

УДК 621.9.21

В. В. ПОСТНОВ

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ НЕСТАЦИОНАРНОГО РЕЗАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

Рассмотрены результаты термодинамического анализа взаимосвязи механических и тепловых явлений при нестационарном резании труднообрабатываемых материалов, предложены методы оптимизации лезвийной обработки по условиям изнашивания и технико-экономическим критериям эксплуатации режущего инструмента. *Нестационарность; диссипация; износ инструмента; себестоимость обработки*

Заключительной задачей технологии лезвийной обработки является установление режимов, обеспечивающих оптимальные (заданные) технические и экономические параметры. При этом удовлетворяются требования по ограничивающим факторам и достигаются экстремальные значения оптимизируемых параметров. В качестве ограничивающих факторов наиболее часто используют значения глубины резания и подачи инструмента, определяемые из требований к точности и качеству поверхности обрабатываемых деталей, а оптимальную скорость резания назначают по экстремальным значениям экономических параметров (себестоимости, прибыли, приведенных затрат и т. п.) или по критериям максимальной износостойкости инструмента. Их использование наиболее эффективно для обработки сложнопрофильных деталей и предполагает высокую степень управляемости и нестационарности процесса резания при соблюдении принципов его внешней (на стадии технологической подготовки) и внутренней (на стадии реализации процесса) оптимизации. Под нестационарной лезвийной обработкой понимается процесс срезания единичного слоя припуска, при котором технологические параметры (элементы режима резания, геометрия инструмента и т. д.) изменяются во времени непрерывно или дискретно. Нестационарный режим определяется в каждый момент времени не только текущими значениями скорости резания v , подачи S и глубины t , но и их производными по времени — ускорением движения резания a_v , скоростью изменения подачи a_S и глубины резания a_t .

В общем случае значения скоростей резания по указанным критериям ($v_m, v_o, v_{\Sigma}, v_{\text{min}}$)

разные, но для обработки жаро- и особопрочных материалов они практически совпадают [1] и определяются по условиям минимальной интенсивности износа инструмента.

1. ТЕРМОДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ НЕСТАЦИОНАРНОГО РЕЗАНИЯ

Состояние зоны контакта инструмента 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 $du_i/d\tau$ энергии, затрачиваемой на какой-либо процесс, отнесенной к единице фактической площади A_r контакта, или же рассчитываемых как произведение скорости изменения энтропии $ds_i/d\tau$ на температуру, а также как произведение термодинамической (обобщенной) силы $(\Delta\sigma_i)$ и обобщенного потока (J_i):

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

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

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

С учетом закономерностей распределения удельных нагрузок в зоне резания, и наличия трех зон формирования силы резания P_z , ДФ внешних сил представлена в виде

$$\bar{\Psi}_p = \frac{1}{b(h_3 + c)} \cdot \frac{d}{d\tau} (P_z \cdot l) = \frac{d}{d\tau} \left(\tau_p l \left[\frac{1 + B^2}{B(1 + B \operatorname{tg} \gamma)} + \frac{0,6875}{k_a} + 0,505 \right] \right), \quad (3)$$

где b — ширина срезанного слоя; h_3 и c — длины контакта реза со стружкой и деталью по задней и передней поверхностям инструмента; τ_p — напряжение сдвига обрабатываемого материала, l — путь резания, k_a — коэффициент усадки стружки; γ — передний угол реза; $B = \operatorname{tg} \beta_1$, где β_1 — условный угол сдвига.

При получении уравнения ДФ пластической деформации исходили из представления о трансформации энергии деформации в тепловую энергию, рассеиваемую в стружку, деталь, резец и окружающую среду. При этом предполагалась возможность неполного превращения механической энергии в тепловую в пределах зоны контакта инструмента с деталью вследствие высоких скоростей и ускорений деформации, конечности скорости превращения и возможности увеличения напряжения сдвига $\Delta\tau_p$ внутри пластической зоны вследствие эффекта скоростного упрочнения, компенсирующего разупрочняющее влияние температуры на τ_p .

Отнеся упрочнение приповерхностного слоя через $\Delta\tau_p$ к числу дислокаций D , приходящихся на единицу степени пластической деформации, с учетом роста термодинамического потенциала в скоплениях n компланарных дислокаций, обобщенная термодинамическая сила процесса пластической деформации представлена в виде

$$(\Delta\sigma_d) = \frac{n}{D} \cdot \Delta\tau_p. \quad (4)$$

Для определения $\Delta\tau_p$ рассмотрено влияние адиабатического повышения температуры на напряжение пластического течения τ_p , при этом изменения скорости и степени деформации были представлены как эквивалентные изменения температуры, модифицированной по скорости деформации

$$\theta_M = \theta \left(1 - k_1 \ln \frac{\dot{\epsilon}'}{\dot{\epsilon}'_0} \right), \quad (5)$$

где k_1 — постоянная, выбираемая таким образом, чтобы изменения напряжения τ_p при температуре θ и скорости деформации $\dot{\epsilon}'_0$ были такими же, как при скорости $\dot{\epsilon}'$ и температуре θ_M .

Получено выражение для касательного напряжения при пластическом течении в виде

$$\tau_p = \sigma_B \left[1 - m_T z_T \left(\frac{\theta_M}{\theta_{пл}} \right)^{z_T-1} \frac{\Delta\theta_M}{\theta_{пл}} + n_1 \frac{\Delta\theta_M}{\theta_M} \right], \quad (6)$$

где $m = 1 - m_T z_T \left(\frac{\theta_M}{\theta_{пл}} \right)^{z_T-1} \frac{\Delta\theta_M}{\theta_{пл}} + n \frac{\Delta\theta_M}{\theta_M}$ имеет физический смысл коэффициента температурно-скоростного упрочнения материала детали в контактной зоне; σ_B — предел прочности материала детали, полученный при деформировании в изотермических условиях; m_T, z_T — постоянные; n_1 — показатель степени деформационного упрочнения; $\theta_{пл}$ — температура плавления обрабатываемого материала, $\Delta\theta_M$ — приращение модифицированной температуры.

Обобщенный поток реакции J_d процесса пластической деформации как процесса образования и движения дислокаций в объеме термопластически деформированной зоны определяется выражением

$$J_d = \rho \cdot c \cdot \frac{\Delta\theta_M \cdot \dot{\epsilon}}{\tau_p \cdot 10^{-15}}, \quad (7)$$

где ρ, c — соответственно плотность и удельная теплоемкость материала детали.

Диссипативная функция процесса пластической деформации как поверхностной плотности тепловой энергии, с учетом уравнений (4) и (7) может быть представлена в виде

$$\bar{\Psi}_d = \frac{n}{D} \cdot 10^5 \rho c \cdot \Delta\theta_M (1 - m) \cdot h_0 \cdot \dot{\epsilon}', \quad (8)$$

где h_0 — толщина термопластически деформированного слоя материала детали.

Получено выражение ДФ формоизменения инструментального материала при его изнашивании и образовании новых свободных поверхностей. При этом 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.

$$\bar{\Psi}_F = \frac{1}{A_r} \frac{dV_d}{d\tau} \left[\frac{3(1 + \mu) \sigma_{-n}^2}{4E} + \sigma_{ш} \right] = \frac{1}{A_r} U_F, \quad (9)$$

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 инструментом.

Для определения внутренних разрушающих напряжений $\sigma_{-\eta}$ и $\sigma_{ш}$ решена контактная задача теории пластичности для сложнопластического 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.

Получено уравнение общего энергетического баланса

$$\begin{aligned} \frac{1}{b(h_3 + c)} \left(l \frac{dP_z}{d\tau} + P_z \cdot v \right) = \\ = \frac{n'}{D} \cdot 10^5 \rho c \cdot \Delta\theta_M (1 - m) \cdot h_\theta \cdot \varepsilon' + \\ + \frac{1}{A_r} \cdot \left[\frac{3(1 + \mu) \cdot \sigma_{-\eta}^2}{4E} \right] \cdot \frac{dV_d}{d\tau}, \quad (10) \end{aligned}$$

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.

2. МЕТОДЫ ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ПРИ НЕСТАЦИОНАРНОМ ТОЧЕНИИ

Для определения закономерностей оптимального управления нестационарным течением рассмотрим возможные методы минимизации интенсивности износа и себестоимости токарной обработки жаропрочных сплавов на основе приведенной термодинамической модели.

2.1. Оптимизация по критерию минимальной интенсивности износа инструмента

Для изнашиваемой задней поверхности инструмента уравнение баланса ДФ

$$\frac{1}{bh_3} \frac{d}{d\tau} (F_3 \cdot l) = \frac{n'}{D} \cdot 10^6 \frac{\lambda \rho c}{\tau_p} \left(\frac{1 - m}{m} \right) \frac{h_\theta}{h_d} \times$$

$$\times \frac{f_\theta B \cos \alpha}{(2 - \Delta/h_3)} \cdot v \cdot \Delta\theta_3 + J_h I_\Phi \cdot N_{ц}, \quad (11)$$

откуда

$$J_h = \frac{1}{I_\Phi N_{ц}} \left[\frac{\frac{d}{d\tau} (F_3 l)}{bh_3} - \frac{n'}{D} \cdot 10^6 \frac{\lambda \rho c}{\tau} \times \right. \\ \left. \times \frac{1 - m}{m} \cdot \frac{h_\theta}{h_d} \cdot \frac{f_\theta B \cos \alpha}{2 - \Delta/h_3} v \Delta\theta_3 \right] \quad (12)$$

где λ — коэффициент теплопроводности материала детали; Δ и h_3 — длина контактной зоны по задней поверхности остроугольного и изношенного резца, соответственно; F_3 — сила трения по задней поверхности инструмента; $\frac{h_\theta}{h_d}$ — соотношение толщин термомеханически деформированных слоев детали и инструмента; f_θ — поправка, учитывающая влияние скорости и температуры резания на скорость деформации ε' .

Результаты расчета зависимостей $J_h(\theta)$ по уравнению (12) в сравнении с экспериментально полученными значениями, показывают (рис. 1) не только качественную, но и достаточно хорошую количественную сходимость, что позволяет сделать заключение об адекватности термодинамической модели реальным условиям резания.

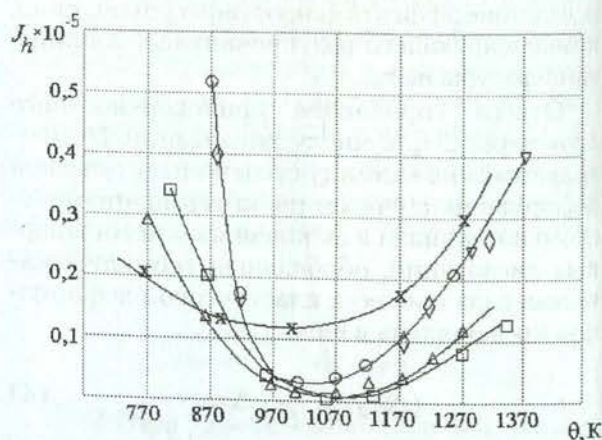


Рис. 1. Сопоставление расчетных и экспериментальной температурных зависимостей интенсивности износа резца ВК8 при точении сплава ХН73МБТЮ ($S = 0,11$ мм/об, $t = 0,5$ мм): \circ — $h_3 = 0$; \triangle — $h_3 = 0,2$ мм; \square — $h_3 = 0,35$ мм; \diamond — $h_3 = 0,5$ мм; ∇ — $h_3 = 0,6$ мм

Поскольку $J_h = dh_3/dl$, $F_3 = q'_F bh_3$, а $\rho c \Delta\theta = \Delta H_T$ — изменение теплосодержания приконтактных слоев обрабатываемого материала, для случая обработки с постоянными

значениями S и t выражение (12) можно записать относительно приращения фаски износа

$$\Delta h = \int_{l_0}^{l_i} \frac{q'_F}{ИФ N_{ц}} dl - \int_{\tau_0}^{\tau_i} C_d \frac{\Delta H_T}{ИФ N_{ц}} d\tau, \quad (13)$$

т.е. приращение износа является разностью функционалов силовой и температурной нагруженности изнашиваемой поверхности, причем влияние силовой нагрузки (q'_F) определяется приращением пути резания, а температура, способствующая увеличению теплосодержания ΔH_T и разупрочнению инструментального материала, влияет на износ инструмента с учётом времени её воздействия. Очевидно, что приращение износа будет минимальным в случае сближения численных значений указанных функционалов.

Определение минимума J_h и приращения Δh_3 по зависимостям (12) и (13) может быть получено из показанных в работах [2–4] условий максимальной синхронизации механических и тепловых процессов в определённом оптимальном температурном диапазоне с учетом разделения источников механической энергии, действующих на резец со стороны передней и задней поверхностей

$$\begin{aligned} \bar{\psi}_p &= \bar{\psi}_{pn} + \bar{\psi}_{pz} = \\ &= q_N v \left(1 + z_{pz} \frac{a_v l}{v^2} \right) + q'_F \left(2 - \Delta/h_3 \right), \quad (14) \end{aligned}$$

где q_N и q'_k — удельные и нормальная нагрузка на передний и касательная нагрузка на задней поверхности инструмента, соответственно; z_p — показатель степени зависимости силы резания от скорости резания; Δ — длина контакта задней поверхности неизношенного инструмента с деталью.

$$\bar{\psi}_d = \chi_n \cdot v_n (q_N + q'_F), \quad (15)$$

и условие сохранения соотношения баланса ДФ: $\bar{\psi}_p = \chi \cdot \bar{\psi}_d$, из уравнения (14) с учетом (15) может быть записано в виде

$$\begin{aligned} K_v &= \frac{a_v \cdot l}{v^2} = \frac{d \ln v}{d \ln l} = \\ &= \frac{\chi_n - 1}{z_{pz}} \left[\frac{q'_F + q_N}{q_N} - \frac{q'_F}{q_N} \cdot \frac{(z - \Delta/h_3)}{\chi_n - 1} \right]. \quad (16) \end{aligned}$$

Проведена экспериментальная проверка целесообразности использования уравнения

(16) для управления изнашиванием инструмента при точении сплава ХН73МБТЮ резцом ВК6М. Для этого были рассчитаны значения K_v , исходя из начальных температурно-скоростных условий ($\theta_n = 650, 720, 800, 900^\circ\text{C}$), с учетом влияния температуры на значения q'_F, q_N и χ . Поскольку значения отношения $\frac{\Delta}{h_3}$ при фасках износа больше 0,1–0,15 мм незначительно, значения K_v принимали постоянными, а необходимые для составления управляющей программы для станка с ЧПУ параметры определяли по формулам:

- путь резания

$$l = [(1 - K_v)(C_1 \tau + C_2)]^{\frac{1}{1-K_v}}; \quad (17)$$

- скорость резания

$$v = C_1 (1 - K_v)^{\frac{K}{1-K_v}} (C_1 \tau + C_2)^{\frac{K}{1-K_v}}; \quad (18)$$

- ускорение резания

$$\begin{aligned} a_v &= C_1^2 (1 - K_v)^{\frac{2K_v-1}{1-K_v}} \times \\ &\times K_v (C_1 \tau + C_2)^{\frac{2K_v-1}{1-K_v}}; \quad (19) \end{aligned}$$

где C_1 и C_2 — постоянные, определяемые начальными условиями резания.

Результаты экспериментов приведенные на рис. 2 показывают, что в случае управляемой вариации скорости резания, обеспечивающей сохранение термодинамического равновесия зоны резания, может быть повышена стойкость инструмента T почти в 2 раза при сохранении скорости резания, или в 1,5–1,8 раза повышена производительность обработки (средняя скорость резания или $t_{\text{маш}}$) при сохранении периода стойкости по сравнению с точением в режиме постоянства оптимальной скорости резания.

Следует отметить, что при обработке с оптимальными значениями K_v интенсивность износа в оптимальном температурно-ресурсном диапазоне оказалось практически постоянной, что позволило предложить способ интенсификации обработки за счет управляемого изменения скорости резания в пределах оптимальной температурно-ресурсной зоны из условия максимального синхронизма механической и тепловой энергии.

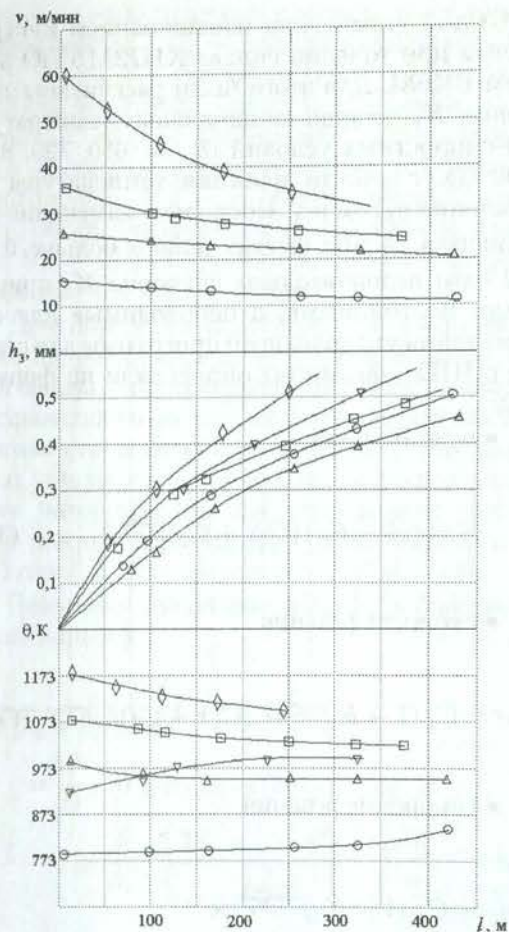


Рис. 2. Результаты исследования износостойкости реза ВК6М при точении сплава ХН73МБТЮ с различной интенсивностью изменения скорости резания: $S = 0,12$ мм/об, $t = 0,75$ мм; $\circ - k_v = -0,12$; $\triangle - k_v = -0,075$; $\square - k_v = -0,1$; $\diamond - k_v = -0,25$; $\nabla - k_v = 0$

2.2. Оптимизация нестационарного резания по технико-экономическим критериям эффективности

Для оценки технико-экономической эффективности производства наибольшее применение получили такие критерии, как производительность и себестоимость, которые включают в себя зависимости стойкости инструмента от параметров резания. В результате оптимизации находятся условия, которые обеспечивают экстремальные значения выбранных критериев. В качестве таких условий во многих ситуациях выступают определённые значения стойкости режущего инструмента.

Так как область выбора t и S сравнительно невелика, то при проведении оптимизационных расчетов достаточно варьировать v , принимая остальные переменные в качестве ограничений.

Математический критерий оптимальности режима резания может быть сформирован по целевой функции переменной доли себестоимости [1]

$$A_{\text{пер}} = Et_{\text{маш}} + t_{\text{см}}E/Q + S_{\text{и}}/Q, \quad (20)$$

где число деталей Q и машинное время $t_{\text{маш}}$ определяются соответственно из соотношений: $Q = T/t_{\text{маш}}$; $t_{\text{маш}} = \frac{L}{nS} \cdot \frac{z}{t}$ с учетом заданных значений стоимости станкоминуты E , стоимости инструмента $S_{\text{и}}$, длины прохода (заготовки) L и припуска на обработку z .

Считая, что период стойкости T является сложной функциональной зависимостью от элементов режима резания

$$T = T(v, s, t, a_v, a_s, a_t \dots), \quad (21)$$

целевую функцию себестоимости можно представить в виде

$$C_{\text{техн}} = \frac{E}{vst} + \frac{Et_{\text{см}} + s_w}{vstT(v, s, t, a_v \dots)}. \quad (22)$$

В этом случае для оценки эффективности нестационарного режима резания может быть использована средняя для T величина $C_{\text{техн}}$, которая будет выражена функционалом

$$C_{\text{техн}} = \frac{E(T + t_{\text{см}}) + s_w}{T \int_0^T v(\tau) s(\tau) t(\tau) d\tau}. \quad (23)$$

Минимуму этого функционала при переменных режимах обработки соответствует некоторый оптимальный закон изменения соотношения между скоростью удаления припуска и износостойкостью инструмента.

Принципы поиска экстремума и показатели оптимальности режима резания остаются теми же, что и при стационарной обработке, но в качестве дополнительных переменных выступают a_v, a_s, a_t .

Результаты расчёта технико-экономических показателей по вышеизложенной методике, при точении заготовки из труднообрабатываемого сплава ХН73МБТЮ резцом ВК8 (рис. 3) подтверждают экономическую эффективность обработки с переменными элементами режима резания (повышение производительности обработки на 20–30% и экономии режущего инструмента на 15–20%).

На основании анализа полученных закономерностей и литературных данных [1] экстремальность зависимостей $h_{\text{опт}}, T, A$ можно объяснить следующим образом.

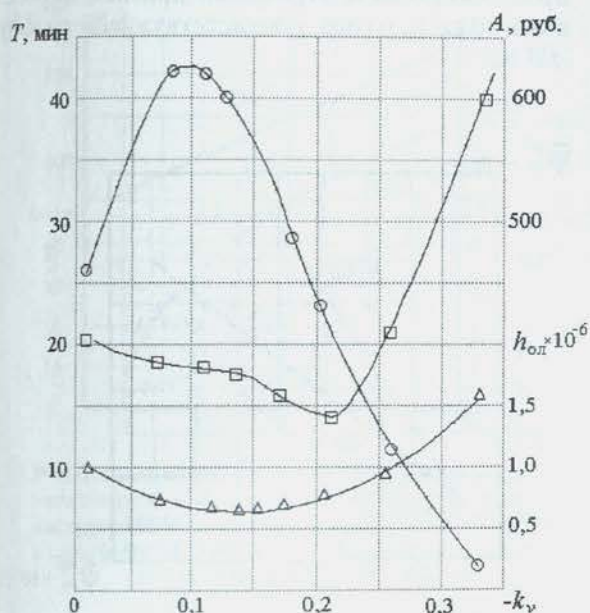


Рис. 3. Влияние интенсивности изменения скорости резания на технико-экономические показатели нестационарного резания (ХН73МБТЮ—ВК6М)

Тонкий поверхностный слой металла по своим свойствам и структуре отличается от материала в объеме контактирующего тела вследствие аномально высокой концентрации вакансий и плотности дислокаций (примерно на два порядка больше чем в объеме), играющих роль активных центров твердофазного взаимодействия. В поверхностном слое толщиной порядка сотен нанометров плотность запасенной энергии в единице деформируемого объема будет близка к предельным критическим значениям энергии, которую может поглотить металл в твердой фазе при нагреве до температур, близких к температуре его плавления. Высокая плотность энергии при гомологических температурах $\theta = (0,4 \div 0,7) \cdot \theta_{пл}$ обуславливает аномальные эффекты структурно-термической активации тонкого поверхностного слоя, протекающие диффузионным путем.

Начальная температура термической активации зависит от химического состава контактирующих материалов (для пикеля это $\sim 820-830$ К, для твердых сплавов $1020-1090$ К). При некоторой усредненной, в зависимости от сочетания контактирующих материалов и создаваемого ими фрикционного силового поля, температуре резания происходит экстремальное увеличение плотности запасенной энергии в ламинарном тонком приповерхностном слое контакта инструмента с заготовкой.

Поскольку обрабатываемые материалы имеют $\theta_{пл}$ меньшую, чем $\theta_{пл}$ инструментальных твердых сплавов, при повышении скорости (температуры) резания от достаточно низких значений ($< 0,215\theta_{пл}$ обрабатываемого материала) до гомологических $(0,4 \div 0,5)\theta_{пл}$ обрабатываемого материала, локализация запасенной энергии происходит прежде всего в приконтактных слоях стружки и в зоне контакта детали с задней поверхностью инструмента. В результате этого происходит отток энергии фрикционного (главным образом, адгезионного) взаимодействия материалов детали и инструмента от изнашиваемых поверхностей инструментального материала в виде предпочтительной диссипации механической энергии в стружку и деталь. Эта энергия, в соответствии с первым законом термодинамики (см. уравнение (2)), превращается в тепловую энергию. Факт возрастания количества тепла, уходящего со стружкой при увеличении скорости резания и снижения интенсивности износа инструмента в определенном диапазоне температур является общепризнанным.

При дальнейшем увеличении скорости резания и достижении температуры в зоне контакта порядка $(0,4 \div 0,5)\theta_{пл}$ инструментального материала возрастает локализация энергии в его приповерхностном контактном слое, происходит перераспределение энергетических потоков в зоне контакта, что может вызвать резкое возрастание интенсивности износа инструмента.

При нестационарном резании с отрицательными ускорениями от высоких скоростей (температур) к более низким, максимум плотности запасенной энергии смещается к верхней границе диапазона гомологических температур $(0,6 \div 0,7)\theta_{пл}$, что может быть связано с предпочтительной ее локализацией в поверхностных слоях инструментального материала, имеющего более высокую температуру плавления, чем обрабатываемого.

Таким образом, минимум критерия $h_{ол}$ в определенном диапазоне температур резания можно объяснить процессами структурно-термической активации и предельной локализации энергии, запасенной приконтактными слоями материалов детали и инструмента. Максимальное значение $h_{ол}$ соответствует условиям максимально быстрого отвода (диссипации) затраченной механической энергии, подведенной к локальному контакту обрабатываемого и инструментального материалов, в обрабатываемый материал, снижения энергетической нагруженности приконтактных слоев инструмента и, следовательно,

но, минимизации интенсивности его износа в диапазоне температур, близких к θ_0 .

В поддержку высказанной выше гипотезы свидетельствует существование минимума интенсивности износа при определенной, постоянной для данной пары материалов инструмент и детали, оптимальной температуре резания [1], экспериментально и теоретически подтвержденное многими исследователями.

3. ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ ОПТИМИЗАЦИИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ ДЛЯ ГРУППЫ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ НА НИКЕЛОВОЙ ОСНОВЕ

Использование термодинамической модели (12) для анализа влияния взаимосвязи механических и тепловых явлений процесса резания на износостойкость режущего инструмента проведено для группы деформируемых жаропрочных сплавов на никелевой основе ХН77ТЮ (ЭИ 437А); ХН77ТЮР (ЭИ 437БУ); ХН73МБТЮ (ЭИ 698); ХН70ВМТЮ (ЭИ 617); ХН70ВМФТЮ (ЭИ 826); ХН55ВМФТКЮ (ЭИ 929); ХН51ВМТЮКФР (ЭП 220). В указанных сплавах титан с алюминием и никелем образуют интерметаллидную упрочняющую γ' -фазу состава $Ni_3(Al, Ti)$, процентное содержание которой, как показано в работе [1], определяет как жаропрочность сплава, так и уровень его обрабатываемости резанием по критерию интенсивности $h_{оп}$ износа режущего инструмента. С уменьшением процентного содержания никеля и увеличением степени легированности содержание γ' -фазы в указанных сплавах увеличивается от 11,5% для ЭИ 437А до 45% для ЭП 220. Используя экспериментальные данные, приведенные в работе [1] и результаты собственных исследований, были рассчитаны составляющие $\bar{\psi}_p$ и $\bar{\psi}_d$ уравнения (10) баланса диссипативных функций.

Графическим представлением условия максимальной трансформации механической энергии в тепловую является построение зависимости $\bar{\psi}_p = f(\bar{\psi}_d)$ для режима минимальной интенсивности износа инструмента, как оптимального режима резания, представленной на рис. 4. На графике пунктирной линией нанесено условие полной трансформации механической энергии в тепловую ($\bar{\psi}_p = \bar{\psi}_d$), при котором теоретически возможно безыносное трение.

Полученные данные не представляют монотонной зависимости, но могут быть ап-

проксимированы отрезками прямых, пересекающихся в точке, соответствующей сплаву ЭИ 826.

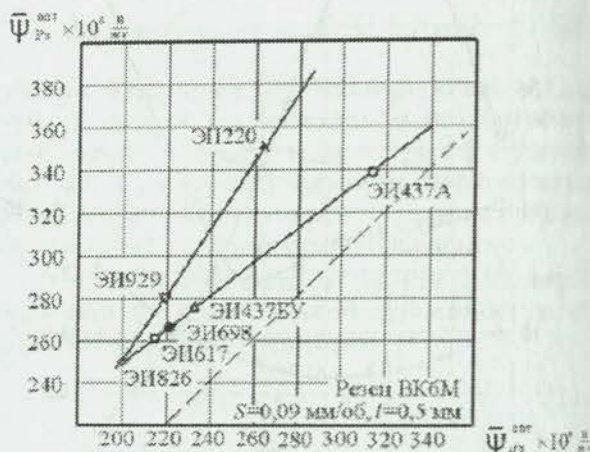


Рис. 4. Соотношения диссипативных функций затраченной механической ($\bar{\psi}_p$) и выделенной тепловой ($\bar{\psi}_d$) энергии для группы жаропрочных никелевых сплавов при точении резцом ВК6М на оптимальных по износостойкости инструмента скоростях резания

Анализируя влияние механической прочности исследуемых материалов на их термодинамические соотношения, следует отметить, что по уровню $\bar{\psi}_p$ сплавы на рис. 4 располагаются в последовательности, обратной их истинным нормальным напряжениям S_v , полученным при температурах испытания, соответствующим оптимальным температурам резания. Согласно данным [1] S_v увеличивается от $800 \cdot 10^6$ Н/м² для сплава ЭИ 437А до $1080 \cdot 10^6$ Н/м² для сплава ЭИ 826 и снижается до $980 \cdot 10^6$ Н/м² для сплава ЭП 220.

Вместе с тем, общей тенденцией для зависимости $\bar{\psi}_p$ от $\bar{\psi}_d$ является увеличение отклонения от условия полной диссипации энергии (пунктирная линия) по мере увеличения процентного содержания γ' -фазы в сплаве.

С точки зрения термодинамических представлений это свидетельствует о снижении динамического равновесия между необратимо поглощенной материалами детали и инструмента механической энергией, подводимой к зоне контакта и энергией, рассеиваемой в виде тепла и отводимой из зоны резания приконтактными слоями стружки и детали.

Уровень же внутренней энергии, накапливаемой в поверхностном слое инструментального материала, достигает своего критического значения за меньшие промежутки времени, и интенсивность износа возрастает.

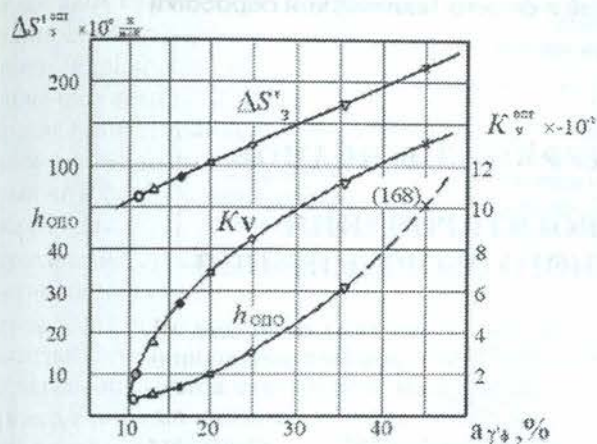


Рис. 5. Влияние процентного содержания интерметаллидной γ' -фазы на интенсивность износа инструмента и скорость производства энтропии в зоне резания. Условные обозначения соответствуют рис. 4

Поскольку необратимость указанных диссипативных процессов обеспечивается соответствующими потоками энтропии, по данным рис. 4 произведены расчеты скорости производства энтропии $\Delta S_3' = \frac{\psi_{p2} - \psi_{d2}}{\theta_3}$ в зоне контакта реза с деталью. На рис. 5 для группы жаропрочных сплавов представлены зависимости $\Delta S_3'$ и интенсивности износа на оптимальном режиме резания $h_{ооп}$ по данным работ [1, 3, 4] от процентного содержания γ' -фазы, показывающие, что с увеличением производства энтропии в зоне контакта реза с деталью, интенсивность износа инструмента возрастает, что согласуется с современными представлениями о прочности и разрушении металлических материалов.

Таким образом, можно сделать заключение, что обрабатываемость жаропрочных никелевых сплавов, оцениваемая износостойкостью режущего инструмента, определяется не уровнем их высокотемпературной механической прочности, а влиянием химического состава, в основном — влиянием упрочняющей γ' -фазы на условия диссипации энергии, степень синхронизации тепловых и механических процессов в зоне резания.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. В результате термодинамического анализа процесса резания получено выражение, связывающее приращение износа инструмента с разностью функционалов механической энергии от действия силы резания на определенном приращении пути l резания и тепло-

вой энергии, отводимой из зоны контакта за определенное приращение времени τ резания; показывающее возможность управления износом инструмента по силовой и температурной координате при направленном изменении элементов режима резания и прежде всего — скорости резания, изменяющей соотношение между l и τ в процессе обработки.

2. Предложены и реализованы новые методы повышения эффективности станочных систем за счет увеличения износостойкости инструмента, производительности и экономичности обработки, заключающиеся в задании начального уровня режима резания в пределах установленного оптимального температурного диапазона и алгоритмов изменения режима обработки из условия максимального полного равновесия (синхронизма) механических и тепловых процессов в зоне резания.

3. Разработаны технологические рекомендации по рациональным режимам нестационарного резания для основных групп труднообрабатываемых материалов и отдельно — для жаропрочных сплавов на никелевой основе с учетом технологических условий обработки.

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. Уфа, 2005. Т. 6. № (12). С. 98–106.
4. Постнов, В. В. Исследование закономерностей нестационарных процессов резания металлов / В. В. Постнов // Вестник УГАТУ. Уфа, 2000. № 2. С. 203–207.

ОБ АВТОРЕ



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 жаропрочн. сталей и сплавов.