

В. В. Постнов, Н. Н. Суханова, Р. Ф. Амиров

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ КРИТЕРИИ КАК ОСНОВА ФОРСИРОВАНИЯ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

В статье определены условия оптимизации технико-экономических показателей за счет изменения элементов режима резания. Установлено влияние подачи на термодинамические критерии оценки температурно-силовой нагруженности зоны контакта инструмента с деталью и существование критической подачи, влияющей на стабилизацию удельной механической нагруженности зоны контакта инструмента с деталью. Рассмотрена возможность минимизации интенсивности износа инструмента за счет форсирования подачи в процессе резания. *Форсирование режимов резания; нестационарность процесса резания; износ инструмента*

Современное производство характеризуется применением станков с компьютерным управлением движением исполнительных органов. Для такого производства приоритетной задачей является определение режимов резания, которые обеспечат не только оптимальные физические и геометрические параметры поверхностного слоя, но и высокие технико-экономические показатели.

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 находят условия, которые обеспечивают экстремальные значения выбранных критериев. В качестве таких условий во многих ситуациях выступают определенные значения стойкости режущего инструмента.

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

$$C = ET_{\text{пр}} + EE_{\text{м}} + ET_{\text{см}} \left(\frac{T_{\text{м}}}{T} \right) + e \left(\frac{T_{\text{м}}}{T} \right), \quad (1)$$

где E – стоимость станкоминуты; $T_{\text{пр}}$ – время на установку и снятие детали, мин.; $T_{\text{м}}$ – машинное время, мин.; $T_{\text{см}}$ – время смены инструмента, мин.; T – стойкость инструмента, мин.; e – стоимость инструмента, приходящаяся на одно лезвие, руб.

Рассмотрим критерий минимальной себестоимости.

Себестоимость обработки детали выражается уравнением (1). Значения $ET_{\text{см}}T_{\text{пр}}$ определяются по нормативам. Стоимость инструмента известна заранее.

Стойкость инструмента связана с элементами режима резания формулой Тейлора [1]:

$$T = \frac{C^{\frac{1}{m}}}{V^{\frac{1}{m}} t^{\frac{x_v}{m}} S^{\frac{y_v}{m}}} = \frac{A}{V^{\frac{1}{m}} S^{\frac{y}{m}}}, \quad (2)$$

где V – скорость; м/мин; t – глубина резания, мм; S – подача, мм/об; C – коэффициент, зависящий от материала детали.

Машинное время можно определить по формуле:

$$T_{\text{м}} = \frac{l}{Sn} = \frac{l}{SV \cdot 1000 / (\pi \cdot D)} = \frac{l}{BVS}, \quad (3)$$

где l – длина прохода инструмента, мм;
 $B = \frac{1000}{\pi \cdot D}$.

Подставив выражение (2) и (3) в уравнение (1), получаем выражение себестоимости через значение скорости и подачи:

$$C = Et_{\text{пр}} + E \frac{l}{BVS} + Et_{\text{см}} \frac{l}{BA} V^{\left(\frac{1}{m}-1\right)} S^{\left(\frac{y}{m}-1\right)} + e \frac{l}{BA} V^{\left(\frac{1}{m}-1\right)} S^{\left(\frac{y}{m}-1\right)}. \quad (4)$$

Из условия минимума себестоимости обработки детали:

$$\frac{\partial C}{\partial V} = 0 \quad \text{и} \quad \frac{\partial C}{\partial S} = 0,$$

где $\frac{\partial C}{\partial V} = 0$, если

$$\left(\frac{1}{m} - 1 \right) \cdot \frac{V^{\frac{1}{m}} S^{\frac{y}{m}}}{A} \cdot \frac{Et_{\text{см}} + e}{E} = 1; \quad (5)$$

$$\frac{\partial C}{\partial S} = 0, \text{ если}$$

$$\left(\frac{y}{m} - 1\right) \cdot \frac{V^{\frac{1}{m}} S^{\frac{y}{m}}}{A} \cdot \frac{E t_{\text{см}} + e}{E} = 1. \quad (6)$$

Уравнения (5) и (6) не могут быть справедливы одновременно, что означает отсутствие единственного минимума. Так как $\frac{1}{m} > \frac{y}{m}$, то для любого значения подачи S скорость резания, удовлетворяющая уравнению (5), будет ниже скорости, подсчитанной из уравнения (6). Анализируя уравнения (4), (5), (6), можно показать, что поскольку $\frac{1}{m} > \frac{y}{m}$, то себестоимость в точке 1 ниже, чем в точке 2 и себестоимость в точке 2 ниже, чем в точке 3 (рис. 1) [9]. Следовательно, более интенсивное снижение себестоимости обработки детали будет наблюдаться при увеличении подачи, чем при увеличении скорости резания.

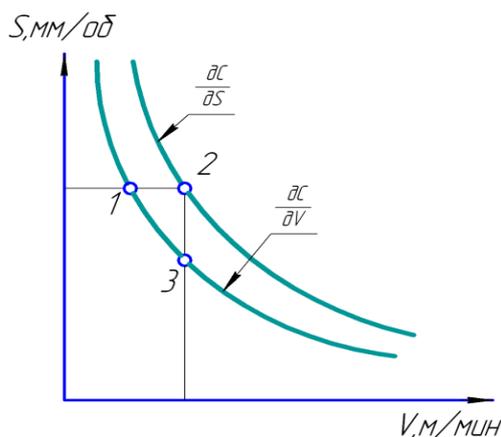


Рис. 1. Зависимость подачи S от скорости резания V для минимума себестоимости и отсутствия ограничений

Аналогичное заключение можно сделать для режима максимальной производительности. В результате расчетов получены следующие зависимости:

$$\frac{\partial T_{\text{шт}}}{\partial V} = 0, \text{ если}$$

$$\left(\frac{1}{m} - 1\right) \cdot \frac{V^{\frac{1}{m}} S^{\frac{y}{m}}}{A} t_{\text{см}} = 1; \quad (7)$$

$$\frac{\partial T_{\text{шт}}}{\partial S} = 0, \text{ если}$$

$$\left(\frac{y}{m} - 1\right) \cdot \frac{V^{\frac{1}{m}} S^{\frac{y}{m}}}{A} t_{\text{см}} = 1. \quad (8)$$

Уравнения (7) и (8) не могут быть справедливы одновременно и, следовательно, единый максимум производительности или минимум штучного времени отсутствует. Так как $\frac{1}{m} > \frac{y}{m}$, то из уравнений (7) и (8) графически изображенных на рис. 2 [9] следует, что более интенсивное повышение производительности и снижение штучного времени обработки детали будет происходить в большей степени при увеличении подачи, чем при увеличении скорости.

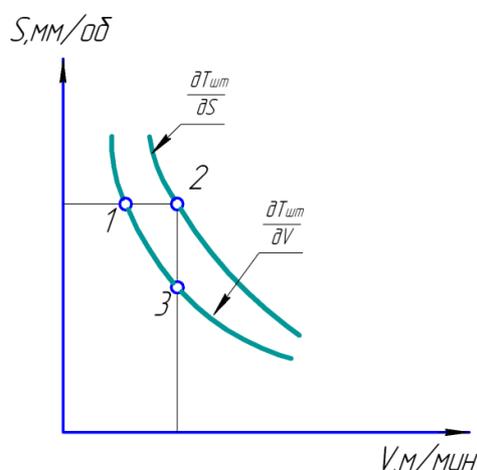


Рис. 2. Зависимость подачи S от скорости резания V для максимума производительности и отсутствия ограничений

Следовательно, режимы резания (скорость и подачу) целесообразно подбирать по критерию, который лежит между минимальной себестоимостью и максимальной производительностью. При этом предусматривается достаточно высокая прибыль, приходящаяся на одну деталь. Таким образом, целью форсирования режима резания является обработка на расчетной подаче и скорости резания не выше полученной по формуле (7) и (8), обеспечивая при этом оптимальную температуру резания.

Оптимизация по подаче практически не производится, так как S_{max} определяется шероховатостью поверхности, но при использовании технологии Wiper это ограничение заменяется ограничением по износостойкости режущего инструмента и степенью форсирования режимов резания. При этом подача будет определяться температурно-силовыми условиями его нагружения.

Лезвийная обработка, как сложный комплекс взаимосвязанных процессов высокоскоростной упругопластической деформации высокотемпературного фрикционного взаимодействия разрушения контактирующих твердых тел, может рассматриваться как неравновесный фазовый переход, описание которого наиболее эффективно с позиций термодинамики и синергетики как теории самоорганизующихся диссипативных структур.

В качестве параметров, характеризующих термодинамические структурно чувствительные свойства контактирующих материалов, отражающие физико-химическую природу процессов, протекающих в деформируемых локальных объемах, предложено использовать относительные безразмерные термодинамические критерии оценки температурно-силовой нагруженности зоны контакта инструмента с деталью:

$$\chi = \frac{\bar{\Psi}_d}{\bar{\Psi}_p} - \text{коэффициент трансформации}$$

энергии, характеризующий способность обрабатываемого материала необратимо превращать затраченную механическую энергию в тепловую;

$$\delta = \frac{\bar{\Psi}_f}{\bar{\Psi}_p} - \text{коэффициент поглощения энергии,}$$

характеризующий способность изнашиваемого инструментального материала необратимо поглощать затраченную энергию.

Таким образом, уравнение баланса диссипативных функций в критериальном виде

$$\chi(\tau) + \delta(\tau) = 1. \quad (9)$$

Механическая работа, затрачиваемая на процесс резания, в значительной степени (от 95 % до 99,5 %) трансформируется в тепловую энергию, а также частично поглощается стружкой и приконтактными слоями обрабатываемого и инструментального материалов в виде скрытой или накопленной энергии деформации [2] в форме потенциальной энергии искажений кристаллической решетки деформированного слоя контактирующих материалов. Энергия, накопленная в приконтактных слоях инструментального материала, достигая некоторого критического уровня [5], приводит к формоизменению и износу режущего инструмента.

Таким образом:

$$\chi = \frac{\bar{\Psi}_d}{\bar{\Psi}_p} = 0,95 \div 0,995; \quad \delta = \frac{\bar{\Psi}_f}{\bar{\Psi}_p} = 0,05 \div 0,5.$$

$\bar{\Psi}_p$ приводит к тому, что с увеличением подачи и износа инструмента энергетическая на-

Условием минимальной интенсивности износа инструмента является наиболее полная диссипация механической $\bar{\Psi}_p$ энергии в тепловую $\bar{\Psi}_d$, т. е. коэффициент трансформации энергии $\chi \rightarrow 1$, коэффициент поглощения энергии $\delta \rightarrow 0$.

Рассмотрим влияние сечения срезаемого слоя на термодинамические критерии с точки зрения минимальной интенсивности износа инструмента.

При обработке с переменной подачей (толщиной срезаемого слоя) диссипативная функция $\bar{\Psi}_p$ сил резания из уравнения может быть представлена в виде [8]

$$\bar{\Psi}_p = \frac{1}{b(h_3 + c_1)} \cdot [P'_z v \cdot (1 + y_{P_z} \Delta S / S) + \bar{q}'_f b h_3 v \frac{\Delta S}{S} \left(\frac{d \ln h_3}{d \ln S} - y_{P_z} \right)], \quad (10)$$

где b – ширина срезаемого слоя, мм; h_3 – высота фаски износа инструмента по задней поверхности с учетом радиуса режущей кромки, мм; $c_1 = S \cdot \sin \varphi \cdot [k_a (1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sec \gamma]$ – длина зоны пластического контакта стружки с передней поверхностью инструмента [1]; k_a – коэффициент утолщения (усадки) стружки; P'_z – тангенциальная составляющая силы стружкообразования, Н; V – скорость резания, м/с; y_{P_z} – показатель степени в аппроксимационной зависимости $P'_z = c_{P_z} \cdot S^{y_{P_z}}$; S – подача, мм/об; ΔS – приращение подачи, мм/об; \bar{q}'_f – удельные касательные нагрузки.

При постоянной скорости резания увеличение подачи приводит к одновременному увеличению P'_z и c_1 , но при несколько опережающем темпе роста длины c_1 зоны контакта стружки с передней поверхностью инструмента. Сомножитель $\left(1 + y_{P_z} \frac{\Delta S}{S} \right)$ является нелинейной функцией подачи, достаточно интенсивно возрастающей в зоне малых относительных изменений $\Delta S/S$ подачи. Поскольку коэффициент усадки стружки k_a в принятом диапазоне скоростей (температур резания) наиболее интенсивно изменяется также в зоне малых толщин среза [10], суммирование перечисленных выше факторов взаимно противоположного влияния подачи инструмента на диссипативную функцию нагруженности зоны резания вначале возрастает, но при достижении определенного значения $S_{кр}$

наступает практическая стабилизация $\bar{\Psi}_p$ (рис. 3), причем до определенного значения скорости изменения подачи ($a_V = 0,04$ мм/об·мин) уровень зависимостей $\bar{\Psi}_p(S)$ мало отличается от $\bar{\Psi}_p(S)$ для стационарного режима резания. Условие стабилизации $\bar{\Psi}_p(S)$ в первом приближении может быть найдено из выражения (10) без учета вклада удельных касательных нагрузок \bar{q}_F' на задней поверхности инструмента для случая равенства нулю первой производной $d\bar{\Psi}_p/dS$, в виде соотношения:

$$\left[\frac{d \ln(h_3 + c_1)}{d \ln S} \right] = y_p \left[1 + \frac{S_0}{S_{кр} \left(1 + \frac{y_p(S_{кр} - S_0)}{S_{кр}} \right)} \right]. \quad (11)$$

Между интенсивностью изменения суммарной площади контакта $b(h_3 + c_1)$ инструмента с деталью по мере изменения подачи и некоторым критическим значением $S_{кр}$ подачи инструмента с учетом влияния (y_p) скорости изменения подачи на силу резания.

Диссипативная функция теплообразования при пластической деформации в общем случае может быть выражена в виде [8]

$$\bar{\Psi}_{d_i} = 10^5 \lambda c_p \Delta \theta_m^2 f_\theta \frac{m_p}{(1 + m_p) \sigma_b}, \quad (12)$$

где $\Delta \theta_m$ – приращение температуры, модифицированной по скорости деформации; λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, кал/см · с · °С; ρ – удельная плотность материала, Н/м³; f_θ – функция, учитывающая градиенты скорости движения и температуры по нормали к поверхности контакта; m_p – коэффициент упрочнения деформируемого материала при сдвиговых деформациях.

Как показывает анализ уравнений (10) и (12), условие наиболее полной диссипации механической энергии $\bar{\Psi}_p$ в тепловую $\bar{\Psi}_{d_i}$, определяется в основном немонотонностью зависимости функции f_θ , учитывающей условия локализации температуры в приконтактных слоях обрабатываемого материала.

Функция f_θ , входящая в уравнение (12) для расчета диссипативной функции пластической деформации, учитывающая градиенты скорости движения и температуры по нормали к поверхности контакта, определяет интенсивность от-

вода тепловой энергии из зоны контакта детали и инструмента:

$$\theta = \frac{\varepsilon'}{V} c_{cp} = \left[\frac{\theta}{\theta_A} (n+1) \times \exp(-k_d) - \frac{\omega}{c_{cp} v \cos \gamma} \ln \left(\frac{\theta}{\theta_A} \right) \right], \quad (13)$$

где θ – температура резания, К; θ_A – максимальная температура в зоне стружкообразования, К; c_{cp} – толщина текучего (заторможенного) слоя стружки в зоне ее пластического контакта с передней поверхностью инструмента, мм; k_d – коэффициент концентрации теплоты в ламинарном слое; ω – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с; γ – передний угол инструмента, град.

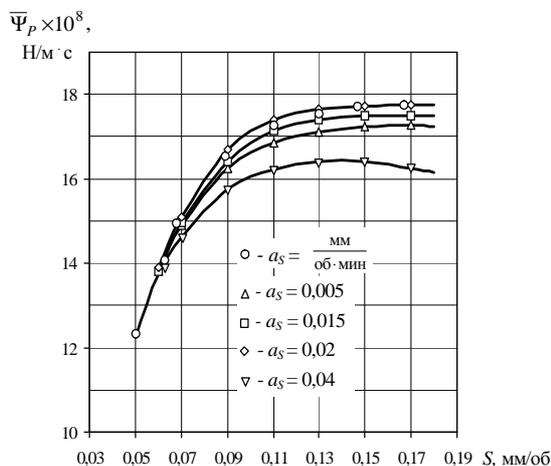


Рис. 3. Влияние величины и скорости изменения подачи инструмента на скорость изменения затраченной энергии при точении сплава ХН73МБТЮ резцом ВК8 ($V = 0,66$ м/с; $t = 0,5$ мм)

Скорость деформации в зоне максимального тепловыделения на передней поверхности инструмента можно записать в несколько упрощенном виде:

$$\varepsilon' = \frac{V}{0,215 a k_a^2} \left[\frac{\theta(\theta_{пл} - \theta)}{c_s \theta_{пл}^2} - \frac{4,65}{Pe \cdot \cos \gamma} \ln \left(\frac{4,65 \theta}{\theta_{пл}} \right) \right], \quad (14)$$

где $\theta_{пл}$ – температура плавления обрабатываемого материала, К; k_a – коэффициент утолщения (усадки) стружки; a – толщина срезаемого слоя, мм.; c_{s_i} – относительная толщина зоны стружкообразования, мм; Pe – безразмерный критерий Пекле, $Pe = \frac{V \cdot a}{\omega}$ или

$$\varepsilon' = \varepsilon'_d \cdot f_\theta, \quad (15)$$

где

$$f_\theta = 9,3 \frac{\theta(\theta_{пл} - \theta)}{\theta_{пл}^2} - \frac{4,65}{Pe \cdot \cos \gamma} \cdot \ln \left(\frac{4,65 \cdot \theta}{\theta_{пл}} \right) \quad (16)$$

– безразмерный критерий, учитывающий влияние температуры, градиента скоростей, толщины среза и температуропроводности обрабатываемого материала на скорость деформации;

$$\varepsilon'_d = \frac{V}{0,215ak^2} - \text{средняя скорость деформации, рассчитанная по формуле, предложенной Т. Н. Лоладзе [3].}$$

Выражение (15) фактически представляет собой скорость деформации, модифицированную по температуре резания. Критерий f_θ включает в себя две составляющие, первая из которых $\frac{\theta \cdot (\theta_{пл} - \theta)}{\theta_{пл}^2}$ имеет максимум при $\theta = 0,5\theta_{пл}$,

а вторая составляющая представляет собой гиперболическую кривую, интенсивность снижения которой с увеличением скорости резания или толщины срезаемого слоя контролируется скоростью нарастания температуры резания в выражении $\ln(4,65\theta/\theta_{пл})$. Положение максимума f_θ по оси температур можно определить из условия равенства нулю первой производной выражения (8), которое с учетом зависимости $\theta = C_\theta \cdot V^{x_\theta}$ позволяет получить следующее уравнение:

$$(n+1) \frac{\theta_{пл} - 2 \cdot \theta}{\theta_{пл}^2} = \frac{\omega}{Va \cos \gamma \cdot \theta} \left[1 - \frac{1}{x_\theta} \ln \left(\frac{4,65\theta}{\theta_{пл}} \right) \right], \quad (17)$$

или, приняв в качестве переменной безразмерную температуру $\theta^* = \theta/\theta_{пл}$, при $n = 1$ [8]

$$\theta^* - 2(\theta^*)^2 = \frac{\omega}{2a \cdot \cos \gamma} \cdot \left(\frac{C_\theta}{\theta_{пл} \theta^*} \right)^{x_\theta} \cdot \left[1 - \frac{1}{x_\theta} \ln 4,65\theta^* \right], \quad (18)$$

где x_θ – показатель степени, учитывающий интенсивность влияния скорости на температуру резания.

На рис. 4 представлено графическое решение уравнения (18) для случаев обработки стали ХН77ТЮР резцом ВК6М. При этом левая часть уравнения (18) представлена единой монотонно снижающейся кривой $\theta^* - 2(\theta^*)^2$, а его правая часть для различных сечений срезаемого слоя представлена монотонно возрастающими кривыми. Точки пересечения этих зависимостей

представляют собой с достаточной точностью решения уравнения (18), т. е. значения относительной температуры $\theta_{кр}/\theta_{пл}$ при которых наблюдается максимум функции f_θ по уравнению (16).

Для различных сечений срезаемого слоя, как показано на рис. 4, критическая температура изменяется в весьма малых пределах. При восьмикратном изменении толщины срезаемого слоя диапазон изменения $\Delta\theta_{кр} = \pm 17$ К, что находится в пределах погрешности измерения температуры методом естественной термопары, а среднее значение $\theta_{кр} \approx 0,573 \cdot \theta_{пл} = 988$ К соответствует условиям минимальной интенсивности износа инструмента [6] и оптимальному значению энергетического критерия $A = \frac{a \cdot b \cdot c \cdot \rho \cdot \theta}{P_z}$ [4].

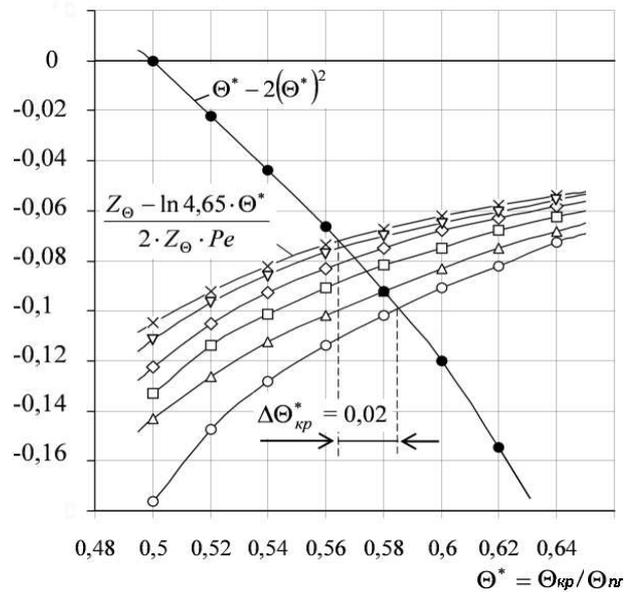


Рис. 4. Влияние относительной температуры и подачи инструмента на составляющие уравнения (12) при тчении сплава ХН77ТЮР резцов ВК6М ($V = 0,5$ м/с; $t = 0,5$ мм): O – $S = 0,07$ мм/об; Δ – $S = 0,11$ мм/об; \square – $S = 0,15$ мм/об; \diamond – $S = 0,19$ мм/об; ∇ – $S = 0,23$ мм/об; \times – $S = 0,28$ мм/об

При сопоставлении температур $\theta_{кр}$ с оптимальными по интенсивности износа температурами резания для различных сочетаний материалов детали и инструмента (таблица 1) очевидна их достаточная сходимость (отклонение не более 7 %).

Таким образом, максимальное значение χ_θ 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, минимизации интенсивности его износа в диапазоне температур, близких к $\theta_{кр}$.

Сопоставление температур $\theta_{кр}$ и θ_o для различных сочетаний обрабатываемых и инструментальных материалов

Обрабатываемый материал	Инструментальный материал	Температура, К		Отношение $\frac{ \theta_{кр} - \theta_o }{\theta_o} \times 100\%$
		$\theta_{кр}$	θ_o	
ХН35В ТЮ-ВД	Т15К6	996	1070	6,9
	ВК8	917	950	3,5
	ВК100М	970	970	0
	ВК10ХОМ	1005	1000	0,5
ВТ3-1	Т15К6	1048	1020	2,7
	ВК8	1006	1000	0,6
	ВК100М	1030	1020	1,0
	ВК10ХОМ	1040	1020	1,9
ХН73М БТЮ	ВК8	963	990	2,2
	ВК6М	1020	1000	2

Об этом свидетельствует существование минимума интенсивности износа при определенной, постоянной для данной пары материалов инструмента и детали, оптимальной температуре резания [6], экспериментально и теоретически подтвержденное многими исследователями.

ВЫВОДЫ

При точении с переменной подачей инструмента затраты механической энергии на процесс резания изменяются немонотонно; установлен эффект стабилизации механической энергии $\bar{\Psi}_p$ при достижении определенного критического значения подачи, при котором может наблюдаться снижение интенсивности износа режущего инструмента вследствие существования оптимальных температурно-ресурсных зон эксплуатации режущего инструмента.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Подураев В. Н.** Обработка резанием жаропрочных и нержавеющей материалов. М.: Высшая школа, 1965. 520 с.
2. **Старков В. К.** Технологические методы повышения надежности обработки на станках с ЧПУ. М.: Машиностроение, 1984. 120 с.
3. **Лолодзе Т. Н.** Износ режущего инструмента. М.: Машгиз, 1958. 354 с.
4. **Силин С. С.** Теория подобия в приложении к технологии машиностроения: учеб. пособие. Ярославль 6 ЯПИ, 1989. 108 с.
5. **Рыжкин. А. А.** Обработка материалов резанием: физические основы: учеб. пособие. Ростов-на-Дону: Издат. центр ДГТУ, 1995. 242 с.
6. **Макаров А. Д.** Оптимизация процессов резания. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
7. **Денисов В. И.** Математическое обеспечение системы ЭВМ – экспериментатор (регрессионный и дисперсионный анализы). М.: Наука, 1977. 251 с.
8. **Постнов В. В., Юрьев В. Л.** Термодинамика и технология нестационарной обработки металлов резанием. М.: Машиностроение, 2009. 272 с.
9. **Армарего И. Дж. А., Браун Р. Х.** Обработка металлов резанием. М.: Машиностроение, 1977. 325 с.
10. **Резников А. Н.** Теплофизика процессов механической обработки материалов. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.

ОБ АВТОРАХ

Постнов Владимир Валентинович, зав. каф., проф. каф. мехатронных станочных систем. Дипл. инженер-механик (УАИ, 1972). Д-р техн. наук по технол. и оборуд. мех. и физ. тех. обработки (УГАТУ, 2005). Иссл. в обл. нестационарных процессов резания жаропрочных сталей и сплавов.

Суханова Наталья Николаевна, асп., асс. той же каф. Дипл. инженер по мехатронике (УГАТУ, 2007). Иссл. в обл. нестационарного резания труднообр. материалов.

Амиров Рустэм Фердсович, ст. преп. той же каф. Дипл. инженер-механик (УАИ, 1982). Иссл. в обл. металлообработки.