

8. Кудин В.А. Динамика станков. М., "Машиностроение", 1967.
9. Розенберг А.М., Куйбышев Г.Л., Розенберг Ю.А. Новые зависимости для расчета сил резания при фрезеровании. Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов. Труды, выпуск ХУШ. Куйбышев, 1963.

А.И.Белюсов

УЛУЧШЕНИЕ ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ ЖАРОПРОЧНЫХ И ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ПУТЕМ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНОЙ МАРКИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ КРИТЕРИЯ ЦИКЛИЧЕСКОЙ ТЕРМОПРОЧНОСТИ

При выборе режущих инструментов для обработки труднообрабатываемых материалов приходится строго учитывать характер взаимодействия инструмента и заготовки в процессе резания. Для этого необходимо знать, в первую очередь, свойства обрабатываемого металла и материала режущего инструмента.

Сложнолегированные стали, жаропрочные сплавы на никелевой основе, титановые сплавы и другие труднообрабатываемые материалы интенсивно изнашивают инструмент вследствие следующих причин:

высокого процентного содержания тугоплавкой абразивной фазы в обрабатываемом материале;

больших сил резания, возникающих в результате высокой прочности материала;

большой температуры резания, возникающей из-за большого тепловыделения и малой теплопроводности обрабатываемого материала.

Этот далеко неполный перечень особенностей труднообрабатываемых материалов убедительно показывает, что износ режущих инструментов и качество обработанной поверхности зависят от множества факторов.

По-видимому, по этим причинам до сих пор отсутствуют достоверные данные о стойкости режущих инструментов, качестве обработанной поверхности и других показателях технологического процесса механической обработки указанных материалов.

Если износ режущих инструментов при резании даже одной и той же марки обрабатываемого материала колеблется в широких преде-

лах, то оптимальная скорость резания является более стабильной характеристикой.

На основе термодинамического анализа очага деформации нами выведено уравнение температуры резания, из которого с учетом температуры на задней грани получено значение скорости резания (I), при которой достигается оптимальная температура резания.

$$V_{оп} = \left[\frac{1,25 \lg \left(1 - \frac{\theta_{он}}{\theta_{пл}} \right) (1 - \sin \gamma + \frac{2,3 a_1}{b_1}) (\sqrt{\lambda \rho c} + F \sqrt{\lambda_p \rho_p c_p}) \theta_p \sqrt{\lambda \rho c}}{S_k \sqrt{a_1} \sqrt{\lambda_p \rho_p c_p} 10^6} \right]^2 \text{ м/мин (I)}$$

При оптимальной скорости режущий инструмент в течение периода стойкости обрабатывает наибольшую площадь f и, следовательно, имеет наименьший относительный износ $\frac{h_a}{f}$.

Оптимальная температура резания $\theta_{он}$ может быть рассчитана по уравнению (2)

$$\theta_{он} = 0,43 \theta_T K, \quad (2)$$

где $K \geq 1$ $\left(K = \frac{\sqrt{\lambda \rho c}}{\sqrt{\lambda_p \rho_p c_p}} \text{ или } K = \frac{\sqrt{\lambda_p \rho_p c_p}}{\sqrt{\lambda \rho c}} \right)$

Температура теплостойкости материала резца с гомогенной структурой определяется его температурой плавления $\theta_T = 0,43 \theta_p$.

Температура теплостойкости гетерогенных структур определяется температурой плавления карбида вольфрама $\theta_T = 0,43 \theta_{wc}$ для однокарбидных твердых сплавов и полусуммой температур плавления карбида вольфрама и карбида титана $\theta_T = 0,43 \frac{\theta_{wc} + \theta_{тс}}{2}$ - для двухкарбидных сплавов.

Данные табл. I свидетельствуют об удовлетворительной сходимости расчетных и опытных значений оптимальных температур резания в широком диапазоне $\theta_{он} = 270 - 920^\circ\text{C}$.

Согласно уравнению (I), оптимальная скорость резания при обработке труднообрабатываемых сплавов снижается по причине уменьшения коэффициента теплонасыщения $(\sqrt{\lambda \rho c})$, увеличения истинного предела прочности S_k и температуры плавления обрабатываемого материала $\theta_{пл}$.

С увеличением температуры плавления и теплостойкости материала резца оптимальная скорость резания увеличивается. Так, например, при

Т а б л и ц а I

Сравнение расчетных и опытных значений оптимальных температур резания

Опера- ция	Обрабатываемый материал		Режущий инструмент			Оптимальная температура		Литературный источник
	Марка	$V/\lambda_{рс}$	Марка	$\lambda_{рр} \rho_{ср}$	v_T °С	Расчет °С	Опыт °С	
Тооче- ние	ст45	I4	ТI5К6	9	I250	840	830	Розенберг [4]
	40X	I3, I	ТI5К6	9	I250	785	765	Доладзе [4]
	30XГСА	I2,9	ТI5К6	9	I250	770	770	Макаров [4]
	ЭИ654	8	ВК8	I2	II00	7I0	7I5	Макаров [4]
	ВТЗ-I	6,8	ВК8	I2	II00	840	860	Полетика [4]
	ЭИ437БУ	8,2	АК8	I2	II00	690	7I0	Макаров [4]
	ЭИ437БУ	8,2	ВК6М	I2,8	II00	740	750	Макаров [4]
	ЭИ437А	8, I5	ВК8	I2	II00	700	700	Макаров [4]
	ЭИ654	8	ВК6	I2,6	II00	750	780	Макаров [2]
	40XНМА	I4	ТI4К8	9, I	I250	825	830	Макаров [2]
	IXI8H9T	9,05	ВК8	I2	II00	630	700	Макаров [2]
	ВМ I	I8,5	ВК8	I2	II00	730	800	Зорев и Фе- тисова [I]
	I2X2H4A	I I,3	ТI5К6	9	I250	680	680	Белуосов
	ВТЗ-I	6,2	ВК8	I2	II00	920	930	Созинов ^{x)}
ВТ20	6,8	ВК8	I2	II00	840	835	Ушомирская ^{x)}	
Фрезе- рование червяч- ной фрезой	40X	I3, I	РI8	8,9	600	380	320	Макаров [4]
Торце- вое	дСвК	8,7	ВК8	I2	II00	650	640	Макаров [4]
Сверле- ние	Ст50	I4	Р6МЗ	I2,3	600	273	270	Макаров [4]

x) Данные из кандидатских диссертаций.

точении углеродистых сталей замена реза из быстрорежущей стали P18 ($\theta_p = 1350^\circ\text{C}$, $\theta_t = 600^\circ\text{C}$) твердосплавным резцом марки T15K6 ($\theta_p = 1480^\circ\text{C}$, $\theta_t = 1250^\circ\text{C}$) способствует, согласно уравнению (1), повышению оптимальной скорости резания в 2,5-3 раза, что соответствует практике эксплуатации резцов. Коэффициент теплопроводности λ , плотность ρ и теплоемкость C материала инструмента влияют на оптимальную скорость резания в комплексе $\sqrt{\lambda \rho C}$, называемом коэффициентом теплонасыщения.

Согласно выражениям (1), (2), коэффициент теплонасыщения материала режущего инструмента $\sqrt{\lambda \rho C}$ в одних случаях повышает, в других - понижает оптимальную скорость резания, что зависит от величины коэффициента теплонасыщения обрабатываемого материала $\sqrt{\lambda \rho C}$. Оптимальная скорость резания повышается с увеличением "охлаждающего эффекта" реза F , зависящего от площади поперечного сечения головки реза $F = 0,65 \sqrt[4]{B H}$. Таким образом, всегда выгодно эксплуатировать резы с массивными державками. Резцы с механическим креплением пластинок вследствие неплотного прилегания пластинок к державке обеспечивают по этой причине меньшую оптимальную скорость резания, чем напаянные диффузионным способом.

Наконец, уравнение (1) свидетельствует о том, что увеличение переднего угла γ способствует увеличению оптимальной скорости резания, но не беспредельно, так как с увеличением переднего угла уменьшается фактическое поперечное сечение головки реза.

При выборе материала режущего инструмента необходимо иметь в виду, что процесс резания всегда сопровождается вибрациями, особенно при обработке труднообрабатываемых материалов и в условиях пониженной жесткости системы СПИД. Режущие грани инструмента испытывают циклические температурные напряжения, что способствует повышению интенсивности износа.

В качестве критерия пригодности материалов режущих инструментов для обработки труднообрабатываемых материалов нами предлагается выражение условного критерия циклической термпрочности (3)

$$\sigma_T = \frac{\alpha_p \sigma_u}{\alpha_p E_p \theta_{оп}}, \quad (3)$$

где α_p - коэффициент температуропроводности материала режущего инструмента

Т а б л и ц а 2

циклическая термopрочность инструментальных материалов

Инструментальный материал	α_p , $\frac{мм^2}{сек}$	σ_u , $\frac{кгс}{мм^2}$	$\alpha_p \cdot 10^9$, $\frac{л}{град}$	$E_p \cdot 10^{-3}$, $\frac{кгс}{мм^2}$	Обработываемый материал							
					Ст. 12Х2Н4А		ВМ437Б		Титановый сплав ВТ1		Шолиден (ВМ-1)	
					$\theta_{оп}$, °C	β_T	$\theta_{оп}$, °C	β_T	$\theta_{оп}$, °C	β_T	$\theta_{оп}$, °C	β_T
Т5Х10	13,6	130	6	80	620	6	635	5,8	790	4,65	930	3,98
Т15Х6	9,9	110	6	55	680	4,85	580	5,7	715	4,6	850	3,9
Т30Х4	7,4	90	6	45	830	3,0	615	4	590	4,2	700	3,5
Т60Х6	5,75	55	6	35	1170	1,3	875	1,7	705	2,14	490	3,07
ВК2	25,8	100	5	70	610	1,2	820	9,1	1000	7,4	570	13
ВК4	24,5	110	5	70	560	1,38	750	10,2	925	8,3	620	12,4
ВК6	23,5	120	5	70	525	1,55	710	11,3	880	9,1	660	12,3
ВК8	20	130	5	70	500	1,48	680	10,8	835	8,9	690	10,8
Р18	5	370	11	20	333	25	270	31	335	25,5	515	16,5
ЦМ332	5,1	30-59	8,25	25	820	1,17	610	1,6	635	1,53	1270	0,77

$$\left(a_p - \frac{\lambda_p}{\rho_p c_p} \frac{\text{мм}^2}{\text{с}} \right),$$

σ_u - его предел прочности на изгиб, $\frac{\text{кгс}}{\text{мм}^2}$;

α_p - коэффициент линейного температурного расширения;

E_p - модуль упругости, $\frac{\text{кгс}}{\text{мм}^2}$;

$\theta_{оп}$ - оптимальная температура резания конкретного обрабатываемого материала, определяемая согласно выражению (2).

В табл.2 приведены значения циклической термочечности ряда инструментальных материалов применительно к резанию различных обрабатываемых металлов.

Анализируя данные таблицы, замечаем, что быстрорежущая сталь марки P18 при резании всех указанных металлов обладает наибольшим сопротивлением тепловому удару, а минералокерамика - наименьшим. При резании стали 12Х2Н4А твердосплавные инструменты марок Т5К10 и Т15К6 имеют значительное преимущество перед однокарбидными твердыми сплавами марок ВК2, ВК4, ВК6, ВК8.

При резании жаропрочного сплава ЭИ437Б, титанового сплава ВТ1 и молибдена ВМ-1 однокарбидные твердосплавные режущие инструменты имеют значительное преимущество перед двухкарбидными, что подтверждается известными стойкостными экспериментами.

Приведенные критерии пригодности инструментов для обработки труднообрабатываемых сплавов дополняют известные в литературе [1-3] принципы конструирования и эксплуатации режущих инструментов.

Л и т е р а т у р а

1. Развитие науки о резании металлов. М., "Машиностроение", 1967.
2. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов. М., "Машиностроение", 1966.
3. Кирillow К.Н. Сверла повышенной жесткости для обработки труднообрабатываемых материалов. Сб. "Спиральные сверла". М., НИИМАШ, 1966.
4. Вопросы оптимизации процесса резания металлов. Под ред. А.Д. Макарова. Труды Уфимского авиационного института. Вып. XIX. Уфа, 1971.