

УДК 621.91.01:593.3

В. В. ПОСТНОВ, С. Х. ХАДИУЛЛИН, А. А. ШАФИКОВ, А. Ю. ФЕДОРОВЦЕВ

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ИНТЕНСИВНОСТИ АВТОКОЛЕБАНИЙ НА ФОРМОУСТОЙЧИВОСТЬ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА

Представлены результаты теоретических и экспериментальных исследований влияния температуры и параметров высокочастотных колебаний режущего инструмента на термодинамический критерий формоустойчивости режущего инструмента при его изнашивании. Показано, что минимум интенсивности изнашивания инструмента совпадает с экстремумом резонансной амплитуды  $A$ , вибрации режущего инструмента и объясняется немонотонным изменением критерия формоустойчивости при повышении температуры резания. *Термодинамика; износ инструмента; формоустойчивость; вибрации*

### ВВЕДЕНИЕ

Эффективная эксплуатация металлорежущего инструмента и оборудования, необходимость надежного обеспечения стабильности технологического процесса предъявляют высокие требования как к качеству режущего инструмента и рекомендаций по режимам резания, так и к возможности оперативной диагностики состояния режущего инструмента в процессе резания. Для широкого использования рекомендаций по оптимизации процессов резания в производстве необходимо не только располагать данными о влиянии элементов режима резания на основные характеристики размерной стойкости, но и иметь возможность учитывать в режиме реального времени основные факторы, определяющие интенсивность износа режущего инструмента.

В данной работе в качестве характеристики, определяющей размерную стойкость инструмента, рассмотрен безразмерный условный термодинамический критерий  $P_0$  [1], описывающий способность инструментального материала сохранять свои режущие свойства под действием температурных и силовых нагрузок в зоне обработки, в котором выражена связь износа с комплексом физико-механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов, параметрами их фрикционного взаимодействия, усталостным характером разрушения режущего инструмента:

$$P_0 = 0,6213 \frac{b_1 h_r}{h_0 d_0} \left( \frac{\sigma_0}{\sigma_{-1}} \right)^{t'} V \operatorname{tg} \alpha \frac{3(1+\mu)}{E} \times \left\{ \left[ \frac{(1+r)}{(1-r)} \frac{\sigma_m}{1 - \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_6} \right)^5} \right]^2 + \left[ \sigma_m - 0,15 \sqrt{0,25 \rho_r^2 + \tau_n^2} \right] \right\}, \quad (1)$$

где  $\sigma_m = \left( \frac{1}{2} - \frac{h_0}{d_0} \right) \rho_2 + 0,15 \sqrt{0,25 \rho_r^2 + \tau_n^2}$  – но-

минальное значение внутреннего напряжения;

$E, \mu$  – модуль упругости и коэффициент Пуассона инструментального материала соответственно;

$\sigma_6$  – предел выносливости инструментального материала;

$\sigma_0$  – предел прочности инструментального материала;

$\sigma_{-1}$  – напряжение, обеспечивающее локальные сдвиги в объеме изнашиваемого слоя;

$t'$  – показатель фрикционной усталости;

$r$  – коэффициент асимметрии цикла изменения силы резания при высокочастотных вибрациях;

$\tau_n, \rho_r$  – удельные касательные и нормальные напряжения, действующие на локальном пятне контакта инструментального и обрабатываемого материалов;

$h_0, d_0, h_r$  и  $b_1$  – параметры локального контакта инструментального и обрабатываемого материалов;

$V$  – скорость резания;

$\alpha$  – задний угол режущего инструмента.

В специальной литературе [2, 3] приводятся физико-механические характеристики, необходимые для определения данного условного критерия формоустойчивости инструмента, или описаны методы получения таких характеристик, как удельные касательные и нормальные напряжения  $\tau_n$  и  $\rho_r$  и т. д. Это позволяет получить температурно-скоростную зависимость параметра  $P_0$  для различных сочетаний материалов инструмента и заготовки и предложить ускоренные методы [1] выбора рациональной марки инструментального материала для условия знакопеременного нагружения.

### 1. ИСХОДНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ И ОГРАНИЧЕНИЯ МОДЕЛИ ОБРАЗОВАНИЯ ЕДИНИЧНОЙ ЧАСТИЦЫ ИЗНОСА

1. Отделение частицы износа происходит в результате многократного взаимодействия микронеровностей контактирующих пар. В связи с этим необходимо учитывать усталостные изменения, происходящие в приконтактном слое изнашиваемого (инструментального) материала. С учетом статистического подхода к проблеме усталостной прочности инструментального материала, для нестационарного теплового режима предложена корреляционная зависимость между характеристиками статической прочности и усталости

$$A_0 \frac{\sigma_a}{\sigma_b} + \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_b} \right)^{\alpha_y A_0} = 1, \quad (2)$$

где  $A_0 = \frac{\sigma_b}{\sigma_{-1}}$ ;  $\sigma_{-1}$  – предел усталости на данной базе в случае симметричного цикла нагружения;  $\alpha_y$  – коэффициент концентрации, зависящий от состояния изнашиваемой поверхности в результате заточки и доводки инструмента ( $\alpha_y = 0,8 \dots 0,95$ );

$$\sigma_a = \chi \cdot \sigma_{ia} + (1 - \chi) \cdot \sigma_{1a} \quad (3)$$

– амплитудное значение напряжения;

$$\sigma_m = \chi \cdot \sigma_{im} + (1 - \chi) \cdot \sigma_{1m} \quad (4)$$

– среднее значение эффективного напряжения;

$$\chi = \frac{\sigma_b}{\sigma_{-b}} \text{ – параметр, определяющий долю}$$

сдвиговых деформаций при разрушении;

$\sigma_{ia}$ ,  $\sigma_{im}$  – соответственно амплитудное и среднее значения эффективного напряжения цикла;

$\sigma_{1a}$ ,  $\sigma_{1m}$  – соответственно амплитудное и среднее значения главного напряжения цикла.

В работе приведены зависимости типа (2) для твердых сплавов:

а) группы WC-Co

$$0,041 \cdot \sigma_a + \left( \frac{\sigma_m}{75} \right)^5 = 1; \quad (5)$$

б) группы WC-TiC-Co

$$0,052 \cdot \sigma_a + \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_b} \right)^5 = 1. \quad (6)$$

Коэффициент  $\chi$  для твердых сплавов

$$\chi = \frac{1}{\sqrt{3} - 1} \cdot \left( \frac{\sigma_b}{\tau_b} - 1 \right) \approx 0,85. \quad (7)$$

2. Для подавляющего большинства случаев лезвийной обработки характерно обобщенное плоское напряженное состояние режущей части инструмента (6). В этом случае  $\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$  и зависимость между напряжениями и деформациями описывается системой уравнений:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{E}{1 - \mu^2} \cdot (\epsilon_x + \mu \cdot \epsilon_y), \\ \sigma_y &= \frac{E}{1 - \mu^2} \cdot (\epsilon_y + \mu \cdot \epsilon_x), \\ \tau_{xy} &= \frac{\gamma_{xy}}{2 \cdot (1 - \mu)} \cdot E. \end{aligned} \quad (8)$$

Для схемы локального контакта, приведенной на рис. 1, при наличии сдвигающего усилия  $2F$  на участках  $y = h_0$ ,  $x \leq d_0$  и  $y = -h_0$ ,  $x > d_0$ , предельные касательные напряжения, определяющие начало пластических деформаций, равны

$$k = \tau_x = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_{кр} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}. \quad (9)$$

На остальной части пятна контакта касательные напряжения разгружаются и равны  $k_1 < k$ . Уравнения равновесия и условия текучести (8), удовлетворяющие заданным граничным условиям на уровне  $y = \pm h_0$ , имеют вид:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_x}{k} &= \frac{\sigma_y}{k} + 2 \cdot \sqrt{1 - \left( \frac{\tau_{xy}}{k} \right)^2}, \\ \frac{\sigma_y}{k} &= -c - \frac{1 - \chi}{2} \cdot \frac{x}{h}, \\ \frac{\tau_{xy}}{k} &= \frac{1 + \chi}{2} + \frac{1 - \chi}{2} \cdot \frac{y}{h}, \end{aligned} \quad (10)$$

где  $\chi = \frac{k_1}{k}$ ;  $c$  – постоянная.

По условиям статической эквивалентности

$$k = 2\pi d \cdot \frac{\tau_n}{4k} - 1; \quad (11)$$

$$c = 2\pi d \cdot \frac{\rho_r}{4k} - \frac{1-\chi}{4} \cdot \frac{d}{h}, \quad (12)$$

где  $\tau_n, \rho_y$  – удельные касательные и нормальные напряжения, приложенные к локальному контакту.

Исходя из условия текучести

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4k^2, \quad (13)$$

решение системы уравнений (10) дает выражение для расчета пластической постоянной  $k$

$$k = \tau_s = \sqrt{\tau_k^2 + 0,25\rho_r^2}. \quad (14)$$

Гидростатическое давление  $\sigma_{ш} = \frac{1}{2} \times$

$\times (\sigma_x + \sigma_y)$  с учетом ограничений

$$\sigma_{ш} = \rho_r \left( 1 - \frac{h_0}{d_0} \right) - \sqrt{k^2 - \tau_n^2} = \rho_r \left( \frac{1}{2} - \frac{h_0}{d_0} \right). \quad (15)$$

Соответствующие главные напряжения:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= \sigma + \tau_s = \rho_r \left( \frac{1}{2} - \frac{h_0}{d_0} \right) + \sqrt{\tau_n^2 + 0,25\rho_r^2} \\ \sigma_2 &= \sigma - \tau_s = \rho_r \left( \frac{1}{2} - \frac{h_0}{d_0} \right) - \sqrt{\tau_n^2 + 0,25\rho_r^2} \end{aligned} \right\}, \quad (16)$$

3. Образование границ будущего фрагмента износа есть результат слияния субмикротрещин в микротрещины за счет снижения концентрации дислокаций и образования достаточно высокой плотности пустот на глубине  $2h_0$ , равной длине свободного пробега дислокаций (28). Средняя ширина (диаметр) частицы износа  $2d_0$  определяется критической длиной усталостной трещины  $l_{кр}$ . Согласно теории разрушения Гриффитса, критическая длина трещины связана с критическим напряжением  $\sigma_{кр}$  и эффективной поверхностной энергией  $\bar{\sigma}_m$  трещины уравнением

$$\sigma_{кр}^2 = \frac{\bar{\sigma}_m \cdot E}{\pi(1-\mu) \cdot l_{кр}}, \quad (17)$$

где  $E$  – модуль упругости материала инструмента.

Исследования Г. С. Креймера показали, что при разрушении твердых сплавов поверхностная энергия определяется в основном энергией пластической деформации кобальтовой прослойки. Эта закономерность выражается эмпирической зависимостью

$$\bar{\sigma}_{эфф} = 10^3 \cdot f_{Co}, \text{ н/м}^2, \quad (18)$$

где  $f_{Co}$  – доля кобальтовой фазы в твердом сплаве.

В связи с этим величины  $l_{кр}$  или  $2d_0$  определяются как

$$2d_0 = l_{кр} = 10^3 \cdot \frac{E \cdot f_{Co}}{\pi(1-\mu) \cdot \sigma_{кр}^2}. \quad (19)$$

Толщина частицы износа обратно пропорциональна степени пластической деформации  $\Delta\epsilon_p$  изнашиваемого материала:

$$2h_0 = \frac{\Lambda}{\Delta\epsilon_p}; \quad (20)$$

где  $\Lambda$  – постоянная, равная 4·10–4 м.

Напряжение, необходимое для предельной пластической деформации, определяется выражением

$$\tau_{кр} = \frac{G \cdot b}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{\Delta\epsilon_p}{b \cdot \Lambda}}, \quad (21)$$

где  $G$  – модуль сдвига инструментального материала.

Исследования характера усталостного разрушения инструментальных материалов на электронном микроскопе показали идентичность его механизма с разрушением под действием статической нагрузки. Вместе с тем усталостное разрушение имеет ряд специфических особенностей, приводящих к большим количественным различиям. В зарождении микротрещины касательные напряжения играют большую роль, чем нормальные, и при циклическом изгибе этим условием является  $\tau/\sigma = 0,58...0,67$ , что определяется положительным влиянием гидростатического давления  $\sigma_{ш}$ , препятствующего зарождению и развитию усталостных трещин (рис. 1).

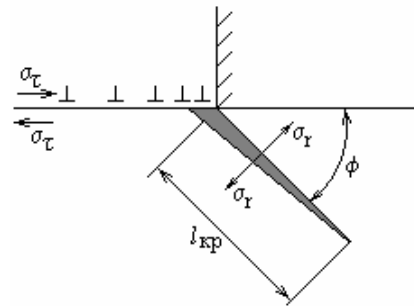


Рис. 1. Схема образования микротрещины

Приняв в качестве условия образования трещины критической длины

$$n_{кр} = \tau/\sigma = 0,58...0,67,$$

с учетом выражений (19) и (21)

$$\frac{h_0}{d_0} = 10^{-3} \cdot \frac{G^2 \cdot b \cdot (1-\mu)}{8\pi \cdot E \cdot f_{Co} \cdot n_{кр}^2 (1+\mu^2)} \approx 0,53 \cdot 10^{-16} \cdot \frac{E}{f_{Co} \cdot n_{кр}^2} \quad (22)$$

Таким образом, из условия перехода микротрещины от зарождения к росту, при определенном критическом отношении предельных касательных и нормальных напряжений на границе образующегося фрагмента износа, получено выражение, связывающее размеры частицы износа в продольном и поперечном направлениях. Результаты расчета отношения  $h_0/d_0$  для двух характерных представителей основных групп инструментальных материалов приведены в таблице. Расчеты выполнены для предельных значений  $n_{кр}$ , конкретное значение которых определяется свойствами инструментального материала, распределением и уровнем внутренних напряжений, амплитудой и частотой их изменения в процессе изнашивания и в общем носит вероятностный, случайный характер.

Анализ таблицы показывает, что среднее отношение  $h_0/d_0$  порядка 0,1 в широком диапазоне температур, причем с повышением температуры это отношение незначительно снижается. Следует отметить, что в зоне установившегося износа, когда изнашиваемая поверхность обретает так называемую равновесную шероховатость, характерный размер частицы износа в пределе равен размеру пятна единичного контакта, и отношение  $h_0/d_0$  приобретает значение предельной, максимально возможной для данной температуры, локальной интенсивности  $i_h^{\max}$  износа, т. е.

$$\lim \left( \frac{h_0}{d_0} \right) = i_h^{\max} \quad (23)$$

Удельные внешние нагрузки  $\tau_n$  и  $\rho_r$ , задающие на внутренних границах фрагмента износа касательное напряжение  $\tau_s$  и главное напряжение  $\sigma_1$ , рассчитываемые по формулам (14–

16), через отношения  $\tau_s/\sigma_1 = n_{кр}$  определяют зависимость  $h_0/d_0$  от величины  $f_a = \tau_n/\rho_r$  – адгезионной составляющей коэффициента трения:

$$\frac{h_0}{d_0} = 0,5 - \frac{1-n_{кр}}{2n_{кр}} \cdot \sqrt{1+4f_a^2} \quad (24)$$

Результаты расчетов по формуле (24) для различных критериев  $n_{кр}$  приведены на рис. 2.

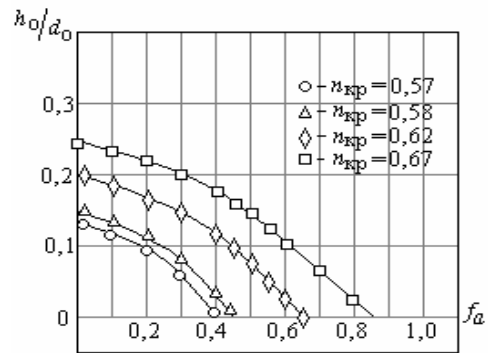


Рис. 2. Влияние коэффициента адгезии на относительный размер частиц износа при малоцикловом разрушении с различными критериями  $n_{кр} = \tau_s / \sigma_1$

Из полученных данных видно, что с ростом коэффициента адгезии относительный размер частиц износа снижается вследствие локализации пластической деформации и развития усталостных микротрещин в меньших удельных объемах изнашиваемой поверхности. Следует отметить, что наименьшее критическое значение коэффициента адгезии, при котором осуществляется процесс перехода от образования трещины к ее развитию, для случая теоретически безыносного трения ( $h_0/d_0 = 0$ ) является  $f_a^{HM} = 0,35...0,435$  при  $n_{кр} = 0,55...0,57$ .

Наибольшее критическое значение  $f_a^{H6} = 0,88$  при  $n_{кр} = 0,67$ . В диапазоне от  $f_a^{HM}$  до  $f_a^{H6}$  реализуется условие наименьшей интенсивности усталостного износа в зависимости от той величины  $n_{кр}$ , которая задается исходным состоянием поверхностного слоя изнашиваемого материала.

#### Влияние марки инструментального материала на отношение $h_0/d_0$ при различных температурах контакта и для различных $n_{кр}$

Инструментальный материал	$n_{кр}$	$h_0/d_0$					
		Температура, К					
		770	870	970	1020	1050	1070
ВК8	0,58	0,1159	0,1129	0,1129	0,1118	0,1108	0,1099
ВК8	0,67	0,0868	0,0846	0,0846	0,0837	0,0831	0,0824
T15K6	0,58	0,1141	0,1129	0,1115	0,1108	0,1099	0,1088
T15K6	0,67	0,0855	0,0846	0,0835	0,0831	0,0824	0,0815

Конкретное значение  $n_{кр}$  можно определить из уравнений 22 и 24, экспериментально определив температурную зависимость коэффициента трения.

4. Исследования влияния жесткости технологической системы на коэффициент асимметрии сил резания и характер износа режущего инструмента позволили установить, что на амплитудно-частотной зависимости колебаний (вибраций) режущего инструмента существует две резонансных зоны: низкочастотная ( $f_r = 20...200$  Гц) и высокочастотная ( $f_r = 3000...5000$  Гц). При этом отмечено, что низкочастотные колебания ответственны главным образом за разрушение инструмента в виде сколов и выкрашиваний режущих кромок и связаны в основном с явлениями, происходящими на его передней поверхности. Высокочастотные колебания определяют усталостные процессы в изнашиваемом поверхностном слое, коррелируют с износом инструмента по его задней поверхности и могут быть использованы при анализе износостойкости инструмента в нормальном режиме работы (изнашивания). Экспериментально подтверждена зависимость коэффициента асимметрии сил резания от амплитуды  $A_r$  колебаний инструмента при резонансной частоте  $f_r$

$$r = \frac{C_r}{(2A_r)^{m_r}}, \quad (25)$$

где  $C_r = 1,3$  и  $1,5$ ;  $m_r = 0,12$  и  $0,25$  для низкочастотных и высокочастотных колебаний, соответственно.

Среднее и амплитудное значения напряжений связаны с коэффициентом асимметрии цикла следующей зависимостью

$$r = \frac{\sigma_m - \sigma_a}{\sigma_m + \sigma_a}. \quad (26)$$

Таким образом, из уравнения (2) с учетом (5) и (6) критическое напряжение для образования и отделения частицы износа с учетом усталостного характера ее образования и уровня действующих нагрузок можно записать в виде

$$\sigma_{-н} = \left( \frac{1+r}{1-r} \right) \cdot \frac{\sigma_m}{[1 - (\sigma_m / \sigma_b)]}, \quad (27)$$

где

$$\sigma_m = \rho_r \left( \frac{1}{2} - \frac{h_0}{d_0} \right) + 0,15 \cdot \sqrt{0,25 \cdot \rho_r^2 + \tau_n^2}. \quad (28)$$

Отношение  $h_0/d_0$  на основании данных таблицы и зависимости (24) можно принять рав-

ным 0,1 для приближенных расчетов и номинальное значение внутреннего напряжения можно представить в виде

$$\sigma_m = 0,4\rho_r + 0,15 \cdot \sqrt{0,25 \cdot \rho_r^2 + \tau_n^2}. \quad (29)$$

Таким образом, на основании экспериментальных зависимостей  $\sigma_b(\Theta)$ ,  $\tau_n(\Theta)$  и  $\rho_r(\Theta)$  по формулам (29) и (27) можно рассчитать разрушающее напряжение  $\sigma_{-н}$ , по (18) – гидростатическое давление  $\sigma_{ш}$  в подповерхностном слое и таким образом определить значение удельной энергии  $U_\phi$  формоизменения изнашиваемого материала в выражении (2).

## 2. ВЛИЯНИЕ ВИБРАЦИЙ НА ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЙ КРИТЕРИЙ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА С УЧЕТОМ ТЕМПЕРАТУРЫ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ

Для учета влияния статической и динамической жесткости технологической системы на усталостную прочность приконтактного слоя инструментального материала необходимо определение коэффициента асимметрии в процессе обработки.

Исследованиями [4, 5] доказано, что стойкость инструмента в значительной степени зависит от уровня интенсивности автоколебаний. Вибрации, возникающие в процессе резания, также как и специально вводимые в зону резания вынужденные низкочастотные и ультразвуковые колебания, приводят к заметному снижению силы резания (эффект Толстого), вследствие облегчения пластической деформации и как результат этого – к уменьшению интенсивности износа инструмента.

С другой стороны, циклическое нагружение инструмента при увеличении интенсивности автоколебаний, начиная с определенного предела, вызывает усталостное разрушение участков материала инструмента, находящихся в контакте с изделием и сходящей стружкой. Поэтому по достижении некоторого уровня автоколебания резко снижается стойкость инструмента.

Таким образом, исследование колебаний в процессе резания позволяет не только вскрыть довольно сложную природу соответствующих физических явлений, но и установить оптимальные параметры режима колебаний, при которых достигаются наилучшие характеристики процесса лезвийной обработки.

Исследования влияния жесткости технологической системы на коэффициент асимметрии сил резания и характер износа режущего инст-

румента проводились на стенде, созданном на базе токарно-винторезного станка 16К20. Структурная схема стенда приведена на рис. 3. Для возможности плавного бесступенчатого изменения скорости резания станок оснастили частотно-регулируемым приводом главного движения с возможностью управления от персонального компьютера. Частотный преобразователь подключается к компьютеру через преобразователь интерфейсов RS232/RS485. Управление производится по протоколу Modbus-RTU.

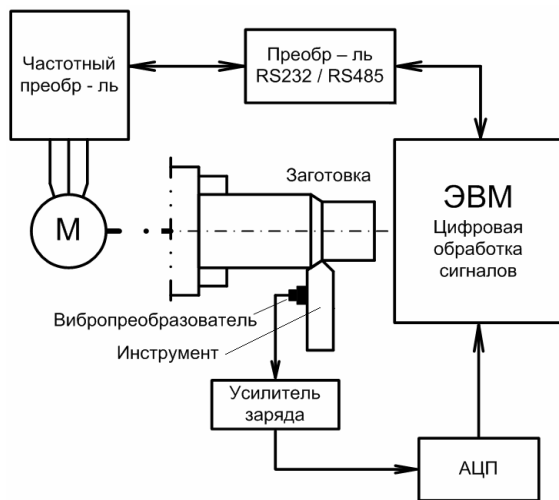


Рис. 3. Схема стенда для исследования колебаний режущего инструмента

Измерительная часть стенда состоит из трехосевого вибропреобразователя AP23 (Глобал-Тест, Россия), усилителей заряда AP5000 (Глобал-Тест, Россия) и аналого-цифрового преобразователя (АЦП). АЦП выполнен на базе шасси cDAQ-9172 и модуля NI-9233 фирмы National Instruments. Программный модуль, осуществляющий сбор данных, цифровую обработку сигналов и управление частотой вращения шпинделя реализован с помощью программного обеспечения LabView фирмы National Instruments. По результатам исследований получены зависимости физико-механических характеристик твердого сплава ВК6М, амплитуды  $A_r$  колебаний инструмента и интенсивности его износа при обработке сплава ХН73МБТЮ, а также расчетные зависимости критического многоциклового напряжения  $\sigma_{-1}$  и термодинамического критерия  $P_0$  от температуры в зоне контакта, приведенные на рис. 4.

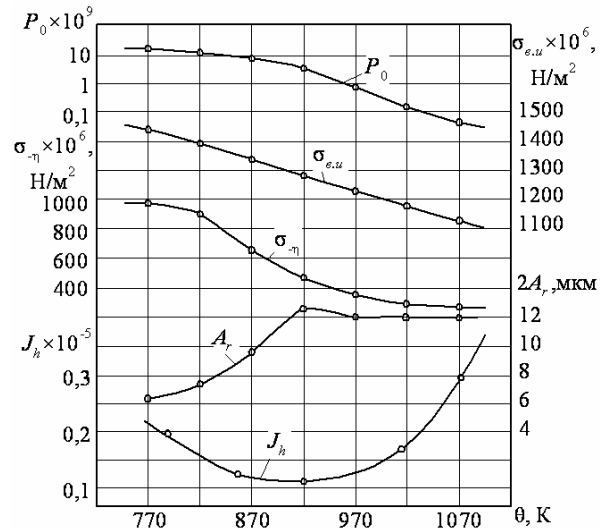


Рис. 4. Влияние температуры контакта на физико-механические характеристики твердого сплава ВК6М, амплитуду  $A_r$  колебаний инструмента и интенсивность износа при точении сплава ХН73МБТЮ ( $S = 0,1$  мм/об;  $t = 0,5$  мм)

Представленные на рис. 4 данные показывают, что с увеличением температуры контакта, вследствие снижения упругих ( $E$ ) и прочностных ( $\sigma_{ви}$ ) характеристик инструментального материала и изменения коэффициента асимметрии цикла колебаний на контактных поверхностях инструмента, происходит снижение его усталостной контактной прочности  $\sigma_{-1}$  и монотонное изменение интенсивности износа инструмента, причем минимум интенсивности износа совпадает с экстремумом резонансной амплитуды  $A_r$  высокочастотных вибраций режущего инструмента. В диапазоне температур ниже оптимальной по интенсивности износа критерий формоустойчивости  $P_0$  снижается незначительно, менее интенсивно, чем разрушающая нагрузка (прочность адгезионной связи), что приводит к снижению интенсивности износа инструмента. В зоне высоких температур наблюдается резкое падение усталостной прочности инструментального материала и критерия его формоустойчивости и как следствие – увеличение интенсивности износа инструмента.

Таким образом, контролируя параметры вибраций режущего инструмента в реальных технологических условиях и используя термодинамическую модель формоустойчивости инструментального материала, можно обеспечивать стабильное протекание процесса резания и максимальную размерную точность в процессе обработки.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Хадиуллин С. Х.** Исследование влияния температуры резания и марки обрабатываемого материала на режущую способность инструментальных материалов // Современные технологии производства ГТД и ГТУ: сб. науч. трудов. Уфа: УГАТУ, 2008.

2. **Хаег Г. Л.** Прочность режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1975, 168 с.

3. **Шифрин А. Ш., Резницкий Л. М.** Обработка резанием коррозионностойких, жаропрочных и титановых сталей и сплавов. М.: Машиностроение, 1964. 447 с.

4. **Высоцкий Ю. И.** Влияние вибраций на прочность и надежность твердосплавных резцов // Надежность режущего инструмента. 1975. Вып. 2. С. 114–123.

5. **Жарков И. Г.** Уровень интенсивности автоколебаний в упругой системе СПИД как критерий оптимальности технологического процесса // Повышение устойчивости и динамического качества металлорежущих станков. 1977. С. 11–17.

## ОБ АВТОРАХ



**Постнов Владимир Валентинович**, проф. каф. мехатрон. станочн. систем. Дипл. инж.-мех. (УГАТУ, 1972). Д-р техн. наук по технол. и оборуд. мех. и физ. техн. обработки (УГАТУ, 2005). Иссл. в обл. нестационарн. процессов резания жаропрочн. сталей и сплавов.



**Хадиуллин Салават Хакимович**, асс., асп. той же каф. Дипл. инж. по мехатронике (УГАТУ, 2005). Готовит дисс. в обл. физ.-мех. свойств материалов и механики контактн. процессов с позиции неравновесн. термодинамики и синергетики.



**Шафиков Альберт Анисович**, зав. лаб., асп. той же каф. Дипл. магистр техники и технологии (УГАТУ, 2005). Готовит дисс. в обл. оптимальн. упр-я процессами механообработки.



**Федоровцев Александр Юрьевич**, асп. той же каф. Дипл. инженер по мехатронике (УГАТУ, 2007).