

УДК 621.9.21

19
В. В. ПОСТНОВ, С. Х. ХАДИУЛЛИН**ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ КРИТЕРИЙ ОЦЕНКИ РЕЖУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ**

Рассмотрены результаты термодинамического анализа взаимосвязи изнашивания инструмента с механическими и тепловыми явлениями при резании труднообрабатываемых материалов, предложен термодинамический критерий оптимизации лезвийной обработки по условиям изнашивания режущего инструмента. Диссипация; марка инструментального материала; энергия формоизменения; износ инструмента

Появление новых конструкционных материалов, таких как жаропрочные, высокопрочные, коррозионно-стойкие, тугоплавкие стали и сплавы, непрерывное возрастание требований к точности и качеству обработки выдвигает перед исследователями процессов резания все новые и более сложные задачи. Успешное решение практических задач механической обработки материалов во многом зависит от понимания физической сущности явлений, сопровождающих этот процесс.

В процессе резания в результате взаимодействия с обрабатываемым материалом контактные площадки на передней и задних поверхностях инструмента изнашиваются. Износ инструмента происходит при всех практически возможных условиях резания и физико-механических свойствах как инструментального так и обрабатываемого материалов. Несмотря на значительное число работ в этой области [1–5], установление механизма износа режущего инструмента остается актуальной задачей и требует новых исследований с применением более совершенных методов и аппаратуры.

Зона контакта инструмента с заготовкой является диссипативной системой, механическая энергия которой в процессе резания изменяется, переходя в другие формы, например, в теплоту. Трансформация механической энергии в тепловую приводит к необратимости. Необратимость процесса означает, что уравнения, описывающие макроскопическое поведение системы и ее мгновенное состояние, не инвариантны относительно обращения времени.

Реализация термодинамического подхода к разработке критериев износостойкости инструмента позволяет решить проблему вы-

бора оптимальной марки инструментального материала для обработки новых конструкционных материалов.

1. ТЕРМОДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО МАТЕРИАЛА ПРИ ЕГО ИЗНАШИВАНИИ

Состояние инструментального материала в зоне контакта с деталью как самоорганизующейся термодинамической системы, при переменных во времени τ условиях нагружения может быть описано с помощью диссипативных функций $\bar{\Psi}$, представляющих собой скорость изменения $du/d\tau$ энергии, затрачиваемой на какой-либо процесс, отнесенной к единице фактической площади A_r контакта, или же рассчитываемых как произведение скорости изменения энтропии $d\bar{s}_i/d\tau$ на температуру, а также как произведение термодинамической (обобщенной) силы $(\Delta\sigma_i)$ и обобщенного потока (J_i) :

$$\bar{\Psi} = \frac{1}{A_r} \frac{du}{d\tau} = \theta \frac{d\bar{S}}{d\tau} = (\Delta\sigma_i) \cdot J_i. \quad (1)$$

Принимая в первом приближении, что механическая внешняя энергия $\bar{\psi}_p$, подведенная к зоне контакта инструмента с деталью, затрачивается на тепловыделение при деформации обрабатываемого материала $\bar{\psi}_d$, а также на увеличение внутренней энергии при формоизменении и износе инструментального материала $\bar{\psi}_f$, закон сохранения энергии в форме баланса диссипативных функций (ДФ) можно записать в виде

$$\bar{\Psi}_p = \bar{\Psi}_d + \bar{\Psi}_f. \quad (2)$$

Для получения диссипативной функции формоизменения инструментального матери-

ала при его изнашивании использована модель сложно-напряженного состояния граничного слоя конечной толщины h_0 для случая произвольного распределения внешней нормальной ρ_r и касательной τ_n удельных нагрузок

$$\bar{\Psi}_F = \frac{1}{A_r} \frac{dV_d}{d\tau} \left[\frac{3(1+\mu) \cdot \sigma_{-\eta}^2}{4E} \right] + \sigma_{ш} = \frac{1}{A_r} \cdot U_F, \quad (3)$$

где A_r — фактическая площадь контактной поверхности; V_d — деформированный объем; μ и E — коэффициент Пуассона и модуль упругости инструментального материала; $\sigma_{-\eta}$ — напряжение, обеспечивающее локальные сдвиги в объеме деформируемого слоя; $\sigma_{ш}$ — гидростатическое давление, обеспечивающее дополнительные сдвиги; U_F — энергия формоизменения деформируемого слоя инструмента.

Для определения внутренних разрушающих напряжений $\sigma_{-\eta}$ и $\sigma_{ш}$ решена контактная задача теории пластичности для сложно-напряженного состояния фрагмента износа, с учетом статистического подхода к определению усталостной прочности инструментального материала при нестационарном тепловом режиме нагружения, реализованного в работах Г. С. Писаренко и А. А. Лебедева [5], позволяющее рассчитать скорость объемного износа инструмента по известной взаимосвязи между деформированным и изношенным объемами $V_d = V_h \cdot N_{ц}$, определив число воздействий $N_{ц}$, приводящих к отделению частицы износа.

Условие прочности, с учетом необходимости затрат определенного времени τ на зарождение и накопление в деформируемых объемах изнашиваемого материала дефектов и повреждений (субмикроскопических нарушений сплошности) и их развитием в микро- и макротрещины критического размера, записывается при этом в виде

$$I(\bar{r}, \tau) = I(\bar{r}, \tau_0) + \Delta I(\bar{r}, \tau) \leq I_{кр}, \quad (4)$$

где $I(\bar{r}, \tau)$ — уровень удельной внутренней энергии в локальных объемах материала в момент времени деформирования τ ;

$I(\bar{r}, \tau_0)$ — начальный уровень удельной внутренней энергии в момент времени τ_0 ;

$\Delta I(\bar{r}, \tau)$ — изменение удельной внутренней энергии в локальных объемах материала за время его деформирования;

\bar{r} — параметр, характеризующий координаты локальных объемов материала.

Для модели сложно-напряженного состояния граничного слоя тела конечной толщины удельная энергия его формоизменения может быть записана в виде

$$I_{\Phi} = \frac{3(1+\mu)}{E} \cdot \sigma_{-\eta}^2 + \sigma_{ш}. \quad (5)$$

При этом для нестационарного теплового режима изнашивания инструментального материала; его усталостного характера; того факта, что критическое напряжение разрушения твердых сплавов определяется в основном энергией пластической деформации кобальтовой прослойки; существования условия перехода макротрещины от ее зарождения к росту при определенном критическом отношении $n_{кр}$ предельных касательных и нормальных напряжений на границе образующегося фрагмента износа, была получена расчетная зависимость для критической энергии формоизменения

$$I_{\Phi кр} = \frac{3(1+\mu)}{E} \times \left\{ \left[\left(\frac{1+r}{1-r} \right) \cdot \frac{\sigma_m}{1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_B} \right)^5} \right]^2 + \left[\sigma_m - 0,15 \sqrt{0,25\rho_r^2 + \tau_n^2} \right]^2 \right\}, \quad (6)$$

где $\sigma_m = \left(\frac{1}{2} - \frac{h_0}{d_0} \right) \cdot \rho_2 + 0,15 \sqrt{0,25\rho_r^2 + \tau_n^2}$ — номинальное значение внутреннего напряжения;

E, μ — модуль упругости и коэффициент Пуассона инструментального материала, соответственно;

σ_B — предел прочности инструментального материала;

r — коэффициент асимметрии цикла изменения силы резания при высокочастотных вибрациях;

τ_n, ρ_r — удельные касательные и нормальные напряжения, действующие на локальном пятне контакта инструментального и обрабатываемого материалов.

В работе [4] экспериментально и теоретически обоснована определяющая роль адгезионного взаимодействия в усталостном износе режущего инструмента. В связи с этим в расчетах энергии формоизменения в дальнейшем в качестве удельных нагрузок используются тангенциальная прочность адгезионной связи τ_n и нормальная удельная нагрузка

ка на пластически насыщенном упругом адгезионном контакте ρ_r , экспериментально определенные при различных температурах контакта на установке и по методике, описанной в [4].

В выражение (6) входит относительный размер h_0/d_0 частицы износа, связанный с адгезионной составляющей $f_a = f_a/\rho_r$ коэффициента трения и критерием $n_{кр} = \tau_{кр}/\sigma_{кр}$ образования и роста усталостной микротрещины при определенном отношении касательных $\tau_{кр}$ и нормальных $\sigma_{кр}$ напряжений на границе будущего фрагмента износа.

Величину $n_{кр}$ можно получить при решении уравнения

$$n_{кр} = \frac{K_f}{2(K_f + 1)} + \frac{\sqrt{K_f^2 + 4(K_f + 1) \cdot 10^{-14} \cdot E/f_{Co}}}{2(K_f + 1)}, \quad (7)$$

где $K_f = \sqrt{1 + 4f_a^2}$;

E — модуль упругости инструментального материала, Н/м²;

f_{Co} — процентное содержание кобальта в твердом сплаве.

Экспериментально определив температурные зависимости τ_n и ρ_r и рассчитав f_a , можно получить значения σ_m , $n_{кр}$, h_0/d_0 , входящие в уравнение (6) для определения предельной (критической) энергии формообразования $I_{Ф}$.

В выражении (3) для диссипативной функции формоизменения V_d есть не суммарный объем частиц износа, а деформированный объем, связанный с изношенным V_h объемом соотношением $V_d = V_h \cdot N$, где N — число циклов деформации до разрушения.

Результаты исследований износа инструмента показывают, что при обработке труднообрабатываемых материалов в условиях чистового и получистового точения преимущественно разрушается задняя поверхность инструмента. Продукты разрушения, даже в области высоких скоростей (температур) резания распределены дискретно, отдельными блоками. Интенсивность нарастания износа во времени обработки неравномерна, можно выделить стадии приработочного, установившегося и катастрофического износа.

Для определения числа N с учетом установленных выше закономерностей образования и характерных размеров единичной частицы износа рассмотрим схему износа ин-

струмента по задней поверхности, представленную на рис. 1.

В соответствии с вышеизложенным допустим, что срез дефектного слоя толщиной h_0 (см. рис. 1,а) происходит после того, как по истечении некоторого числа циклов нагружения единичного пятна контакта (микронеровности) на изнашиваемой поверхности инструмента на глубине h_0 возникает система подповерхностных усталостных трещин длиной d_0 и напряжение в контактном слое инструмента превысит предел его прочности.

Выделим на фаске износа задней поверхности полоски шириной d_0 , равной размеру единичного фрагмента износа в направлении, перпендикулярном скорости резания (рис. 1,б).

Объем изношенной части инструмента можно выразить в виде

$$V_h = b_1 \cdot h_0 \cdot \sum_{i=1}^M h_{3i}, \quad (8)$$

где b_1 — активная длина режущих кромок инструмента;

M — число циклов срезания слоев толщиной h_0 в процессе укорочения резца на величину радиального (размерного) износа h_r .

Ввиду наличия углов α и γ величина h_{3i} для каждого момента процесса износа изменяется

$$h_{3i} = h_{3i-1} + h_0(\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma). \quad (9)$$

Подставив это значение в выражение (8), получим

$$V_h = b_1 \cdot h_0 \times \left[M h_3 + h_0(\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma) \frac{M(M-1)}{2} \right]. \quad (10)$$

Решив это уравнение относительно M , с учетом того, что $V_{h_i} = b_1 \cdot h_3^2/2(\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma) \geq 0$, $M \gg 1$ число циклов нагружения при срезании слоев толщиной h_0 и шириной b_1 ,

$$M = \frac{h_3(\sqrt{2}-1)}{h_0(\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma)} = \frac{0,414h_3}{h_0(\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma)}. \quad (11)$$

Основная информация об усталостной прочности материала дается кривой выносливости — зависимостью среднего числа циклов m до разрушения от значения эффективных

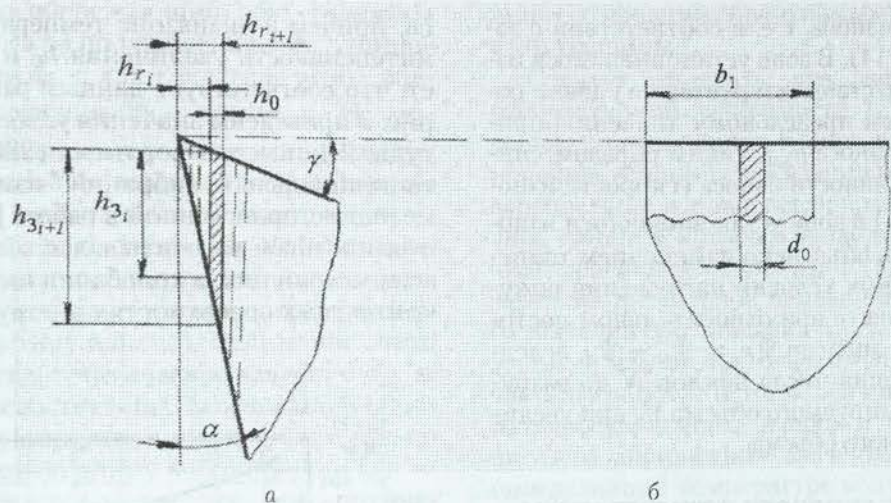


Рис. 1. Схема износа инструмента по задней поверхности: а — вид в главной секущей плоскости; б — вид в плоскости резания

пределных переменных напряжений цикла $\sigma_{-\eta}$

$$m = \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{-\eta}} \right)^{t_r}, \quad (12)$$

где σ_0 и t_r — постоянные, определяемые свойствами изнашиваемого материала с учетом особенностей сложно-напряженного состояния деформируемого объема.

Если принять, что поверхностный слой толщиной h_0 в среднем разрушается за $m = \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{-\eta}} \right)^{t_r}$ циклов, а количество таких слоев в пределах ширины зоны контакта (рис. 1, б) равно b_1/d_0 , то общее число циклов, затраченное на разрушение объема V_d

$$N = M \cdot m \frac{b_1}{d_0}, \quad (13)$$

или, с учетом (11), (12), (13), деформированный объем равен

$$V_d = V_h \cdot \frac{0,414 b_1 \cdot h_3}{h_0 \cdot d_0 (\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma)} \cdot \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{-\eta}} \right)^{t_r}. \quad (14)$$

Следовательно, выражение для диссипативной функции формоизменения инструментального материала при его объемном износе

$$V_h = \frac{b_1 \cdot h_3^2}{2 (\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma)}, \quad (15)$$

можно записать в виде

$$\bar{\Psi}_F = \frac{1}{b_1 \cdot h_3} \cdot \frac{d}{d\tau} \times$$

$$\times \left[\frac{0,414 b_1^2 \cdot h_3^3}{2 (\operatorname{ctg} \alpha - \operatorname{tg} \gamma)^2 \cdot h_0 \cdot d_0} \cdot \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{-\eta}} \right)^{t_r} \right] \cdot \Pi_{\Phi}. \quad (16)$$

Принимая в качестве переменной размер фаски износа h_3 , после дифференцирования

$$\bar{\Psi}_F = 0,6213 \frac{b_1 \cdot h_r}{h_0 \cdot d_0} \cdot \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{-\eta}} \right)^{t_r} \cdot \frac{dh_r}{d\tau} \cdot \Pi_{\Phi}. \quad (17)$$

Экспериментальные исследования распределения напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ в контактной зоне режущего инструмента показали, что даже при больших значениях переднего угла ($\gamma = 15^\circ \div 20^\circ$) в пределах фаски износа по задней поверхности существует только напряженное состояние сжатия, причем изменение ширины зоны контакта b_1 не приводит к заметному изменению напряжений в режущей части инструмента.

В выражении (17) можно выбрать предел прочности инструментального материала при сжатии, а показатель фрикционной усталости t_r — на основе критерия, предложенного Л. Л. Лебедевым для условий широкого изменения напряженного состояния под действием силовых нагрузок с учетом температуры нагрева материала.

Наблюдение за количеством фрагментов износа, проведенное в работе, показывает, что в зоне приработки инструмента их число возрастает практически прямо пропорционально

росту фаски износа, т. е. в соответствии с зависимостью (14). В зоне установившегося износа это число стабилизируется на уровне, соответствующем предельному значению приработочного износа $h_{э.н.}$. Таким образом, снижение интенсивности износа (скорости износа $v_h = dh_r/dT$) в зоне установившегося износа может быть объяснено изменением температурно-силовых условий нагружения режущего инструмента при относительном постоянстве затрат энергии $\Psi_F = \Psi_p - \Psi_d$, вследствие увеличения числа циклов N до разрушения деформируемого объема V_d при увеличении указанного объема.

2. ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ И ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ НА ЭНЕРГИЮ ФОРМОИЗМЕНЕНИЯ ИЗНАШИВАЕМОГО ОБЪЕМА

Характерные зависимости параметров, определяющих согласно уравнению (6) энергию формообразования Π_f от температуры резания, приведены на рис. 2. Экстремальность зависимости $f_a(\Theta)$, связанная с резким разупрочнением зоны контакта при температурах, больших некоторой характерной Θ_x температуры контакта, определяет немонотонное поведение $n_{кр}$.

В диапазоне температур $\Theta < \Theta_x$ отношение $n_{кр} = \tau/\sigma$, определяющее условие развития микротрещин в инструментальном материале незначительно увеличивается, а относительный размер h_0/d_0 частицы износа снижается, что согласно данным определяется снижением гидростатического давления $\sigma_{ш} = \rho_r \cdot \left(\frac{1}{2} - h_0/d_0\right)$, препятствующего зарождению и развитию усталостных трещин. При температурах $\Theta > \Theta_x$ наблюдается интенсивное снижение $n_{кр}$ и возрастание h_0/d_0 . В этом же диапазоне температур наблюдается резкое снижение номинального значения внутреннего напряжения σ_m .

Для объяснения полученных закономерностей на рис. 3 представлены зависимости физико-механических характеристик твердого сплава ВК6М (E , $\sigma_{вн}$), критического многоциклового напряжения σ_{-n} и характерных размеров частицы износа — толщины h_0 и диаметра d_0 .

Представленные на рис. 3 данные показывают, что с увеличением температуры контакта вследствие снижения упругих (E) и прочностных ($\sigma_{вн}$) характеристик инструментального материала, снижения его усталостной контактной прочности σ_{-n} происходит увеличение размеров единичной частицы изно-

са, причем в диапазоне температур $\Theta > \Theta_x$ интенсивность увеличения h_0 и d_0 возрастает, что соответствует данным работ [2, 3]. На рис. 3 приведены значения удвоенной амплитуды $2A_r$ высокочастотных (2800÷3000 Гц) тангенциальных вибраций, измеренных по методике, приведенной в работе [4], по значениям которой рассчитывался коэффициент r асимметрии цикла колебания напряжений на контактных поверхностях инструмента.

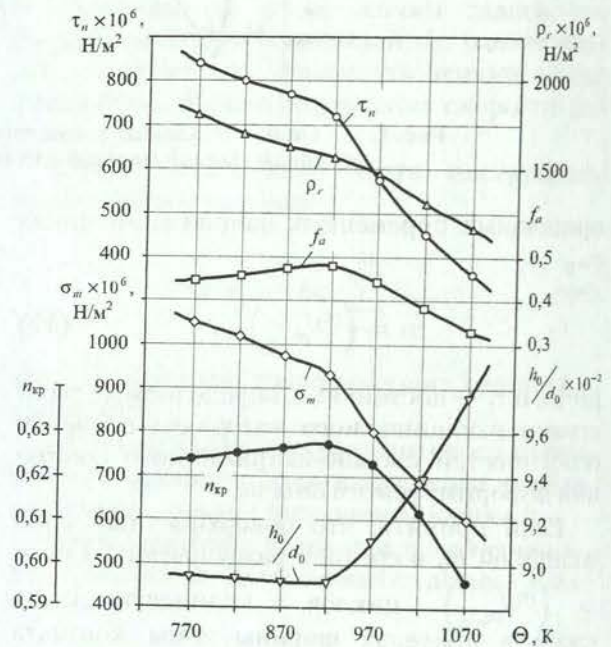


Рис. 2. Влияние температуры контакта на параметры, определяющие критическую энергию формообразования инструментального материала ВК8 при обработке сплава ХН73МБТЮ ($s = \text{мм/об}$, $t = 0,5 \text{ мм}$)

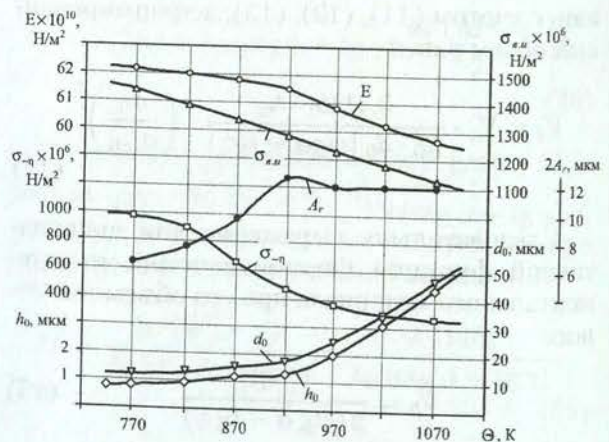


Рис. 3. Влияние температуры контакта на физико-механические характеристики и размеры частиц износа твердого сплава ВК6 при точении сплава ХН73МБТЮ ($S = 0,1 \text{ мм/об}$; $t = 0,5 \text{ мм}$)

Несколько опережающий рост толщины частицы износа h_0 по сравнению с ее длинным размером d_0 и, как следствие этого, возрастание отношения h_0/d_0 при $\Theta > \Theta_x$ может быть объяснено менее интенсивным снижением удельной нормальной нагрузки ρ_r по сравнению с тангенциальной прочностью τ_n фрикционной связи, обеспечивающей циклическую нагрузку на единичную микронеровность инструментального материала (потенциальную частицу износа). Вследствие этого внутреннее гидростатическое давление $\sigma_{ш} \approx \approx 0,4\rho_r$, способствующее залечиванию образующихся субмикротрещин и ограничивающее критическую длину микротрещин $l_{кр} = = 2d_0$, снижается медленнее, чем критическое напряжение $\tau_{кр}$ пластической деформации кобальтовой прослойки твердого сплава, определяющее толщину h_0 частицы износа.

В работе [4] в результате микроструктурного исследования фаски износа инструмента показано, что контактные поверхности покрыты сеткой микротрещин, перпендикулярных фаске износа, глубина которых $l_{кр} = = h_0$, связана с влиянием внешней касательной нагрузки τ_n на напряжения σ'_n . Под изнашиваемой поверхностью развиваются микротрещины длиной $l_{кр} = d_0$, критический размер которых определяется влиянием нормальной нагрузки ρ_r на σ'_n . Для этих двух систем трещин, вследствие влияния различных составляющих внешней нагрузки (τ_n и ρ_r) на разрушающую компоненту σ'_n внутренних напряжений и гидростатическое давление $\sigma_{ш}$, а также различных по величине значений G и σ_T инструментального материала вследствие высокого градиента температуры по глубине разрушаемого (изнашиваемого) слоя следует ожидать различного соотношения $\sigma_{кр}$ и $l_{кр}$. Поскольку в исследованном диапазоне температур $f_a = \tau_n/\rho_r < 1$, σ'_n для трещин, перпендикулярных поверхности фаски износа меньше, чем σ'_n для подповерхностных трещин, что при равных значениях $\sigma_{кр} \approx 2\sigma_T$ даст значение $l_{кр} = h_0$ примерно в 10 раз меньше, чем $l_{кр} = d_0$. При этом нормальная удельная нагрузка ρ_r действует как сжимающее напряжение, снижающее растягивающее напряжение σ_n и способствующее залечиванию подповерхностных трещин, параллельных изнашиваемой поверхности. В то же время для микротрещин, выходящих на поверхность контакта под углом Θ , близким к $\pi/2$, напряжения ρ_r могут способствовать их активному росту вследствие расклинивающего эффекта при установленном экспериментально

запрессовывании обрабатываемого материала в эти трещины.

Следует отметить, что экстремальность температурной зависимости $f_a(\Theta)$, обусловленная соотношением τ_n и ρ_r , приводит к изменению условий зарождения и развития поверхностных и подповерхностных микротрещин, слияние которых приводит к образованию фрагмента износа (рис. 1), в основном через экстремальное изменение критического значения соотношения $n_{кр}$ и, как следствие этого, — изменение относительного размера частицы износа. В то же время характерные размеры фрагмента износа и его объем зависят от абсолютных значений τ_n и ρ_r при определенной температуре контакта, а также от амплитуды и частоты вибраций, причем наибольший вклад в величину разрушающего напряжения σ_T вносит нормальная удельная нагрузка ρ_r , определяемая в основном твердостью и прочностью обрабатываемого материала. Это разрушающее влияние нивелируется положительным эффектом от увеличения (при росте ρ_r) гидростатического давления $\sigma_{ш}$ в подповерхностном слое, способствующее залечиванию микротрещин, а также так называемому «запиранию» частицы износа в контактной поверхности инструмента.

Из условия, что в зоне установившегося износа $h_r = h_{rn}$, рассчитано число циклов N для различных температур контакта:

$$N = 0,6213 \frac{b_1 \cdot h_{rn}}{h_0 \cdot d_0} \cdot \left(\frac{\sigma_{сж}}{\sigma_{-n}} \right)^{t_r} \quad (18)$$

При этом принята величина показателя степени $t_r = 5$, температурная зависимость предела прочности $\sigma_{сж}$ по данным Г. С. Креймера.

Анализ полученных данных (рис. 4) показывает, что интенсивное снижение действующих нагрузок σ_m в зоне температур выше 820 К при практически линейном снижении прочности сплава ВК8 приводит к росту числа циклов m , потребных в среднем для разрушения слоя толщиной h_0 при температурах 970–1070 К. Замедление снижения σ_m при $\Theta > 1020$ К вследствие усиления явлений высокотемпературного схватывания контактирующих материалов приводит к снижению интенсивности нарастания m в зоне высоких температур контакта. В то же время увеличивается площадь поперечного сечения $h_0 d_0$ единичного фрагмента износа вследствие роста критического размера разрушающих микротрещин в зоне высоких температур. Совместное влияние указанных выше

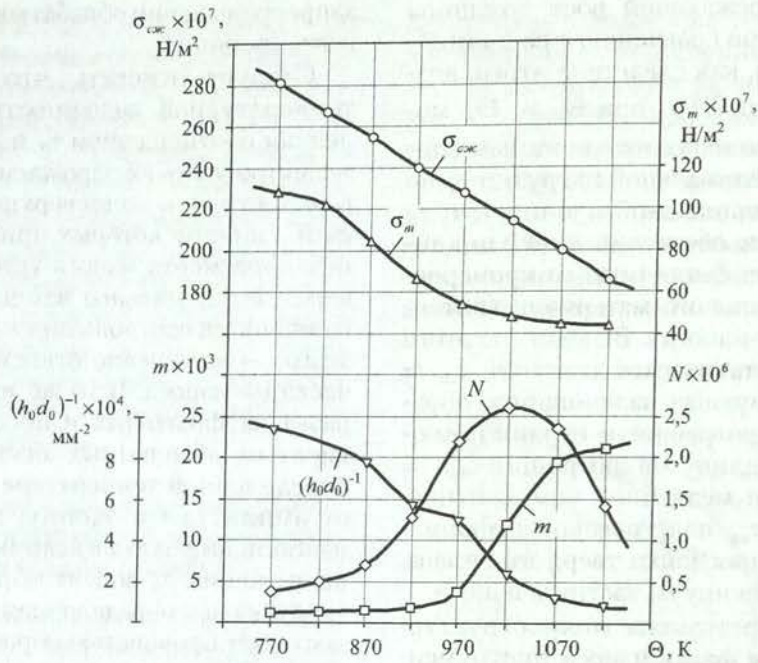


Рис. 4. Влияние температуры на параметры фрикционной усталости твердого сплава ВК8 при контактировании с жаропрочным сплавом ХН73МБТЮ ($v = 0,25 \div 1,25$ м/с; $t = 0,5$ мм; $S' = 0,11$ мм/об; $\alpha = 10^\circ$; $h_{гн} = 0,15$ мм)

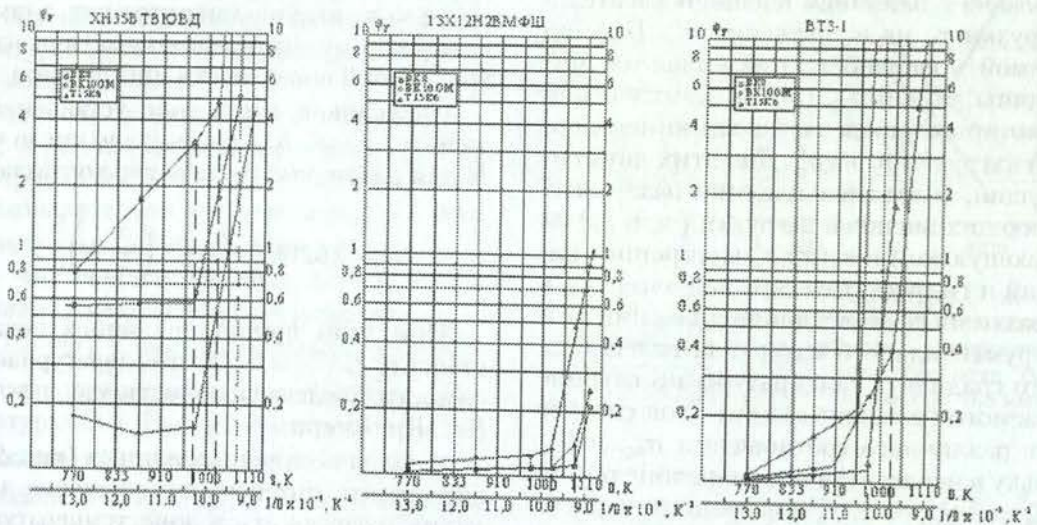


Рис. 5. Температурные зависимости ψ_F различных сочетаний инструментальных и обрабатываемых материалов

факторов приводит к экстремальности зависимости $N(\Theta)$ при температурах $990 \div 1030$ К, что соответствует температуре максимума коэффициента адгезии f_a , диапазону гомологических температур $(0,6 \div 0,65)\Theta_{пл}$ обрабатываемого материала, при которых наблюдается максимальная скорость диссипации механической энергии в тепловую.

Следует отметить, что число циклов N до разрушения единичного объема порядка $(1 \div 2) \cdot 10^6$ соответствует данным, представленным в работе [5] в виде диаграммы для

определения предела усталости инструментальных материалов при сложно-напряженном состоянии и различных температурах, а также данным, полученным на основании экспериментальных исследований характеристик многоциклового фрикционной усталости при износе инструментальных материалов.

Значительный интерес с точки зрения прочности и износостойкости инструмента имеет уровень и поведение температурных зависимостей критерия ψ_F как фактора, отражающего условия зарождения и разви-

тия усталостной микротрещины, прочностные характеристики инструментального материала, условия нагружения и действующие нагрузки. На рис. 5 приведены зависимости $\psi_F(\Theta)$ для различных твердых сплавов при их контактировании с представителями различных групп обрабатываемых материалов: жаропрочной хромоникелевой стали (сплав) ХН35ВТЮВД (ЭИ787ВД), нержавеющей теплостойкой стали 13Х12Н2ВМФШ (ЭИ961Ш) и титанового сплава ВТ3-1. Наибольшие значения ψ_F имеет для сплавов Т15К6 и ВК8, особенно в зоне низких температур. Так как в зоне режущей кромки инструмента возникают напряжения сжатия, то наибольшим значением усталостной прочности будет обладать сплав Т15К6, затем ВК100М и наименьшим запасом прочности вследствие наименьшего уровня $\sigma_{-в}$ предела прочности на сжатие будет обладать сплав ВК8.

Вместе с тем уровень вибраций и рост температуры резания может поменять картину на противоположную. Данные рис. 4 наглядно показывают влияние обрабатываемого материала, степени его жаропрочности и легированности на уровень ψ_F в инструментальном материале и, следовательно, размерную стойкость последнего. Наибольший уровень ψ_F обеспечивается для сплава ХН35ВТЮВД, затем следует сплав 13Х12Н2ВМФШ и наименьший уровень — для титанового сплава ВТ3-1. В том же порядке располагается минимальная интенсивность износа твердосплавных инструментов при обработке указанных сплавов на оптимальных режимах резания $J_{h_0} = (0,5 \div 5) \cdot 10^{-6}$ для ХН35ВТЮВД, $J_{h_0} = (0,5 \div 1) \cdot 10^{-7}$ для 13Х12Н2ВМФШ, $J_{h_0} = (0,5 \div 1) \cdot 10^{-8}$ для ВТ3-1.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Предложен термодинамический критерий оценки режущей способности инструментальных материалов в виде диссипативной функции формоизменения контактной поверхности режущего инструмента, представляющий собой удельную скорость изменения энергии, затрачиваемой на процесс образования частиц износа.

2. Разработана термодинамическая модель износа режущего инструмента, учитывающая влияние напряженно-деформированного состояния локального объема приконтактного слоя инструмента и его усталостных

изменений при нестационарном температурно-силовом режиме нагружения на удельную энергию формоизменения при образовании единичной частицы износа;

3. Определены рациональные термодинамические условия эксплуатации режущего инструмента в виде температурного диапазона, нижняя граница которого совпадает с температурой максимума релаксационных процессов в модифицированном приконтактном слое обрабатываемого материала, а верхняя — с температурой потерь формоустойчивости режущей кромки инструмента.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Макаров, А. Д. Износ и стойкость режущего инструмента / А. Д. Макаров. М.: Машиностроение, 1966. 264 с.
2. Иванова, В. С. Синергетика: Прочность и разрушение металлических материалов / В. С. Иванова. М.: Наука, 1992. 160 с.
3. Постнов, В. В. Термодинамические принципы обеспечения управляемости процесса резания / В. В. Постнов // Вестник УГАТУ. 2005. № 6 (12). С. 98–106.
4. Постнов, В. В. Исследование закономерностей нестационарных процессов резания металлов / В. В. Постнов // Вестник УГАТУ. 2000. № 2. С. 203–207.
5. Остафьев, В. А. Расчет динамической прочности режущего инструмента / В. А. Остафьев. М.: Машиностроение, 1979. 168 с.

ОБ АВТОРАХ



Постнов Владимир Валентинович, доц., проф. каф. автоматиз. технол. систем. Дипл. инж.-мех. (УГАТУ, 1972). Д-р техн. наук по технол. и оборуд. мех. и физ.-техн. обработки (УГАТУ, 2005). Иссл. в обл. нестационарных процессов резания жаропрочных сталей и сплавов.



Хадиуллин Салават Хакимович, асс., асп. каф. мехатронных станочных систем. Дипл. инж.-мех. (УГАТУ, 2005). Готовит дис. в обл. физ.-мех. свойств и механики контактных процессов.