

УДК 621.9.01:669.925

М.И.Клушин, М.Б.Гордон, Г.В.Гостев

ОСНОВНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ
ТИТАНОВОГО СПЛАВА ВТ4

При свободном прямоугольном резании (рис.1) образуются две фрикционные пары: первая - "стружка - передняя поверхность инструмента", вторая - "деталь - задняя поверхность".

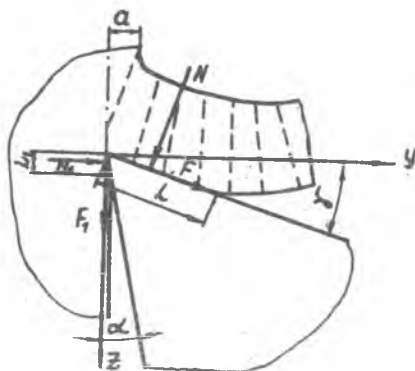


Рис.1. Система сил при свободном резании

В результате взаимодействия трущихся поверхностей на номинальных площадках контакта длиной L и L_1 возникают силы трения и нормальные силы, распределенные на них по неизвестным законам.

Равнодействующие (средние) значения соответствующих сил обозначим через F и N , F_1 и N_1 , причем

$$F = \mu N, \quad (1)$$

$$F_1 = \mu_1 N_1, \quad (2)$$

где μ , μ_1 - коэффициенты трения в первой и второй фрикционных парах.

Проекции физических сил на радиальное (Y) и тангенциальное (Z) направления образуют технологические силы

$$P_y = F \cos \gamma - N \sin \gamma + N_1, \quad (3)$$

$$P_z = N \cos \gamma + F \sin \gamma + F_1. \quad (4).$$

Кроме перечисленных, к основным параметрам процесса резания относятся усадка стружки (η), номинальные площади контакта

$$S_H = \delta L, \quad (5)$$

$$S_{H_1} = \delta L_1, \quad (6)$$

средние контактные напряжения-касательное τ и нормальное σ

$$\tau = \frac{F}{S_H}, \quad (7)$$

$$\sigma = \frac{N}{S_H}, \quad (8)$$

$$\tau_1 = \frac{F_1}{S_{H_1}}, \quad (9)$$

$$\sigma_1 = \frac{N_1}{S_{H_1}}, \quad (10),$$

а также тангенциальная (A) и нормальная (N_0) силы адгезии, фактические площади контакта (S_ϕ и S_{ϕ_1}), сопротивление обрабатываемого материала сдвигу ($\tau_{сдв}$). Следует различать и локальные значения некоторых параметров первой или второй фрикционных пар.

Совокупностью этих параметров определяются контактные явления, силовой и тепловой режимы, поведение материала в процессе резания и воздействие его на режущий инструмент.

Ниже приводятся экспериментальные данные, полученные с помощью прибора "разрезной резец" [1 + 4] при свободном точении титанового сплава BT4 ($\sigma_B = 850 \text{ МПа}$; $\sigma_T = 750 \text{ МПа}$; $\delta = 18,5\%$; $\psi = 25\%$; $\lambda = 0,025 \frac{\text{ккал}}{\text{см} \cdot \text{сек} \cdot \text{град}}$;

$\rho = 4,6 \text{ г/см}^3$) твердосплавными резцами марки ВК8 ($\alpha = 10^\circ$). Работа велась всухую, ширина среза $b = 3,1 \text{ мм}$, переменные элементы указаны на графиках. Экспериментальные кривые зависимости длины контакта - пути трения стружки по передней поверхности резца - от толщины среза можно аппроксимировать выражением

$$L = C_L a^X, \quad (\text{II}),$$

где при $V = 0,017 \text{ м/сек}$ $C_L = 2,2$ и $1,7$ (соответственно для $\gamma = -10^\circ$ и 0°), $X = 0,85 - 0,86$.

Для сравнения удобней вместо L рассмотреть безразмерную величину $\frac{L}{a}$. Из таблицы I видно, что отношение $\frac{L}{a}$ падает с увеличением толщины среза, скорости резания и переднего угла.

При обработке сталей в аналогичных условиях $\frac{L}{a}$ больше в 2-4 раза, а меди - в 6 - 7 раз.

Таблица I

$a_{\text{мм}}$	$\frac{L}{a}$		$V \text{ м/сек}$	$\frac{L}{a}$	
	$\gamma = -10^\circ$	$\gamma = 0^\circ$		$\gamma = -10^\circ$	$\gamma = 0^\circ$
	$V = 0,017 \text{ м/сек}$	$V = 0,017 \text{ м/сек}$		$a = 0,065 \text{ мм}$	$a = 0,074$
0,05	3,6	2,8	0,017	3,4	2,67
0,075	3,34	2,67	0,067	3,08	2,35
0,1	3,0	2,5	0,17	2,7	2,0
0,13	2,92	2,31	0,27	2,4	1,74
0,15	2,87	2,2	0,5	2,0	1,43
0,17	2,82	2,12	1,0	1,65	1,28

Величина сил (F , N , P_y , P_z) примерно такая же, как и при обработке среднеуглеродистых конструкционных сталей, закономерность изменения их от скорости резания монотонна, что типично для работы без нароста.

Все силы нелинейно растут с увеличением толщины среза, т.е. выражаются зависимостью типа $P = C_p \cdot a^{X_p}$, где $X_p < 1$. Следовательно, с учетом зависимости L от a и уравнений (7,8), среднее касательное и нормальное напряжения также являются функцией толщины среза.

Сказанное подтверждается данными графиков (рис.2), из которых видна тенденция к снижению τ с ростом α . По мере увеличения скорости резания V монотонно увеличивается τ , что обусловлено более интенсивным снижением L , чем F . Аналогичные данные получены для нормального напряжения, величина которого в 1,8 - 2,5 раза выше τ . Среднее значение τ и σ не характеризует напряженного состояния зон контакта. Более реальное представление дают кривые распределения касательного и нормального напряжений на длине контакта l^* стружки с передней поверхностью резца.

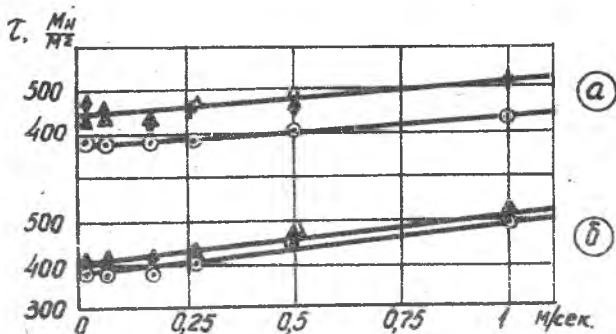


Рис.2. Влияние скорости резания на среднее касательное напряжение: а) $\gamma = -10^\circ$, $\phi/\gamma = 0$.
 $\blacklozenge - \alpha = 0,05$ мм; $\blacktriangle - \alpha = 0,1$ мм; $\circ - \alpha = 0,017$ мм

Опытные данные о распределении контактного касательного напряжения на передней поверхности резца, представленные на рис. 3 ^{xx)} и другие, позволяют отметить следующие особенности:

1. Большую абсолютную величину максимального напряжения

^{x)} В отличие от L , изменяющейся от опыта к опыту за счет изменения условий резания, l - текущая длина контакта в данном опыте при неизменных условиях резания.

^{xx)} На рис.3 $\chi = \frac{l_1 - l_n}{L} = \frac{l_n}{L}$, где $l_n + l_n = L$; l_n - длина площади контакта на подвижной части передней поверхности резца (2,3). При $l_n = L$, $\chi_n = 0$ - точка на режущей кромке, при $l_n = 0$, $\chi_n = 1$ - конечная точка контакта.

($\tau = 600 - 950 \text{ Мн/м}^2$). При изменении γ в пределах $-10^\circ - 0^\circ$ τ_{max} снижается на 10-15%. С увеличением толщины среза τ_{max} несколько повышается.

Рис.3. Кривая распределения касательных напряжений на передней поверхности реза

$$\gamma = -10^\circ$$

а) $V = 0,5 \text{ м/сек,}$

● - $a = 0,15 \text{ мм,}$

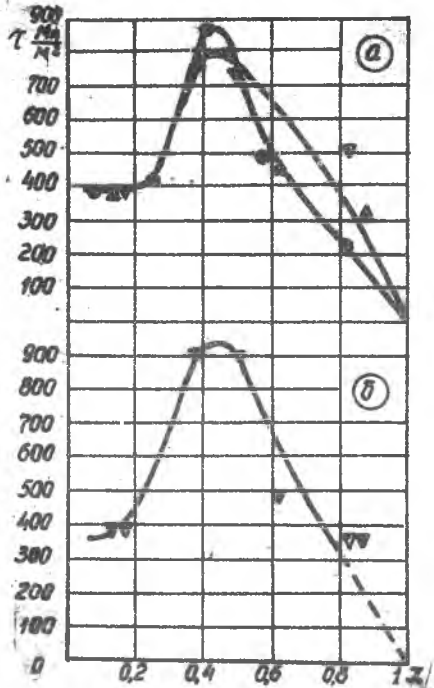
△ - $a = 0,1 \text{ мм,}$

▽ - $a = 0,075 \text{ мм,}$

б) $V = 1 \text{ м/сек,}$

▽ - $a = 0,121 \text{ мм,}$

△ - $a = 0,08 \text{ мм}$



2. Монотонное возрастание величины τ_{max} с ростом скорости резания (от 550-600 Мн/м^2 при $V = 0,017 \text{ м/сек}$ до 800-950 Мн/м^2 - при $V = 1 \text{ м/сек}$). Рост τ_{max} с увеличением скорости резания при незначительных колебаниях величины напряжения у режущей кромки (τ_0) приводит к существенному возрастанию коэффициента неравномерности распределения напряжений $K_\tau = \frac{\tau_{\text{max}}}{\tau_0}$ до значений, равных 2,7 - 2,8.

Аналогичный вид с более выраженным максимумом имеют кривые распределения нормального напряжения. Величина максимального нормального напряжения (при $V = 1$ м/сек, $\gamma = -10^\circ$, $\alpha = 0,121$ мм) составляет 2400 Мн/м^2 , что в 2-3 раза выше, чем для обычных сталей. Большие контактные напряжения и высокие механические свойства сплава ВТ4 совершенно не вяжутся с низким сопротивлением сдвигу в зоне стружкообразования. Величина $\tau_{срб}$ в исследованных условиях резания не превышает 600 Мн/м^2 , что на 25% ниже, чем для стали 40Х и почти в 1,6 раза меньше, чем для стали 1Х18Н9Т.

Другой аномалией здесь является закономерная зависимость $\tau_{срб}$ от толщины среза и скорости резания, с увеличением которых величина его монотонно падает (до 490 Мн/м^2 - при $\alpha = 0,17$ и $V = 1$ м/сек).

Все эти факты объясняются [5,6] специфическими свойствами титановых сплавов, в частности их чрезвычайно низкой теплопроводностью и малой степенью пластической деформации, предшествующей превращению срезаемого слоя в стружку.

Опыты показывают, что при точении сплава ВТ4 нарост (а также и выраженная текстура прирезцового слоя) практически отсутствует, и по всей длине контакта стружки с передней поверхностью резца наблюдается внешнее трение.

Согласно (7) все огромное многообразие процессов и явлений внешнего трения твердых тел заключено между трением "жвельных" поверхностей и трением гидродинамическим.

Между этими двумя режимами лежит область граничного трения. Верхняя ее граница соответствует режиму трения окисленных физико-химических чистых поверхностей. Величина коэффициента трения ориентировочно колеблется от 0,4 до 0,8.

Зависимость силы трения от нормальной по экспериментальным данным, выражается плавными кривыми (рис.4), которые при продолжении стремятся в начало координат [8,9]. Трение в данном случае не подчиняется ни закону Амонтона ($F_0 = \mu_0 N$), ни двучленному закону Кулона ($F = F_0 + A$, где $A = \text{const}$. трущейся пары).

Анализ графиков на рис.4 показывает, что каждую опытную

кривую $F(N)$ можно с уверенностью разбить на два участка: криволинейный $аК$ и прямолинейный $КС$ - соответственно в зоне меньших и больших значений нормальной силы.

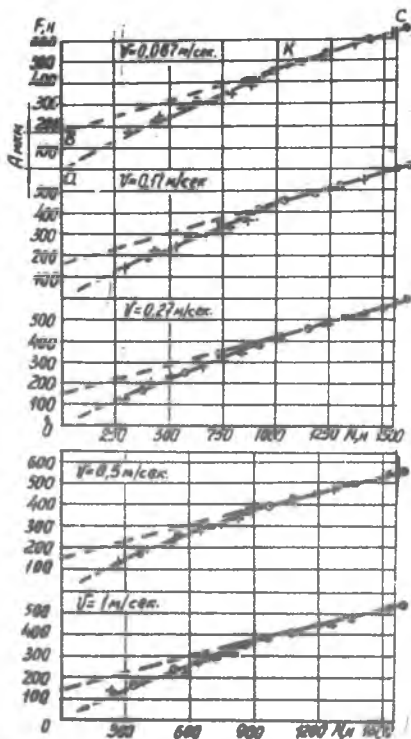


Рис. 4. Зависимость силы трения от нормальной силы на передней поверхности реза.

$\alpha = 0,05 - 0,17 \text{ мм.}$

$\ominus - \gamma = -10^\circ;$

$+ - \gamma = 0^\circ$

При экстраполяции прямолинейного участка кривых $F(N)$, на значение $N = 0$ сила трения не обращается в нуль, а принимает определенное значение $аВ$, равное A_{max} . Величина A_{max} есть наибольшая в определенных условиях опыта сила адгезии, которая обусловлена молекулярным притяжением между стружкой и передней поверхностью инструмента.

Аналитическим выражением опытных кривых $F(N)$ является двучлен, в котором в полном соответствии с двучленным законом трения Б.В. Дерягина [10] тангенциальная сила адгезии A - переменная величина - функция фактической площади (длины) контакта и нормальной силы

$$F = F_0 + A(L, N) = \mu_0 N + A(L, N). \quad (13)$$

Полученные данные и их обработка позволяют произвести расчет основных параметров трения и адгезии [8,9].

Установлено, что величина среднего коэффициента трения в первой фрикционной паре μ является функцией толщины среза, скорости резания и переднего угла. Она убывает с ростом α , V и δ ($\delta = 90^\circ - \gamma$). В исследованных условиях μ изменяется от 0,55 до 0,38. Величина коэффициента трения μ_1 превышает μ на 20-30%.

Хотя коэффициенты трения μ и μ_1 , при обработке титановых сплавов ниже, чем при обработке сталей адгезионная составляющая этих коэффициентов - μ_A значительно больше (0,25 + 0,13). Наименьшее ее значение при $V = 1$ м/сек и $\alpha = 0,17$ мм составляет 0,13 против 0,035 для стали 40X.

Высокие силы адгезии и адгезионные напряжения (рис.5, табл.2) характерны для сплава ВТ4 (табл.2).

Таблица 2

Материал	Свинец	Ст.40X.	Ст.1X18H9T	Сплав ВТ4
q , Мн/м ²	13	100	180	250

Анализ полученных данных показывает, что сила адгезии A (рис.5) растет с увеличением длины контакта от значений, близких к нулю при $L \rightarrow 0$, до максимума - при некоторой величине и далее не меняется. Аналогичным является распределение сил адгезии на длине контакта l .

В отличие от сил, адгезионные напряжения q на передней поверхности резца монотонно убывает от q_{\max} у режущей кромки до q_{\min} в точке отделения стружки от резца.

В силу концентрации адгезионных напряжений у режущей кромки коэффициент трения распределяется по длине контакта неравномерно: наибольшего значения он достигает вблизи режущей кромки

и по мере удаления от нее падает, стремясь в пределе к $\mu_0 \approx 0,3$ (для сталей $\mu_0 = 0,5$).

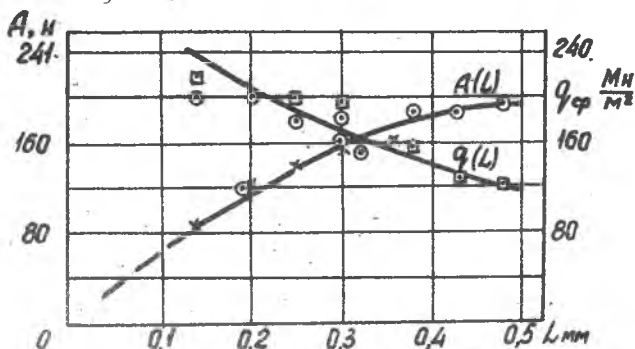


Рис.5. Зависимость полной и удельной силы адгезии от длины контакта. $V = 0,017$ м/сек;
 $\circ - \gamma = -10^\circ$; $\square - \gamma = -10^\circ$; $\times - \gamma = 0^\circ$;
 $\circ - \gamma = 0^\circ$

Имея в виду большую роль адгезии в процессах резания, износа и формирования качества поверхности, приведем данные о фактической площади контакта [II], являющейся важнейшим параметром трения.

На рис.6 представлена зависимость S_ϕ и $\frac{S_\phi}{S_H}$ от толщины среза, на рис. 7 – от скорости резания.

Из рис.6 следует, что S_ϕ монотонно растет с увеличением толщины среза, стремясь к некоторой постоянной величине, значение которой тем меньше, чем выше скорость резания.

Отношение $\frac{S_\phi}{S_H}$ (рис.6) падает с ростом толщины среза, поскольку при увеличении α номинальная площадь контакта растет сильнее фактической.

Заметим, что зависимость между S_ϕ и S_H является закономерностью процесса трения при резании, в отличие от трения обычных фрикционных пар, где взаимосвязь между ними отсутствует [12].

Как видно из графиков (рис.7), с ростом скорости резания S_ϕ монотонно уменьшается.

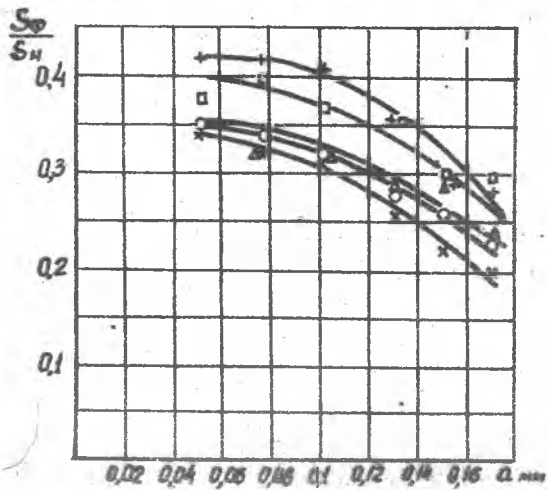
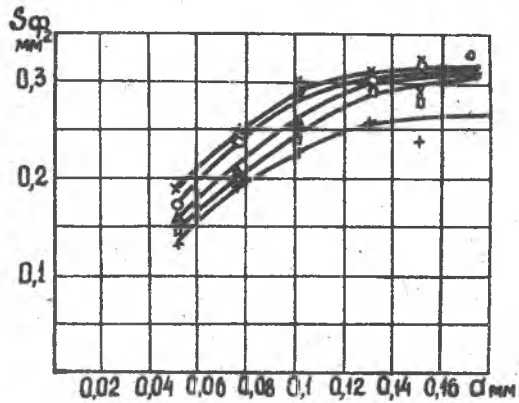


Рис. 6. Влияние толщины среза на фактическую площадь контакта S_{ϕ} и отношение $\frac{S_{\phi}}{S_n} V = 0,017$ м/сек; $\circ - V = 0,067$ м/сек;
 $\Delta - V = 0,167$; $\square - V = 0,5$ м/сек;
 $+ - V = 1$ м/сек;

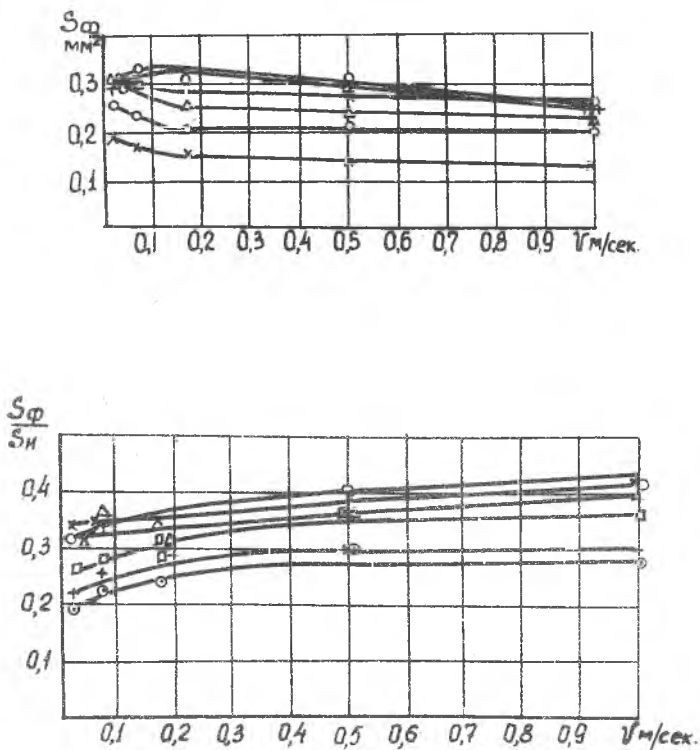


Рис. 7. Влияние скорости резания на фактическую площадь контакта S_{ϕ} и отношение $\frac{S_{\phi}}{S_H}$. Обраб. материал сплав ВТ4 $\gamma = -10^{\circ}$; \times - $a = 0,05$ мм; \odot - $a = 0,075$ мм; Δ - $a = 0,1$ мм; \square - $a = 0,13$ мм; $+$ - $a = 0,15$ мм; \ominus - $a = 0,17$ мм

Проведенные нами опыты показали, что с увеличением скорости резания уменьшается сила адгезии [9], сила и коэффициенты трения, длина контакта ^x). Эти данные коренным образом отличаются от результатов, полученных при трении в вакууме [13]. Согласно опытным данным, при температуре в зоне контакта выше 700°C коэффициент трения возрастает почти скачкообразно, резко интенсифицируется схватывание, которое переходит в полное сваривание трущихся пар с образованием монолита.

Это свидетельствует о том, что процесс резания вообще, и в частности сплава ВТ4, совершается в условиях, качественно отличных и гораздо более выгодных, чем трение в вакууме (и в среде нейтральных газов [14]).

Такое различие можно объяснить окислительными процессами, протекающими при резании в атмосферном воздухе и экранирующем действии оксидных пленок.

При выполнении экспериментов было замечено, что на задней поверхности острозаточенных резцов почти мгновенно появляется фаска затупления; рост фаски ведет к увеличению сил во второй фрикционной паре.

По методике, изложенной в работе [3], получены силы и напряжения на задней поверхности при разных фасках затупления ($\beta = 0,025-0,15$ мм, $\alpha = 0^\circ$).

Как видно из рис. 8 силы F_1 и N_1 при скоростях резания до 0,5 м/сек растут с увеличением толщины среза, а при более высоких скоростях перестают зависеть от нее. Рост скорости резания приводит к падению сил F_1 и N_1 , причем, начиная со скорости резания 0,5 м/сек, зависимость эта существенно ослабляется. По абсолютной величине силы F_1 и N_1 довольно значительны. Так, для $\gamma = -10^\circ$ и $V = 0,067$ м/сек при изменении толщины среза от 0,05 до 0,17 мм сила N_1 изменяется от 150 до 190 н, а F_1 - от 90 до 110 н. При больших толщинах среза сила N_1 от силы P_H составляет 8-15%, а при меньших 25-30%. Сила F_1 от P_H при больших толщинах составляет 15-25%, а при меньших - 30-40%.

Сопоставление значений силы N_1 , полученных по нашей методике [3], с определенным методом экстраполяции силы P_H на нулевую толщину среза при постоянной продольной усадке стружки

^{x)} Так как $L(uS_H)$ падает с ростом V интенсивной, чем S_{ϕ} , то отношение S_{ϕ}/S_H при этом увеличивается (рис. 9).

(таблица 3), показывает, что меньшие расхождения получаются в условиях, когда силы на задней поверхности резца не зависят от толщины среза.

Возможная причина экспериментально установленного факта зависимости сил N_1 и F_1 от толщины среза заключается в следующем. В исследованных условиях непосредственно под фаской износа лежит свежесформованная поверхность обрабатываемого металла. Волна пластических, упругопластических и упругих деформаций, вызванная напряжениями, действующими в переходной пластически деформированной зоне, распространяется впереди резца и под ним. Размеры зоны деформации в обрабатываемом металле, при прочих равных условиях, не остаются постоянными и зависят от напряжений, развивающихся в переходной зоне. Увеличение размеров зоны деформации приводит к сближению задней поверхности резца с обработанной поверхностью, увеличению номинальной и фактической площади контакта, что в свою очередь вызывает повышение сил молекулярного сцепления (адгезии) и общих сил N_1 и F_1 . Аналогичные явления обуславливают рост сил N_1 и F_1 при увеличении ширины фаски на задней поверхности. В обоих случаях площадь контакта, а значит и абсолютная величина сил на задней поверхности увеличиваются до определенного предела. Следовательно, процесс стружкообразования в известной мере влияет на силы на задней поверхности.

На рис. 9 приведены зависимости контактных напряжений нормальных σ_1 и касательных τ_1 , от ширины фаски f на задней поверхности инструмента. Они рассчитывались по формулам (9, 10), в которых в качестве длины контакта L принята ширина фаски затупления f , по-видимому, несколько меньшая L_1 , поэтому напряжения определены ориентировочно. Из рис. 9 видно, что нормальные и касательные напряжения на задней поверхности достигают очень больших значений, особенно при малых фасках. Контактные напряжения на задней поверхности при работе острозаточенными резцами в 3-4 раза превосходят напряжения на передней. Их величина превосходит в 2-4 раза сопротивление изгибу твердых сплавов вольфрамовокобальтовой группы, а величина σ_1 приближается к сопротивлению сжатию твердых сплавов. Наличие на задней поверхности высоких нормальных и касательных сил, высоких сил адгезии, малой длины контакта и вследствие этого высоких значений контактных напряжений, по-видимому, приводит к тому, что преобладающим при обработке титанового сплава ВТ4 является износ задней поверхности.

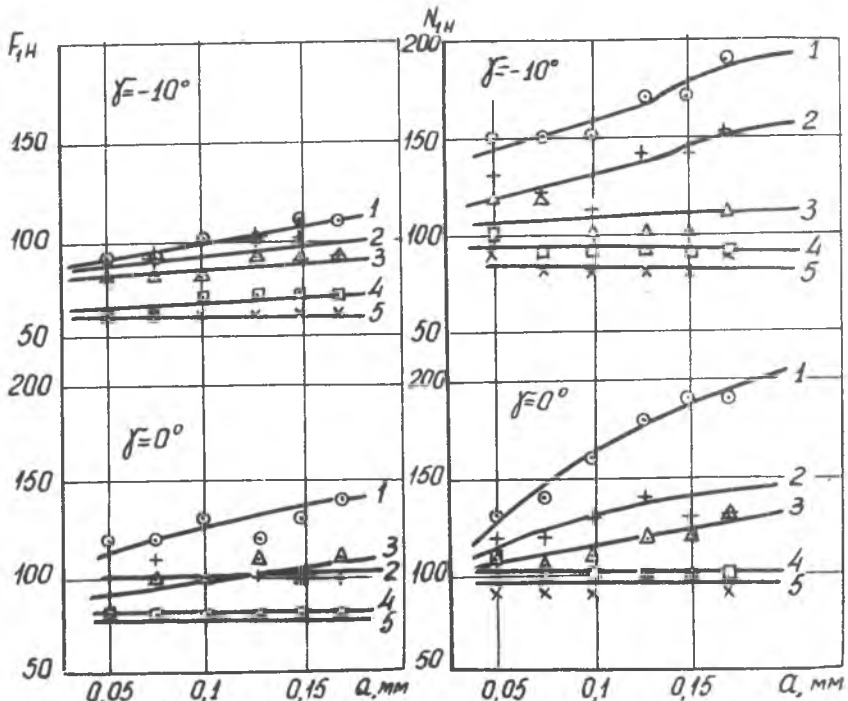


Рис. 8 Зависимость сил F_1 и N_1 от толщины среза. 1) $V = 0,067$ м/сек; 2) $V = 0,17$ м/сек; 3) $V = 0,27$ м/сек; 4) $V = 0,5$ м/сек; 5) $V = 1$ м/сек

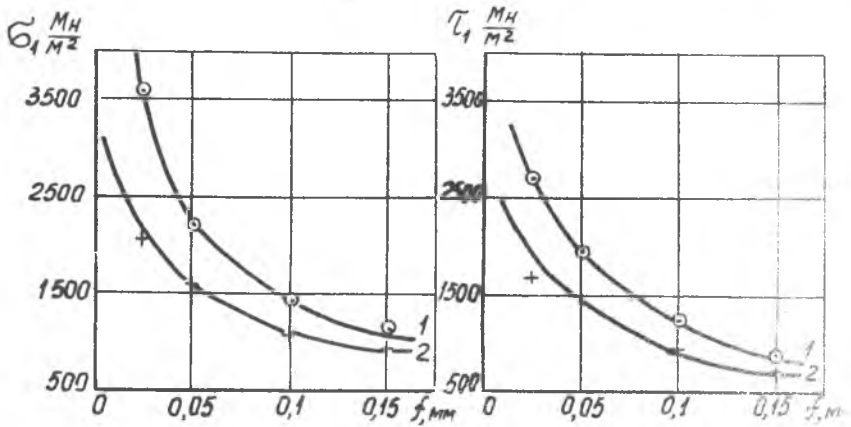


Рис. 9. Зависимость напряжения τ_1 и σ_1 от ширины фаски на задней поверхности инструмента $\gamma = 0$, $V = 1$ м/мин; 1) $a = 0,17$ мм, 2) $a = 0,05$ мм

Увеличение ширины фаски износа на задней поверхности инструмента влечет непропорциональный рост сил N , и приводит к снижению напряжений на задней поверхности, в связи с чем искусственное предварительное затупление резцов при обработке титаневых сплавов может быть рекомендовано как средство увеличения их работоспособности и, прежде всего, размерной стойкости.

Литература

1. Гордон М.Б. Прибор для измерения сил трения при резании металлов. "Станки и инструмент", 1965, № 7.
2. Гордон М.Б. Методика и некоторые результаты исследования закономерности распределения сил трения и касательных напряжений на длине контакта стружки с передней поверхностью резца. "Вопросы применения смазочно-охлаждающих жидкостей при резании металлов" под редакцией д.т.н. проф. М.И.Клушина. Верхне-Волжское издательство, Иваново, 1965.
3. Клушин М.И., Гордон М.Б., Гостев Г.В. Методика определения сил, действующих на заднюю поверхность режущего инструмента при свободном резании без нароста. Сб. "Вопросы теории и технологии обработки металлов", Чебоксары, 1970.
4. Гордон М.Б. Параметры процесса трения при резании металлов. "Станки и инструмент", 1966, № 6.
5. Клушин М.И. Резание металлов, Машгиз, 1958.
6. Клушин М.И., Гостев Г.В. Вопросы сопротивления металлов пластической деформации при резании труднообрабатываемых материалов с учетом адиабатического характера процесса пластической деформации. Тезисы докладов Уральского областного научной сессии, Курган, 1967.
7. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения. Физматгиздат, Москва, 1963.

8. Гордон М.Б. К вопросу о физической природе трения при резании металлов всухую и с применением смазочноохлаждающих жидкостей. Сб. под редакцией М.И.Клушина и Л.А.Брахмана, № 1, МДНТП им. Ф.Э.Дзержинского, Москва, 1966.

9. Gordon M.B. The Applicability of the binomial law to the process of friction in the cutting of metals. „Wear“ 1967, 10, N4, pp 274-290

10. Дерягин Б.В. Новый закон трения и скольжения, ДАН. 3/93, 1934.

11. Гордон М.Б. О соотношении между адгезией и трением при резании металлов без нароста. Известия вузов СССР. „Машиностроение“, № 3, 1971.

12. Боуден Ф.П., Тейбор Д. Трение и смазка. Машгиз. 1962.

13. Семенов А.П. Трение и адгезионное взаимодействие тугоплавких и труднообрабатываемых материалов при высоких температурах. Тезисы докладов межвузовской научной конференции по вопросам технологических процессов резания труднообрабатываемых материалов, Москва, Станки, 1967.

14. Носевский И.Г. Влияние газовой среды на износ металлов, „Техника“, Киев, 1968.

УДК 621.941.025.669.018.44.004.6

А.С.Зыкин, В.Г.Никифоров, А.Н.Амелькин

ПРИМЕНЕНИЕ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОГО ПОДОГРЕВА
ПРИ ТОЧЕНИИ И ОТРЕЗКЕ ПРУТКОВ И СЛИТКОВ
ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Механическая обработка материалов в нагретом состоянии, в частности с электроконтактным подогревом, зарекомендовала себя как новое прогрессивное направление.