

УДК 621.9.01/044

Н. Н. ПОПОК, М. Л. ХЕЙФЕЦ

**ОБЕСПЕЧЕНИЕ
РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ТРИБОКОНТАКТА
ПРИ РЕЗАНИИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ
И ПОКРЫТИЙ**

Одной из актуальных проблем интенсификации процесса резания труднообрабатываемых материалов и покрытий является обеспечение рациональных условий трибоконтакта инструмента с обрабатываемой деталью [1]. Эта проблема обусловлена прежде всего неустойчивостью контактных процессов вследствие следующих основных причин.

В случае обработки хрупких материалов на малых скоростях резания стабильность трибоконтакта нарушается из-за образования опережающей трещины в материале, что приводит к формированию элементной стружки (рис. 1, зона I) [2].

Интенсификация процесса увеличением скорости резания или дополнительным нагревом переводит обрабатываемый материал в более пластичное состояние и обеспечивает формирование суставчатой стружки. При этом нарушается термодинамическое равновесие в зоне резания, которое, однако, в результате самоорганизации процесса трения, термомодеформационного упрочнения пластичного обрабатываемого материала влечет за собой образование диссипативных застойных структур в виде наростов на передней поверхности режущего лезвия инструмента (рис. 1, зоны II, V—VII) [3].

Дальнейшее увеличение скорости резания не оставляет возможностей заторможенным объемам обрабатываемого материала закрепиться у режущей кромки и после переходного пульсирующего режима контактного взаимодействия по передней и задней поверхностям режущего лезвия обеспечивает стабильное формирование сливной стружки (рис. 1, зоны III, VIII, XII, XIII) [4].

При высоких скоростях резания пластичных материалов его температурное разупрочнение в узкой локализованной зоне наиболее интенсивных деформаций приводит к потере устойчивости зоны стружкообразования и в результате этого к локализованным термопластическим сдвигам. Вследствие развития неустойчивости в условиях адиабатического сдвига формируется ступенчатая стружка (рис. 1, зоны IV, X, XIV) [5].

Рассматриваемые контактные процессы при резании хрупких и пластичных материалов имеют в основном температурно-деформационную природу [1] и сопровождаются колебаниями значений составляющих силы резания P_z , P_y , P_x , температуры резания θ , коэффициентов усадки стружки k_l , k_a , длин контакта стружки с передней поверхностью инструмента l , l_1 , l_2 (рис. 1) [6]. Эти параметры и их изменения необходимо учитывать при обеспечении рациональных условий трения, снижения интенсивности изнашивания I и повышения периода стойкости T инструмента (рис. 1).

Для управления контактными процессами при резании возможно применение различных методов воздействия на зону трибоконтакта через обрабатываемый материал, инструмент и посредством технологической среды. Наиболее широкое использование получили смазка, охлаждение и покрытия на режущем лезвии [7], предварительный на-

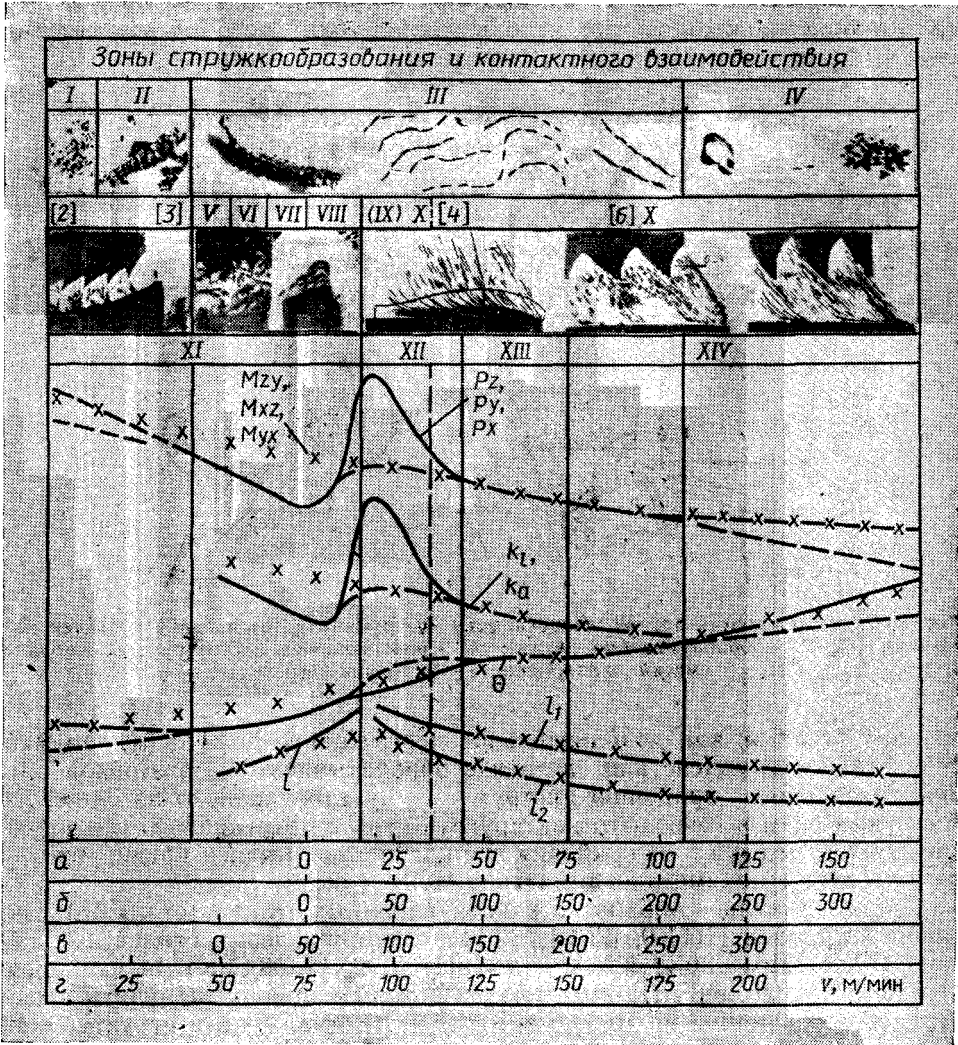


Рис. 1. Зоны стружкообразования, контактного взаимодействия и зависимости составляющих силы P_z , P_y , P_x , момента M_{zy} , M_{xz} , M_{yz} резания; усадки стружки k_1 , k_a ; температуры резания θ ; длины полного, пластического контакта и участка упрочнения стружки l , l_1 , l_2 от скорости резания v (м/мин) при обработке титановых сплавов (a), конструкционных (b) и хромоникелевых сталей (c), хромоникелевых порошковых покрытий (e): I, II, III и IV — соответственно элементная, суставчатая, сливная и ступенчатая стружки; V, VI, VII — наросты трех видов; VIII — пульсирующая контактная зона на передней поверхности; IX — зона относительного застоя; X — зона пластического и вязкого контакта; XI — зона взаимодействия на задней поверхности с периодически срываемыми объемами материала на передней поверхности; XII — пульсирующая контактная зона на задней поверхности; XIII — зона относительного застоя; XIV — пластическая контактная зона; I — неустойчивость контактных процессов; 2 — самоорганизация контактных процессов

грев обрабатываемого материала [8], дополнительные перемещения (вращение) лезвия инструмента [9]. Причем в последнем случае кинематически обеспечивается частичная замена трения скольжения на качение, что существенно изменяет трибоконтактные характеристики процесса и создает условия для повышения эффективности механической обработки.

Исследование возможностей управления контактными процессами при резании проводилось при использовании таких методов воздействия

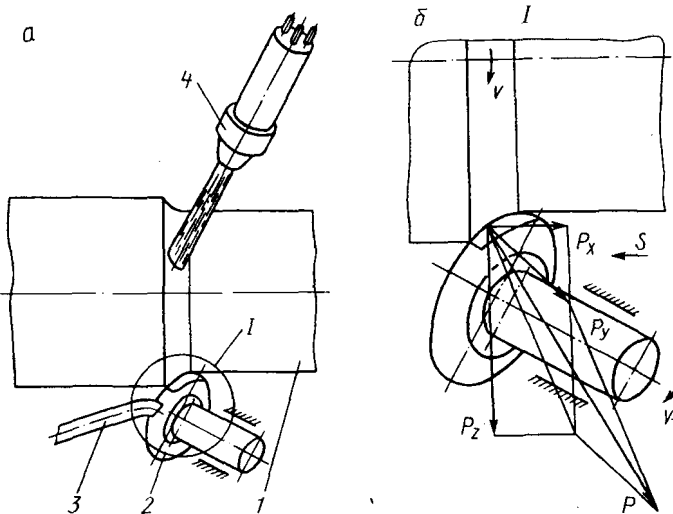


Рис. 2. Схема обработки детали вращающимся инструментом (а) и схема действия сил резания (б): 1 — обрабатываемая деталь; 2 — вращающийся инструмент; 3 — подача смазки, охлаждения; 4 — источник нагрева

на зону резания, как дополнительное перемещение режущей кромки в результате взаимодействия лезвия с обрабатываемой заготовкой или принудительного вращения инструмента, установленного по одной из известных схем и имеющего как круглую, так и прерывистую режущую кромку [9], смазки и охлаждения вращающегося реза и предварительного нагрева срезаемого слоя материала [8] (рис. 2).

Рассматривалась обработка конструкционных сталей (сталь 45), титановых сплавов (BT1-0, BT3-1, BT14), хромоникелевых сталей и сплавов (18X2H4MA, 30X2H2MA, 12X18H10T, 2X13, ЖС6К) и наплавов (Нп-30ХГСА, 20Х9п, ПГ-10Н-01), по которым можно получить представление о влиянии не только химического состава, но и структур материалов на контактные процессы при резании.

При проведении исследований применялась система устройств для одновременного изучения составляющих силы и температуры резания, длины контакта стружки с передней поверхностью и заготовки h с задней поверхностью инструмента, формы и усадки стружки, волнистости S_m и шероховатости R_a обработанной поверхности [10].

Экспериментальные данные по составляющим силы резания при различных методах управления контактными процессами в сравнении с результатами других авторов при традиционном обычном резании [8, 9, 11—13] представлены коэффициентами и показателями степени уравнения $P = Ct^*Sv\omega^h$.

Изучение экспериментальных данных показывает, что для описания

Таблица 1. Коэффициенты и показатели степени в формулах для расчета составляющих силы резания при обработке стали 45

Вид резания	Составляющие силы резания	Коэффициенты и показатели степени				
		<i>C</i>	<i>x</i>	<i>y</i>	<i>z</i>	<i>k</i>
Обычным резцом [11]	P_x	4750	0,50	0,50	-0,40	
	P_y	2130	0,90	0,60	-0,30	
	P_z	2940	1,00	0,75	-0,15	
Круглым невращающимся резцом	P_x	560	1,00	1,01	1,99	
	P_y	1064	0,86	0,65	0,52	
	P_z	1736	0,70	0,65	0,26	
Принудительно вращающимся резцом ($\omega = 0,2 \dots 0,7$)	P_x	614	0,88	0,61	0,08	0,54
	P_y	1297	0,60	0,72	-0,26	0,60
	P_z	1968	0,66	0,68	-0,40	-0,43
Самовращающимся резцом, I схема	P_x	2382	0,67	0,43	-0,19	0,50
	P_y	1821	0,46	0,35	-0,43	0,77
	P_z	1783	0,64	0,44	-0,28	-0,69
	$P_x P_y$	4337622	1,13	0,78	-0,62	1,27
	$P_y P_z$	3246843	1,10	0,79	-0,71	0,08
Самовращающимся резцом, II схема [9]	P_x	520	0,45	0,65	-0,36	
	P_y	190	0,45	0,25	0,00	
	P_z	700	1,00	0,47	-0,33	
	$P_x P_y$	98800	0,90	0,90	-0,36	
Самовращающимся резцом, II одноповоротная схема	P_x	680	0,60	0,39	0,02	
	P_y	440	0,51	0,27	0,03	
	P_z	750	0,41	0,33	-0,04	
	$P_x P_y$	299200	1,11	0,66	0,05	
	$P_y P_z$	330000	0,92	0,60	-0,01	
	$P_x P_z$	510000	1,01	0,72	-0,02	

силовых характеристик контактных процессов при обработке, например, конструкционных сталей (табл. 1) обычным резцом целесообразно пользоваться формулой $P = CtS^{0,7}$ [2]. При резании круглым резцом показатели степени изменяются вследствие того, что меняется сечение срезаемого слоя и размеры контактных площадок стружки с резцом. Принудительное вращение как непрерывной, так и прерывистой режущей кромки резца позволяет управлять размерами контактных площадок и расширяет диапазон изменения показателей степени в формуле для расчета силы резания.

При самовращении ротационного резца показатели x и y получают близкими к традиционным и в этом случае процесс описывается моментами резания $M_{xy} = C_{M_1} P_x P_y$, $M_{yz} = C_{M_2} P_y P_z$, $M_{xz} = C_{M_3} P_x P_z$ в той плоскости, в которой происходит вращение: $M_p = C_M t S^{0,7}$ [14].

Для описания контактных процессов при резании вязких титановых сплавов обычным резцом также применима формула, приведенная в работе [2]. При резании круглым самовращающимся резцом в формулах сил и моментов показатели степени изменяются, так как при увеличении результирующей скорости резания происходит формирование ступенчатой стружки, которую не успевает отводить вращающийся резец.

При резании пластичных хромоникелевых сталей обычным резцом

Таблица 2. Коэффициенты и показатели степени в формуле для расчета температуры резания θ , усадки стружки k_l , k_a и параметров напряжений σ_e , σ_b при обработке стали 45

Вид резания	Параметры процесса резания	Коэффициенты и показатели степени				
		C	x	y	z	h
Невращающимся круглым резцом	θ , °C	464	0,07	0,11	0,23	
	θ , °C	289	0,15	0,08	0,26	
Самовращающимся круглым резцом, II одноповоротная схема ($\omega=0,5\dots0,7$)	k_l , k_a	2,47	0,42	-0,39	-0,24	-0,88
	σ_{ex}	1680	0,02	0,00	-0,22	
	σ_{ez}	304	-0,01	-0,28	-0,20	
	σ_{exz}	510000	0,01	-0,23	-0,02	
	σ_{vzx}	255000	0,01	-0,28	-0,02	

с использованием дополнительного плазменного нагрева периодически изменяется сечение среза, размеры контактных площадок, что не позволяет применить для описания контактных процессов при резании с нагревом формулу, приведенную в работе [2]. Вращающийся резец дает возможность более интенсивно отводить стружку и позволяет описывать силовые характеристики контактных процессов формулами моментов с прежними показателями степени. Исключениями в данном случае являются неоднородные материалы, содержащие различные включения и поры, при обработке которых контактные процессы не являются стабильными.

При резании хромоникелевых порошковых наплавов обычным резцом остаточная пористость материала изменяет фактические площади сечения среза и контактных площадок. При ротационном резании не происходит столь интенсивного смятия пор в срезаемом слое, как при обычном резании, и для его описания целесообразно пользоваться моментами резания, показатели степени x и y в которых близки к аналогичным показателям в формуле, приведенной в работе [2].

Рассмотрим процессы, происходящие в зоне стружкообразования и оказывающие влияние на условия трибоконтакта при резании. Для этого определим напряжения σ [14]: σ_e — эффективные, при которых начинается пластическое течение металла [15]; σ_v — условные, характеризующие энергоемкость процесса [16] и $\sigma_b = \sigma_e \sigma_v / (\sigma_e + \sigma_v)$, описывающие временное сопротивление материала [17] в процессе его разупрочнения при высоких температурах θ в зоне резания.

Результаты исследований температуры θ показали (табл. 2), что только дополнительное перемещение лезвия реза существенно изменяет температуру на контактных площадках. Это приводит к тому, что при обработке обычным резцом рассмотренные напряжения практически постоянны $\sigma = C_\sigma = \text{const}$ [15], а при обработке с дополнительными перемещениями режущего лезвия в плоскости XOY имеют слабую зависимость от подачи S : $\sigma_{xz} = C_\sigma S^{-0,3}$, так как вращение инструмента увеличивает составляющую скорости резания в направлении подачи.

Анализ экспериментальных данных показал, что для описания рациональных условий трибоконтакта при резании с небольшими поправками на материал (его физико-механические свойства, структуру, химический состав) целесообразно использовать силовые параметры обработки $P_p = CtS^{0,7}$, $M_p = C_M tS^{0,7}$ или напряжения в зоне стружкообразования $\sigma = C_\sigma$, $\sigma_M = C_\sigma S^{-0,3}$, которые позволяют определить образование наростов, адиабатические сдвиги и другие термодинамические не-

устойчивости при трении. По этим зависимостям можно также определить область устойчивых изменений основных характеристик процесса резания и путем влияния на входные факторы, например вид обработки, режим резания, технологическую среду, получить рациональные параметры на выходе, т. е. управлять системой резания.

Полученные экспериментальные данные позволили рассмотреть тепловое и напряженное состояние режущего лезвия в процессе изнашивания инструмента и определить допустимые значения износа.

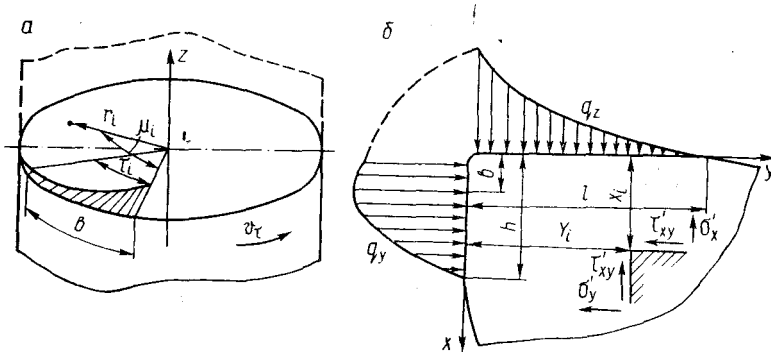


Рис. 3. Расчетные схемы тепловых полей (а) и напряженного состояния (б) режущего лезвия

Для вращающихся инструментов главную опасность представляют термические нагрузки, так как циклический нагрев и охлаждение приводят к растрескиванию режущего лезвия [18]. Изучение температурных полей инструмента позволяет в этих случаях определить допустимый износ лезвия, исключающий появление термических трещин.

Моделирование тепловых процессов в инструменте проводилось методом тепловых источников [19]. Тепловое поле от быстродвижущегося источника интенсивностью q , длиной l , шириной b по режущей кромке инструмента больших размеров описывали выражением, приведенным в работе [19]:

$$\theta = \frac{q \sqrt{\omega}}{2\lambda \sqrt{\pi v_\tau b}} \exp \left[-\frac{v_\tau x_i^2}{4\omega b} \right] \left[\operatorname{erf} \left((l + y_i) \sqrt{\frac{v_\tau}{4\omega b}} \right) + \operatorname{erf} \left((l - y_i) \sqrt{\frac{v_\tau}{4\omega b}} \right) \right].$$

Тепловое поле инструмента малого диаметра и большой длины (рис. 3, а) описывали выражениями, приведенными в работе [20] для торца инструмента:

$$\theta_m = \frac{2q_m}{R^2 \lambda \sqrt{\pi \omega}} \left[l_e \sin^x e_{\mu_i} (2R - l_e \sin^x e_{\mu_i}) \left[2 \sqrt{t_i} \exp \left(-\frac{z_i^2}{4\omega t_i} \right) - \frac{z_i \sqrt{\pi}}{\sqrt{\omega}} \right] + \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{\omega}} \sum_{\alpha} \frac{\exp(-\alpha r_i) J_0(\alpha r_i)}{\alpha J_0(\alpha R)} \times \right. \\ \left. \times \left[\frac{R}{\alpha} J_1(\alpha R) - \frac{R - l_e \sin^x e_{\mu_i}}{\alpha} J_1(\alpha [R - l_e \sin^x e_{\mu_i}]) \right] \right],$$

для боковой поверхности:

$$\theta_6 = \frac{2q_6}{R\lambda\sqrt{\pi\omega}} \left[\left(2\sqrt{t_i} \exp \left[-\frac{z_i^2}{4\omega t_i} \right] - \frac{z_i\sqrt{\pi}}{\sqrt{\omega}} \right) + \sum_a \frac{J_0(\alpha r_i)}{J_0(\alpha R)} \cdot \frac{1}{\omega\alpha^2} \right].$$

Тепловое поле мелкогабаритного инструмента, определяемое процессами накопления тепла, описывали выражением, приведенным в работе [21]:

$$\theta = (\theta_0 - \theta_c) \left[\theta_c + \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{m=1}^{\infty} A_n A_m J_0 \left(\mu_n \frac{r_i}{R} \right) \times \right. \\ \left. \times \cos \mu_m \frac{2z_i}{H} \exp \left(-(\mu_n^2 + \mu_m^2 K_H^2) Fo \right) \right], \\ A_n = 2/[\mu_n J_1(\mu_n)]; \quad A_m = (-1)^{m+1} 2/\mu_m; \\ \mu_m = (2m + 1)\pi/2; \quad K_H = 2R/H; \quad Fo = \omega t_i/R^2.$$

Кроме тепловых полей инструмента рассматривали поля напряжений режущего лезвия в процессе изнашивания, что позволяло определить допустимые значения износа, ограничивающие работоспособность инструмента по прочности режущего лезвия.

Моделирование напряженного состояния режущего лезвия проводилось методом компенсирующих нагрузок [22]. Контактные нагрузки на рабочих поверхностях инструмента описывали квадратичными вогнутыми или выпуклыми функциями q_z , q_y (рис. 3, б) [23]. Напряжения в режущем лезвии от нормальной нагрузки, описанной вогнутой функцией q_z на участке длиной l , рассчитывали по соотношениям, приведенным в работе [23]:

$$\sigma'_{xn} = A_1 \left(-\frac{B_1 D_1 + 2B_1}{E_1} + \frac{D_1 y_i + 2B_1}{G_1} - \frac{U_1 D_1 + 2U_1}{x_i} \right), \\ \sigma'_{yn} = A_1 \left(\frac{B_1 D_1 + 2B_1}{E_1} - \frac{D_1 y_i + 2B_1}{G_1} + \frac{2C_1 V_1 - U_1 D_1 + 2U_1}{x_i} + \frac{2l}{x_i^2} \right), \\ \tau'_{xyn} = A_1 \left(\frac{D_1 x_i - 2B_1 C_1}{E_1} - \frac{D_1 x_i - 2C_1 y_i}{G_1} + \frac{2C_1 U_1 - V_1}{x_i} \right),$$

где

$$A_1 = 3P_z(x_i/l)^3/\pi; \quad B_1 = y_i l; \quad C_1 = B_1/x_i; \quad D_1 = C_1^2 - 1; \\ E_1 = x_i^2 + B_1^2; \quad G_1 = x_i^2 + y_i^2; \\ U_1 = \arctg C_1 - \arctg y_i/x_i; \quad V_1 = \ln E_1 - \ln G_1,$$

от нормальной нагрузки, описанной выпуклой функцией q_y на участке длиной h , рассчитывали по соотношениям

$$\sigma_{xz} = A_2 \left(\frac{S_2 D_2 + 2B_2}{E_2} - \frac{D_2 x_i + 2B_2}{G_2} + \frac{2C_2 U_2 - U_2 D_2 + 2U_2}{y_i} + \frac{2h}{y_i^2} \right), \\ \sigma_{yz} = A_2 \left(-\frac{S_2 D_2 + 2B_2}{E_2} + \frac{D_2 x_i + 2B_2}{G_2} - \frac{U_2 D_2 + 2U_2}{y_i} \right),$$

$$\tau_{xy3} = A_2 \left(\frac{D_2 y_i - 2S_2 C_2}{E_2} - \frac{D_2 y_i + 2C_2 x}{G_2} + \frac{2C_2 U_2 - V_2}{y_i} \right),$$

где

$$A_2 = 3P_y (y_i/h)^3 / (\pi(2-3b)); \quad S_2 = x_i - h; \quad B_2 = x_i - bh;$$

$$C_2 = B_2/y_i; \quad T_2 = S_2/y_i; \quad D_2 = C_2^2 - 1 - ((1-b)h/y_i)^2; \quad E_2 = S_2^2 + y_i^2;$$

$$G_2 = x_i^2 + y_i^2; \quad U_2 = \arctg T_2 - \arctg x_i/y_i; \quad V_2 = \ln E_2 - \ln G_2.$$

Для проверки прочности инструментального материала использовался универсальный критерий Кулона—Мора [24] в зависимости от температуры нагрева при различных значениях коэффициента $\chi = \sigma_0^+/\sigma_0^-$ [25]:

$$\sigma_{\text{экрв}} = (1 - \chi)(\sigma_x + \sigma_y)/2 + (1 + \chi) \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2/4 + \tau_{xy}^2}.$$

Расчеты тепловых полей и полей напряжений показали (рис. 4), что при обработке пластичных и вязких материалов ротационным самовращающимся резцом допустимая величина износа по задней поверхности составляет $h=0,3$ мм. В процессе работы инструмента с увеличением износа режущей кромки температура на задней поверхности возрастает и достигает величины, соизмеримой с температурой от быстродвижущегося по передней поверхности источника. В результате температурной суперпозиции повышаются амплитуды термических циклов, что приводит к образованию термоусталостных трещин.

Снижение скорости перемещения режущего лезвия, ее регулирование при принудительном вращении инструмента дают возможность увеличить допустимый износ по задней поверхности. Прерывистость режущего лезвия позволяет улучшить теплоотвод и избавиться от термоусталостных трещин. Разрушение инструмента происходит в результате

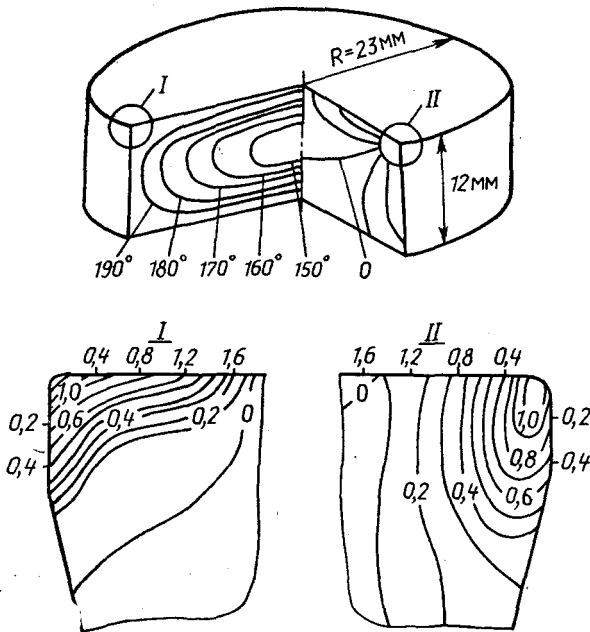


Рис. 4. Температурное поле и поле напряжений вращающегося инструмента при обработке с предварительным нагревом срезаемого слоя: I — температурное поле; II — поле напряжений

схватывания стружки с режущим лезвием и абразивного износа (рис. 5, а, б) [26].

При резании труднообрабатываемых материалов, таких, как жаропрочные хромоникелевые сплавы, высокопрочные наплавки и титановые сплавы, износ и разрушение лезвий как обычных, так и ротационных резцов происходят в результате интенсивных микровыкрашиваний и сколов вследствие высокой концентрации нагрузки на малых длине контакта стружки с передней поверхностью инструмента и величине износа

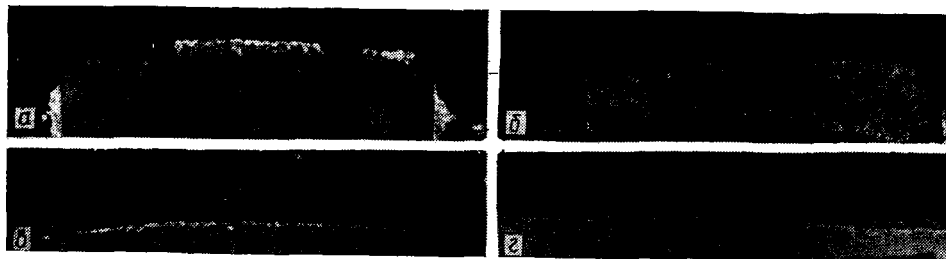


Рис. 5. Износ и разрушение вращающегося резца из твердого сплава BK8(X5): а и б — по передней поверхности при обработке стали 45 после 500 с (с наростом) и 2700 с (без нароста) работы; в и з — соответственно по передней и задней поверхностям при обработке титанового сплава VT3-1 после 200 с работы

по задней поверхности $h=0,15$ мм. Увеличение износа приводит к сколу режущего лезвия по всей зоне высоких напряжений (рис. 5, в, з).

Использование предварительного плазменного нагрева увеличивает размеры площадки контакта стружки на передней поверхности и снижает контактные напряжения на рабочих поверхностях режущего клина. Допустимый износ достигает $h=0,7$ мм, и разрушение инструмента при обработке высокопрочных наплавки происходит в результате потери прочности режущим лезвием. При обработке жаропрочных хромоникелевых сталей с высокоинтенсивным плазменным нагревом разрушение инструмента можно классифицировать как схватывание и усталость при качении [26]. Термоусталостные трещины при обработке с нагревом отсутствуют, так как снижаются амплитуды термических циклов вследствие повышения температуры вращающегося резца на 100—200 °С в результате накопления тепла режущей пластиной в первые секунды работы.

Проведенные расчеты теплового и напряженного состояния, подтвержденные экспериментальными данными по обработке различных материалов, позволяют прогнозировать разнообразные виды износа и разрушения инструментов. Это дает возможность рассчитать величину допустимого износа инструмента.

Таким образом, для обеспечения рациональных условий трибоконтакта, снижения интенсивности изнашивания и повышения периода стойкости инструментов при резании труднообрабатываемых материалов и покрытий целесообразно:

— использовать методы обработки с дополнительными перемещением режущей кромки вращающегося инструмента и введением технологической среды для охлаждения или нагрева, позволяющие управлять трибоконтактными процессами;

— вести проектирование режущих инструментов с учетом полученных расчетных зависимостей напряжений и температурных полей, обеспечивающих рациональную геометрию режущего лезвия;

— эксплуатировать режущий инструмент при режимах обработки,

позволяющих исключить образование диссипативных структур в результате термодинамической неустойчивости процесса и повысить его работоспособность с учетом допустимых расчетных значений износа лезвия.

Обозначения

P_z, P_y, P_x — тангенциальная, радиальная и осевая составляющие силы резания; θ — температура резания; k_l, k_a — коэффициенты укорочения и утолщения стружки; l, l_1, l_2 — соответственно длина полного, пластического контактов и участка упрочнения стружки; h — длина контакта по задней поверхности; I — интенсивность изнашивания; T — период стойкости инструмента; S_m — волнистость обработанной поверхности; R_a — шероховатость обработанной поверхности; C — коэффициент, учитывающий свойства обрабатываемого материала; t — глубина резания; S — подача; v — скорость резания; ω — соотношение скоростей вращения инструмента и заготовки; x, y, z, k — показатели степени при элементарных режимах резания t, S, v, ω ; M_{xy}, M_{yz} и M_{xz} — моменты резания в соответствующей плоскости вращения инструмента; M_p — результирующий момент резания; $C_{M_1}, C_{M_2}, C_{M_3}, C_M$ — постоянные коэффициенты, учитывающие свойства обрабатываемого материала; $\sigma_e, \sigma_v, \sigma_n$ — эффективные, условные напряжения и временное сопротивление; $\sigma_x, \sigma_z, \sigma_{xz}$ — напряжения на элементарных площадках в направлениях, перпендикулярных подаче, скорости резания и моменту резания; C_δ — постоянный коэффициент, учитывающий условия обработки; q — интенсивность источника тепла; b — ширина источника тепла; ω — температуропроводность инструментального материала; λ — теплопроводность инструментального материала; v_τ — скорость вращения инструмента; y_i, x_i — текущие координаты точки; t_i — текущее время; q_τ, q_b — интенсивности источников тепла на торцевой и боковой поверхностях инструмента; I_n — функция Бесселя n -го порядка первого рода от действительного аргумента; Σ — суммирование по положительным корням характеристического уравнения $\alpha I_n(\alpha R) = 0$; R — радиус инструмента; τ — угол контакта; l_e, x_e — постоянные коэффициент и показатель степени в формуле длины контакта (для невращающегося резца $l_e \approx 2,6, x_e \approx 0,6$; для принудительно вращающегося $l_e \approx 2,7, x_e \approx 0,8$; для самовращающегося $l_e \approx 3,4, x_e \approx 0,9$); θ_0 — начальная температура; θ_c — температура на рабочих поверхностях инструмента; μ_n — корни функции Бесселя I_0 ; F_0 — критерий Фурье; H — высота или толщина инструмента; σ_0^+, σ_0^- — напряжения, предельные для инструментального материала при одноосном соответственно растяжении и сжатии; σ'_x, σ'_y — нормальные напряжения; τ'_{xy} — касательные напряжения.

Summary

Methods of controlling friction processes so as to eliminate unstable dissipative structures generated by cutting difficult-of-machining materials and coatings were considered. The methods imply preliminary heating of the work materials, additional displacement of the cutting blade, and cooling of the tool.

Procedures intended to calculate thermal and stressed states in the tools are described. The results obtained on physical and mechanical characteristics of the cutting process are presented. They seem useful in determining rational cutting blade geometry, performance conditions, and tolerable wear of the tools used.

Литература

1. Трение, изнашивание и смазка: Справ. В 2 кн. / Под ред. И. В. Крагельского и В. В. Алисина. М., 1979.
2. Вульф А. М. Резание металлов. Л., 1973.
3. Кабалдин Ю. Г., Медведева О. И. // Вестн. машиностроения. 1989. № 5. С. 37—39.
4. Зорев Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов. М., 1956.
5. Армарего И. Дж. А., Браун Р. Х. Обработка металлов резанием / Пер. с англ. В. А. Пастунова. М., 1977.
6. Талантов Н. В. // Физические процессы при резании металлов. Волгоград, 1984. С. 3—37.
7. Верещака А. С., Третьяков И. П. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями. М., 1986.
8. Обработка металлов резанием с плазменным нагревом / Под ред. А. Н. Резникова. М., 1986.
9. Коновалов Е. Г., Сидоренко В. А., Соусь А. В. Прогрессивные схемы ротационного резания металлов. Минск, 1972.

10. Новоселов Ю. А., Попок Н. Н. // Изв. вузов. Машиностроение. 1988. № 3. С. 135—139.
11. Адаптивное управление станками / Под ред. Б. С. Балакшина. М., 1973.
12. Жучков Н. С., Беспяхотный Н. Д., Чубаров А. Д. и др. Повышение эффективности обработки резанием заготовок из титановых сплавов. М., 1989.
13. Фельдштейн Е. Э., Николаев В. А. Финишная механическая обработка деталей из порошковых материалов. Минск, 1987.
14. Ящерицын П. И., Борисенко А. В., Хейфец М. Л. // Изв. АН Беларуси. Сер. физ.-техн. наук. 1992. № 1. С. 48—53.
15. Кузнецов В. Д. Физика твердого тела. Томск, 1944. Т. 3.
16. Старков В. К. Дислокационные представления о резании металлов. М., 1979.
17. Горезко П. А. Взаимосвязь процессов резания и растяжения металлов. Минск, 1959.
18. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. М., 1982.
19. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. М., 1981.
20. Ящерицын П. И., Богданова Е. А., Попок Н. Н. // Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук. 1986. № 4. С. 51—57.
21. Лыков А. В. Теория теплопроводности. М., 1967.
22. Hetényi M. // J. of Appl. Mech. Ser. E. 1960. V. 27, N 2. P. 289—296.
23. Борисенко А. В., Хейфец М. Л. // Изв. АН БССР. Сер. физ.-техн. наук. 1990. № 1. С. 117.
24. Справочник по сопротивлению материалов / Под ред. Г. С. Писаренко. Киев, 1988.
25. Лошак Г. М. Прочность и долговечность твердых сплавов. Киев, 1984.
26. Костецкий Б. И., Носовский И. Г., Бершадский Л. И., Караулов А. К. Надежность и долговечность машин. Киев, 1975.