

### О расчете сил резания и характеристик контактного взаимодействия стружки с инструментом при резании пластичных металлов

На основании сравнительного анализа экспериментальных и рассчитанных по двум различным зависимостям сил резания показано, что касательные напряжения в условной плоскости сдвига в процессе стружкообразования равны действительному пределу прочности обрабатываемого металла при его механическом испытании. Предложены способы оценки сил и напряжений отдельно на площадках пластического и упругого контакта стружки с инструментом, а также ряда других характеристик стружкообразования, по измеренной усадке стружки  $K_r$ . Предложено угол действия силы резания определять как сумму углов  $\omega = \left(\frac{\pi}{4} - \Phi\right) + \Delta\omega$ , где  $\Delta\omega$  – уменьшается с увеличением

переднего угла инструмента при  $\gamma \geq 0$ , но практически не влияет на точность оценки главной составляющей силы резания  $P_z$ . Приведены примеры определения силы резания при обработке сталей марок 10 и 08Х18Н10Т инструментом с  $\gamma = 0$  и  $20^\circ$ .

**Ключевые слова:** резание металлов, инструмент, положительный передний угол, силы резания, стружкообразование, расчет сил и напряжений.

Сравнительный анализ ряда формул расчета главной составляющей  $P_z$  силы резания, связывающих ее с физико-механическими характеристиками обрабатываемого металла, подробно изложен в [1]. Наибольшее внимание при этом уделено анализу формулы профессора Н. Н. Зорева, в которой, по мнению авторов, наиболее полно учтены физические явления, присущие процессу стружкообразования, определяющие уровень силы резания  $P_z$ .

В основу вывода уравнения Н. Н. Зорев положил гипотезу равенства касательных напряжений  $\tau$  при резании и сжатии или растяжении при условии равенства относительных сдвигов  $\epsilon$ . Произведя соответствующие механические испытания обрабатываемого металла, зависимость  $\tau$  от  $\epsilon$  находят в виде  $\tau = A\epsilon^m$  и считают, что процесс резания определяется этой зависимостью. В результате сложных преобразований, не свободных от некоторых допущений, Н. Н. Зорев приходит к системе уравнений, для решения которой необходимо найти значение силы резания  $P_z$  по формуле [2]

$$P_z = \frac{Aab\zeta\epsilon^m \sin\beta_1 \cos\omega}{\cos(k\beta_1) \cos(\beta_1 - \gamma) \sin(k\beta_1)}, \quad (1)$$

где  $A$ ,  $m$  – константы уравнения  $\tau = A\epsilon^m$ ;  $a$ ,  $b$  – толщина и ширина срезаемого слоя;  $\zeta$  – усадка стружки;  $\beta_1$  – угол, определяющий плоскости максимальных

касательных напряжений в деформируемом объеме;  $k$  – коэффициент сложности напряженного состояния в процессе образования стружки (по Зореву  $k = 1,88A^{-0,25}$ );  $\gamma$  – передний угол инструмента;  $\omega$  – угол действия равнодействующей силы  $P$  (рис. 1), т. е. угол между векторами сил  $P_z$  и  $P$ . Зорев Н. Н. предложил графический метод решения некоторых уравнений системы, поскольку расчет по уравнению (1) является сложным. Авторы [1], располагая опытными данными определения силы резания  $P_z$  и усадки стружки  $\zeta$  (ниже обозначается символом  $K_l$ ) по точению двух марок сталей (табл. 1), значительно различающихся по механическим характеристикам, смогли рассчитать  $P_z$  по уравнению (1) и сравнили результаты расчета и экспериментов. Эксперименты проводили в зоне скоростей (температур) резания, исключаяющей, по утверждению авторов, наростообразование на передней поверхности инструмента.

Сравнение приведенных данных показывает, что расчет по уравнению (1) дает результаты, достаточно хорошо совпадающие с экспериментальными для обеих марок сталей при резании инструментом с  $\gamma = 0$  и  $20^\circ$ . Только при точении стали 10 резцом с  $\gamma = 0$  при  $v = 129$  м/мин и резцом с  $\gamma = 20^\circ$  при  $v = 84$  м/мин и  $v = 112$  м/мин рассчитанные значения меньше экспериментальных соответственно на 11 и 13 %. Однако авторы [1] отмечают, что такое хорошее совпадение получено лишь в результате определения относительного сдвига  $\varepsilon$  по предложенной Н. Н. Зоревым зависимости, которая является ошибочной. От  $\varepsilon$  зависит коэффициент сложности  $k$  напряженного состояния зоны стружкообразования, который, как утверждают авторы работы, производит впечатление искусственно подобранного коэффициента. Если бы  $\varepsilon$  было определено по “правильной” зависимости  $\varepsilon = 1,5 \frac{\ln h_0}{h}$ , а не по  $\varepsilon = 2,0 \frac{\ln h_0}{h}$ , то результаты оказались бы существенно выше экспериментальных.

Ниже изложена методика расчета основных характеристик процесса стружкообразования, в том числе тангенциальной составляющей  $R_z$  сил по зависимости [3]

$$R_z = ab\tau_\Phi(1 + \operatorname{ctg}\Phi), \quad (2)$$

полученной на основании наиболее распространенной теоретической формулы

$$R_z = \frac{ab\zeta\tau_\Phi \cos\omega}{\sin\Phi \cos(\Phi + \omega)},$$

выведенной, исходя из схемы стружкообразования с единственной плоскостью сдвига (см. рис. 1) и положения о том, что равнодействующая  $R$  сил стружкообразования независимо от их природы направлена по отношению к условной плоскости сдвига под углом  $\pi/4$ , т. е.  $\Phi + \omega = \frac{\pi}{4}$ , что соответствует уравнению Е. Н. Lee, В. W. Shaffer [4]. Результаты расчета по уравнению (2) представлены в табл. 1.

Используя экспериментальные данные усадки стружки  $K_l$  и передний угол инструмента, рассчитали угол  $\Phi$  условной плоскости сдвига для всех значений скорости резания по известной зависимости  $\operatorname{tg}\Phi = \frac{\cos\gamma}{K_l - \sin\gamma}$ , затем напряжения  $\tau_\Phi$  в этой плоскости по соотношению [5]

$$\tau_{\Phi} = \frac{R_z \sin \Phi \cos(\Phi + \omega)}{st \cos \omega}, \quad (3)$$

полученному для схемы стружкообразования с единственной плоскостью сдвига. Установлено (табл. 2), что при резании стали 10 резцом с  $\gamma = 0$  напряжение  $\tau_{\Phi}$  с увеличением скорости резания  $v$  уменьшается от 510 до 437 МПа, а резцом с  $\gamma = 20^\circ$  – от 490 до 440 МПа, т. е. угол  $\gamma$  практически не оказывает влияния на уровень напряжения  $\tau_{\Phi}$ . Повышение  $v$  в 2,7 раза в обоих случаях вызвало уменьшение  $\tau_{\Phi}$  всего лишь на 14 %. При резании стали 08X18H10T  $\tau_{\Phi}$  с увеличением  $v$  изменяется от 788 до 718 МПа при  $\gamma = 0$  и от 787 до 725 МПа при  $\gamma = 20^\circ$ , т. е. в обоих случаях при увеличении  $v$  в 2,6 раза  $\tau_{\Phi}$  уменьшилось всего лишь на 9 %, а угол  $\gamma$  инструмента, как и при резании стали 10, практически не оказывал влияния на уровень  $\tau_{\Phi}$ . Поэтому расчет других характеристик процесса стружкообразования осуществляли, считая, что среднее значение  $\tau_{\Phi}$  не зависит от режима резания: для стали 10  $\tau_{\Phi} = 493$  МПа, для стали 08X18H10T  $\tau_{\Phi} = 752$  МПа, что соответствуют  $\tau_{\Phi}$ , определенному по соотношению, которое предложено в [3]:

$$\tau_{\Phi} = S_b = \sigma_b (1 + K_{\tau} \delta),$$

где  $S_b$  – действительное напряжение в момент начала образования шейки при испытании металла растяжением;  $\sigma_b$  – временное сопротивление разрыву;  $\delta$  – удлинение образца в относительных единицах;  $K_{\tau}$  – коэффициент, учитывающий соотношение удлинения и сужения образца при испытании. В данном случае для образца стали 10 ( $\delta = 0,34$ ,  $\psi = 2,26\delta$ )  $\tau_{\Phi} = 493$  МПа, а для образца стали 08X18H10T ( $\delta = 0,41$ ,  $\psi = 1,88\delta$ )  $\tau_{\Phi} = 752$  МПа.

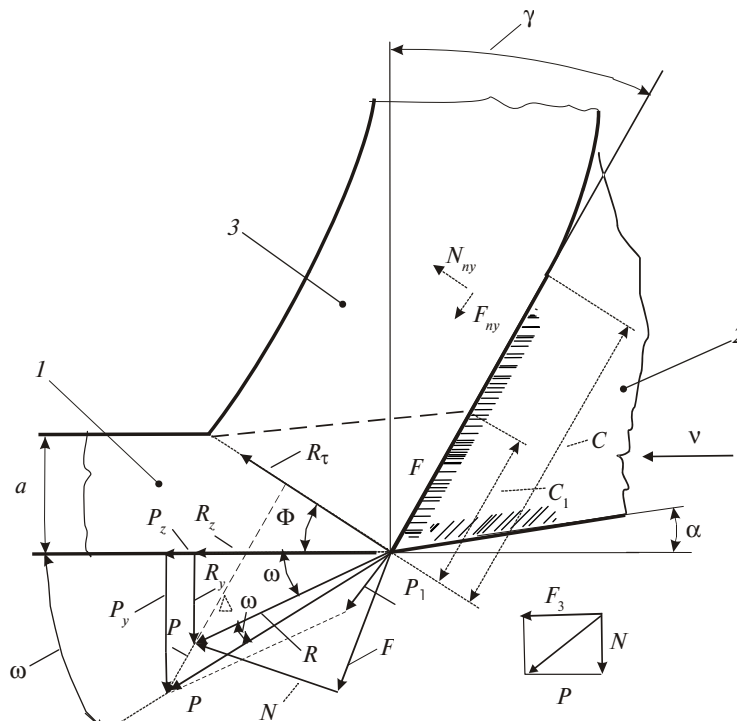


Рис. 1. Геометрическая модель стружкообразования: 1 – образец металла; 2 – резец; 3 – стружка.

**Таблица 1. Экспериментальные и рассчитанные по (1) и (2) сила резания  $P_z$  по (5) и  $\omega = \frac{\pi}{4} - \Phi$  характеристики стружкообразования; подача  $s = 0,291$  мм/об, глубина резания  $t = 3$  мм (сталь 10) и 2,5 мм (сталь 08X18H10T)**

Обрабатываемый металл	$v$ , м/мин	$K_f$	$\Phi$		$\omega$		$P_z$ , кН		
			эксперимент	расчет (5)	эксперимент	расчет $\omega = \frac{\pi}{4} - \Phi$	эксперимент	расчет (1) (2)	
$\gamma = 0$									
Сталь 10	69	3,40	17,88	18,7	32,5	26,30	1,92	1,77	1,71
$\sigma_b = 380$ МПа	92	2,98	18,55	19,6	32,5	25,40	1,82	1,70	1,64
$\delta = 0,34$	129	2,75	19,98	20,2	32,0	24,80	1,74	1,57	1,60
$\psi = 0,77$	147	2,65	20,67	20,5	32,0	24,50	1,62	1,51	1,58
Сталь 08X18H10T	55	1,98	26,80	22,6	29,0	22,40	1,98	1,93	1,87
$\sigma_b = 543$ МПа	74	1,88	28,0	22,9	27,0	22,10	1,86	1,80	1,85
$\delta = 0,41$	86	1,87	28,14	23,0	27,0	27,0	1,82	1,79	1,84
$\psi = 0,77$	103	1,75	29,74	23,4	26,0	21,60	1,70	1,65	1,82
	134	1,73	30,03	24,0	26,0	21,0	1,68	1,62	1,80
$\gamma = 20^\circ$									
Сталь 10	68	2,62	22,4	25,5	22,24	19,50	1,46	1,33	1,34
	84	2,58	22,78	23,16	22,83	21,84	1,46	1,31	1,44
	112	2,43	24,20	24,60	21,83	20,40	1,39	1,23	1,37
	147	2,40	24,50	25,0	20,5	20,0	1,29	1,22	1,35
	182	2,27	25,98	26,30	20,33	18,70	1,19	1,15	1,30
Сталь 08X18H10T	45	1,76	33,53	32,15	19,67	12,85	1,63	1,52	1,43
	55	1,84	32,10	31,17	20,33	13,83	1,64	1,59	1,46
	69	1,75	33,72	32,30	20,17	12,70	1,57	1,51	1,43
	86	1,72	34,29	32,70	18,33	12,30	1,50	1,50	1,40
	104	1,66	35,49	33,40	17,50	11,60	1,46	1,41	1,38

Примечание. Подача  $s$  соответствует толщине  $a$ , а глубина  $t$  – ширине  $b$  срезаемого слоя в уравнении (1).

Напряжения  $q_F$ , следовательно и силу трения  $F_n$  на передней поверхности инструмента, априори можно считать зависящими от напряжения  $\tau_\Phi$  в условной плоскости сдвига, равного  $S_b$ , усадки стружки  $K_l$ , переднего угла  $\gamma$  инструмента и скорости (температуры) резания  $v$ :

$$q_F = S_b \sqrt{\left\{ 1 + \frac{2[\operatorname{tg} \gamma (\sin \gamma - K_l) + \cos \gamma]^2}{K_l} \right\}^{-1}}, \quad (4)$$

полученной на основании выражений [6]

$$\Phi = \frac{\arccos \frac{q_F}{S_b}}{2} + \gamma; \quad (5)$$

$$K_l = \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \Phi} + \sin \gamma. \quad (6)$$

**Таблица 2. Зависимость напряжения  $\tau_\Phi$  в условной плоскости сдвига и напряжения  $q_F$  в зоне пластического контакта стружки с инструментом с  $\gamma = 0$  и  $20^\circ$  от скорости резания  $v$ ; подача  $s = 0,291$  мм/об, глубина резания  $t = 3$  мм (сталь 10) и 2,5 мм (сталь 08X18H10T)**

Обрабатываемый металл	Параметр	Значение				
$\gamma = 0$						
Сталь 10	$v$ , м/мин	69	92	129	147	188
	$\tau_\Phi$ , МПа	510	493	503	490	440
	$q_F$ , МПа	390	381	382	370	369
Сталь 08X18H10T	$v$ , м/мин	55	74	86	103	134
	$\tau_\Phi$ , МПа	788	773	757	730	720
	$q_F$ , МПа	530	526	523	514	510
$\gamma = 20^\circ$						
Сталь 10	$v$ , м/мин	68	84	112	147	182
	$\tau_\Phi$ , МПа	490	491	488	463	440
	$q_F$ , МПа	490	490	486	486	481
Сталь 08X18H10T	$v$ , м/мин	55	69	86	104	–
	$\tau_\Phi$ , МПа	780	752	743	736	–
	$q_F$ , МПа	680	680	672	670	–

После подстановки в (6) вместо  $\Phi$  его значения из (5) уравнение принимает вид

$$K_l = \frac{\cos \gamma}{\operatorname{tg} \left[ \frac{\arccos(q_F / S_B)}{2} + \gamma \right]} + \sin \gamma. \quad (7)$$

Обозначив в (7) выражение  $q_F / S_B = x$  и проведя ряд преобразований, получим

$$\operatorname{tg}(\arccos x) = \frac{2[\operatorname{tg}(\sin \gamma - K_l) + \sin \gamma]}{K_l}. \quad (8)$$

Левую часть уравнения (8) представим как  $\frac{\sqrt{1 - \cos^2(\arccos x)}}{\cos(\arccos x)}$ . Подставив

вместо  $x$  его значение и произведя соответствующие преобразования, получим зависимость аналогичную (4). Влияние на  $q_F$  скорости (температуры) резания отражается через усадку стружки, которая при данных значениях  $S$  и  $t$  для каждого угла  $\gamma$  резца зависит от  $v$ . Результаты расчета напряжений  $q_F$  и  $\tau_\Phi$  представлены в табл. 2. Они являются напряжениями на участке пластического контакта длиной  $C_1$  (см. рис. 1) стружки с инструментом, поскольку зависимость (4) введена на основании выражений, в которых угол  $\Phi$  в условной плоскости сдвига определяется из указанных выше условий, т. е.

$$\Phi = \frac{\pi}{4} - \omega.$$

При резании стали 10 резцом с  $\gamma = 0$  с повышением скорости  $v$  в указанных пределах ее изменения напряжения  $q_F$  уменьшаются от 390 до 370 МПа,

а резцом с  $\gamma = 20^\circ$  – от 490 до 480 МПа. Причем при  $\gamma = 20^\circ$   $q_F$  практически равны напряжениям  $\tau_\Phi$  в условной плоскости сдвига. Это обусловлено, вероятно, меньшими силами, следовательно, и температурами резания по сравнению с резанием резцом с  $\gamma = 0$ , и относительно высоким коэффициентом теплопроводности стали 10.

При резании нержавеющей стали 08X18H10T резцом с  $\gamma = 0$  с повышением  $v$  напряжения  $q_F$  изменяются от 530 до 510 МПа, а резцом с  $\gamma = 20^\circ$  – от 680 до 670 МПа, приближаясь к уровню напряжений  $\tau_\Phi$  условной плоскости сдвига, но оставаясь меньше их. Такое различие влияния угла  $\gamma = 20^\circ$  на напряжения  $q_F$  по сравнению с резанием стали 10 можно объяснить более низким коэффициентом теплопроводности. Меньший уровень  $q_F$  при резании сталей обеих марок резцом с  $\gamma = 0$  по сравнению с  $\gamma = 20^\circ$  обусловлен, вероятно, большими силами и, следовательно, температурами резания. Однако влияние скорости на  $q_F$  при этом проявляется слабо. При повышении  $v$  в 2,3–2,7 раза  $q_F$  уменьшается всего лишь на 1,5–5,0 %. Это дает основание считать  $q_F$  независимым от  $v$ , что соответствует результатам исследований, представленных в [2, 7]. Зорев Н. Н. [2] объясняет это взаимно противоположным воздействием на  $q_F$  двух составляющих температурно-скоростного фактора: средней температуры контакта и скорости деформации. По его мнению, это снижение напряжений в контактном слое стружки, вызванное повышением температуры (и, следовательно, уменьшение прочности контактного слоя), полностью компенсируется ростом контактных напряжений вследствие увеличения скорости деформирования. Полетика М. Ф. в [7] на основании установленной инвариантности  $q_F$  по отношению к скорости резания и особенно линейной зависимости  $q_F$  от  $S_k$  (конечного предела прочности обрабатываемого материала), найденных при комнатной температуре, утверждает, что кратковременный нагрев в процессе резания вообще не изменяет исходных свойств обрабатываемого материала.

В рассматриваемом примере увеличение  $q_F$  при резании инструментом с  $\gamma = 20^\circ$  по сравнению с  $\gamma = 0$  нельзя объяснить изменением упрочнения металла в зоне контакта стружки с инструментом и скоростью деформации. Так, в случае резания, например, стали 08X18H10T с одной и той же скоростью  $v = 55$  м/мин ( $\Phi = 31,17^\circ$  при  $\gamma = 20^\circ$  и  $\Phi = 22,6^\circ$  при  $\gamma = 0$ ) степень деформации относительного сдвига  $\epsilon$ , рассчитанная по известной зависимости

$$\epsilon = \frac{\cos \gamma}{\sin \Phi \cos(\Phi - \gamma)} \quad [11], \text{ соответственно равна } 1,85 \text{ и } 2,82. \text{ То есть при реза-}$$

нии инструментом с  $\gamma = 0$  степень деформации более чем в 1,5 раза выше, чем с  $\gamma = 20^\circ$ . При этом тангенциальная составляющая  $R_z$  (см. табл. 1) сил стружкообразования при  $\gamma = 0$  в  $\sim 1,3$  раза больше. Следовательно, уменьшение  $q_F$  при резании инструментом с  $\gamma = 0$  можно объяснить, как было сказано выше, лишь более высокой температурой и в связи с этим меньшим коэффициентом трения в зоне пластического контакта стружки с инструментом.

На рис. 2 представлены результаты расчета сил трения  $F_{п,р}$  и нормальных сил  $N_{п,р}$  на передней поверхности инструмента с  $\gamma = 0$  и  $20^\circ$  при резании стали 08X18H10T в зависимости от скорости  $v$ . Светлыми значками отображены силы, действующие в зоне только пластического контакта  $C_1$ , рассчитанные, исходя из определения составляющей  $R_z$  сил стружкообразования по (2) и

угла  $\omega_1 = \frac{\pi}{4} - \Phi$ , а темными значками – силы, действующие на всей длине  $C$

зоны контакта стружки с инструментом, рассчитанные по экспериментальной

тангенциальной (главной) составляющей  $P_z$  сил резания и  $\omega = \omega_1 + \Delta\omega$  из соотношений  $F_{п.р} = \frac{R_z}{\cos \omega_1} \sin(\omega_1 + \gamma)$  и  $N_{п.р} = \frac{R_z}{\sin \omega_1} \cos(\omega_1 + \gamma)$ , в которых при расчете сил, действующих на всей длине  $C$  контакта стружки с инструментом, заменяют  $R_z$  на  $P_z$ , а  $\omega_1$  на  $\omega = \omega_1 + \Delta\omega$  (см. рис. 1).

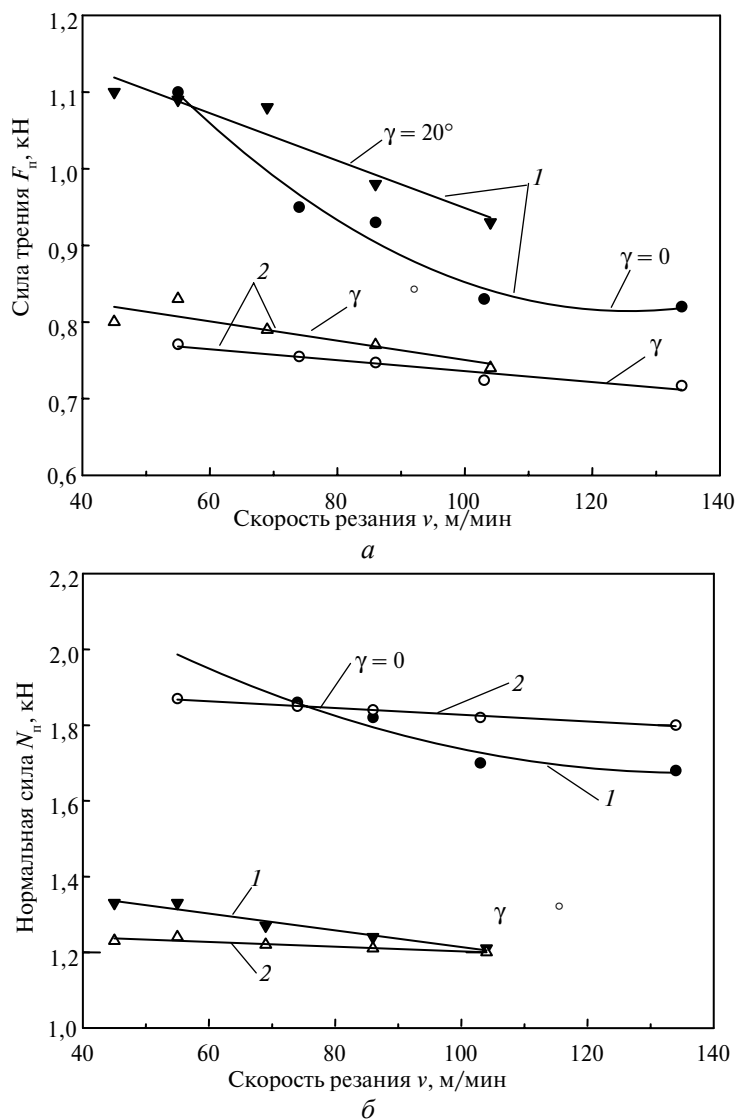


Рис. 2. Зависимости силы трения (а) и нормальной силы (б) от переднего угла инструмента и скорости  $v$  при резании ( $s = 0,291$  мм/об;  $t = 2,5$  мм) стали 08Х18Н10Т, полученные по экспериментальным значениям сил  $P_z, P_y$  ( $F_{п.э}, N_{п.э}$ ) (1) и рассчитанные на основании усадки  $K_I$  стружки ( $F_{п.р}, N_{п.р}$ ) (2).

Расчетные значения нормальной силы  $N_{п.р}$  на передней поверхности (см. рис. 2), действующей на длине  $C_1$  пластического контакта стружки с инструментом с  $\gamma = 0$ , с изменением скорости резания  $v$  от 55 до 134 м/мин уменьшаются незначительно – от 1,87 до 1,80 кН, а ее экспериментальные значения  $N_{п.э}$ , действующие на всей длине  $C$  контакта, уменьшаются при этом от 1,98

до 1,68 кН. При  $v = 55$  м/мин силы  $N_{п.э}$  выше на 5 %, а при  $v = 103$  м/мин ниже на 7 % сил  $N_{п.р}$ . Такой характер и величина различия позволяют считать, что вся нормальная нагрузка в процессе стружкообразования приходится на зону пластического контакта длиной  $C_1$  стружки с инструментом.

При резании инструментом с  $\gamma = 20^\circ$  по сравнению с  $\gamma = 0$  нормальные силы меньше:  $N_{пр}$ , действующие на длине  $C_1$  пластического контакта с изменением  $v$  от 45 до 104 м/мин уменьшаются от 1,23 до 1,2 кН. Различия сил  $N_{п.э}$  и  $N_{п.р}$  (см. рис. 2) даже в зоне скоростей резания 45–86 м/мин можно считать незначительными. То есть и при резании инструментом с достаточно большим положительным передним углом  $\gamma$  нормальная нагрузка при стружкообразовании приходится практически только на зону его пластического контакта длиной  $C_1$  со стружкой.

Силы трения расчетные  $F_{п.р}$ , действующие на передней поверхности на длине  $C_1$  пластического контакта стружки с инструментом с  $\gamma = 0$  и  $20^\circ$  (см. рис. 2), с изменением скорости  $v$  в пределах от 55 до 134 м/мин и от 45 до 104 м/мин соответственно уменьшаются от 0,77 до 0,72 кН и от 0,8 до 0,74 кН. Силы трения на передней поверхности экспериментальные  $F_{п.э}$  на всей длине  $C$  стружки с инструментом с  $\gamma = 0$  и  $20^\circ$  с изменением  $v$  в указанных пределах уменьшаются соответственно от 1,1 до 0,71 кН и от 1,1 до 0,93 кН. Сравнение сил  $F_{п.р}$  и  $F_{п.э}$  при этом показывает, что силы  $F_{п.э}$ , определенные на основании измеренных в опыте сил  $P_z$  и  $P_y$ , при резании инструментом с  $\gamma = 0$  и  $20^\circ$  со скоростью  $v$  до 100 м/мин выше сил  $F_{п.р}$ , действующих только на длине пластического контакта  $C_1$  стружки с инструментом, в среднем на 2,4 %. При незначительном различии сил  $N_{п.э}$  и  $N_{п.р}$  уровень увеличения  $F_{п.э}$  по сравнению с  $F_{п.р}$  определяют величины  $\Delta\omega$  и  $\omega = \omega_1 + \Delta\omega$ , а следовательно, и степень уменьшения силы  $R_z$ , рассчитанной по (2), по сравнению с измеренной в опыте  $P_z$ . Так, при резании, например, с  $v = 55$  м/мин инструментом с  $\gamma = 0$ ,  $\Delta\omega = 6,4^\circ$  сила  $P_z = 1,98$  кН ( $\omega = 29^\circ$ ,  $\Phi = 26,8^\circ$ ), а  $R_z = 1,87$  кН ( $\omega_1 = 45^\circ - \Phi$ ;  $\Phi = 22,6^\circ$ ), т. е.  $R_z < P_z$  на 6 %; при резании инструментом с  $\gamma = 20^\circ$ ,  $\Delta\omega = 6,33^\circ$  сила  $P_z = 1,64$  кН ( $\omega = 20,33^\circ$ ;  $\Phi = 32,1^\circ$ ), а  $R_z = 1,46$  кН ( $\omega_1 = 14^\circ$ ;  $\Phi = 31^\circ$ ), т. е.  $R_z < P_z$  на 10 %. Очевидно, величина  $\omega = \omega_1 - \Delta\omega$  обусловлена уровнем силы трения на участке  $C-C_1$  упругого контакта стружки с инструментом и равнодействующей нормальной силы  $N_3$  и силы трения  $F_3$  на задней его поверхности (см. рис. 1), которые в (2) не учитываются. На схеме стружкообразования (см. рис. 1) равнодействующая силы трения  $F_{п.у}$  и нормальной силы  $N_{п.у}$  на передней поверхности инструмента на участке упругого контакта  $C-C_1$  и сил  $N_3$ ,  $F_3$  на задней поверхности определена вектором силы  $P_1$ . Равнодействующая сил  $P_1$  и  $R$  определяет равнодействующую  $P$  сил стружкообразования  $P_z$  и  $P_y$ , измеренных экспериментально. Проекция вектора силы  $P_1$  на направление скорости резания  $v$  является небольшим добавлением к вектору силы  $R_z$  и сумма их представляет тангенциальную составляющую  $R_z$  сил резания. Следовательно, рассчитанные силы  $R_z$  по (1) и (2) должны быть меньше сил, измеренных экспериментально. Однако, как показывает сравнение (см. табл. 1), в некоторых случаях рассчитанные  $R_z$  по (2) выше  $P_z$  в пределах 5–6 % и меньше – до 10 %. Причиной различия могут быть как ошибки измерения сил резания, так и погрешности в определении усадки стружки  $K_s$ , на основании которой при заданном переднем угле  $\gamma$  инструмента рассчитывали угол  $\Phi$  условной плоскости сдвига в (2).

Угол  $\Delta\omega$  как разность углов  $\omega_0 - \omega_1$  (см. табл. 1) при резании стали 10 инструментом с  $\gamma = 0$  с повышением  $v$  увеличивается от  $5,7^\circ$  до  $7,7^\circ$ , а при реза-



нии стали 08X18H10T уменьшается от  $6,6^\circ$  до  $5,0^\circ$ . При резании инструментом с  $\gamma = 20^\circ$  он соответственно уменьшается от  $1^\circ$  до  $2,7^\circ$  и от  $6^\circ$  до  $7,5^\circ$  без влияния скорости резания. Добавление угла  $\Delta\omega$  к углу  $\omega_1$  в указанных пределах приводит к погрешности в оценке силы  $P_z$ , рассчитываемой по (2) как  $R_z = P_z$ , от нуля до  $\pm 10\%$ . Поэтому правомерно использовать эту зависимость для оценки сил резания при обработке металлических материалов, учитывая очевидное преимущество по сравнению с (1) и другими зависимостями, основанными на определении степени деформации относительного сдвига  $\varepsilon$  обрабатываемого материала при превращении его в стружку. Геометрическая модель (схема) сил, действующих при резании (см. рис. 1), отличается от схемы, данной, например, в [1], тем, что угол  $\omega$  представлен суммой углов:  $\omega_1$  – угла действия равнодействующей силы  $R$  непосредственно сил стружкообразования,  $\Delta\omega$  – угла, обусловленного не только силами на задней поверхности инструмента, но и силами на участке его упругого контакта со стружкой. Это позволяет оценивать не только силы резания, но и напряжения и коэффициенты трения раздельно на участках пластического и упругого контакта стружки с инструментом.

В качестве примера ниже приведен расчет коэффициентов трения  $\mu$  для случаев резания стали 08X18H10T при  $v = 55$  м/мин инструментом с  $\gamma = 0$  и  $20^\circ$ . При резании инструментом с  $\gamma = 0$  силы трения  $F_{п,р}$  и  $N_{п,р}$ , определенные на основании расчета  $R_z$  по (2) как силы, действующие на участке пластического контакта стружки с инструментом, соответственно равны 0,771 и 1,87 кН. А силы, действующие на всей длине  $C$  участка контакта стружки с инструментом равны  $F_{п,э} = 1,097$  кН,  $N_{п,э} = 1,98$  кН. Таким образом,  $\mu_{п,э} = 1,097/1,98 = 0,55$ . То есть  $\mu_{п,э} > \mu_{п,р}$  в 1,3 раза. Рассчитанное значение  $\mu_{п,э}$  по зависимости

$$\mu_{п,э} = \frac{22500}{(90 - \gamma)^{2,41}} K_l^{0,0015(90 - \gamma)}, \quad (9)$$

полученной [8] на основании экспериментов по резанию большого числа металлов различных марок, равно 0,39 (в данном случае  $K_l = 1,98$ ). То есть зависимость (9) фактически отражает коэффициент трения на участке только пластического контакта стружки с инструментом.

Коэффициент трения на участке длиной  $C-C_1$  упругого контакта стружки с инструментом рассчитывают, исходя из действия сил

$$F_{п,у} = F_{п,э} - F_{п,р} = 0,326 \text{ кН};$$

$$N_{п,у} = N_{п,э} - N_{п,р} = 0,11 \text{ кН}.$$

При этом  $\mu_y = 2,96$ .

При резании инструментом с  $\gamma = 20^\circ$  силы, действующие на его передней поверхности, равны:  $F_{п,р} = 0,837$  кН,  $N_{п,р} = 1,217$  кН,  $F_{п,э} = 1,132$  кН,  $N_{п,э} = 1,333$  кН. Соответственно, коэффициент трения на участке длиной  $C_1$  пластического контакта стружки с инструментом  $\mu_{п,р} = \frac{F_{п,р}}{N_{п,р}} = 0,67$ , а на длине  $C$

контакта  $\mu_{п,э} = \frac{F_{п,э}}{N_{п,э}} = 0,85$ . На участке длиной  $C-C_1$  упругого контакта

$$\mu_{п,у} = \frac{F_{п,э} - F_{п,р}}{N_{п,э} - N_{п,р}} = 3,43.$$

Сравнение коэффициентов трения показывает, что при резании инструментом с  $\gamma = 0$   $\mu_{п.у}$  больше  $\mu_{п.р}$  в 7 раз, а с  $\gamma = 20^\circ$  – в 4 раза. Это, несомненно, должно учитываться при анализе изнашивания инструмента по его передней поверхности.

Касательные ( $q_{F_y}$ ) и нормальные ( $q_{N_y}$ ) напряжения, действующие на площадке упругого контакта стружки с инструментом длиной  $C_y = C - C_1$ , определяли, исходя из действующих сил  $F_{п.у} = F_{п.э} - F_{п.р}$  и оценки величин  $C$  и  $C_1$ , которые рассчитывали по известным зависимостям [3, 8]

$$C_1 = \frac{a \sin \pi/4}{\sin \Phi} \sin(45^\circ + \Phi - \gamma);$$

$$C = a(2,05K_l - 0,55).$$

В данном случае  $a = 0,291$  мм.

При резании инструментом с  $\gamma = 0$  ( $\Phi = 22,6^\circ$ ;  $K_l = 1,98$ )  $C_1 = 0,58$  мм,  $C = 1,02$ . Величина  $C$  близка к рассчитанной по соотношению, предложенному Н. Н. Зоревым:  $C = C_1/(0,40-0,56)$  [9]. Принимали  $C = 1,02$  мм. Следовательно,  $C_y = C - C_1 = 0,44$  мм. При ширине площадки контакта стружки с инструментом, в данном случае равной  $t = 2,5$  мм площадь упругого контакта  $S_y = 1,1$  мм<sup>2</sup>. Напряжения на этой площадке будут равны соответственно

$$q_{F_y} = \frac{F_{п.э} - F_{п.р}}{S_y} = 0,269 \text{ МПа};$$

$$q_{N_y} = \frac{N_{п.э} - N_{п.р}}{S_y} = 0,1 \text{ МПа}.$$

При резании инструментом с  $\gamma = 20^\circ$  ( $\Phi = 31,17^\circ$ ,  $K_l = 1,84$ ) после соответствующих вычислений получаем

$$C_1 = 0,48 \text{ мм}; C = 0,94 \text{ мм}; C_y = C_1 - C = 0,46 \text{ мм}.$$

Следовательно

$$q_{F_y} = \frac{F_{п.э} - F_{п.р}}{S_y} = 0,257 \text{ МПа};$$

$$q_{N_y} = \frac{N_{п.э} - N_{п.р}}{S_y} = 0,075 \text{ МПа}.$$

Зависимость между углом  $\Phi$  условной плоскости сдвига и углом  $\omega_0$  действия силы  $P$  резания (см. рис. 1) можно выразить на основании анализа экспериментальных данных в виде следующих соотношений:

при резании стали 10

$$\omega = \left( \frac{\pi}{4} - \Phi \right) + (6 - \gamma^{0,6});$$

стали 08X18H10T

$$\omega = \left( \frac{\pi}{4} - \Phi \right) + (10 - \gamma^{0,3}).$$

Первое слагаемое этих соотношений – угол  $\omega_1$ , обусловленный непосредственно деформацией срезаемого слоя, превращающегося в стружку, а второе –  $\Delta\omega$  – часть угла  $\omega$ , связанная с влиянием на нее переднего угла  $\gamma$  инструмента и сил, действующих на упругой части контакта стружки с передней поверхностью инструмента; 6 и 10 – значения  $\Delta\omega$  при  $\gamma = 0$ , которые уменьшаются при  $\gamma = 20^\circ$ .

Определение угла  $\omega$  по известному выражению, предложенному в [10],

$$\omega = 80^\circ - 2\Phi, \quad (10)$$

показывает завышенные результаты по сравнению с рассчитанными по экспериментальным данным измерения сил резания: при резании стали 10 – на 6–13 град, а стали 08X18H10T – на 3–9 град (независимо от переднего угла инструмента).

### ВЫВОДЫ

Напряжения  $\tau_\Phi$  в условной плоскости сдвига при резании металлов можно считать независимыми от угла  $\Phi$  этой плоскости (от деформации сдвига  $\varepsilon$ ) и равными действительному пределу прочности  $S_B$  при механическом испытании их образцов растяжением.

Угол  $\omega_1$  между вектором равнодействующей  $R$  сил стружкообразования и направлением скорости  $v$  резания обусловлен напряжениями  $\tau_\Phi = S_B$  в условной плоскости сдвига и  $q_F$  на площадке пластического контакта стружки с инструментом, что соответствует положению о том, что угол  $\omega = \frac{\pi}{4} - \Phi$  [4].

Это дает основание рассчитывать главную составляющую сил резания с достаточной точностью по зависимости  $P_z = st\tau_\Phi(1 + \text{ctg}\Phi)$  [3], используя табулированные стандартные характеристики механических испытаний обрабатываемых металлов.

Можно рассчитать напряжения  $q_F$  (4) на площадке пластического контакта стружки с инструментом, угол  $\Phi$  (5) условной плоскости сдвига, длину  $C_1$  и  $C$  (10) контакта стружки с инструментом и силы  $F$  и  $N$ , действующие на них, угол  $\omega$  действия силы стружкообразования по данным измерения усадки  $K_I$  стружки, не проводя дополнительных исследований металла до обработки его резанием.

Угол  $\omega$  действия равнодействующей  $P$  сил резания  $P_z, P_y$  определяется как сумма углов  $\omega = \left(\frac{\pi}{4} - \Phi\right) + (\chi - \gamma^n)$  при переднем угле инструмента  $\gamma \geq 0$  и

$$\omega = \left(\frac{\pi}{4} - \Phi\right) + (\chi + n\gamma) \text{ при } \gamma \leq 0.$$

*На підставі порівняльного аналізу експериментальних і обчислених сил різання за двома різними залежностями було показано, що дотичні напруження в умовній площині зсуву у процесі стружкоутворення дорівнюють дійсній межі міцності металу, що обробляється, під час його випробування на міцність. Запропоновано способи оцінки сил і напруг окремо на площинах пластичного та пружного контакту стружки з інструментом, а також ряду інших характеристик стружкоутворення, по вимірному зіступу стружки  $K_I$ . Запропоновано кут дії сили різання визначати як суму кутів*

*$\omega = \left(\frac{\pi}{4} - \Phi\right) + \Delta\omega$ , де  $\Delta\omega$  – зменшується при зростанні переднього кута інструмента при  $\gamma \geq 0$ , але практично не впливає на точність оцінки головної складової сили різання  $P_z$ .*

Наведені приклади визначення сили різання при обробці сталей марок 10 і 08X18H10T інструментом з  $\gamma = 0$  і  $20^\circ$ .

**Ключові слова:** різання металів, інструмент, позитивний передній кут, сила різання, стружкоутворення, обчислення сил і напруг.

On the basis of comparative analysis of the cutting tool forces calculated by two different relations with experimental data there was found out that shear stresses in the conventional shear plane during the chip formation are equal to the actual ultimate strength of the worked out material at its mechanical test, the methods to estimate the forces and stresses separately in the planes of plastic and elastic contact of the chip with the instrument and a set of other characteristics of the chip formation by the measured chip compression  $K_1$  have been suggested, there was recommended to determine the acting angle of the cutting tool force as a sum of angles  $\omega = \left(\frac{\pi}{4} - \Phi\right) + \Delta\omega$ , where  $\Delta\omega$  – the value decreasing, while the front angle of the instrument increasing at  $\gamma \geq 0$ , but practically having no influence on the precision of the estimation of the cutting tool force main component  $P_z$ , the examples of their realization for cutting two kinds of steel (cm.10 u 08X18H10T) by the instrument with  $\gamma = 0$  u  $20^\circ$  have been given.

**Keywords:** metalcutting, instrument, positive front angle, cutting tool forces, chip formation, forces and stresses calculation.

1. Розенберг А. М., Еремін А. Н. Элементы теории резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 316 с.
2. Зорев Н. Н. Исследование элементов механики процесса резания. – М.: Машгиз, 1952. – 363 с.
3. Виноградов А. А. Физические основы процесса сверления труднообрабатываемых металлов твердосплавными сверлами. – Киев: Наук. думка, 1985. – 263 с.
4. Lee E. H., Shaffer B. W. The theory of plasticity applied to problem of machining // Trans. ASME J. Appl. Mech. – 1951. – **18**. – P. 405–413.
5. Виноградов А. А. Расчет касательного напряжения в условной плоскости сдвига и сил на задней поверхности инструмента при резании металлов // Сверхтв. материалы. – 2004. – № 2. – С. 74–81.
6. Виноградов А. А. К вопросу расчета напряжений на передней поверхности инструмента при резании металлов // Там же. – 1992. – № 6. – С. 55–60.
7. Полетика М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. – М.: Машиностроение, 1969. – 152 с.
8. Розенберг А. М., Розенберг О. А. Расчет сил при резании пластичных металлов // Сверхтв. материалы. – 1987. – № 4. – С. 48–54.
9. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: НИИМАШ, 1956. – 366 с.
10. Merchant M. E. Mechanism of metal cutting process // J. Appl. Phys. – 1945. – **14**. – P. 26–28.
11. Виноградов А. А. О стружкообразовании металлических материалов инструментом с большим отрицательным углом // Сверхтв. материалы. – 2011. – № 4. – С. 48–54.

Ин-т сверхтвердых материалов  
им. В. Н. Бакуля НАН Украины

Поступила 15.05.12