



ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

1
2006

Орган информации

МИНИСТЕРСТВА ПРОМЫШЛЕННОСТИ
И ЭНЕРГЕТИКИ РФ

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Алексейчук Г.П., Алешин Н.П., Братухин А.Г.,
Воронцов А.Л., Гусейнов А.Г., Дмитриев А.М.
(председатель секции обработки материалов без
снятия стружки), Драгунов Ю.Г., Древаль А.Е.
(председатель секции технологии машиностро-
ения), Дроздов Ю.Н. (председатель секции кон-
струирования и расчета машин), Кутин А.А.,
Логунов А.В., Омельченко И.Н. (председатель
секции организации и экономики производства),
Пименов А.Ф., Попов Д.Н., Рыбакова Л.М.,
Салтыков М.А., Трегубов Г.П., Цыганкова И.А.
(ответственный секретарь)

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

*Журнал входит в перечень утвержденных
ВАК РФ изданий для публикации трудов
соискателей ученых степеней*

Журнал переводится на английский язык,
переиздается и распространяется
во всем мире фирмой
"Аллертон Пресс" (США)

Ордена Трудового Красного Знамени
ОАО «Издательство "Машиностроение"»
107076, Москва, Стромьинский пер., 4

Адрес редакции:

129626, Москва,
проспект Мира, д. 106, а/я 78.
Телефоны: (495) 687-63-37, (495) 682-77-11
E-mail: vestmash@mashin.ru
www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г. за
№ 77-12421 в Комитете Российской Федерации по
печати

Учредитель: А.И. Савкин

Индексы: **70120** ("Роспечать"),
27841 ("Пресса России")
60264 ("Почта России")

Цена свободная

Отпечатано в Подольской
типографии, филиале ОАО "ЧПК",
142110, г. Подольск, ул. Кирова, 15

СОДЕРЖАНИЕ

CONTENTS

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

- Афонин С. М. — Об обобщенной структурно-параметрической модели пьезодвигателя наноперемещений 3
- Дильман В. Л., Остсеин А. А. — Расчет на прочность прямошовных труб большого диаметра с дефектом 7
- Поляков А. П., Поляков П. А. — Расчет двухслойного цилиндра, работающего в условиях термосилового циклического нагружения 15
- Санкин Ю. Н., Гурьянов М. В. — Исследование курсовой устойчивости автомобиля при нелинейном взаимодействии шин с дорожным покрытием 20
- Самошкин С. Л., Соловьев С. А. — Экспериментальное определение модуля упругости приводных ремней 25
- Почтенный Е. К., Капуста П. П. — Экспериментально-аналитическая методика ускоренных испытаний конструкций при регулярном многоцикловом нагружении и оценка их ресурса при случайном многочастотном и многорежимном нагружении 28

Цикл статей

"Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки"

- Орлов А. В. — Влияние на долговечность шарикоподшипника сил трения, вызываемых дифференциальным проскальзыванием 41
- Шутков Е. А. — Инвариантная автоматизированная система фильтрации масла тепловозного дизеля 45
- Лернер Ю. Н. — О колебаниях электронов поверхностного слоя при трении 50

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

- Базров Б. М. — Совершенствование технической документации на изделие 53
- Грубый С. В. — Расчетные параметры процесса резания и стружкообразования при точении конструкционных сталей и сплавов 63
- Чертов В. М. — О раскатке и закалке при изготовлении зубчатых венцов 73
- Игнатов М. Г., Бабин С. В., Перминов А. Е. — К вопросу об изменении вектора вертикальной составляющей силы резания при встречном фрезеровании 75
- Украженко К. А. — Определение влияния геометрической точности соединений двойного базирования на их жесткость 76

ОРГАНИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИКА ПРОИЗВОДСТВА

- Омельченко И. Н., Бурак М. О. — Структура логистических издержек фирмы-посредника между отечественными производителями и зарубежными поставщиками 80

Проблемы промышленной экологии

- Черкасова М. А. — Функционирование теоретического эколого-мелиоративного сознания 85

ТЕХНИЧЕСКАЯ ИНФОРМАЦИЯ

- Ванчиков В. Ц. — Облитерационное явление в капиллярах устройств гидроавтоматики 88
- Иванов А. Н. Выставки "Металлургия — Литмаш. Трубы". "Алюминий/Цветмет-2005" 89
- Грунин А. Г. — Высокоточные лазерные измерительные системы FARO 91
- Потапов В. А. — Обзорение зарубежных изданий 93
- Вниманию читателей 40, 92

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

- Afonin S. M. — About generalized structural-parametric model of piezomotor for nanometric movements 3
- Dilmann V. L., Ostsemin A. A. — The strength calculation of the big diameter defected straight-seamed tubes 7
- Polyakov A. P., Polyakov P. A. — Calculation of the two-layered cylinder functioning under thermal-forced cyclic loading conditions 15
- Sankin Yu. N., Guryanov M. V. — Investigation of the car directional stability at non-linear interaction of tires with road coating 20
- Samoshkin S. L., Solovoyov S. A. — Experimental determination of modulus of elasticity for effective belts 25
- Pochtenny E. K., Kapusta P. P. — Experimental-analytical method of accelerated constructions tests at regular multiple-cycle loading and their resource appraisal at casual multiple-frequency and multi-duty loading 28

Series of articles

"Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication"

- Orlov A. V. — Effect on the ball bearing endurance of friction forces caused by differential slipping 41
- Shutkov E. A. — Invariant automated filtration system for oil of engine diesel 45
- Lerner Yu. N. — About vibrations of the superficial layer electrons at friction 50

MANUFACTURING ENGINEERING

- Bazrov B. M. — Improvement of technical documentation for article 53
- Gruby S. V. — Rated parameters of cutting and chip-building process at turning of structural steels and alloys 63
- Chertov V. M. — About rolling out and quenching at the gear ring manufacturing 73
- Ignatov M. G., Babin S. V., Perminov A. E. — To the question about change of vertical force component at conventional milling 75
- Ukrazhenko K. A. — Determination of the geometrical accuracy influence of double basing connections on their rigidity 76

PRODUCTION ORGANIZATION AND ECONOMICS

- Omelchenko I. N., Burak M. O. — Structure of logistical costs of intervening company between domestic manufacturers and foreign suppliers 80

Problems of industrial ecology

- Cherkasova M. A. — Functioning of theoretic ecological-meliorative conscience 85

TECHNICAL INFORMATION

- Vanchikov V. Ts. — Obliteration phenomena in capillaries of hydro-automatic devices 88
- Ivanov A. N. — Exhibition "Metallurgy — Litmash. Tubes". "Aluminum/Tsvetmet-2005" 89
- Grunin A. G. — High-precision laser measuring systems FARO 91
- Potapov V. A. — Review of foreign publications 93

Художественный редактор Т. Н. Галицына
Технический редактор И. С. Павлова
Корректор З. В. Наумова

Сдано в набор 30.09.2005. Подписано в печать 09.12.2005.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Печать офсетная.
Усл. печ. л. 11,76. Уч.-изд. л. 13,96. Заказ 41.

Перепечатка материалов из журнала "Вестник машиностроения" возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.
За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

Замыкающее звено	Метод достижения точности	Составляющие звенья размерной цепи
$A_{\Delta} = 0,03_{0,01}^{0,19}$; $T_{A_{\Delta}} = 0,18$	Полная взаимозаменяемость	$A_1 = 10 \pm 0,01$; $A_2 = 51,17_{-0,09}$; $A_3 = 10 \pm 0,01$; $A_4 = 71,2^{+0,05}$
$B_{\Delta} = 0,27_{0,25}^{0,39}$; $T_{B_{\Delta}} = 0,14$	То же	$B_1 = 70,7^{+0,06}$; $B_2 = 12,7 \pm 0,01$; $B_3 = 45,03_{-0,05}$; $B_4 = 12,7 \pm 0,01$
$B_{\Delta} = 0,05_{0,03}^{0,165}$; $T_{B_{\Delta}} = 0,135$	—"	$B_1 = 41,7^{+0,05}$; $B_2 = 8 \pm 0,01$; $B_3 = 25,65_{-0,045}$; $B_4 = 8 \pm 0,01$
$\Gamma_{\Delta} = 0,4_{0,4}^{0,79}$; $T_{\Gamma_{\Delta}} = 0,39$	—"	$\Gamma_1 = 33,9_{-0,1}^{+0,22}$; $\Gamma_2 = 33,5_{-0,07}$

палец 45. В свою очередь на трех подшипниках монтируется шарошка 46, а на ней — 27 зубьев (47—74).

3. Таблица результатов расчета размерных цепей долота. В табл. 5 приведены результаты расчета размерных цепей А, Б, В, Г долота с указанием методов достижения точности замыкающих звеньев.

Итак, традиционная техническая документация изделия, дополненная информацией о его модульном строении, наиболее полно раскрывает внутреннее содержание изделия и тем самым способствует повышению качества проектных решений и эффективности технологической подготовки производства изделий.

УДК 621.941.1

С. В. ГРУБЫЙ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана)

Расчетные параметры процесса резания и стружкообразования при точении конструкционных сталей и сплавов

Приведены результаты математического и физического моделирования процесса косоугольного несвободного резания и стружкообразования для резцов, оснащенных твердым сплавом и нитридом бора, при обработке конструкционных сталей и сплавов. Предложены зависимости для расчета угла сдвига, коэффициента укорочения стружки, параметров сечения срезаемого слоя, контактных давлений, коэффициентов трения, температур и сил резания.

Разработанные модели являются основой для построения функциональных зависимостей резания металлов и оптимизации режимных параметров. Расчетная методика может быть распространена на другие виды механической обработки резанием и использована при проектировании технологических процессов лезвийной обработки.

Results of mathematic and physical modeling of canted non-free cutting and chip-formation for carbide and CBN single-point tools at machining of structural steels and alloys are given. Dependencies for calculation of offset angle, chip shortening coefficient, section parameters of the layer to be cut off, contact pressures, friction coefficients, temperatures and cutting forces are proposed. Developed models are base for forming of functional dependencies for metal cutting and parameters optimization. Rated method can be distributed on other machining types and used at projecting of technological processes of edge cutting.

Одним из основных направлений научно-исследовательских работ (НИР) за 75-летнюю историю кафедры "Инструментальная техника и технологии" МГТУ им. Н. Э. Баумана является исследование процесса резания, режущих свойств различных типов инструментов

и обрабатываемости конструкционных сталей и сплавов. Практическим результатом проведенных работ служат рекомендации и нормативы режимов резания по основным видам обработки. В современных условиях НИР направлены на повышение эффективности производственных процессов на основе оптимизации и управления режимными параметрами по количественным моделям за счет снижения себестоимости, энергоемкости, повышения производительности и качества обработки. Наиболее действенным путем решения этих задач являются теоретические исследования, позволяющие получить высокий уровень обобщения результатов при одновременном значительном сокращении материальных и трудовых затрат.

Теоретические расчеты параметров процессов резания и изнашивания резцов были подтверждены экспериментальными данными, обобщающими многолетние исследования, проводимые на кафедре "Инструментальная техника и технологии" в рамках общего методического подхода школы резания металлов МГТУ им. Н. Э. Баумана. Например, закономерности изнашивания резцов отражают 320 экспериментальных кривых износа. Электронные базы данных содержат 1400 значений измеренных величин износа резцов, 500 — сил резания, 250 — шероховатости обработанной поверхности при обработке заготовок из сталей и чугунов.

Разработанная модель включает математическую интерпретацию: геометрии режущего лезвия сборного

резца с прямолинейной и радиусной частями кромки; направления схода стружки; параметров сечения срезаемого слоя; поверхности сдвига с переменным значением угла сдвига вдоль кромки; пятна контакта стружки с передней поверхностью; сил стружкообразования по элементарным участкам и общего действия сил на режущую сменную многогранную пластину (СМП) в направлении схода стружки; контактного давления; параметров фрикционного контакта по задней поверхности инструмента.

Геометрические параметры режущей части сборного резца определены с использованием двух систем координат так, как это показано на рис. 1, а. Система координат XYZ ($\bar{i}, \bar{j}, \bar{k}$) связана с заготовкой и кинематическими движениями станка (ось X параллельна движению продольной подачи). Система координат $X'Y'Z'$ ($\bar{i}', \bar{j}', \bar{k}'$) образована путем поворота осей X и Y вокруг оси Z на угол Ψ и последующего поворота осей Y и Z вокруг оси X' на угол γ_d так, что координатная плоскость

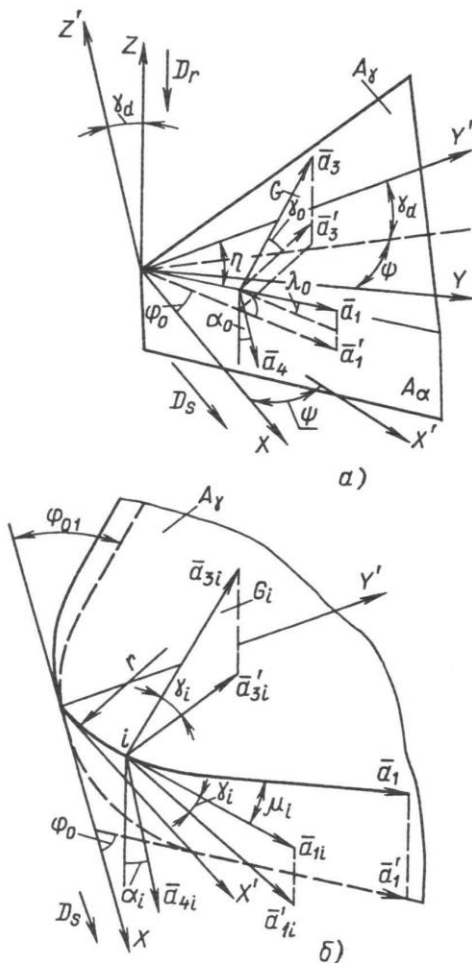


Рис. 1. Геометрические параметры сборного резца с СМП

$X'Y'$ совпадает с плоскостью передней грани резца, а угол η является углом между режущей кромкой и осью Y' .

Углы γ_d, ψ, η характеризуют положение пластины в корпусе резца и могут быть определены, если известны углы на главной режущей кромке: в плане — φ_0 , передний — γ_0 , наклона кромки — λ_0 . Установлена взаимная связь этих углов. На рис. 1 обозначены векторы: \bar{a}_1 — определяет положение главной режущей кромки; \bar{a}'_1 — проекция \bar{a}_1 на основную плоскость; \bar{a}_3, \bar{a}'_3 — задают главную секущую плоскость; \bar{a}_4 — определяет след пересечения главной секущей плоскости с задней гранью. В случае решения обратной задачи углы на режущей кромке определяются через известные углы γ_d, ψ, η .

При определении главного заднего угла α_0 на резце рассмотрены два возможных случая: передний угол имеет отрицательное значение и СМП не имеет заднего угла (рис. 1, а); передний угол имеет положительное значение и СМП имеет задний угол α_p (на рис. 1, а не показан).

Аналогичный подход использован для определения углов на радиусной части главной и вспомогательной режущих кромок и на прямолинейной части вспомогательной режущей кромки. Для этого режущие кромки разбивали на элементарные участки; геометрические параметры на i -м участке главной режущей кромки показаны на рис. 1, б. Предварительно определены или считаются заданными параметры:

в основной плоскости: главный φ_0 и вспомогательный φ_{01} углы в плане; глубина t резания; приведенный радиус r' при вершине пластины как среднее значение радиуса дуги — проекции радиусной части режущей кромки;

в плоскости передней грани: приведенные углы $\varphi'_0, \varphi'_{01}$; приведенная глубина t' резания.

Положение элементарного участка на радиусной части главной режущей кромки задано вектором \bar{a}_{1i} и угловой координатой μ_i . Углы на радиусной части главной режущей кромки составляют: наклона кромки λ_i — угол между векторами $\bar{a}_{1i}, \bar{a}'_{1i}$; в плане φ_i — угол между осью X и вектором \bar{a}'_{1i} (на рис. 1, б не показан); передний γ_i — угол между векторами $\bar{a}_{3i}, \bar{a}'_{3i}$; задний α_i для случая, когда $\gamma_0 < 0$, — угол между векторами $\bar{a}_{4i}, -\bar{k}$, где \bar{a}_{4i} есть след пересечения задней грани секущей плоскостью G_i, \bar{k} — орт системы координат.

Определив соответствующие векторы, можно аналогично рассчитать углы на радиусной части вспомогательной режущей кромки: наклона кромки — λ_j , в плане — φ_j , передний — γ_j , задний — α_j , а также на прямолинейной части вспомогательной режущей кромки: наклона — λ_{01} , в плане — φ_{01} , передний — γ_{01} , задний — α_{01} .

Направление схода стружки по передней поверхности режущей пластины задавали углом схода между вектором суммарной скорости схода стружки и перпендикуляром к главной режущей кромке. На рис. 2, а приведена схема, поясняющая расчет угла схода стружки и сил резания, действующих на передней поверхности СМП. На схеме обозначены векторы, задающие направления: \bar{a}_1 — прямолинейной части главной режущей кромки; \bar{a}_{1i} — элементарного участка на радиусной части главной режущей кромки; \bar{a}_3 — перпендикуляра к \bar{a}_1 ; \bar{a}_4 — схода стружки по передней поверхности в начальный момент времени; \bar{a}_c — схода стружки с учетом действия сил на передней поверхности; \bar{a}_5 — перпендикуляра к \bar{a}_4 . Вектор суммарной скорости схода стружки определяли с учетом ряда допущений: условный угол схода стружки на элементарном участке связан с углами наклона кромки и передним углом соотношением $\text{tg}\eta_{ci} = \text{tg}\lambda_i \cos\gamma_i$; величина элементарного вектора скорости схода пропорциональна толщине среза на участке кромки; общий вектор скорости схода стружки равен сумме элементарных векторов:

$$\bar{V}_c = m \bar{V}_{c0} + \sum_{i=1}^k \bar{V}_{ci} + \sum_{j=1}^{k_1} \bar{V}_{cj} + m_1 \bar{V}_{c01},$$

где обозначения элементарных скоростей схода стружки соответствуют схеме на рис. 2, а (на участках вспомогательной кромки векторы скоростей не показаны); m , k и m_1 , k_1 — числа участков на прямолинейной и радиусной частях соответственно главной и вспомогательной кромок.

Тогда выражение для расчета угла схода стружки по передней поверхности принимает вид:

$$\eta_c = \eta - \left[\pi/2 - \arctg\left(\frac{V_{1c}}{V_{2c}}\right) \right] + \eta_{ck}, \quad (1)$$

где η — угол между осью Y' и главной кромкой (рис. 1, а), V_{1c} , V_{2c} — проекции вектора скорости схода на координатные оси X' , Y' . Угол η_{ck} учитывает изменение в направлении движения стружки под действием сил на передней поверхности.

В качестве примера на рис. 2, б приведена расчетная кривая (линия) по формуле (1), характеризующая изменение угла схода стружки в зависимости от глубины резания в сравнении с экспериментальными данными (точки) (подача $s = 0,4$ мм/об, резец с СМП формы 02114—100412, $\varphi_0 = 90^\circ$). Знаки углов наклона кромки соответствуют общепринятым, а знак угла схода стружки принят в зависимости от положения вектора \bar{a}_c относительно вектора \bar{a}_3 (см. рис. 2, а). Если вектор \bar{a}_c направлен к вершине инструмента, то угол схода стружки имеет положительный знак. Следует отметить, что экспериментально была установлена связь между направлением схода стружки и износом резца [1]. Так, интен-

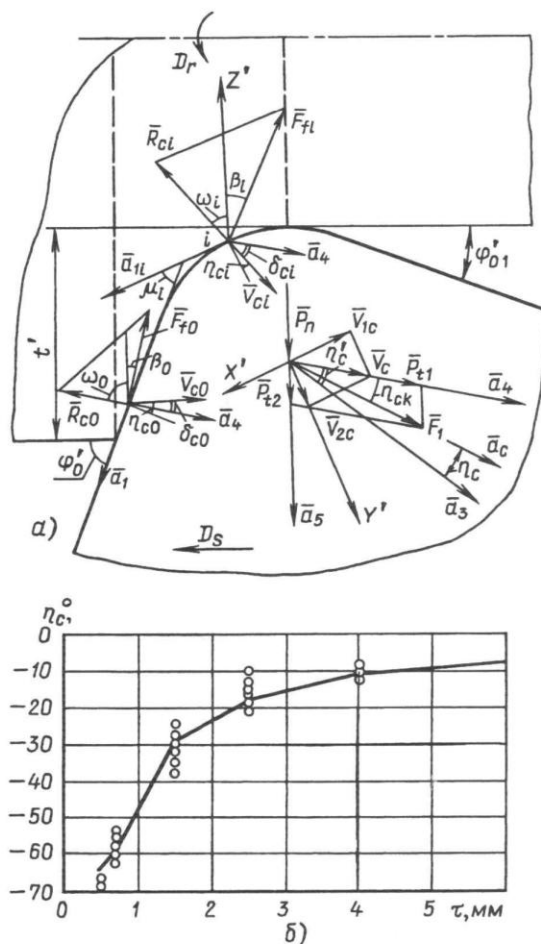


Рис. 2. Схема расчета угла схода стружки и силы резания (а) и зависимость влияния глубины резания t на угол η_c схода стружки (б)

сивность изнашивания по задней поверхности резца снижается с уменьшением абсолютной величины угла схода стружки.

Определение направления схода стружки позволяет уточнить смысл и значение параметров сечения срезаемого слоя для случая косоугольного несвободного резания. Предложены параметры: эффективная толщина a_{ef} среза как средняя по элементарным участкам в направлении схода стружки; эффективная ширина b_{ef} и действительная площадь f_d срезаемого слоя. Эффективная ширина срезаемого слоя соответствует длине проекции режущей кромки на основную плоскость, а действительная площадь среза равна сумме соответствующих площадей по элементарным участкам.

Изменение углов вдоль режущей кромки (в зависимости от текущего значения угла в плане) показано на рис. 3, а, где отрицательные значения угла в плане соответствуют вспомогательной кромке; резец с СМП формы 02114—100412 без заднего угла и с геометрическими параметрами: $\varphi_0 = 90^\circ$; $\varphi'_0 = 90,91^\circ$; $\varphi_{01} = 9,10^\circ$;

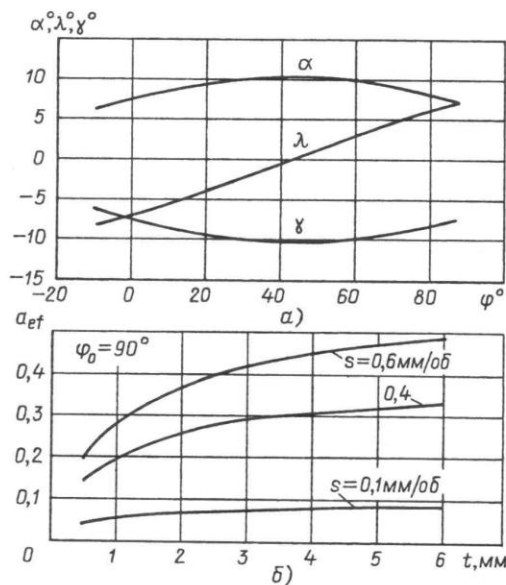


Рис. 3. Изменение углов α , λ и γ вдоль режущей кромки реза (а) и расчетные зависимости влияния глубины t резания на эффективную толщину a_{ef} среза для различных значений подачи (б)

$\varphi_{01} = 9,09^\circ$; $\alpha_p = 0$, $\gamma_d = -10,2^\circ$; $\Psi = 43,0^\circ$; $\eta = 42,5^\circ$,
 $r = 1,2$ мм, $r' = 1,19$ мм.

Следует отметить переменный характер углов вдоль режущей кромки, причем значительно изменяется угол наклона кромки, что указывает на косоугольный характер процесса резания и стружкообразования. Зависимости влияния глубины резания на эффективную толщину срезаемого слоя для различных значений подачи приведены на рис. 3, б.

Узловым моментом физической модели процесса резания и стружкообразования является определение положения поверхности сдвига, длины контакта стружки, сил и распределений контактных давлений на поверхностях лезвия. Так, В. К. Старковым решена задача расчета длины контакта стружки по передней поверхности с использованием общепринятой эпюры нормального контактного давления как задача взаимного упругого сжатия стружки конечных размеров с полуплоскостью инструмента [2]. С другой стороны, предложены выражения для длины контакта стружки с учетом распределения касательных давлений на передней поверхности инструмента [3]. Приравнивая эти выражения для длин контакта, получаем зависимость для расчета среднего значения угла сдвига в направлении схода стружки, учитывающую влияние параметров срезаемого слоя и упругих свойств обрабатываемого и инструментального материалов:

$$\beta' = \pi/2 - \arctg \frac{1,08 k_1^4 \sqrt{(\eta_0 E_1 b_{ef} / a_{ef})} + \cos \gamma_c - \sin \gamma_c}{\cos \gamma_c + \sin \gamma_c},$$

где k_1 — коэффициент влияния скорости резания;

$\eta_0 = (1 - \mu_1^2)/E_1 + (1 - \mu_2^2)/E_2$ — упругая постоянная; E_1, E_2 — модули упругости обрабатываемого и инструментального материалов; μ_1, μ_2 — коэффициенты Пуассона; γ_c — передний угол в направлении схода стружки.

Тогда средний коэффициент укорочения (усадки) стружки

$$K_L = (\cos \gamma_c \operatorname{ctg} \beta' + \sin \gamma_c) k_2 k_3, \quad (2)$$

где k_2, k_3 — коэффициенты, учитывающие влияние свойств обрабатываемого материала и наличие износостойкого покрытия на твердом сплаве соответственно.

Путем обработки ряда экспериментальных данных по сталям разных марок установлена связь коэффициента k_1 со скоростью резания и коэффициента k_2 с величиной касательного напряжения в плоскости сдвига:

$$k_1 = 0,94 v^{-0,355}, \quad k_2 = 1,051 (\tau_p / 500)^{-1,085}, \quad (3)$$

где v — скорость резания, м/с; τ_p — касательное напряжение, МПа.

Для случая обработки закаленной стали резцами из нитрида бора коэффициент k_1 интегрально учитывает вид эпюр контактных давлений на поверхностях лезвия и влияние скорости резания. По экспериментальным данным коэффициента укорочения стружки для этих условий рассчитаны значения коэффициента k_1 и представлены в виде: $k_1 = -0,0388 \ln v - 0,0378$, где v — скорость резания, м/с.

Сравнение значений, полученных по формулам (2) и (3), показывает высокую точность расчетов и подтверждает целесообразность использования этих формул для широкого выбора марок конструкционных сталей и сплавов. Вместе с тем, учитывая специфику деформирования титановых сплавов при резании, на основании обработки экспериментальных данных ряда работ предложено полиномиальное уравнение для расчета коэффициента укорочения стружки для этих сплавов:

$$K_L = 0,882 - 0,102 X_1 - 0,196 X_2 - 0,0062 X_1 X_2 + 0,106 X_1^2 + 0,182 X_2^2 - 0,072 X_1^3 - 0,129 X_2^3, \quad (4)$$

где кодирование факторов выполнено по общей процедуре:

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

x_{in} — натуральное значение; x_{\max}, x_{\min} — максимальное и минимальное натуральные значения фактора.

Тогда выражения для кодирования факторов в формуле (4) примут вид: $X_1 = \operatorname{Cod}(a_{ef}, 0,4, 0,04)$; $X_2 = \operatorname{Cod}(v, 2,67, 0,17)$.

В качестве примера на рис. 4 приведены расчетные зависимости влияния скорости v резания на коэффициент K_L укорочения стружки при обработке стали 60 и титанового сплава ВТЗ-1 твердосплавными резцами для различных размеров сечения срезаемого слоя и эффективных толщин среза. Влияние износостойкого покрытия на коэффициент укорочения стружки обобщено на основании экспериментальных данных работы [4], и

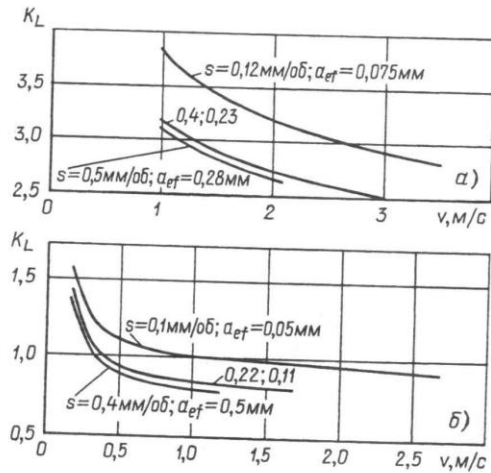


Рис. 4. Расчетные кривые влияния скорости v резания на коэффициент K_L укорочения стружки:
 а — резец с СМП формы 02114-100412, $\varphi_0 = 90^\circ$, КНТ16, сталь 60, $t = 1,5$ мм; б — резец с СМП формы 03311-150412, $\varphi_0 = 45^\circ$, ВК8, титановый сплав ВТЗ-1, $t = 1$ мм

средние значения коэффициента k_3 для твердых сплавов с покрытиями составляют: ВК6-TiC — 0,91; ВК6-TiN — 0,79; ВК6-ZrN — 0,75; ВК6-MoN — 0,84; ВК6-(Ti-Cr)N — 0,83; Т5К10-TiN — 0,86.

В окончательном виде расчетная величина среднего угла сдвига откорректирована с учетом влияния скорости резания, свойств обрабатываемого материала и наличия покрытия:

$$\beta = \arctg [(K_L - \sin \gamma_c) / \cos \gamma_c], \quad (5)$$

где K_L — коэффициент укорочения по формуле (2).

Среднее значение угла сдвига (5) отражает обобщенное положение условной плоскости сдвига, а средний коэффициент укорочения стружки (2) — усредненную величину деформаций при формировании стружки. Вместе с тем для точных количественных оценок предложено более детальное описание положения поверхности сдвига, характерное для косоугольного несводного резания. Проанализировав геометрические интерпретации поверхностей сдвига, предложенные в работах Т. Н. Лоладзе, В. Ф. Боброва, Г. Л. Куфарова, угол сдвига приняли переменным вдоль режущей кромки: его значение учитывает влияние направления схода стружки по передней поверхности и величину наклона режущей кромки на элементарном участке. Выражения для расчета углов сдвига по прямолинейной части и участкам на радиусной части главной режущей кромки соответственно имеют вид, рад:

$$\left. \begin{aligned} \beta_0 &= \beta(1 + k_b \delta_{c0}) + \beta k_{db} |\lambda_0|; \\ \beta_i &= \beta(1 + k_b \delta_{ci}) + \beta k_{db} |\lambda_i|, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где β — среднее значение угла сдвига; δ_{c0} , δ_{ci} — углы между общим вектором схода стружки и условным вектором схода на элементарном участке (см. рис. 2, а); λ_0 , λ_i — углы наклона кромки.

Изменение углов сдвига вдоль прямолинейной и ра-

диусной частей главной режущей кромки в зависимости от текущей глубины резания для различных значений коэффициентов k_b , k_{db} характеризуют графики, представленные на рис. 5, для условий обработки стали резцом с СМП формы 02114-100412, $\varphi_0 = 90^\circ$, $\lambda_0 = 7,5^\circ$. Таким образом, угол сдвига является переменным вдоль кромки, и даже его минимальное значение превосходит величину среднего угла сдвига, полученную по формуле (5).

Численные значения коэффициентов k_b , k_{db} установлены по результатам вычислительного эксперимента, минимизирующего погрешность расчетных значений сил резания по сравнению с измеренными составляющими силы P_z , P_y , P_x . Экспериментальные исследования проведены при обработке девяти марок сталей в различном состоянии сборными резцами семи типов ($\gamma_0 < 0$, $\lambda_0 < 0$) с СМП разных форм из твердых сплавов разных марок в диапазонах: $v = 0,5 \div 5$ м/с, $t = 0,5 \div 6$ мм, $s = 0,1 \div 0,6$ мм/об, $h_z = 0 \div 1$ мм. По результатам анализа были приняты значения коэффициентов: $k_{db} = 2,45$, $k_b = 0,1$, что обеспечивает приблизительно равные средние абсолютные погрешности по трем составляющим силы резания в пределах $100 \div 110$ Н.

Математическое описание (6) угла сдвига позволяет детально представить форму поверхности сдвига и стружки, а также рассчитать силу стружкообразования. Так, площадь поверхности сдвига

$$S_\beta = b_0 a_0 / \sin \beta_0 + \sum_{i=1}^k b_i a_i / \sin \beta_i,$$

где b_0 , b_i — ширины элементарных участков на прямолинейной и радиусной частях кромки; a_0 , a_i — соответствующие толщины среза.

Тогда толщина стружки выражается через толщину среза и угол сдвига, а коэффициенты утолщения будут характеризовать ее степень деформации по элементарным участкам на режущей кромке. Следует отметить, что коэффициент утолщения имеет переменное значение по участкам на режущей кромке и уменьшается с ростом угла наклона кромки, уменьшением радиуса при вершине и увеличением подачи инструмента. Уменьшение радиуса и увеличение подачи оказывают одинаковое влияние на коэффициент утолщения, свя-

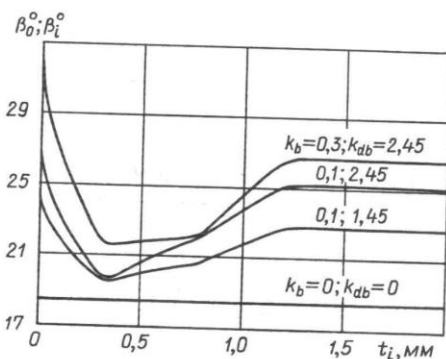


Рис. 5. Изменение углов сдвига вдоль режущей кромки для различных значений коэффициентов k_b и k_{db}

занное с ростом эффективной толщины среза. Коэффициент утолщения стружки существенно меньше для реза с отрицательным углом наклона кромки по сравнению с резцом, имеющим такое же положительное значение этого угла. На рис. 6 приведены графики, характеризующие толщину стружки по точкам на режущей кромке (заданы текущей глубиной t_i резания) для различных значений глубины резания и подачи при точении стали твердосплавным резцом с СМП формы 03114—150412, $\varphi_0 = 45^\circ$.

Силы стружкообразования рассчитаны по элементарным участкам на режущей кромке с общим действием сил резания на СМП в направлении схода стружки [5]. Тогда силы стружкообразования на прямолинейной и радиусной частях главной режущей кромки составят:

$$R_{c0} = \tau_p a_0 b_0 / [\sin \beta_0 \cos(\beta_0 + \omega_0)];$$

$$R_{ci} = \tau_p a_i b_i / [\sin \beta_i \cos(\beta_i + \omega_i)],$$

где $a_0 = s \sin \varphi_0$, $b_0 = [t - r(1 - \cos \varphi_0)] / (m \sin \varphi_0)$ — толщина и ширина среза по прямолинейной части режущей кромки; $a_i = s \sin \varphi_i$, $b_i = \varphi_0 r / k$ — толщина и ширина среза на элементарном участке радиусной части режущей кромки; ω_0 , ω_i — углы действия.

Суммарные составляющие силы резания:

силы, действующие на передней поверхности в системе координат $X'Y'Z'$:

$$Z'_p = mR_{c0} \cos \omega_0 + \sum_{i=1}^k R_{ci} \cos \omega_i,$$

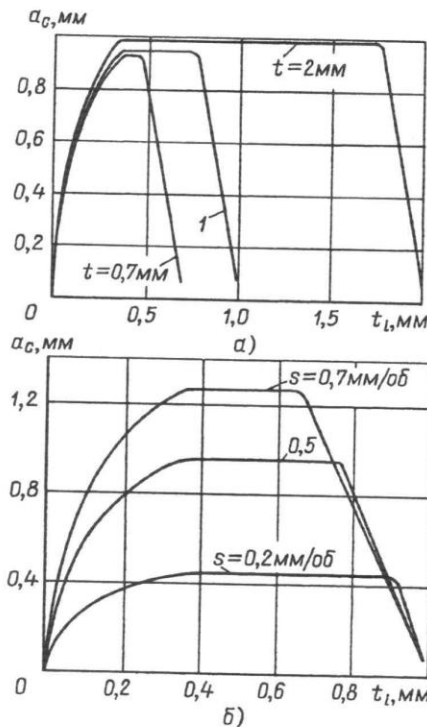


Рис. 6. Толщина a_c стружки по точкам вдоль режущей кромки: а) $v = 1,67$ м/с, $s = 0,5$ мм/об; б) $v = 1,67$ м/с, $t = 1$ мм; резец с пластиной формы 03114—150412, $\varphi_0 = 45^\circ$

$$Y'_p = -mR_{c0} \sin \omega_0 \sin \eta - \sum_{i=1}^k R_{ci} \sin \omega_i \sin(\mu_i + \eta),$$

$$X'_p = mR_{c0} \sin \omega_0 \cos \eta + \sum_{i=1}^k R_{ci} \sin \omega_i \cos(\mu_i + \eta);$$

силы, действующие на режущую пластину со стороны передней поверхности в системе координат XYZ :

$$Z_p = -Y'_p \sin \gamma_d + Z'_p \cos \gamma_d, \quad P_{zp} = -Z_p;$$

$$Y_p = X'_p \sin \psi + Y'_p \cos \gamma_d \cos \psi + Z'_p \sin \gamma_d \cos \psi,$$

$$P_{yp} = -Y_p;$$

$$X_p = X'_p \cos \psi - Y'_p \cos \gamma_d \sin \psi - Z'_p \sin \gamma_d \sin \psi,$$

$$P_{xp} = -X_p;$$

силы P_n , P_{t1} , действующие в плоскости схода стружки, а также сила P_{t2} , перпендикулярная к плоскости схода стружки (вдоль вектора \bar{a}_5):

$$\begin{vmatrix} P_{t1} \\ P_{t2} \\ P_n \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} d_{11} & d_{12} & d_{13} \\ d_{21} & d_{22} & d_{23} \\ d_{31} & d_{32} & d_{33} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} -P_{xp} \\ P_{yp} \\ -P_{zp} \end{vmatrix} \quad \text{или}$$

нормальная $P_n = -d_{31}|P_{xp}| + d_{32}|P_{yp}| - d_{33}|P_{zp}|$;
тангенциальные: $P_{t1} = -d_{11}|P_{xp}| + d_{12}|P_{yp}| - d_{13}|P_{zp}|$;

$$P_{t2} = -d_{21}|P_{xp}| + d_{22}|P_{yp}| - d_{23}|P_{zp}|,$$

где соответствующие коэффициенты d_{11} , d_{12} , ..., d_{33} определены по положению векторов \bar{a}_2 , \bar{a}_4 , \bar{a}_5 .

С учетом действия сил P_{t1} , P_{t2} со стороны стружки на переднюю поверхность вносится коррекция в первоначальное значение угла схода стружки в виде поправки η_{ck} в расчетной формуле (1): $\eta_{ck} = \arctg(|P_{t2}|/P_{t1})$.

Контактные давления на поверхностях лезвия определены через силы резания и площади контакта с учетом общепринятых эпюр их распределения. Для этого математически описано пятно контакта стружки с передней поверхностью СМП с радиусной режущей вершиной. Анализ показывает, что для различного вида эпюр контактных давлений их средние значения близки по величине. Распределение нормальных контактных давлений на передней поверхности в сечении по направлению схода стружки показано на рис. 7 и задано выражением

$$\sigma_p = \sigma_m (1 - m)^n, \quad m = x_p / l_1, \quad (7)$$

где σ_m — максимальное значение контактного давления на режущей кромке; n — показатель степени, определяющий форму эпюры нормального контактного давления; x_p — текущее расстояние от режущей кромки; l_1 — длина контакта стружки.

Величина показателя степени в формуле (7) может изменяться в широких пределах в зависимости от условий обработки, как экспериментально показано, например, в работах А. И. Бетанели. Вместе с тем из урав-

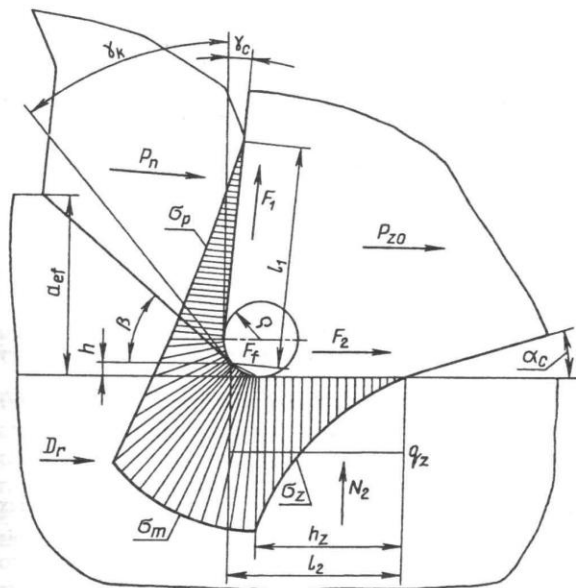


Рис. 7. Схема сил и контактных давлений, действующих на СМП в направлении схода стружки

нений равенства сил и моментов, действующих на передней контактной поверхности и плоскости сдвига, вытекает выражение для расчета показателя степени:

$$n = 2 \left\{ \frac{l_m}{a_{ef} K_L [\mu_p + \operatorname{tg}(\beta - \gamma_c)]} - 1 \right\}, \quad (8)$$

где $\mu_p = \sqrt{(P_{r1}^2 + P_{r2}^2)} / P_n$ — средний коэффициент трения на передней поверхности.

Тогда среднее нормальное контактное давление $\sigma_{psr} = \sigma_m / (n + 1)$. Принимая гипотезу о том, что макси-

мальное значение контактного давления вдоль режущей кромки постоянно, это значение можно выразить через нормальную силу:

$$\sigma_m = P_n(n + 1) / f_p, \quad (9)$$

где f_p — площадь пятна контакта стружки с передней поверхностью.

В табл. 1 приведены расчетные значения среднего коэффициента трения μ_p на передней поверхности, показателя степени (8), максимального значения нормального контактного давления (9), касательного напряжения τ_p на поверхности сдвига для 10 марок сталей в различном состоянии, использованных в экспериментальных исследованиях. Значения получены для условий обработки сталей резцом с СМП из твердого сплава марки Т15К6 формы 02114—100412, $\varphi_0 = 90^\circ$, $h_z = 0,8$ мм; при $v = 2$ м/с, $s = 0,3$ мм/об и $t = 2$ мм.

Как следует из данных табл. 1, показатель степени (8) изменяется в пределах $2,33 \div 3,26$. Следует отметить тесную связь между максимальной величиной контактного давления и касательным напряжением на поверхности сдвига. Аппроксимация данных табл. 1 устанавливает эту связь по 16-ти значениям с коэффициентом корреляции, равным 0,97, в виде: $\sigma_m = 3,851\tau_p - 228,39$, МПа. Также следует отметить взаимную связь всех параметров фрикционного контакта на передней поверхности. Так, с увеличением скорости резания для каждой марки стали увеличивается средняя температура контакта, максимальное значение нормального контактного давления и уменьшается средний коэффициент трения.

Анализ контактных давлений, действующих на задней поверхности лезвия, проведенный в работах М. Ф. Полетики, В. А. Остафьева, в том числе с использованием экспериментов с разрезным резцом, показывает, что как для нормальных, так и для касательных давлений эпюры близки к параболическим, что позволяет их описать уравнением вида (7). В соответствии со схемой на рис. 7 средние значения нормального и касательного

Таблица 1

Характеристики контакта стружки с передней поверхностью твердосплавной СМП

Марка стали	Термообработка	μ_p	n	σ_m , МПа	τ_p , МПа	
20	Нормализация	0,56	2,34	1055,1	380	
45		0,47	2,33	1628,1	494	
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	

контактных давлений на задней поверхности лезвия составляют:

для неизношенного резца ($h_z = 0$):

$$q_z = \sigma_m; \quad \tau_z = \tau_p;$$

для изношенного резца ($h_z > 0$):

$$q_z = \frac{\sigma_m l_p + \sigma_m h_z (n + 1)}{l_2}; \quad \tau_z = q_z f_{tr},$$

где l_p — длина дуги контакта по кромке; h_z — величина износа; l_2 — общая длина контакта; f_{tr} — коэффициент трения на задней поверхности инструмента; τ_p — касательные напряжения на поверхности сдвига.

Для теплофизического расчета выделены основные источники теплоты: теплота деформации в зоне стружкообразования с интенсивностью теплового потока q_d ; теплота трения на передней и задней контактных площадках с интенсивностями q_{1t} , q_{2t} . В проведенном расчете учтен дополнительный подогрев прирезцово-й стороны стружки и поверхностных слоев материала от теплоты деформации, а также использована функция, отражающая закон распределения температуры от теплоты деформации на задней поверхности инструмента. Рассчитаны интенсивности итоговых тепловых потоков по передней (q_1) и задней (q_2) поверхностям инструмента и температур: T_d — деформации (на поверхности сдвига), T_1 — на передней поверхности, T_2 — на задней поверхности и T_f — на участке скругления режущей кромки. В табл. 2 приведены результаты теплофизических расчетов. Тепловой поток q_1 направлен в тело инструмента. Тепловой поток q_2 при малых скоростях направлен в обрабатываемый материал, т. е. деталь дополнительно "охлаждает" инструмент, а при больших скоростях он направлен в тело инструмента. Таким образом, температуры на задней поверхности твердосплавного резца при обработке конструкционных угле-

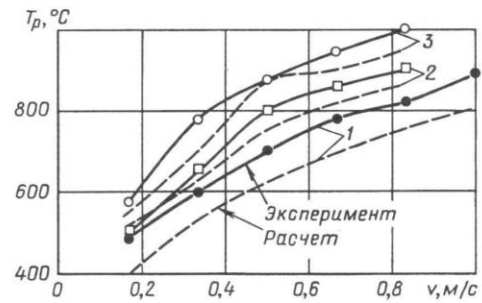


Рис. 8. Расчетные и экспериментальные (по данным А. Д. Макарова) зависимости влияния скорости v на температуру T_p резания: ВК6М — ХН77ТЮР, $t = 1$ мм, $h_z = 0,3$ мм; $s = 0,084$ (1), 0,21 (2) и 0,3 мм/об (3)

родистых и низколегированных сталей на интенсивных режимах резания либо при обработке труднообрабатываемых материалов могут приближаться к 1000 °С, что оказывает существенное влияние на механические и теплофизические характеристики обрабатываемого и инструментального материалов и параметры фрикционного контакта. Для случая использования СОЖ в расчет температур следует внести коррекцию на теплоотдачу в окружающую среду. Методики учета теплоотдачи с поверхностями инструмента доведены до уровня инженерных расчетов в работах А. Н. Резникова.

На рис. 8 приведены расчетные (усреднение температур по контактным площадкам) и экспериментальные (метод естественной термпары по данным А. Д. Макарова [6]) зависимости влияния скорости на температуру резания при точении жаропрочного сплава ХН77ТЮР резцом из сплава ВК6М. Отмечено хорошее совпадение расчетных и экспериментальных данных, учитывая из-

Таблица 2

Результаты теплофизических расчетов

Исходные данные: резец с СМП формы 02114-100412, $\varphi_0 = 90^\circ$; Т5К10 — сталь 60; $t = 1,5$ мм, $s = 0,4$ мм/об, $h_z = 0,5$ мм, без СОЖ								
Скорость, м/с	Интенсивность теплового потока, кал/(см ² ·с)					Температура, °С		
	q_d	q_{1t}	q_{2t}	q_1	q_2	T_1	T_2	T_f
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
Исходные данные: резец с СМП формы 03114-150412, $\varphi_0 = 45^\circ$, ВК8; $v = 0,83$ м/с, $t = 2$ мм, $s = 0,28$ мм/об, $h_z = 0,8$ мм, без СОЖ								
Марка стали или сплава	Температура, °С							
	T_d	T_1	T_2					
45	261	481	383					
12Х18Н10Т	265	533	483					
37Х12Н8Г8МФБ	383	730	709					
ХН77ТЮР	554	1129	859					
ХН70ВМТЮ	631	1290	943					

вестные особенности и погрешности метода естественной термопары.

Основываясь на молекулярно-механической теории трения, коэффициент трения по задней поверхности лезвия приняли состоящим из молекулярной (адгезионной) f_m и деформационной (механической) f_d составляющих:

$$f_{tr} = f_m + f_d = \tau_0/q_z + \beta_a + f_d, \quad (10)$$

где τ_0 — прочность адгезионного шва при отсутствии сжимающих напряжений; q_z — среднее нормальное давление на контактной поверхности; β_a — коэффициент упрочнения адгезионных связей.

На основании обработки данных Г. И. Грановского, Б. И. Костецкого, А. Д. Макарова, Л. Ш. Шустера по адгезионному взаимодействию при трении твердых сплавов и быстрорежущих сталей по углеродистым, легированным, жаропрочным и жаростойким сталям и сплавам предложены аппроксимации параметра τ_0 и коэффициента β_a от температуры:

$$\left. \begin{aligned} \tau_0 &= 120 \text{ МПа}, & T_2 < 600 \text{ }^\circ\text{C}; \\ \tau_0 &= 252 - 0,19T_2, & T_2 \geq 600 \text{ }^\circ\text{C}; \\ \tau_0 &= 50 \text{ МПа}, & T_2 > 1000 \text{ }^\circ\text{C}, \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

$$\beta_a = 0,260y + 0,053, \quad T_2 \leq 1000 \text{ }^\circ\text{C},$$

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

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

где T_2 — средняя температура контакта на задней поверхности инструмента, $^\circ\text{C}$.

Аппроксимации формул (10), (11) могут уточняться по мере накопления базы данных по трению различных пар инструментального и обрабатываемого материалов.

Для расчета деформационной составляющей коэффициента трения шероховатость моделировалась сферическими сегментами одинакового радиуса, расположенными так, что опорные кривые поверхности модели и контактной поверхности на инструменте совпадали. Расчеты показывают, что молекулярная составляющая коэффициента трения имеет тенденцию к уменьшению, а деформационная составляющая несколько увеличивается с ростом температуры задней поверхности (рис. 9). Деформационная составляющая, а значит, и общий коэффициент трения увеличиваются с ростом шероховатости задней поверхности инструмента.

Общая проверка разработанной модели выполнена путем сравнения расчетных значений сил резания с экспериментальными для различных условий обработки. На рис. 10 показана связь расчетных по физической модели составляющих сил резания P_{zr} , P_{yr} , P_{xr} с соответствующими экспериментальными значениями P_{ze} , P_{ye} , P_{xe} . Сравнение проведено по 497 опытам, связь — практически линейная с коэффициентами корреляции 0,97, 0,90, 0,93 соответственно.

Приведенные данные подтверждают высокую точность и достоверность модели в части количественных соотношений по геометрическим параметрам и элемен-

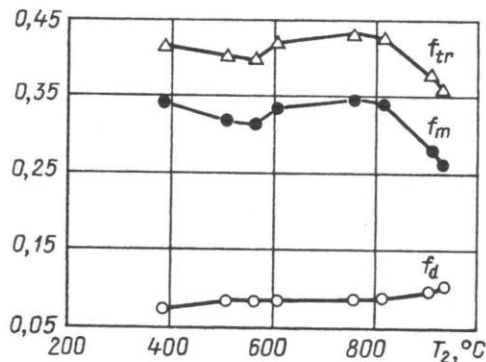


Рис. 9. Влияние температуры T_2 задней поверхности на составляющие силы резания и общий коэффициент трения: $t = 4$ мм, $s = 0,4$ мм/об, $h_z = 0,8$ мм; T15K6 — сталь 60

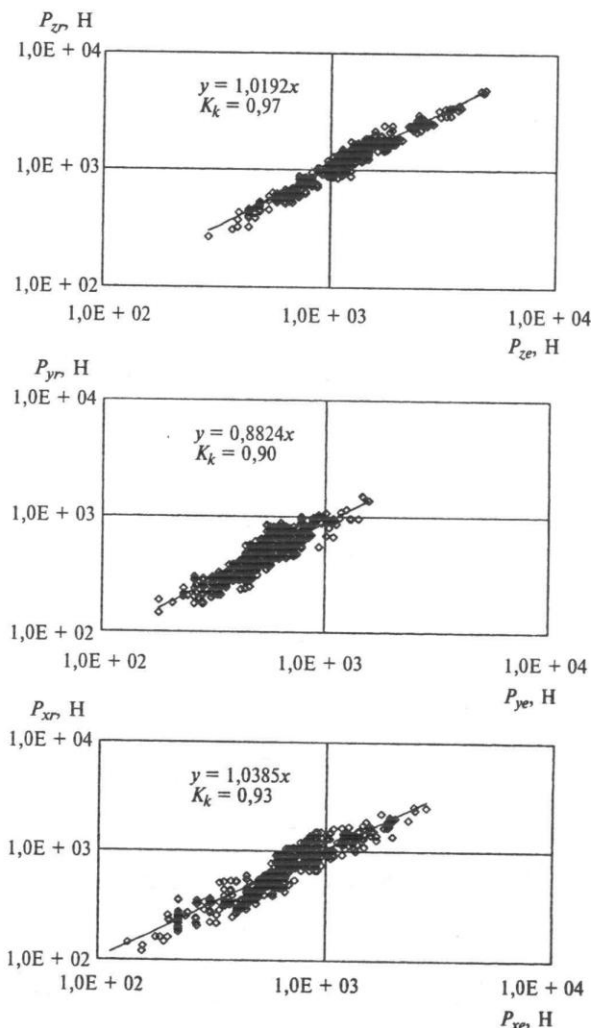


Рис. 10. Связь расчетных значений составляющих сил резания по физической модели с экспериментальными данными по 497 опытам

Таблица 3

Характеристики контакта и стружкообразования для резцов из нитрида бора при обработке закаленной стали

Подача, мм/об	μ_p	K_L	σ_m , МПа	f_{ir}	q_c , МПа
0,01	0,099	0,99	1714	0,28	447
0,02	0,1	1,05	1736	0,27	453
0,05	0,12	1,11	1800	0,27	470
0,1	0,13	1,15	1884	0,26	491

Примечание. $v = 1,7$ м/с, $t = 0,2$ мм, $h_z = 0,3$ мм.

там сечения срезаемого слоя, описания поверхности сдвига и зоны стружкообразования, контактных давлений, коэффициента трения и температур резания. Учитывая мировую тенденцию в металлообработке по замене операций шлифования закаленных сталей точением инструментом, оснащенным сверхтвердыми инструментальными материалами (СТМ), выполнено расчетное моделирование процесса изнашивания резцов из нитрида бора [7]. Исходные данные для расчетов составили: передний угол резца -10° ; задний угол 10° ; угол наклона кромки 5° ; главный угол в плане 40° ; вспомогательный угол в плане 20° ; радиус при вершине $0,6$ мм; радиус скругления кромки $0,01$ мм. Расчеты учитывают разупрочнение обрабатываемого и инструментального материалов под действием температуры резания.

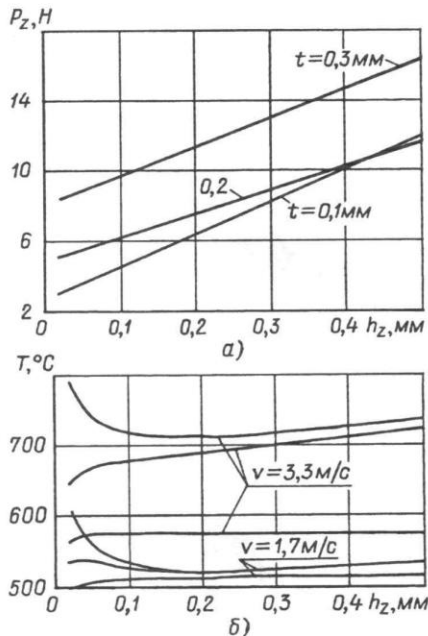


Рис. 11. Расчетные зависимости влияния величины износа h_z резцов из нитрида бора при обработке стали ШХ15 (62 HRC) на силу P_z и температуру T :

а) $v = 1,7$ м/с, $s = 0,07$ мм/об; б) $t = 0,2$ мм, $s = 0,07$ мм/об; T_p , T_1 , T_2 — температуры соответственно резания, передней и задней поверхностей

Расчетные характеристики контакта и стружкообразования при тонком точении закаленной стали ШХ15 (62 HRC) резцами из нитрида бора приведены в табл. 3.

Следует отметить малые значения коэффициентов трения на контактных площадках и коэффициента укорочения стружки, а также существенный уровень контактного давления на задней поверхности инструмента. Расчетные зависимости влияния величины износа на силу и температуру резания и температуры контактных площадок резца приведены на рис. 11.

По результатам проведенного расчетного анализа подтверждена возможность распространения разработанной физической модели на условия чистовой обработки закаленной стали резцами из нитрида бора. Расчетные значения коэффициента укорочения стружки, сил, температур резания с высокой точностью соответствуют опубликованным экспериментальным данным, например приведенным в работе [8].

Выводы

1. Расчетная модель процесса косоугольного несвободного резания и стружкообразования в качестве входных параметров включает геометрические и режимные параметры, характеристики обрабатываемого и инструментального материалов. Выходными параметрами являются характеристики резания, стружкообразования, контактные давления и коэффициенты трения.

2. Расчетная методика является основой для построения математических функциональных зависимостей резания металлов и изнашивания инструмента, используемых в виде технологических ограничений при оптимизации режимных параметров лезвийной обработки.

3. Предложенная методика предусматривает проведение экспериментальных исследований в объеме проверочных опытов при исследовании процесса резания для новых пар обрабатываемого и инструментального материалов. Общий методический подход и полученные количественные соотношения могут быть распространены на другие виды лезвийной обработки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Петрушин С. И., Грубый С. В. Обработка чугунов и сталей сборными резцами со сменными многогранными пластинами. Томск: Изд-во ТПУ, 2000. 156 с.
- Старков В. К. Дислокационные представления о резании металлов. М.: Машиностроение, 1979. 160 с.
- Добровольский Г. Г., Жоголев Д. А. Расчет угла сдвига и усадки стружки при алмазном микроточении // Сверхтвердые материалы. 1983. № 5. С. 44—49.
- Верещака А. С., Третьяков И. П. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями. М.: Машиностроение, 1986. 192 с.
- Грубый С. В. Расчет сил и контактных нагрузок для резцов с радиусной режущей вершиной // Изв. вузов. Машиностроение. 1990. № 2. С. 134—139.
- Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания. М.: Машиностроение, 1976. 278 с.
- Грубый С. В. Моделирование процесса изнашивания резцов из нитрида бора при обработке закаленных сталей // Технология металлов. 2003. № 11. С. 11—16.
- Высокопроизводительные инструменты из гексанита-Р / Г. Г. Карюк, А. В. Бочко, О. И. Мойсенко, В. К. Сидоренко. Киев: Наукова думка, 1985. 136 с.