

С приложением

ЖУРНАЛ ВЫХОДИТ ПРИ СОДЕЙСТВИИ МЕЖДУНАРОДНОГО СОЮЗА МАШИНОСТРОИТЕЛЕЙ

Издается с января 1997 г.

## СОДЕРЖАНИЕ

### Общетехническая информация

- Термометры сопротивления платиновые эталонные 1-го и 2-го разрядов.  
Общие технические требования по ГОСТ 30679-99 / ГОСТ Р 51233-98 ..... 2  
Базров Б.М. Концепция совершенствования системы  
допусков и посадок ..... 4

### Современные технологии

- Дмитриев А.М., Воронцов А.Л. Определение технологических параметров  
выдавливания полых цилиндрических изделий ..... 10

### Технологическое оборудование нового поколения

- Афонин В.Л. Технологические основы планирования управления на  
примере робота-станка для обработки сложных поверхностей ..... 18  
Стебулянин М.М. Задачи прикладных исследований систем  
управления роботов-станков ..... 23

### Автоматизация инженерного труда

- Леликов О.П., Артемьев В.И. Автоматизация работ с табличными данными . 26

### Технологическая оснастка

- Грубый С.В. Физическое моделирование процесса изнашивания  
твердосплавных резов ..... 37

### Технология изготовления типовых деталей

- Мельников Г.Н. Технология изготовления втулок ..... 44

### Сегодня – студент, завтра – инженер

- Волчеквич Л.И. Технологические машины-автоматы. *Продолжение* ..... 52

### Справочник конструктора-машиностроителя

- Машины электрические вращающиеся. Двигатели асинхронные  
мощностью от 0,12 до 400 кВт включительно. Общие технические  
требования по ГОСТ Р 51689-2000. *Продолжение* ..... 62

Главный редактор  
И.Н. ЖЕСТКОВА

Председатель  
редакционного совета  
чл.-корр. РАН  
П.Н. БЕЛЯНИН

Заместители  
главного редактора:  
О.Н. РУМЯНЦЕВА  
З.М. РЯБКОВА

Редакционный совет:  
В.Ф. БЕЗЪЯЗЫЧНЫЙ  
А.И. БЕЛЯКОВ  
В.А. ГОЛЕНКОВ  
О.А. ГОРЛЕНКО  
А.А. ЖУКОВ  
А.Д. КОРЧАГИН  
А.Ф. КРАЙНЕВ  
И.П. КСЕНЕВИЧ  
А.И. КУБАРЕВ  
М.Л. КУЗМЕНКО  
О.П. ЛЕЛИКОВ  
И.А. ЛЕНШИН  
В.Г. МАЛИНИН  
С.В. МИЩЕНКО  
Н.Н. МОЧАЛИН  
В.Б. НОСОВ  
Ю.В. ПАНФИЛОВ  
Ю.С. СТЕПАНОВ  
А.Г. СУСЛОВ  
А.Г. СХИРТЛАДЗЕ  
В.М. ТРУХАНОВ

Редакция:  
С.М. МАКЕЕВА  
А.А. КУЛИКОВА  
П.Е. КЛЕЙЗЕР  
Н.М. ШИБАНОВА

Журнал зарегистрирован  
в Комитете Российской  
Федерации по печати.  
Свидетельство о регистрации  
№ 014670 от 9.04.96 г.

Журнал распространяется  
по подписке, которую можно  
оформить в любом почтовом  
отделении (индекс по каталогу  
72428) или непосредственно  
в редакции журнала.  
Тел.: (095) 269-54-96,  
268-47-19  
Факс: (095) 269-48-97,  
268-85-26  
WWW.Mashin.ru  
E-mail:  
Mash.Publ@g23.relcom.ru

## Физическое моделирование процесса изнашивания твердосплавных резцов

Рассмотрена задача теоретического анализа закономерностей процесса изнашивания твердосплавных резцов и установлена количественная связь скорости изнашивания задних поверхностей инструмента с уровнем контактных нагрузок через параметры фрикционного контакта и температуру. Контактные нагрузки определены через расчетные силы резания и площади контакта на поверхностях лезвия с учетом общепринятых эпюр их распределения.

Предложенная методика позволяет выполнить теоретический расчет скорости изнашивания твердосплавных резцов, что дает весомые преимущества по материалоемкости и трудоемкости в сравнении с экспериментальными исследованиями. Расчетная методика является составной частью системы автоматизированного проектирования технологических процессов и может быть распространена на другие виды механической обработки.

В МГТУ им. Н.Э. Баумана проведен комплекс теоретических исследований, направленных на разработку расчетных методик для определения характеристик стружкообразования, сил резания, контактных нагрузок, фрикционного контакта, процесса изнашивания инструментов. Теоретические расчеты сопоставлены с результатами экспериментов по обработке конструкционных сталей и серых чугунов сборными резцами, оснащенные твердосплавными пластинами [1].

В частности показано, что контактные нагрузки оказывают непосредственное влияние на контактные процессы изнашивания лезвия инструмента. Установлена связь контактных нагрузок с топографией износа передней поверхности твердосплавной пластины [1, 2]. Анализ распределения контактных нагрузок на поверхности лезвия показывает, что при различном виде эпюр контактных нагрузок их средние значения близки по величине. Основываясь на работах М.Ф. Полетики и А.И. Бетанелли, распределение нормальных контактных нагрузок  $\sigma_p$  на передней поверхности лезвия в сечении по направлению схода стружки (рис. 1) описывается выражением

$$\sigma_p = \sigma_m (1 - m)^n, \quad m = x_p / l, \quad (1)$$

где  $\sigma_m$  – максимальное значение контактной нагрузки на режущей кромке;  $n$  – показатель степени, определяющий форму эпюры нормальной контактной нагрузки;  $x_p$  – расстояние от режущей кромки по длине контакта стружки;  $l$  – полная длина контакта стружки (см. рис. 1).

Величина показателя степени в формуле (1) может изменяться в широких пределах в зависимости от условий обработки. Из уравнений равенства сил и моментов, действующих на передней контактной поверхности и плоскости сдвига, следует выражение для расчета показателя степени  $n$ :

$$n = 2 \left( \frac{l_m}{a_{\sigma} K_L [\mu_p + \operatorname{tg}(\beta - \gamma_c)]} - 1 \right), \quad (2)$$

где  $l_m$  – максимальная длина контакта стружки;  $K_L$  – коэффициент усадки стружки;  $\mu_p$  – средний коэффициент

трения на передней поверхности;  $\beta$  – угол сдвига;  $\gamma_c$  – передний угол в направлении схода стружки.

Тогда среднее значение нормальной контактной нагрузки  $\sigma_{psr} = \sigma_m / (n + 1)$ . Принимая гипотезу о том, что максимальное значение контактной нагрузки вдоль режущей кромки не изменяется, ее можно выразить через нормальную силу на передней поверхности  $P_n$  и площадь пятна контакта стружки  $f_p$ :

$$\sigma_m = P_n (n + 1) / f_p. \quad (3)$$

В табл. 1 приведены расчетные значения среднего коэффициента трения на передней поверхности  $\mu_p$ , показателя степени  $n$  (2), максимального значения

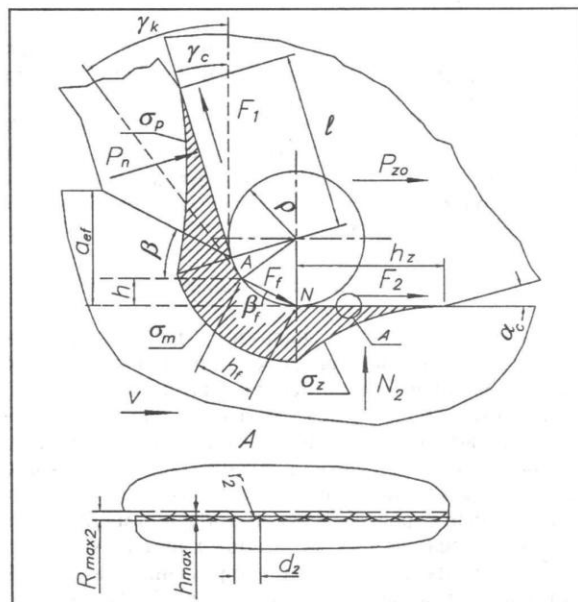


Рис. 1. Силы, контактные нагрузки и схема фрикционного контакта по задней поверхности инструмента



1. Характеристики контакта реза и стружки на передней поверхности лезвия

Марка стали заготовки	Термообработка	$\mu_p$	$n$	$\sigma_m$ , МПа	$\tau_{pr}$ , МПа
20	Нормализация	0,56	2,34	1055,1	380
45		0,47	2,33	1628,1	493,6
55		0,46	2,36	1682,9	504
60		0,43	2,7	1973,0	556
12Х2Н4А		0,46	2,4	1725,0	512
25ХГМ		0,46	2,42	1746,9	516
25ХГНМТ		0,42	2,74	1996,0	560
40ХСШ		0,42	2,81	2043,0	568
40ХШ	Отжиг	0,44	2,55	1858,5	536
		0,45	2,49	1813,5	528
40Х	Нормализация	0,39	3,26	2330,5	616
	Отжиг	0,45	2,44	1769,2	520
	Закалка + отпуск 600 °С	0,45	2,47	2326,9	680
	Закалка + отпуск 500 °С	0,45	2,48	2561,7	748
	Закалка + отпуск 400 °С	0,45	2,48	2754,9	804
	Состояние поставки	0,41	2,99	2161,9	588

нормальной контактной нагрузки (3), касательного напряжения  $\tau_{pr}$  на поверхности сдвига для заготовок из десяти марок сталей в различном состоянии. Значения получены для условий обработки сборным резцом, оснащенный пластиной из твердого сплава марки Т15К6, трехгранной формы 02114-100412, с главным углом в плане  $\phi_0 = 90^\circ$ , величиной износа  $h_z = 0,8$  мм; скорость резания  $v = 2$  м/с, подача  $S = 0,3$  мм/об, глубина  $t = 2$  мм.

Показатель степени  $n$  изменяется в пределах 2,33... 3,26 (см. табл. 1) и в первом приближении его величину можно принять равной трем. Следует отметить тесную связь между максимальной величиной контактной нагрузки и касательным напряжением на поверхности сдвига. Аппроксимация данных табл. 1 устанавливает эту связь по 16 значениям с коэффициентом корреляции 0,97 в виде

$$\sigma_m = 3,851 \tau_{pr} - 228,39.$$

Анализ контактных нагрузок, действующих на задней поверхности лезвия, проведенный в том числе с использованием экспериментов с разрезным резцом, показывает, что как для нормальных, так и для касательных напряжений эпюры близки к параболическим, что позволяет их описать уравнением вида (1). Трение на участке контакта по задней поверхности носит адгезионный характер, близкий к условиям обычного внешнего трения очищенных поверхностей. Характер распределения контактных напряжений на задней поверхности лезвия не зависит от глубины резания, свойств инструментального материала и наличия СОТС [3]. Средние значения нормальной и касательной

контактных нагрузок на задней поверхности лезвия (см. рис. 1):

- для неизношенного реза ( $h_z = 0$ )

$$q_z = \sigma_m; \tau_z = \tau_{pr};$$

- для изношенного реза ( $h_z > 0$ )

$$q_z = \frac{\sigma_m \overset{\sim}{A}N + \sigma_m h_z (n + 1)}{l_2}; \tau_z = q_z f_{tr}, \quad (4)$$

где  $\overset{\sim}{A}N$  – дуга контакта по кромке;  $h_z$  – величина износа;  $l_2$  – общая длина контакта;  $f_{tr}$  – коэффициент трения на задней поверхности инструмента.

Выражения (1) – (4) устанавливают количественную связь характеристик процесса резания и стружкообразования через силы резания с контактными нагрузками на рабочих поверхностях лезвия. Такой подход позволяет выполнить теплофизический расчет и провести анализ фрикционного контакта на задней поверхности.

Теплофизический расчет выполнен по методике А.Н. Резникова [4], для чего определены интенсивности тепловых потоков:  $q_d$  – на поверхности сдвига;  $q_{1t}$  – на передней поверхности реза;  $q_{2t}$  – на задней поверхности реза;  $q_r$  – на радиусе округления кромки.

Расчитаны интенсивности стока теплового потока по передней поверхности инструмента  $q_1$  и по задней поверхности  $q_2$ , направленные в тело инструмента, и температуры: деформации (на поверхности сдвига)  $T_d$ , на передней поверхности  $T_1$ , на задней поверхности  $T_2$ , на радиусе округления режущей кромки  $T_r$ . В качестве примера в табл. 2 приведены значения некоторых



2. Результаты теплофизического расчета

v, м/с	Интенсивности тепловых потоков, кал/(см <sup>2</sup> ·с)					Температуры, °С		
	q <sub>d</sub>	q <sub>1r</sub>	q <sub>2r</sub>	q <sub>1</sub>	q <sub>2</sub>	T <sub>1</sub>	T <sub>2</sub>	T <sub>f</sub>
1,2	14961	3183	7701	203,2	-27,6	676,2	511,8	182,7
2,5	32997	6398	15481	207,3	-0,5	790,4	637,1	268,2
3,3	44498	8198	19987	202,3	15,2	833,3	694,7	310,0
4,2	56122	9980	24669	196,0	30,3	870,1	749,3	346,9
5,0	67845	11782	29198	190,8	41,3	930,8	797,5	380,3

параметров, полученных теплофизическим расчетом по исходным данным: резец из твердого сплава марки Т5К10 с пластиной трехгранной формы 02114-100412, φ<sub>0</sub> = 90°; заготовка из стали 60; t = 1,5 мм, S = 0,4 мм/об, h<sub>z</sub> = 0,5 мм, обработка без СОТС.

Как показывает анализ, температуры на задней поверхности твердосплавного резца при обработке конструкционных углеродистых и низколегированных сталей в зависимости от уровня режимных параметров могут приближаться к 1000 °С, что оказывает существенное влияние на механические и теплофизические характеристики обрабатываемого и инструментального материалов, и параметры фрикционного контакта.

На основании проведенных исследований контактных поверхностей и обработанной поверхности заготовки [1] основным механизмом изнашивания твердосплавных инструментов принят механизм адгезионного изнашивания, вызванный адгезионным взаимодействием между инструментальным и обрабатываемым материалами. Механизм адгезионного изнашивания качественно представлен так, что в результате высоких контактных давлений и температур в точках соприкосновения выступов фактических площадок контакта развиваются локальные пластические деформации и происходит соприкосновение химически чистых участков обрабатываемого и инструментального материалов и их взаимное схватывание. При перемещении инструмента по поверхности детали наблюдается непрерывное разрушение и возобновление мостиков схватывания с переносом материала. Количественный механизм адгезионно-усталостного изнашивания применительно к парам трения различного назначения детально описан в работах [5, 6]. Вместе с тем применительно к изнашиванию режущего инструмента этот механизм исследован только на качественном уровне.

Количественные соотношения показателей трения и изнашивания твердосплавного инструмента по задней поверхности определены применительно к модели контакта жесткой шероховатой поверхности твердого сплава с гладким деформируемым полупространством поверхности обрабатываемого материала. К параметрам фрикционного контакта по задней поверхности инструмента относятся коэффициент трения  $f_{tr}$ , номинальное давление  $q_z$ , фактическое давление  $p_r$ , отношение площадей контакта фактической и номинальной  $\eta_{ca}$ , относительное сближение поверхностей контакта  $\epsilon$ ,

средний диаметр пятен контакта  $d_2$ , плотность пятен контакта  $\gamma_k$ , число пятен контакта на номинальной площади контакта  $K_{kon}$ .

Основываясь на молекулярно-механической теории трения [5], коэффициент трения состоит из молекулярной (адгезионной)  $f_m$  и деформационной (механической)  $f_d$  составляющей:

$$f_{tr} = f_m + f_d = \tau_0/p_c + \beta_0 + f_d, \quad (5)$$

где  $\tau_0$  определяет прочность адгезионного шва при отсутствии сжимающих напряжений,  $\beta_0$  – коэффициент упрочнения адгезионных связей.

Для случая пластического контакта молекулярную составляющую коэффициента трения можно представить в виде

$$f_m = \tau_0/c\sigma_T + \beta_0 = \tau_0/HV_1 + \beta_0, \quad (6)$$

где  $c$  – коэффициент формы,  $\sigma_T$  – предел текучести деформируемого материала,  $HV_1$  – твердость обрабатываемого материала как функция температуры на задней поверхности инструмента.

Исследования адгезионного взаимодействия материалов проведены на специальных установках – адгезиометрах [7 – 8] и показали, что повышение температуры приводит к снижению прочности адгезионного шва. На основании обработки данных по исследованиям адгезионного взаимодействия при трении твердых сплавов и быстрорежущих сталей различных марок по углеродистым, легированным, жаропрочным и жаростойким сталям и сплавам предложена аппроксимация параметра  $\tau_0$ :

$$\begin{aligned} \tau_0 &= 120 \text{ МПа}; T_2 < 600 \text{ °С}; \\ \tau_0 &= 252 - 0,19T_2; T_2 \geq 600 \text{ °С}; \end{aligned} \quad (7)$$

$$\tau_0 = 50 \text{ МПа}; T_2 > 1000 \text{ °С},$$

где  $T_2$  – температура контакта на задней поверхности инструмента.

Для установления количественной связи коэффициента  $\beta_0$  с температурой проведен анализ опытов по износостойкости и трению Г.И. Грановского, Б.И. Костецкого, А.Д. Макарова, Л.Ш. Шустера. Пренебрегая деформационной составляющей коэффициента трения



в опытах на адгезиометре и установках трения, величину коэффициента упрочнения адгезионных связей можно представить как

$$\beta_0 = f_{tr} - \tau_0 / \text{HB}_1 |_{T_f}, \quad (8)$$

где коэффициент трения определен по результатам экспериментов, параметр  $\tau_0$  рассчитывается по формуле (7), поверхностная твердость стали является функцией температуры контакта  $T_f$ . На основании обработки опытных данных предложена численная аппроксимация коэффициента упрочнения:

$$\beta_0 = 0,260y + 0,053, \quad T_2 \leq 1000 \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (9)$$

$$y = 2,6048x^6 - 19,737x^5 + 58,653x^4 - 87,216x^3 + 68,532x^2 - 27,473x + 5,3033; \quad x = 2,105 \cdot 10^{-3} T_2;$$

$$\beta_0 = 0,05, \quad T_2 > 1000 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Аппроксимации (7), (9) могут уточняться по мере накопления базы данных по трению различных пар инструментального и обрабатываемого материалов.

Для расчета деформационной составляющей  $f_d$  коэффициента трения неровности шероховатости моделируются сферическими сегментами одинакового радиуса  $r_2$  (см. рис. 1), расположенными так, что опорная кривая поверхности модели и реальной твердосплавной поверхности совпадают. Тогда деформационная составляющая коэффициента трения для условий контактирования, когда жесткие микровыступы контртела внедряются в пластическое полупространство конструкционного материала, может быть определена по выражению [5]:

$$f_d = 0,55 K_{ifn} \Delta_2^{0,5} (q_2 / \text{HB}_1)^{1/(2v_2)}, \quad (10)$$

где  $K_{ifn}$  – коэффициент, зависящий от параметра аппроксимации относительной опорной длины профиля;  $\Delta_2$  – обобщенный параметр шероховатости поверхности инструмента;  $q_2$  – номинальное давление, равное средней нормальной контактной нагрузке;  $\text{HB}_1$  – поверхностная твердость обрабатываемого материала как функция температуры контакта;  $v_2$  – параметр аппроксимации относительной опорной длины профиля поверхности твердого сплава.

Относительная опорная длина  $t_p$  профиля является суммой длин отрезков профиля микронеровностей в пределах базовой длины. Аппроксимация начального участка кривой относительной опорной длины профиля принята в виде

$$t_p = b_2 (p / R_{\max 2})^{v_2},$$

где  $p$  – расстояние от выступов до рассматриваемого уровня профиля;  $R_{\max 2}$  – параметр шероховатости. Например, для сменных многогранных твердосплавных пластин классов допусков У, М по ГОСТ 19042–80

(шлифованные только по опорным поверхностям) параметры аппроксимации были найдены в результате обработки профилограмм шероховатости задних поверхностей по методике, рекомендованной в работе [5], и составили:  $b_2 = 2,5$ ,  $v_2 = 0,94$ . Усредненные параметры шероховатости также определены по профилограммам и были приняты равными:  $R_{\max 2} = 14,5$  мкм,  $r_2 = 90$  мкм, где  $r_2$  – средний радиус выступов микронеровностей (по ГОСТ 19086–80 для этих пластин параметр шероховатости  $Ra$  2,5). Для шлифованных по задним поверхностям пластин классов допусков G, E, C рекомендовано значение параметра шероховатости задней поверхности  $Ra$  0,25, что соответствует 1...2 мкм по параметру  $R_{\max 2}$ . Примерные значения параметров аппроксимации относительной опорной длины для шлифованных поверхностей составляют [9]:  $v_2 = 1,6+3$ ;  $b_2 = 1,5+4$ . В работе [9] показана связь этих параметров с параметрами шероховатости, для определения которых не требуется больших затрат времени.

Расчет величины износа сводится к определению зависимости интенсивности изнашивания от физико-механических свойств материалов, составляющих пару трения, условий нагружения, микрогеометрических характеристик поверхности трения. Интенсивность изнашивания будет одинаковой, если выполняется равенство отношений разрушенного объема материала к числу циклов фрикционного контакта до разрушения. Интенсивность изнашивания равна произведению удельного линейного износа на отношение площадей контакта:  $I_h = i_h \eta_{ca}$ , где удельный износ составляет объем изношенного материала, отнесенный к диаметру пятна контакта и к фактической площади контакта. Выделив величину изношенного объема материала через геометрические характеристики контакта, получим выражение для расчета нормальной интенсивности изнашивания (в направлении нормали к поверхности контакта) [5]:

$$I_{n0} = \frac{\alpha b_2 e^{v_2+1} R_{\max 2} \eta_{ca}}{(v_2 + 1) d_2 n_2}, \quad (11)$$

где  $n_2$  – число циклов фрикционного контакта микрообъема поверхностного слоя твердого сплава до разрушения,  $\alpha$  – коэффициент, характеризующий вид контакта; для условий пластического контакта, характерных для процесса изнашивания твердосплавного инструмента,  $\alpha = 1$ .

Вместе с тем непосредственное использование выражения (11) для расчета интенсивности изнашивания твердосплавной поверхности инструмента не представляется возможным в связи с отсутствием количественных выражений для числа циклов до разрушения  $n_2$ . Предложена методика, раскрывающая суть таких количественных связей.

Выражение (11) может быть преобразовано к виду, когда число циклов фрикционного контакта является функцией интенсивности изнашивания и остальных параметров. В свою очередь, отношение площадей



контакта  $\eta_{ca}$ , относительное сближение поверхностей  $\epsilon$ , средний диаметр контакта  $d_2$  являются функциями средней контактной нагрузки, поверхностной твердости, а значит коэффициента трения, и средней температуры контакта. Взаимная связь этих величин определена в рамках рассмотренной физической модели, а количественные соотношения учитывают влияние температуры контакта на характеристики инструментального и обрабатываемого материалов.

На основании установленных количественных связей математическим расчетом сформирована исходная база данных по числу циклов фрикционного контакта до разрушения микрообъемов твердосплавной поверхности как функции режимных параметров, величины износа, нормальной интенсивности изнашивания, механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов и других параметров, входящих в физическую модель, в виде

$$n_{2i} = f_1(v, t, s, h_z, I_{n0e}, HV|_{T_2}, E_2|_{T_2}, \lambda_2|_{T_2}, HB_1|_{T_2}, E_1|_{T_2}, r_2, f_{tr}, \dots) = f_2(HV|_{T_2}, q_z, r_2), \quad (12)$$

где  $f_1$  – функция, характеризующая первый уровень связей, в том числе с интенсивностью изнашивания  $I_{n0e}$ , рассчитанной по экспериментальным кривым износа;  $HV, E_2, \lambda_2$  – соответственно поверхностная твердость, модуль упругости, теплопроводность твердого сплава;  $HB_1, E_1$  – твердость, модуль упругости обрабатываемой стали. Учитывая установленную связь режимных параметров с уровнем контактных нагрузок и температурой задней поверхности лезвия, функция  $f_2$  характеризует второй уровень связей с поверхностной твердостью твердого сплава, контактной нагрузкой и средним значением радиуса микронеровностей изнашиваемой поверхности.

Исходная база данных по числу циклов фрикционного контакта  $n_{2i}$  сформирована для условий обработки стали 60 четырьмя типами сборных токарных твердосплавных резцов в диапазоне режимных параметров:  $v = 0,5 \dots 5$  м/с,  $t = 0,7 \dots 4$  мм,  $S = 0,1 \dots 0,6$  мм/об,  $h_z = 0,3$  мм, и содержит 1676 значений. Анализируя предложенное выражение (12), следует отметить, что функция  $f_2$  характеризует единый адгезионно-усталостный механизм изнашивания твердосплавной поверхности и поэтому имеет общий характер и одно количественное выражение для различных значений режимных параметров, величин износа, марок твердых сплавов и конструкционных сталей. Количественное выражение функции  $f_2$  найдено в рамках трехфакторной полиномиальной модели седьмого порядка, содержащей 27 членов и представленной в общем виде:

$$\lg(n_2) = b_1 + b_2 \dot{H}V + b_3 \dot{q}_z + b_4 \dot{r}_2 + \dots + b_{15} \dot{q}_z^7 + \dots + b_{27} \dot{r}_2^5, \quad (13)$$

где коэффициенты  $b_1 \dots b_{27}$  рассчитаны с использованием алгоритма метода стохастической аппроксимации

[1], а факторы представлены в кодированном виде в рамках общей функции:

$$\text{Cod}(x_{in}, x_{max}, x_{min}) = 2(\lg x_{in} - \lg x_{max}) / (\lg x_{max} - \lg x_{min}) + 1,$$

$x_{in}, x_{max}, x_{min}$  – текущее, максимальное и минимальное значения фактора в натуральном виде. Тогда кодированные факторы в уравнении (13) имеют вид:

$$x_1 = \dot{H}V = \text{Cod}(HV, 16600, 4000);$$

$$x_2 = \dot{q}_z = \text{Cod}(q_z, 1100, 50); \quad x_3 = \dot{r}_2 = \text{Cod}(r_2, 500, 50).$$

Анализ уравнения (13) показал, что связь расчетных значений числа циклов фрикционного контакта  $n_2$  с исходными значениями практически линейная с коэффициентом корреляции 0,931, что подтверждает достоверность и высокую точность расчетов. Отмечено увеличение числа циклов фрикционного контакта до разрушения с ростом поверхностной твердости и уменьшением среднего радиуса выступов микронеровностей поверхности твердого сплава. Вместе с тем отмечено противоречие в увеличении числа циклов с ростом номинальной контактной нагрузки. Для исключения этого противоречия были детально проанализированы количественные соотношения, характеризующие условия на отдельных пятнах контакта. Установлено количественное соотношение площадей контакта фактической и номинальной с номинальной контактной нагрузкой в диапазоне значений радиусов выступов микронеровностей  $r_2 = 90 \dots 300$  мкм в виде

$$\eta_{ca} = 4 \cdot 10^{-4} q_z^{1,129}, \quad (14)$$

откуда следует связь значений фактической и номинальной контактной нагрузок:

$$p_r = 2500 q_z^{-0,129}. \quad (15)$$

Физический смысл уравнения (15) заключается в том, что с ростом номинальной нагрузки в рассмотренном диапазоне увеличивается фактическая площадь контакта, что приводит к снижению фактической нагрузки.

Тогда анализ полиномиальной модели (13) с учетом связи (15) показывает рост числа циклов фрикционного контакта с увеличением поверхностной твердости твердого сплава и уменьшением фактической контактной нагрузки, что проиллюстрировано графиками на рис. 2, 3. По аналогии с кривыми объемной выносливости материалов получены расчетные кривые фрикционной усталости твердых сплавов, связывающие фактическую контактную нагрузку с числом циклов фрикционного контакта до разрушения, представленные на рис. 4. Следует отметить, что процесс изнашивания твердого сплава по задней поверхности инструмента характеризуется значительными по величине фактическими контактными нагрузками, превосходящими нагрузки при испытаниях на объемную выносливость, причем на кривых отсутствует горизонтальный участок.

В табл. 3 приведены некоторые расчетные характеристики фрикционного контакта по задней поверхности твердосплавной режущей пластины.

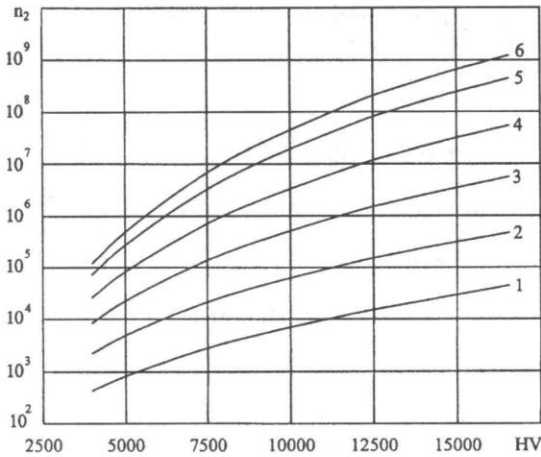


Рис. 2. Влияние поверхностной твердости твердого сплава на число циклов фрикционного контакта при различных значениях контактной нагрузки  $P_c$ , Н/мм<sup>2</sup> ( $r_2 = 90$  мкм): 1 – 1380,2; 2 – 1197,8; 3 – 1121,4; 4 – 1073,8; 5 – 1039,5; 6 – 1025,5

Следует отметить рост температуры контакта с увеличением износа задней поверхности инструмента, уменьшение номинальной контактной нагрузки и поверхностной твердости обрабатываемой стали. Суммарный коэффициент трения находится в пределах 0,45...0,48, а отношение молекулярной составляющей к общему коэффициенту трения близко к 0,7. Такие соотношения для коэффициента трения характерны для всего рассмотренного диапазона режимных параметров.

При изменении режимных параметров изменяются все параметры фрикционного контакта по задней поверхности инструмента. Отмечена тенденция увеличения относительного сближения профиля и среднего диаметра пятен контакта с увеличением сечения срезаемого слоя, что косвенно объясняет причину роста интенсивности изнашивания для больших сечений среза. Относительное сближение профиля и средний диаметр пятен контакта имеют тенденцию к увеличению с ростом скорости резания, и для этих условий плотность пятен контакта находится в пределах  $\gamma_k = 162...170$  мм<sup>-2</sup>.

Установленные количественные связи и внутренние аппроксимации физической модели позволяют рассчитать скорость изнашивания (тангенциальную)  $I_{nr}$ , мм/мин, инструмента по задней поверхности:

$$I_{nr} = 6 \cdot 10^4 I_{tr} v. \quad (16)$$

Здесь  $I_{tr}$  – интенсивность изнашивания в направлении вектора скорости резания (тангенциальная)  $I_{tr} = I_{n0r} \text{ctg} \alpha_0$ ;  $v$  – скорость резания, м/с;  $\alpha_0$  – задний угол;  $I_{n0r}$  – интенсивность изнашивания в направлении нормали к поверхности контакта (нормальная).

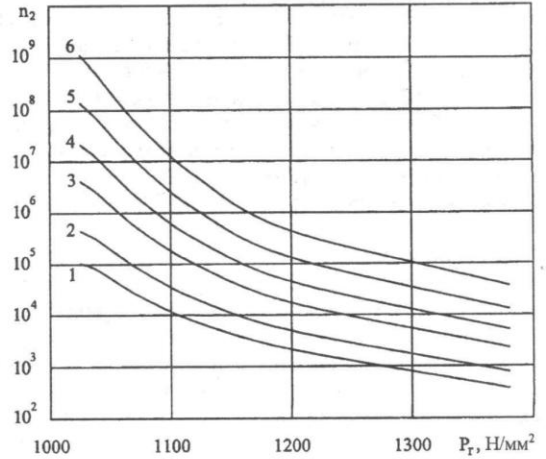


Рис. 3. Связь числа циклов фрикционного контакта с фактической контактной нагрузкой при различных значениях поверхностной твердости твердого сплава HV ( $r_2 = 90$  мкм): 1 – 4000; 2 – 5000; 3 – 7000; 4 – 9000; 5 – 12000; 6 – 16567

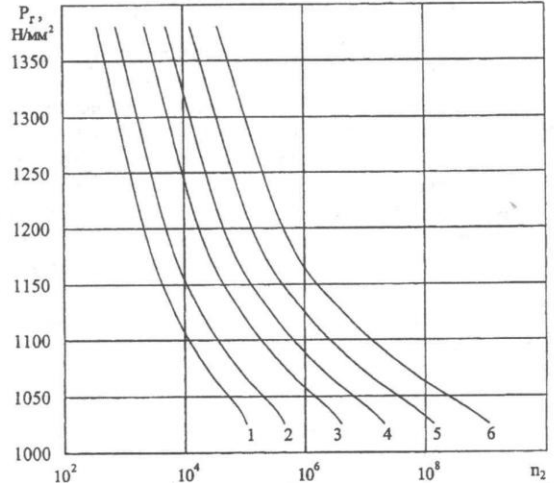


Рис. 4. Расчетные кривые фрикционной усталости твердых сплавов для различных значений поверхностной твердости HV: 1 – 4000; 2 – 5000; 3 – 7000; 4 – 9000; 5 – 12000; 6 – 16567

### 3. Характеристики фрикционного контакта по задней поверхности твердосплавной режущей пластины

$h_z$ , мм	$\sigma_{np}$ , МПа	$q_z$ , МПа	$T_2$ , °C	HV <sub>1</sub> , МПа	$f_m$	$f_d$
0,05	2208,0	893,1	532,9	1198,8	0,304	0,159
0,25	2177,8	625,0	536,5	1162,9	0,315	0,140
0,45	2176,9	590,0	556,8	1142,1	0,313	0,136
0,65	2176,4	576,0	577,2	1121,2	0,314	0,136
0,85	2175,9	568,5	598,5	1098,4	0,316	0,137
1,05	2175,4	563,8	620,4	1074,5	0,332	0,138
1,25	2174,8	560,5	653,3	1038,2	0,333	0,139
1,45	2173,9	557,9	676,3	1013,2	0,337	0,141
1,65	2173,3	556,0	699,1	987,9	0,340	0,143

Примечание. Резец с трехгранной пластиной формы 02114-100412,  $\varphi_0 = 90^\circ$ ; твердый сплав марки Т15К6; обрабатываемая сталь 60;  $v = 1,67$  м/с,  $t = 1,5$  мм,  $S = 0,4$  мм/об.

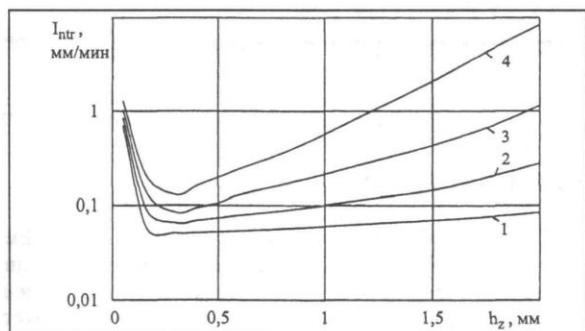


Рис. 5. Расчетные кривые скорости изнашивания для различных сечений срезаемого слоя ( $v = 4 \text{ м/с}$ ,  $t = 4 \text{ мм}$ ) при величине подачи  $S$ , мм/об:  
1 – 0,1; 2 – 0,2; 3 – 0,3; 4 – 0,4

Анализ показывает, что расчетные значения скорости изнашивания по формуле (16) полностью соответствуют по качественным и количественным показателям многочисленных экспериментальных наблюдений по влиянию режимных параметров, геометрических параметров инструмента, марки твердого сплава, марки обрабатываемого материала на процесс изнашивания. В качестве примеров анализа приведены расчетные кривые скорости изнашивания, отражающие влияние:

- режимных параметров для различных сечений срезаемого слоя (рис. 5) (резец с пластиной формы 02114-100412,  $\varphi_0 = 90^\circ$ , сплав марки КНТ16, сталь 60);

- марки твердого сплава (рис. 6) (резец с пластиной формы 02114-100412,  $\varphi_0 = 90^\circ$ , сталь 60);

- марки обрабатываемой стали в различном состоянии (рис. 7) (резец с пластиной формы 02114-100412,  $\varphi_0 = 90^\circ$ , сплав марки Т15К6).

Характеристики шероховатости поверхности твердого сплава влияют на скорость изнашивания непосредственно или через взаимную связь с другими параметрами. Расчетные кривые скорости изнашивания для различных значений наибольшей высоты профиля  $R_{\text{max}}$  поверхности твердого сплава показывают, что скорость изнашивания снижается с уменьшением шероховатости. Величина параметра аппроксимации  $v_2$  начального участка кривой относительной опорной длины профиля в пределах 0,95...3 оказывает слабое влияние на скорость изнашивания с некоторой тенденцией к ее увеличению с ростом параметра  $v_2$ . Увеличение среднего радиуса микронеровностей  $r_2$  в пределах 50...300 мкм приводит к некоторому снижению скорости изнашивания, в особенности для больших величин износа задних поверхностей резцов.

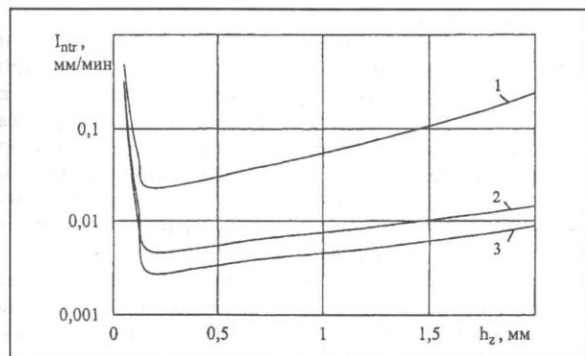


Рис. 6. Расчетные кривые скорости изнашивания для различных марок твердых сплавов ( $v = 1,5 \text{ мм}$ ,  $t = 1,5 \text{ мм}$ ,  $S = 0,4 \text{ мм/об}$ ):  
1 – Т5К10; 2 – КНТ16; 3 – Т15К6

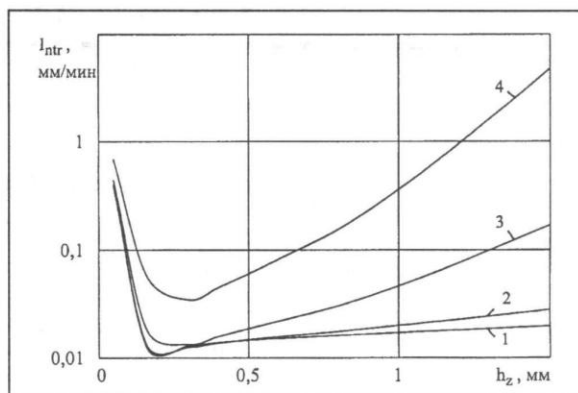


Рис. 7. Расчетные кривые скорости изнашивания для различных марок обрабатываемых сталей ( $v = 2 \text{ м/с}$ ,  $t = 2 \text{ мм}$ ,  $S = 0,3 \text{ мм/об}$ ):  
1 – сталь 45; 2 – 40X – нормализация; 3 – 40X – закалка, отпуск 600 °С; 4 – 40X – закалка, отпуск 500 °С

Таким образом, с точки зрения уменьшения скорости изнашивания, предпочтение следует отдавать шлифованным пластинам со средним арифметическим отклонением профиля  $Ra$  0,25 или с наибольшей высотой неровностей  $R_{\text{max}}$  в пределах 1,5...2 мкм, что соответствует требованиям ГОСТ 19086–80. Следует выбрать метод окончательной доводки пластин, исключая значения параметра  $v_2 > 3$ , а также малые значения ( $r_2 < 90 \text{ мкм}$ ) среднего радиуса микровыступов.

Значения скорости изнашивания использованы для расчета величины износа и стойкости инструмента путем численного интегрирования. На базе уравнений скорости изнашивания представляется возможным разработать математический аппарат по оптимизации режимных параметров.

Предложенная методика количественной оценки процесса изнашивания инструментов распространяется и на другие сочетания инструментальных и обрабатываемых материалов.

#### Л и т е р а т у р а

- Петрушин С.И., Грубый С.В. Обработка чугунов и сталей сборными режками со сменными многогранными пластинами. Томск: Изд. ТПУ, 2000. 156 с.
- Петрушин С.И. Введение в теорию несвободного резания материалов: Учебное пособие. Томск: Изд. ТПУ, 1999. 97 с.
- Физические основы процесса резания металлов // Под ред. В.А. Остафьева. Киев: Вища школа, 1976. 136 с.
- Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.
- Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
- Трение, изнашивание и смазка. Справочник. В 2-х кн. / Под ред. И.В. Крагельского, В.В. Алисина. М.: Машиностроение. Кн. 1, 1978. 400 с. Кн. 2, 1979. 358 с.
- Шустер Л.Ш. О термоактивируемом механизме межмолекулярного взаимодействия при трении металлических материалов. В сб.: Вопросы оптимального резания металлов. Труды Уфимского авиационного института. Уфа, 1975. вып. 84. С. 161–165.
- Шустер Л.Ш., Исупов А.А. Исследование прочности адгезионной связи на срез при различных температурах контакта. В сб.: Вопросы оптимального резания металлов. Труды Уфимского авиационного института. Уфа, 1972, вып. 34. С. 92–105.
- Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин. М.: Машиностроение, 1981. 244 с.
- Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. М.: Машиностроение, 1987. 207 с.