартных [2, 3, 6, 8, 12, 13, 14].

Зависимости максимальных касательных напряжений τ и деформации сдвига ϵ при резании и при механических испытаниях сталей исследованы Т. Н. Лоладзе [6]. Установлено, что с увеличением ϵ растут и τ . Так, для углеродистой стали 40 напряжение $\tau_{\epsilon=1} = 780$ МПа, а для $\epsilon = 3$ напряжён τ уже равно 880 МПа (увеличивается на 13 %).

Н. Н. Зорев [12, с. 159] полагает, что зависимость между твёрдостью и напряжением при сжатии, растяжении и кручении в пластической области «едина для всех металлов» и выражается простой формулой $\tau = 0,185 HV$ [12, с. 109]. Связь касательного напряжения сдвига τ_ϕ относительным сдвигом при пластической деформации с достаточной точностью может быть выражена показательной функцией, предложенной Н. Н. Зоревым [12] (табл. 1, № п/п 16):

$$\tau_\phi = A \cdot \epsilon^m \quad (2)$$

Здесь A — константа, равная пределу текучести материала на сдвиг при относительном сдвиге, равном единице; m — константа, характеризующая способность материала к упрочнению при пластической деформации.

Специалисты в области обработки металлов давлением считают [17, 18], что τ_ϕ с напряжением течения σ_s (термин из [18]) связано условием пластичности Губера — Мизеса

$$\tau_\phi = \sigma_s / \sqrt{3} = 0,577 \cdot \sigma_s \quad (3)$$

а напряжение течения σ_s можно рассчитать на основе экспериментальных данных по формуле [19]:

$$\sigma_s = m \cdot \epsilon^n = \sigma_{\epsilon=1} \cdot \epsilon^n \quad (4)$$

Здесь $m = \sigma_{\epsilon=1}$ напряжение течения при $\epsilon = 1$; ϵ — степень деформации (относительный сдвиг); n — показатель деформационного упрочнения, равный $n = 0,173$ для стали 45, $n = 0,37$ для 12×18Н9Т и $n = 0,128$ для сплава ОТ4.

В. А. Кроха [19] получил экспериментальные кривые упругости при сжатии и растяжении вида $\sigma_s = f(\epsilon)$ для широкой гаммы сталей и сплавов. Используя их и № п/п 15 табл. 1, зная $\sigma_{\epsilon=1}$, можно рассчитать значения σ_s . На рис. 1, заимствованном из [19], показана последовательность нахождения σ_s . В случае отсутствия экспериментальных данных для зависимости $\sigma_s = f(\epsilon)$, можно использовать эмпирическую формулу (№ п/п 18 табл. 1).

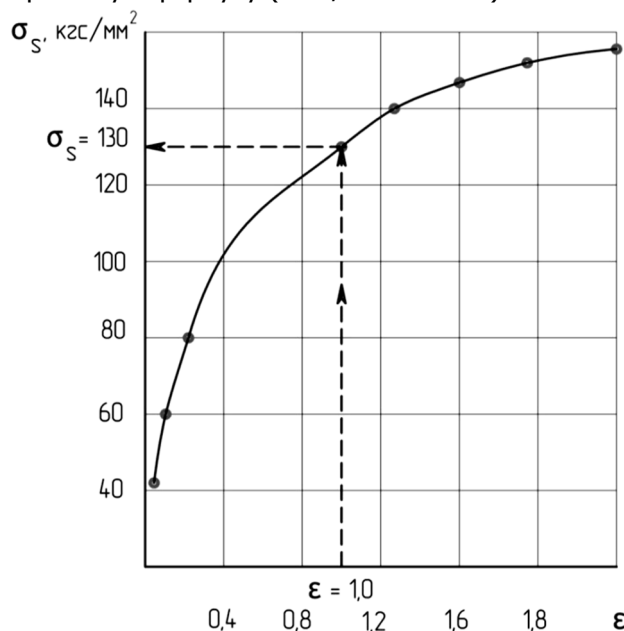


Рис. 1. Связь между напряжением текучести и степенью деформации при сжатии стали 12×18Н9Т (температура 20 °С) [19]

Резание металлов — термомеханический процесс, протекающий при высоких температурах и больших степенях и скоростях деформаций. Известно, что при увеличении скорости деформации напряжение текучести возрастает, а пластичность падает, что особенно проявляется для высоколегированных сталей. Менее чувствительны к изменению скорости деформации углеродистые конструкционные стали [18, с. 69].

При горячей пластической деформации надо учитывать влияние двух противоположных процессов — упрочняющего (возврат) и разупрочняющего (рекристаллизация), а также тепловой

эффект пластической деформации. Тепловой эффект уменьшается с увеличением температуры деформации, так как с повышением температуры падает напряжение текучести и снижается энергия, необходимая для деформации. Поэтому при одной степени деформации образца в холодном и горячем состоянии в последнем случае теплоты выделяется меньше.

Напряжение текучести зависит от скорости деформации при заданной температуре и степени деформации. Известно, что в зависимости от отношения температуры деформации к температуре плавления ($T/T_{пл}$) увеличение скорости деформации $\dot{\epsilon}$ на два порядка вызывает рост напряжения текучести σ_s 1,16—3,4 раза [18]. Для углеродистой стали 45, жаропрочной стали 12×18Н9Т и титанового сплава ВТЗ-1 найдено, что с увеличением скорости деформации на три порядка напряжения текучести возрастают в среднем в 1,4—1,7 раза [19].

Представляют практический интерес экспериментальные формулы для расчёта напряжения текучести при обработке давлением (учитывается совместное влияние деформации, скоростей деформации и температуры [22, 23] (№ п/п 19, 20 табл. 1). Их общий вид — это сочетание показательных и экспоненциальных функций:

$$\sigma_s = \sigma_0 \cdot \epsilon^m \cdot \dot{\epsilon}^n \cdot \exp(-pT). \quad (5)$$

Параметры σ_0 , m , n и p зависимости (5) выбираются на основе экспериментальных данных.

В [8, с. 175] приводится «обобщённое определяющее уравнение» (№ п/п 21 табл. 1) для расчёта τ_ϕ :

$$\tau_\phi = \tau_0 \cdot \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_0}\right)^m \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^k \cdot \exp(-B \cdot \Delta T'). \quad (6)$$

Здесь $\Delta T = T - T_0$ приращение гомологической температуры; $T = \theta/T_{пл}$; $T_0 = 273/T_{пл}$; θ — температура деформации, (°C); ϵ — деформация; $\dot{\epsilon}$ — скорость деформации; τ_0 — предел текучести (МПа) для базовых условий; m , k , B показатели деформационного и скоростного упрочнения и температурного разупрочнения материала.

Зависимость (6), как отмечается в [8], используется при исследовании процесса горячей прокатки. Без учёта скорости деформации (при резании скорость деформации на 8—9 порядков выше, чем при статических испытаниях) зависимость (6), по мнению автора [8], примет вид (№ п/п 22 табл. 1):

$$\tau_\phi = S_B \cdot A \cdot k_\epsilon \cdot \epsilon_p^m \cdot \exp(-B \cdot \Delta T'), \quad (7)$$

где $A = \left\{ \sqrt{3} \cdot \left[\sqrt{3} \cdot \ln(1 + \epsilon_z) \right]^m \right\}^{-1}$; A , k_ϵ , B — эмпирические константы, учитывающие влияние скорости деформации и температуры на предел текучести.

В [8] отмечено, что уравнение (7) не может быть использовано для расчёта предела текучести при резании, так как в условиях резания приращение температуры $\Delta T'$ есть функция деформации ϵ_p предела текучести τ_p . Для адиабатических условий деформации в [8] предлагается зависимость (формула 23, таблица 1):

$$\tau_\phi = S_B \cdot A \cdot k_\epsilon \cdot \epsilon_p^m \cdot \left(1 + \frac{A \cdot A_1 \cdot k_\epsilon}{1 + m} \cdot \epsilon_p^{1-m} \right)^{-1}. \quad (8)$$

К сожалению, в [8, 15] не приводятся значения параметров A , A_1 , k_ϵ и S_B , поэтому воспользоваться зависимостями табл. 1 (№ п/п 22, 23) для оценки τ_ϕ при обработке резанием не представляется возможным.

Для расчёта температур на передней и задней поверхностях инструмента необходимо знать и касательные напряжения τ_{nn} и τ_{zn} [9].

В табл. 1 представлены известные из литературы данные для определения τ_{nn} (№ п/п 24) и τ_{zn} (№ п/п 31—34). Причём рекомендуется эти напряжения выбирать:

— по традиционной схеме, когда $\tau_{nn} = \tau_{zn} = 0,252 \cdot \sigma_B$ [1];

— от доли истинного напряжения на разрыв S_B обрабатываемого материала (№ п/п 25—27, 33 табл. 1);

— в зависимости от напряжения в плоскости сдвига (№ п/п 28, 29, 32 табл. 1).

Из представленных данных по оценке напряжений в зоне резания следует предварительный вывод о том, что касательные напряжения τ_{nn} и τ_{zn} могут быть функционально связаны с напряжениями в плоскости сдвига τ_ϕ . Оценим влияние на τ_ϕ величин относительного сдвига (степени деформации) ε , скорости деформации $\dot{\varepsilon}$ и температуры T .

Определение напряжений в плоскости сдвига τ_ϕ при резании. Отметим особенности деформации в условиях резания.

— В основу большинства зависимостей для расчёта τ_ϕ (см. табл. 1) положены стандартные характеристики механических свойств материала, получаемые при растяжении стандартным методом, когда скорость деформации равна $1 \cdot 10^{-3} \text{с}^{-1}$. Если речь идёт об обработке давлением и резании даже на малых скоростях (около одного сантиметра в минуту), скорость деформации составляет $1—10 \text{с}^{-1}$, что на 3—4 порядка больше скорости стандартных испытаний [6]. В результате не учитывается влияние скорости деформации при резании на характеристики механических свойств материалов (σ_B , S_B , $\sigma_{0,2}$, δ и ψ).

— В реальных скоростных условиях механической обработки и пластического деформирования степень и скорость деформации влияют на напряжения — и при обработке стали с ростом скорости деформации напряжение текучести увеличивается [6, 14, 18, 19, 24].

— Предварительное упрочнение пластичного материала различными способами повышает напряжение текучести, что необходимо учитывать при оценке τ_ϕ . В соответствии с № п/п 8 табл. 1 можно рассчитать $\tau_\phi = 0,185HV$ первичной твёрдости стружки [12, 13, 14, 16], которую следует измерять за зоной вторичных деформаций [6].

С учётом этих замечаний из рассмотренных в табл. 1 зависимостей найдём подходящие для расчёта сдвиговых напряжений τ_ϕ . Учтём опыт специалистов в области обработки давлением по экспериментально-расчётной оценке напряжения течения (во внимание принимается температура, степень и скорость деформации).

Критерием применимости выбранных формул для τ_ϕ , а также для τ_{nn} и τ_{zn} будет, очевидно, сравнение расчётных и экспериментальных значений температур резания при точении.

Для оценок величин ε и $\dot{\varepsilon}$ принимаем плоскую схему деформации с единственной плоскостью сдвига, используя зависимости, полученные основоположниками отечественной науки о резании материалов К. А. Зворыкиным, И. А. Тиме, и уточнённые Н. Н. Зоревым, Т. Н. Лоладзе, А. М. Розенбергом и А. Н. Ерёминим, М. И. Клушиным [16] и др.

— Относительный сдвиг (степень деформации):

$$\varepsilon = \text{tg}(\phi - \gamma) + \text{ctg} \phi. \quad (9)$$

— Угол сдвига:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\cos \gamma}{k_a - \sin \gamma} \quad (10)$$

где k_a коэффициент утолщения стружки, γ передний угол.

— Скорость стружки:

$$V_c = \frac{V}{k_a} \quad (11)$$

— Скорость сдвига:

$$V_{сдв} = V \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos(\varphi - \gamma)} \quad (12)$$

— Скорость сдвига при резании [2, 5, 12, 13, 16]:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{\tau_{сдв}} = \frac{\varepsilon}{\Delta x / V_c} = \frac{\varepsilon \cdot V}{\Delta x \cdot k_a} \quad (13)$$

В зависимости (13) Δx толщина сдвигаемого элемента, обычно определяемая по корням стружек.

По данным Т. Н. Лоладзе, Δx находится в пределах $0,02 \div 0,005$ см [6, с. 68]. При этом $k_a = 2 \div 4$ и $\varepsilon = 2 \div 5$ А. М. Вульф [14, с. 84] просто принимает величину Δx , равную 0,02 мм. Ориентировочные расчёты величины Δx для резания отсутствуют.

У. Джонсон, П. Меллар [20] и А. Л. Воронцов [17, 24] для плоской схемы резания вводят понятие скорости разрыва $V_p = V \cdot \sin \varphi$. При этом накопленная деформация ε определяется зависимостью [20]:

$$\varepsilon = \frac{\cos \gamma}{\sin \varphi \cdot \cos(\varphi - \gamma)} \quad (14)$$

Примечание. В графу 10 табл. 3 внесены данные расчётов τ_φ по формуле (14) Джонсона.

Определение толщины зоны деформации и скорости сдвига при образовании сливной стружки. Рассмотрим схему образования сливной стружки (рис. 2). Из предложенной схемы видно, что толщина Δx связана с толщиной среза a .

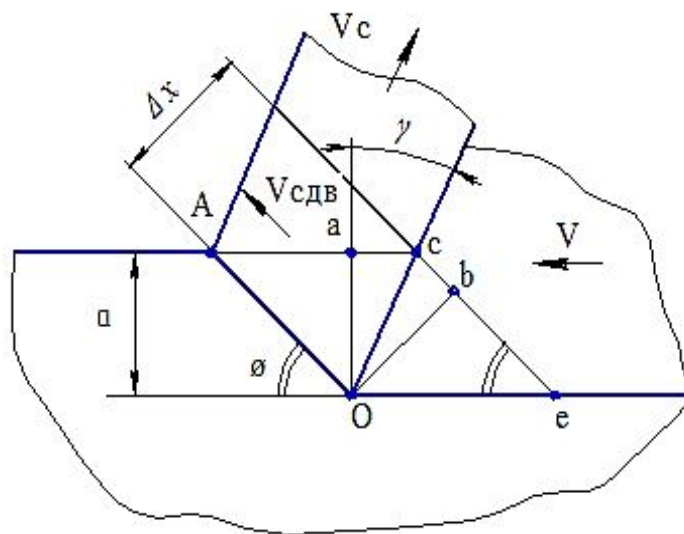


Рис. 2. Определение толщины деформированного слоя при резании

$$\Delta x = OB = OC \cdot \cos \angle COB = \frac{AO}{\cos \gamma} \cdot \cos \angle COB = \frac{s \cdot \sin \varphi}{\cos \gamma} \cdot \cos [\angle COE - \angle BOE] =$$

$$= \frac{s \cdot \sin \varphi}{\cos \gamma} \cdot \cos [(90^\circ - \gamma) - (90^\circ - \varphi)] = s \cdot \sin \varphi \cdot \frac{\cos(\varphi - \gamma)}{\cos \gamma}; \quad (15)$$

$$\Delta x = s \cdot \sin \varphi \cdot \frac{\cos(\varphi - \gamma)}{\cos \gamma}.$$

Определим Δx для точения стали 12×18Н9Т резцом ВК8 при $V = 1,07$ м/с; $t = 0,5 \cdot 10^{-3}$ м; $s = 0,14 \cdot 10^{-3}$ м; $k_a = 1,53$; $\angle \gamma = 0^\circ$; $\angle \varphi = 45^\circ$; $\angle \varphi = 31,63^\circ$:

$$\Delta x = s \cdot \sin \varphi \cdot \frac{\cos(\varphi - \gamma)}{\cos \gamma} = 0,14 \cdot 10^{-3} \cdot 0,707 \cdot \frac{0,851}{1} = 0,08 \cdot 10^{-3} \text{ м}$$

Подставив Δx в (13), найдём скорость сдвига:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\varepsilon \cdot V}{\Delta x \cdot k_a} = V \cdot \frac{\text{tg}(\varphi - \gamma) + \text{ctg} \varphi}{\Delta x \cdot k_a} = 1,07 \cdot \frac{2,19}{0,08 \cdot 10^{-3} \cdot 1,53} = 0,19 \cdot 10^5 \text{ с}^{-1}.$$

Ниже представлены обобщённые данные вычислений касательных напряжений в плоскости сдвига τ_φ , рассчитанных нами по формулам, приведённым в табл. 1. Для удобства анализа результаты оценок τ_φ по механическим характеристикам обрабатываемых материалов сведены в табл. 2. Здесь же в графе 7 представлены значения τ_φ . Они получены в результате замеров твёрдостей стружек. Для этого стали 45, 12×18Н9Т и сплав ВТ3-1 точили при $V = 1,07$ м/с с сечением среза $t \times s = (0,5 \times 0,14) \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$. В графах 9, 10 и 11 табл. 2 даны значения τ_φ , рассчитанные с использованием формул сил резания по данным [8, 25, 26].

Таблица 2

Напряжения сдвига τ_φ , МПа

№ п/п	Пара	Значения, рассчитанные по механическим характеристикам обрабатываемых материалов						Значения, рассчитанные по уравнению энергетического баланса ($t = 0,5 \cdot 10^{-3}$ м, $s = 0,14 \cdot 10^{-3}$ м/об)			Средние значения τ_φ рассчитанные по формулам		
		Источник (№ п/п табл. 1)											
		1	4	10	7	8	3	13	14	15	19	20	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	
1	СТ45/Т15К6 $\sigma_b = 598$ МПа; $\delta = 0,16$; $\psi = 0,4$; $V = 0,99$ м/с; $P_z = 186$ Н; $P_y = 0,84$; $P_x = 65$ Н	1202	684	694	553	592	478—598	701	736	723	606	935	
2	12×18Н9Т/ВК8 $\sigma_b = 630$ МПа; $\delta = 0,35$; $\psi = 0,4$; $V = 1,07$ м/с; $P_z = 233$ Н; $P_y = 96$ Н; $P_x = 62$ Н	1471	838	851	819	932	504—630	890	1026	877	2722	2421	
3	ВТ3-1/ВК8 $\sigma_b = 930$ МПа; $\delta = 0,14$; $\psi = 0,45$; $V = 1,06$ м/с; $P_z = 176$ Н; $P_y = 79$ Н; $P_x = 62$ Н	1845	1302	1060	558	895	744—930	725	801	651	377	—	

В табл. 3 в качестве примера приведены необходимые исходные данные для расчёта степени и скорости деформации при резании обрабатываемых материалов, отличающихся деформационными и прочностными показателями.

Таблица 3

Исходные данные и результаты расчёта τ_ϕ учётом влияния степени деформации

Пара	Данные авторов $\tau_\phi = 0,577 \cdot \sigma_s$							Результаты расчётов по формулам из [19]							Результаты расчётов по формуле из [20]		
	V_f , м/с	k_ϕ	$\angle\phi$	V_ϕ , м/с	ε	$\Delta x \cdot 10^{-3}$, м	$\dot{\varepsilon} \cdot 10^5$, с ⁻¹	$\sigma_s = \sigma_{\varepsilon=1} \cdot \varepsilon^n$				$\sigma_s = (1,83 \cdot \sigma_b + 4) \cdot \varepsilon^n$			ε	$\sigma_s = f(\varepsilon)$	
								n	$\sigma_{\varepsilon=1}$, Па	σ_s , МПа	$\tau_\phi = 0,577 \cdot \sigma_s$, МПа	$\tau_\phi = (1,83 \cdot \sigma_b + 4)$, кгс/мм ²	σ_s , МПа	$\tau_\phi = 0,577 \cdot \sigma_s$, МПа		$\sigma_s = f(\varepsilon)$, МПа	$\tau_\phi = 0,577 \cdot \sigma_s$, МПа
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
СТ45/Т15К6 $\angle\phi = 35^\circ$, $\angle\gamma = -5^\circ$	0,63	1,61	30,14	0,39	2,42	0,06	0,15			1286	742		1283	740	2,37	1450	819
	0,99	2,29	22,72	0,43	2,91	0,07	0,18			1320	761,6		1318	760	2,92	1480	808
	1,57	3,13	17,24	0,50	3,64	0,074	0,25	0,173	1100	1370	740,5	1098	1367	789	3,52	1500	866
	2,5	3,71	14,1	0,67	4,21	0,075	0,38			1223	705,7		1221	705	4,21	1600	923
	3,14	2,18	23,7	1,44	2,82	0,07	0,58			1262	728		1259	726	2,82	1400	808
12×18Н9Т/ ВК8 $\angle\phi = 45^\circ$, $\angle\gamma = -5^\circ$	0,34	1,78	28,12	0,19	2,54	0,083	0,058			1692	976		1631	941	2,44	1480	810
	0,68	1,85	27,25	0,37	2,55	0,084	0,112			1693	976		1631	941	2,58	1450	837
	1,07	1,53	31,63	0,70	3,36	0,079	0,30	0,37	1300	1872	1080	1157	1805	1041	1,94	1300	750
	1,36	1,05	41,34	1,30	2,15	0,068	0,41			1656	956		1597	921	2,20	1350	819
	2,14	1,55	31,41	1,38	2,35	0,079	0,41			1656	956		1597	921	2,38	1400	819

Экспериментально определяли лишь коэффициент утолщения стружки k_ϕ . Параметры ϕ , скорости сдвига, движения стружки находили по классическим зависимостям (10)—(14). Толщина зоны деформации Δx определилась по полученной нами упрощённой зависимости (15). Напряжение течения σ_s находили по методике В. А. Кроха по зависимостям (№ п/п 17, 18 табл. 1). Причём напряжения $\sigma_{\varepsilon=1}$ при относительном сдвиге $\varepsilon = 1$ принимались из графиков для стали 45, 12×18Н9Т и ВТЗ-1 работы [19]. Использование графиков вносит погрешности в оценку величины $\sigma_{\varepsilon=1}$. Поэтому для определения τ_ϕ целесообразно использовать № п/п 18 табл. 1:

$$\tau_\phi = 0,577 \cdot (1,83 \cdot \sigma_b + 4) \cdot \varepsilon^n.$$

Здесь σ_b в кгс/мм². $\sigma_s = f(\bar{\varepsilon})$

Применяя классическую зависимость (9) и формулу (14) Джонсона и Меллара [20], мы не обнаружили практической разницы в оценках относительных сдвигов (данные граф 6 и 16 табл. 3 практически совпадают). Расчётные данные удовлетворительно согласуются и для τ_ϕ , особенно для титанового сплава ВТЗ-1.

Мы попытались использовать для расчёта напряжений τ_ϕ экспериментальные зависимости с учётом влияния на σ_s степени и скорости деформации и температуры [22, 23] (№ п/п 19, 20 табл. 1). Оказалось, что формула М. Я. Бровмана [22], представленная в табл. 1 (№ п/п 19), даёт следующие средние значения τ_ϕ :

— 511—671 МПа (сталь 45);

- 2197—2486 МПа (сталь 12×18Н9Т);
- 330—404 МПа (сплав ВТЗ-1).

Расчёт по формулам А. В. Третьякова [23] (№ п/п 20 табл. 1) показал следующее. При резании величина τ_ϕ в зависимости от скорости резания колеблется в пределах 664—1029 ($\tau_\phi = 35$ МПа) (для стали 45) и 1889—2468 МПа (для стали 12×18Н9Т). В графах 13 и 14 табл. 3 для сравнения приводятся рассчитанные по этим формулам значения τ_ϕ в выбранном диапазоне скоростей для каждого обрабатываемого материала. Их значения представляются нам сильно завышенными, кроме данных для стали 45.

Какие выводы можно сделать из сравнения данных таблиц 2 и 3? Какие соотношения следует рекомендовать для расчёта напряжений τ_ϕ в плоскости сдвига? Прежде всего, должно быть учтено влияние различных параметров процесса резания — например, таких, как:

- деформации (в частности, их скорость);
- температуры в зоне деформаций;
- механические характеристики обрабатываемых материалов;
- геометрия инструмента;
- элементы режима резания;
- характеристики инструментальных материалов.

Таким требованиям в наибольшей степени удовлетворяют:

- формулы для расчёта τ_ϕ , полученные из уравнения энергетического баланса процесса резания (№ п/п 13—15 табл. 1);
- формула, учитывающая твёрдость стружки, измеренную за зоной вторичных деформаций.

Только в этих случаях косвенно учитываются все условия проявления температурно-деформационного фактора при резании.

При этом особенно предпочтительна зависимость, полученная нами из условия баланса зоны резания по уравнению (5), представленного в [5], с учётом $R_{деф} = \tau_\phi \cdot a \cdot b \cdot V \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)} \cdot \sin \phi$ (№ п/п 14 табл. 1).

Нахождение τ_ϕ измерением твёрдости стружки даёт стабильные результаты для резания с толстыми стружками (средними и большими подачами), поэтому данный метод может быть рекомендован как контрольный.

Расчёт τ_ϕ по формулам В. А. Крохи [19] (№ п/п 17, 18 табл. 1), учитывающим влияние и степень деформации, даёт результаты, совпадающие до 3—7 % с данными № п/п 14 табл. 1.

Из предложенных зависимостей для оценки τ_ϕ по механическим характеристикам обрабатываемых материалов в качестве первого приближения следует принять $\tau_\phi = S_s = \sigma_s \cdot (1 + \delta)$ (№ п/п 10 табл. 1).

В итоговой табл. 4 приведём в качестве примеров рекомендуемые зависимости для расчёта τ_ϕ и напряжений τ_{nn} и τ_{zn} . Сталь 45 обрабатывается резцами Т15К6 на режимах $t \times s = (0,5 \times 0,14) \cdot 10^{-6}$ м² при различных скоростях.

Для температурных расчётов в дальнейшем принимаем следующие зависимости.

Вариант 1 (предварительный расчёт температуры):

$$\tau_\phi = 0,577 \cdot \sigma_s = 0,577 \cdot (1,83 \cdot \sigma_s + 4) \cdot \varepsilon^n; \quad \tau_{nn} = \sigma_s \cdot (1 + \delta) \cdot \cos 2(\phi - \gamma);$$

$$\tau_{эп} = 0,5 \cdot \tau_{\phi} = 0,5 \cdot 0,577 \cdot (1,83 \cdot \sigma_b + 4) \cdot \varepsilon^n.$$

Вариант 2 (предполагаемые максимальные уровни температур в зоне резания):

$$\tau_{\phi} = \frac{P_z \cdot \sin \varphi - \left[1 - \left(\sin \gamma + \frac{P_y}{P_z} \cdot \cos \gamma \right) \cdot \left(\frac{1}{k_a} \right) \right] \cdot \cos(\varphi - \gamma)}{a \cdot b \cdot \cos \gamma}; \quad \tau_{nn} = \tau_{эп} = \tau_{\phi}$$

Возможны и промежуточные варианты выбора формул для расчёта τ_{ϕ} , τ_{nn} и $\tau_{эп}$ — когда τ_{nn} и $\tau_{эп}$ изменяются от минимальных до максимальных значений, например для пары СТ45/Т15К6 $\tau_{nn} = \tau_{эп} = 151$ —780 МПа (табл. 4).

Таблица 4

Рекомендуемые зависимости для оценки напряжений τ_{ϕ} , τ_{nn} и $\tau_{эп}$

	Рассчитаны по механическим характеристикам						
		$\tau_{\phi} = \sigma_b \cdot (1 + \delta)$					
	$\tau_{\phi} = \sigma_b \cdot (1 + K_{\tau} \cdot \delta)$						684
Касательные напряжения в плоскости сдвига τ_{ϕ} , МПа	Рассчитаны с учётом деформаций, скоростей деформаций и температур при различных скоростях, м/с						
	$\tau_{\phi} = 0,577 \cdot \sigma_{\varepsilon=1} \cdot \varepsilon^n$	$V = 0,63$	$V = 0,99$	$V = 1,57$	$V = 2,5$	$V = 3,14$	$\tau_{\phi \text{ ср}}$
		705	726	740	760	780	746
	$\tau_{\phi} = 0,577 \cdot (1,83\sigma_b + 4) \cdot \varepsilon^n$	740	760	789	705	726	744
	$\tau_{\phi} = 0,577 \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon^m \cdot \dot{\varepsilon}^n \cdot \exp(-pT),$ ($T = 800 \text{ }^{\circ}\text{C}$)	511	555	620	670	671	606
	Рассчитаны по уравнениям энергетического баланса						
	№ п/п 14 табл. 1						$\tau_{\phi \text{ ср}} = 736$
	№ п/п 15 табл. 1						$\tau_{\phi \text{ ср}} = 770$
τ_{nn} , МПа	$\tau_{nn} = 0,252 \cdot \sigma_b$						151
	$\tau_{nn} = 0,5 \cdot \sigma_b \cdot (1 + \delta)$						347
	$\tau_{nn} = S_b \cdot \cos 2(\varphi - \gamma)$	229	396	493	545	—	421
	$\tau_{nn} = \tau_{\phi}$	705	726	740	760	780	746
	$\tau_{nn} = 0,5 \cdot \tau_{\phi}$	352	363	370	380	390	
$\tau_{эп}$, МПа	$\tau_{эп} = 0,252 \cdot \sigma_b$						151
	$\tau_{эп} = 0,5 \cdot \tau_{\phi}$	352	363	370	380	390	372
	$\tau_{эп} = \tau_{\phi}$	705	726	740	760	780	746

Выводы.

1. Анализ известных литературных данных по расчёту напряжений в плоскости сдвига показал, что используемые в настоящее время механические соотношения не учитывают термомеханического состояния зоны резания, поэтому их следует принять в качестве грубого приближения.

2. Косвенно учитывают комплекс термодинамических процессов при резании и поэтому могут применяться для расчёта тепловых процессов:

— аналитические зависимости для расчёта τ_{ϕ} , полученные на базе уравнения баланса энергии при резании;

— экспериментальные данные оценки τ_{ϕ} по твёрдости стружек.

3. Предложенные специалистами по обработке металлов давлением зависимости, содержащие степень деформации (относительный сдвиг) ϵ , применимы для расчёта τ_{ϕ} лишь как первое приближение. Значения ϵ получаются расчётами на основе классических зависимостей теории резания.

4. Формулы для расчёта τ_{ϕ} типа $\tau_{\phi} = A \cdot \epsilon^m \cdot \dot{\epsilon}^k \cdot \exp(-B \cdot \Delta T')$ предполагают наличие экспериментальных результатов оценки постоянных A и B и показателей степеней m и k , хотя сам расчёт степеней и скоростей деформаций при резании трудностей не вызывает.

Библиографический список

1. Резников, А. Н. Теплофизика резания / А. Н. Резников. — Москва : Машиностроение, 1969. — 288 с.
2. Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С. А. Клименко. — Киев : ИСМ им. В. Н. Бакуля НАНУ ; ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. — Т. 5. — 316 с.
3. Кушнер, В. С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластичных материалов / В. С. Кушнер. — Иркутск : Издательство Иркутского университета, 1982. — 180 с.
4. Тепловые явления и обрабатываемость резанием авиационных материалов / А. И. Белоусов [и др.]. — Москва : Машиностроение, 1968. — 179 с.
5. Влияние температуры при обработке труднообрабатываемых сталей режущей керамикой / В. Н. Пучкин [и др.] // Станки и инструмент. — 2010. — № 5. — С. 24–27.
6. Лоладзе, Т. Н. Износ режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. — Москва : Машиностроение, 1958. — 356 с.
7. Скин, С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Скин. — Москва : Машиностроение, 1979. — 152 с.
8. Васин, С. А. Резание материалов / С. А. Васин [и др.]. — Москва : Издательство МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2001. — 447 с.
9. Рыжкин, А. А. Расчёт температуры задней поверхности режущего инструмента / А. А. Рыжкин [и др.] // Проблемы синергетики в трибологии, трибоэлектрохимии, материаловедении и мехатронике : материалы XI междунар. науч.-практ. конф. — Новочеркасск, 2012. — С. 3–22.
10. Дель, Г. Д. Определение напряжений в пластической области по определению твёрдости / Г. Д. Дель. — Москва : Машиностроение, 1971. — 199 с.
11. Полетика, М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М. Ф. Полетика. — Москва : Машиностроение, 1969. — 150 с.
12. Зорев, Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. — Москва : Машгиз, 1956. — 368 с.
13. Розенберг, А. М. Элементы теории процесса резания металлов / А. М. Розенберг, А. Н. Ерёмин. — Свердловск : Машгиз, 1956. — 319 с.
14. Вульф, А. М. Резание металлов / А. М. Вульф. — Ленинград : Машиностроение, 1973. — 496 с.
15. Кушнер, В. С. Развитие теории процесса резания жаропрочных сплавов на основе термомеханического подхода / В. С. Кушнер [и др.] // Технология машиностроения. — 2005. — № 11. — С. 14–16.
16. Клушин, М. И. Резание металлов / М. И. Клушин. — Москва : Машгиз, 1958. — 454 с.
17. Разработка новой теории резания / А. Л. Воронцов [и др.] // Вестник машиностроения. — 2008. — № 1. — С. 57–67.
18. Сторожев, М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. — Москва : Машиностроение, 1977. — 423 с.

19. Кроха, В. А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации / В. А. Кроха. — Москва : Машиностроение, 1980. — 157 с.
20. Джонсон, У. Теория пластичности для инженеров / У. Джонсон, П. Меллар. — Москва : Машиностроение, 1979. — 567 с.
21. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов / П. И. Полухин [и др.]. — Москва : Metallurgiya, 1983. — 351 с.
22. Сопротивление деформации в процессах обработки давлением при высоких температурах / М. Я. Бровман // Технология лёгких сплавов. — 1979. — № 8. — С. 26–30.
23. Механические свойства сталей и сплавов при пластической деформации / А. В. Третьяков [и др.]. — Москва : Машиностроение, 1971. — 63 с.
24. Разработка новой теории резания / А. Л. Воронцов [и др.] // Вестник машиностроения. — 2008. — № 2. — С. 56–64.
25. Режимы резания труднообрабатываемых материалов / Я. Л. Гуревич [и др.]. — Москва : Машиностроение, 1976. — 176 с.
26. Справочник технолога-машиностроителя : в 2 т. / под ред. А. М. Дальского [и др.]. — 5-е изд., испр. — Москва : Машиностроение, 2003. — Т. 2. — 944 с.

Материал поступил в редакцию 17.06.2013.

References

1. Reznikov, A. N. Teplofizika rezaniya. [Cutting thermophysics.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1969. — 288 s. (in Russian).
2. Klimenko, S. A., ed. Obrabotka materialov lezviynym instrumentom. [Edge tool processing of materials.] Kiyev : ISM im. V. N. Bakulya NANU ; IPCz "ALKON" NANU, 2006, vol. 5, 316 p. (in Russian).
3. Kushner, V. S. Termomekhanicheskaya teoriya protsessa nepreryvnogo rezaniya plastichnykh materialov. [Thermomechanical theory of plastic materials continuous cut process.] Irkutsk : Izdatelstvo Irkutskogo universiteta, 1982, 180 p. (in Russian).
4. Belousov, A. I., et al. Teplovyye yavleniya i obrabatyvayemost rezaniyem aviatsionnykh materialov. [Thermal effects and aircraft materials cutability.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1968, 179 p. (in Russian).
5. Puchkin, V. N., et al. Vliyaniye temperatury pri obrabotke trudnoobrabatyvayemykh staley rezhushchey keramikoy. [Temperature effect under hard-to-cut steel ceramics machining.] Stanki i instrument, 2010, no. 5, pp. 24–27 (in Russian).
6. Loladze, T. N. Iznos rezhushchego instrumenta. [Cutting tool wear.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1958, 356 p. (in Russian).
7. Sklin, S. S. Metod podobiya pri rezanii materialov. [Similarity method under cutting.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1979, 152 p. (in Russian).
8. Vasin, S. A., et al. Rezaniye materialov. [Material cutting.] Moscow : Izdatelstvo MGТУ im. N. E. Baumana, 2001, 447 p. (in Russian).
9. Ryzhkin, A. A., et al. Raschet temperatury zadney poverkhnosti rezhushchego instrumenta. [Temperature calculation of cutter end flank.] Problemy sinergetiki v tribologii, triboelektrokhimii, materialovedenii i mekhatronike : materialy XI mezhdunar. nauch.-prakt. konf. [Synergetics problems in tribology, triboelectrochemistry, hylology, and mechatronics : Proc.XI Int. Sci.-Pract. Conf.] Novocherkassk, 2012, pp. 3–22 (in Russian).
10. Del, G. D. Opredeleniye napryazheniy v plasticheskoy oblasti po opredeleniyu tverdosti. [Stress calculation in plastic domain under hardness testing.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1971, 199 p. (in Russian).
11. Poletika, M. F. Kontaknyye nagruzki na rezhushchikh poverkhnostyakh instrumenta. [Bearing pressures on tool surfaces.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1969, 150 p. (in Russian).
12. Zorev, N. N. Voprosy mekhaniki protsessa rezaniya metallov. [Issues of metalcutting mechanics.] Moscow : Mashgiz, 1956, 368 p. (in Russian).
13. Rozenberg, A. M., Eremin, A. N. Elementy teorii protsessa rezaniya metallov. [Metalcutting process theory elements.] Sverdlovsk : Mashgiz, 1956, 319 p. (in Russian).

14. Wolf, A. M. Rezaniye metallov. [Metalcutting.] Leningrad : Mashinostroyeniye, 1973, 496 p. (in Russian).
15. Kushner, V. S., et al. Razvitiye teorii protsessa rezaniya zharoprochnykh splavov na osnove termomekhanicheskogo podkhoda. [Theory development of metalcutting process of hot-strength alloys based on thermomechanical approach.] Tekhnologiya mashinostroyeniya, 2005, no. 11, pp. 14–16 (in Russian).
16. Klushin, M. I. Rezaniye metallov. [Metalcutting.] Moscow : Mashgiz, 1958, 454 p. (in Russian).
17. Vorontsov, A. L., et al. Razrabotka novoy teorii rezaniya. [A new metalcutting theory development.] Vestnik mashinostroyeniya, 2008, no. 1, pp. 57–67 (in Russian).
18. Storozhev, M. V., Popov, E. A. Teoriya obrabotki metallov davleniyem. [Metal forming theory.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1977, 423 p. (in Russian).
19. Krokha, V. A. Uprochneniye metallov pri kholodnoy plasticheskoy deformatsii. [Metal hardening under cold flow.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1980, 157 p. (in Russian).
20. Johnson, W., Mellor, P. Teoriya plastichnosti dlya inzhenerov. [Engineering plasticity.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1979, 567 p. (in Russian).
21. Polukhin, P. I., et al. Soprotivleniye plasticheskoy deformatsii metallov i splavov. [Metal and alloy plastic resistance.]. Moscow : Metallurgiya, 1983, 351 p. (in Russian).
22. Brovman, M. Y. Soprotivleniye deformatsii v protsessakh obrabotki davleniyem pri vysokikh temperaturakh. [Deformation stress under plastic working at high temperatures.] Tekhnologiya legkikh splavov, 1979, no. 8, pp. 26–30 (in Russian).
23. Tretyakov, A.V., et al. Mexanicheskie svoystva stalej i splavov pri plasticheskoy deformatsii. [Mechanical properties of steel and alloys under plastic deformation.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1971, 63 p. (in Russian).
24. Voronzov, A. L., et al. Razrabotka novoy teorii rezaniya. [A new cutting theory development.] Vestnik mashinostroyeniya, 2008, no. 2, pp. 56–64 (in Russian).
25. Gurevich, Y. L., et al. Rezhimy rezaniya trudnoobrabatyvayemykh materialov. [Cutting conditions for hard-to-machine materials.] Moscow : Mashinostroyeniye, 1976, 176 p. (in Russian).
26. Dalskiy, A. M., ed., et al. Spravochnik tekhnologa-mashinostroitelya : v 2 t. [Handbook for a mechanic engineer : in 2 vol.] 5th revised and enlarged ed. Moscow : Mashinostroyeniye, 2003, vol. 2, 944 p. (in Russian).

REVISITED STRESS EVALUATION IN CONTACT ZONE UNDER CUTTING*

A. A. Ryzhkin, F. A. Vistoropskaya

(Don State Technical University),

J. Zurek

(Poznan University of Technology, Poland)

When evaluating a thermal state of the cutting zone, there is a need to define the thermal flow capacity on the tool contact areas which are determined by the tension magnitude. A review of the native and foreign research on the tension evaluation under cutting with account for the mechanical behaviour of the process materials, as well as the temperature, strain degree and rate is offered. Specialists in noncutting shaping have obtained experimental dependences that could be also used in machining — when the strain degree and rate can be calculated by the cutting theory formulae. The tension in the shear area can be determined indirectly — using the energy balance equation for the cutting process based on the experimental data on the cutting force components and corresponding speeds. As for the heat calculations, at first, analytic dependences defined on the base of the energy balance equation under cutting are recommended for the shear stress evaluation. Secondly, the dependences including relative shift value for the stress analysis should be used.

Keywords: cutting temperature, shear plane, shear strain, strain speed, shear stress.

* The research is done on RFFI grant no. 12-08-01328/13 "Development of the forecasting fundamentals for tribological and performance properties of hard-alloy cutting materials".