

С.И. Петрушин, С.В. Грубый

**ОБРАБОТКА ЧУГУНОВ И СТАЛЕЙ СБОРНЫМИ РЕЗЦАМИ СО
СМЕННЫМИ МНОГОГРАННЫМИ ПЛАСТИНАМИ**

Министерство образования Российской Федерации
Томский политехнический университет

С.И. Петрушин, С.В. Грубый

ОБРАБОТКА ЧУГУНОВ И СТАЛЕЙ СБОРНЫМИ РЕЗЦАМИ СО
СМЕННЫМИ МНОГОГРАННЫМИ ПЛАСТИНАМИ

Томск 2000

УДК 621.9.025.13

ББК 34.5

Петрушин С.И., Грубый С.В. Обработка чугунов и сталей сборными резцами со сменными многогранными пластинами. - Томск: Изд. ТПУ, 2000. - 156 с.

В монографии рассмотрены особенности конструкций, износа, стойкостных и силовых зависимостей, а также экономичности применения сборных резцов с механическим креплением сменных многогранных пластин при обработке сталей и чугунов. Изложены вопросы аппроксимации полученных зависимостей и проектирования специальных конструкций этого вида инструментов.

Работа может быть полезна инженерно-техническим работникам машиностроительных предприятий, занимающимся проектированием и эксплуатацией сборных инструментов, а также студентам старших курсов вузов соответствующего профиля.

Печатается по постановлению Редакционно-издательского Совета Томского политехнического университета

Рецензенты:

Гречишников В.А. – зав.кафедрой ИТиТФ МГТУ СТАНКИН,
д-р техн. наук, Заслуженный деятель науки
РФ, профессор

Полухин Н.В. – Главный технолог ЗАО Завод эксперименталь-
ного машиностроения Ракетно-космической
корпорации “Энергия” имени С.П.Королева

Рекомендовано Учебно-методическим объединением по
образованию в области машиностроения и приборостроения для
использования в учебном процессе по подготовке инженеров
специальностей 120100, 120200

п 301201 - 2000

© Томский политехнический университет, 2000

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	4
1 ОСОБЕННОСТИ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ С СМП	5
1.1 Типовые конструкции	5
1.2 Сменные многогранные пластины	7
1.3 Геометрические характеристики режущей части	12
1.4 Погрешность базирования СМП в корпусе резца	16
2 ОСОБЕННОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ РЕЗЦОВ С СМП	20
2.1 Внешний вид и топография износа	20
2.2 Линейные параметры и износ по массе	3
2.3 Методики аппроксимации износа	39
2.4 Критерии допустимого износа	47
2.5 Математические модели экспериментальных зависимостей	54
3 ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ НА СТОЙКОСТЬ И СИЛУ РЕЗАНИЯ	81
3.1 Обработка серого чугуна	81
3.1.1 Влияние элементов режима резания	81
3.1.2 Влияние геометрии резца и формы СМП	92
3.2 Обработка сталей	106
3.2.1 Влияние элементов режима резания	108
3.2.2 Влияние геометрии режущей части	115
3.3 Влияние прочих условий обработки	119
3.4 Обобщенные эмпирические формулы	129
4 ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ С СМП	133
4.1 Методика расчета экономического эффекта от внедрения сборных инструментов	133
4.2 Экономический эффект от замены непаяных резцов сборными	140
4.3 Эффективность применения методов повышения стойкости резцов с СМП	142
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	144
ЛИТЕРАТУРА	145
ПРИЛОЖЕНИЕ 1. Геометрические параметры сборных резцов с СМП	148
ПРИЛОЖЕНИЕ 2. Методика определения направления схода стружки и эффективной толщины срезаемого слоя	151

*Посвящается нашему Учителю
Евгению Константиновичу Звереву*

ВВЕДЕНИЕ

Металлорежущие инструменты с механическим креплением сменных многогранных пластин (СМП), появившиеся в мировом машиностроении в конце 50-х годов XX-го века, в течение относительно короткого промежутка времени завоевали себе ведущее положение в инструментальной промышленности вследствие следующих преимуществ по сравнению с напаянными: повышения стойкости и производительности труда, сокращения потерь инструментальных материалов, взаимозаменяемости СМП, упрощения инструментального хозяйства, возможности использования одного корпуса для закрепления пластин из разных инструментальных материалов и простоты замены режущей вершины инструмента после затупления.

Вместе с тем, практика применения этого класса инструментов показала, что они зачастую обладают меньшей жесткостью конструкций, имеют неоптимальную геометрию вспомогательных лезвий и требуют более высокого уровня культуры труда и производства. Поэтому знание и учет отмеченных особенностей при конструировании, изготовлении и эксплуатации инструментов с СМП будут способствовать расширению области их применения с резцов (до 90% номенклатуры) и фрез (около 50%) на осевые, протяжные и прочие инструменты.

Предлагаемая работа содержит описание основных закономерностей процесса резания черных металлов резцами сборными с механическим креплением твердосплавных СМП, среди которых рассмотрены особенности изнашивания режущей части, влияние элементов режима резания и геометрии лезвия на стойкость, силу резания и экономическую эффективность процесса. Приведены методики аппроксимации полученных экспериментальных зависимостей и развернутые эмпирические формулы для определения стойкости, скорости и силы резания при обработке сталей и чугунов сборными резцами с СМП.

Основные экспериментальные результаты данной работы получены в лаборатории кафедры АМ-2 МВТУ им. Н.Э. Баумана в период с 1975 по 1985 гг. и представлены во втором и третьем разделах. Четвертый раздел написан д-ром техн. наук, зав. кафедрой технологии машиностроения филиала Томского политехнического университета в г. Юрге профессор С.И. Петрушиным, п.2.5 - канд. техн. наук, доцентом кафедры МТ-2 МГТУ им. Н.Э.Баумана С.В. Грубым, остальные - совместно С.И. Петрушиным и С.В. Грубым.

1 ОСОБЕННОСТИ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ С СМП

1.1 Типовые конструкции

По конструкции отечественные резцы токарные сборные с механическим креплением СМП для наружного точения можно разделить на четыре группы:

1. Резцы конструкции ВНИИИнструмента, оснащенные трех-, четырех-, пяти- и шестигранными пластинами с отверстием и стружечными канавками на одной стороне [1, 3, ГОСТ 21151-75].

2. Резцы конструкции ВАЗ с трех-, четырехгранными пластинами без отверстия [ГОСТ 23075-78].

3. Резцы конструкции АМО - ЗИЛ с механическим креплением трех-, четырех- и пятигранных пластин с отверстием и стружечными канавками на одной стороне.

4. Резцы для контурного точения разнообразных конструкций с трехгранной, ромбической, параллелограммной и круглой формами СМП [24].

Первую группу резцов объединяет базирование режущих пластин в корпусе резца по опорной плоскости и отверстию и крепление с помощью клинового зажима (рис.1.1). Режущая пластина 3 устанавливается на опорную пластину 2, закрепленную штифтом 4 в корпусе резца 1, и поджимается клином 5 к сферическому концу штифта. Каждой форме пластины соответствует своя конструкция резца.

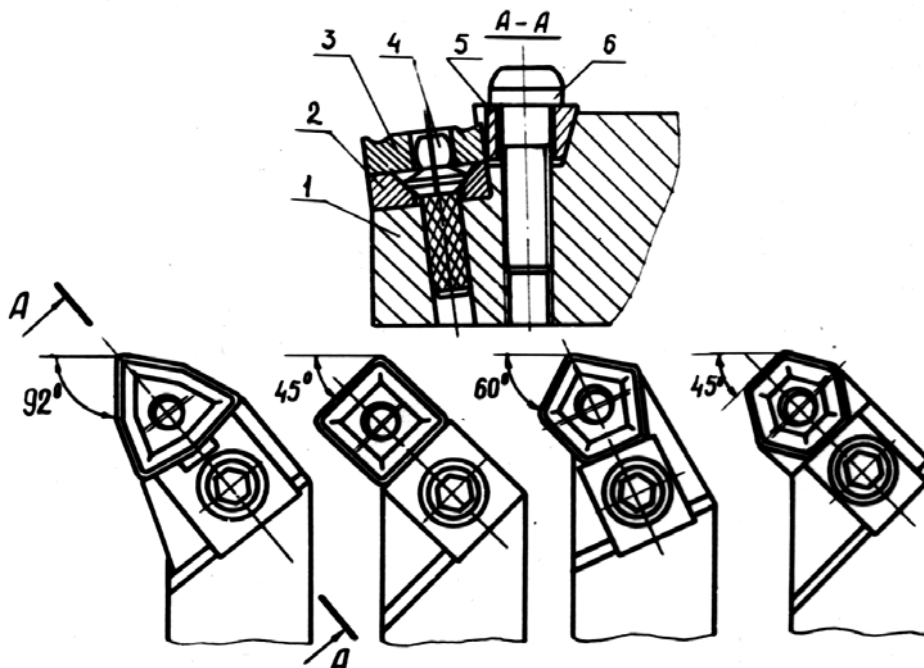


Рис. 1.1. Резцы конструкции ВНИИИнструмента

Во второй группе режущие пластины базируются в гнезде корпуса резца по трем плоскостям и закрепляются сверху Г-образным прихватом (рис.1.2). Крепление опорной пластины 3 в корпусе 1 осуществляется винтом 2, а крепление режущей пластины 4 со стружколомом 5 - через прихват 6 зажимным винтом 7 с правой и левой резьбой. В зависимости от применяемой пластины резцы могут иметь как положительный, так и отрицательный передний угол. В отличие от резцов первой группы здесь различные конструкции резцов (проходные и подрезные, правые и левые) могут оснащаться одной и той же пластиной.

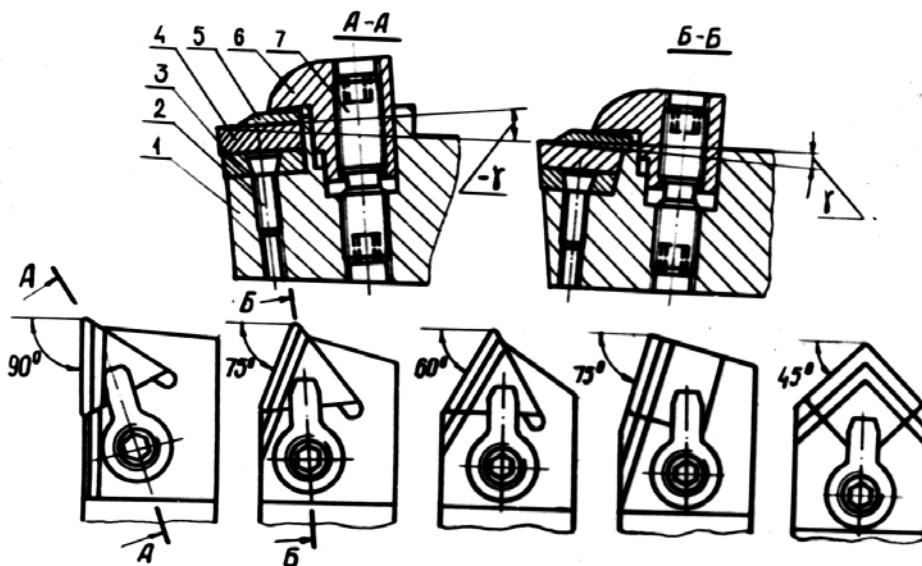


Рис. 1.2. Резцы конструкции ВА3

Резцы конструкции АМО - ЗИЛ (рис.1.3) отличаются от резцов первой группы методом установки режущих пластин: базирование производится по двум плоскостям и отверстию, а закрепление - косой тягой за отверстие пластины с помощью винта.

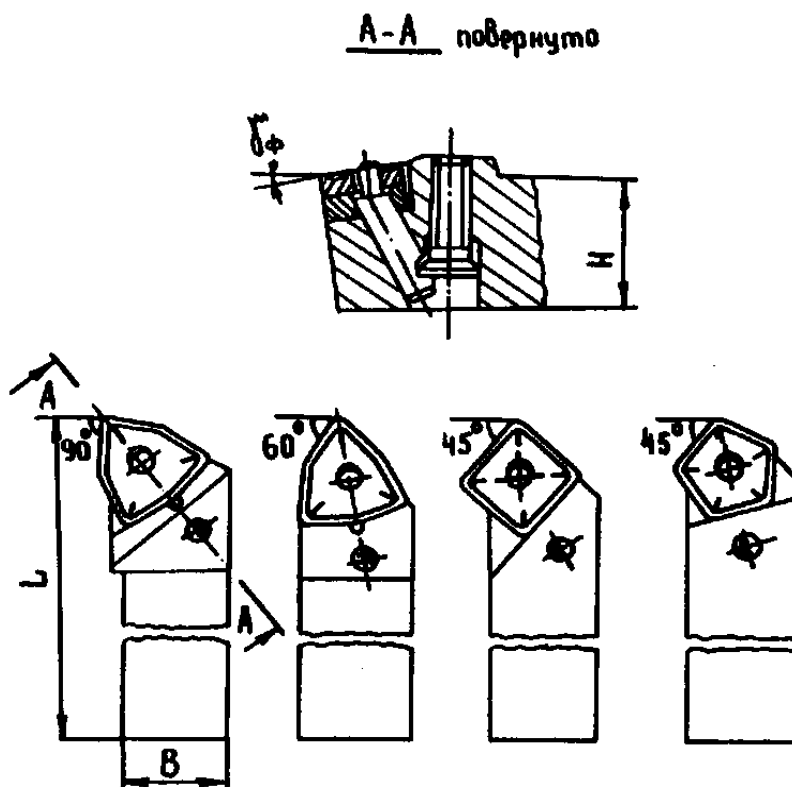


Рис. 1.3. Резцы конструкции АМО - ЗИЛ

Вопросы преимущества той или иной из рассмотренных конструкций резцов (по стойкости, силе резания, жесткости резцов и др.), области их применения, экономичности и т. п. требуют рассмотрения.

Зарубежные конструкции инструментов, оснащенных СМП, отличаются большим разнообразием способов крепления, которые можно свести к типовым схемам [34, 50, 51] (рис.1.4.)

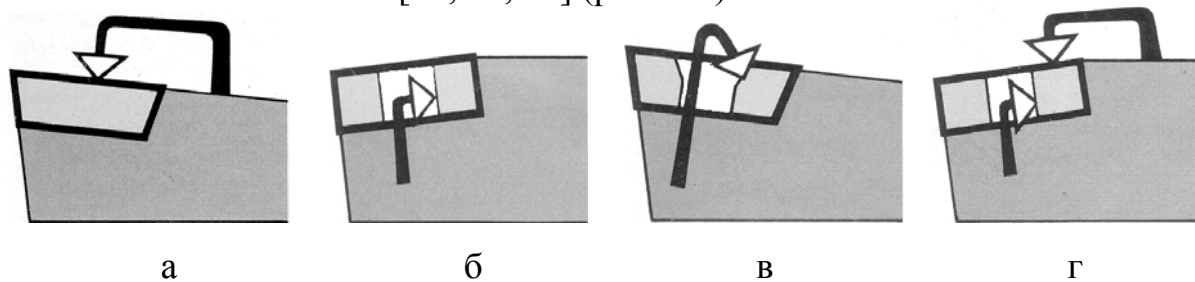


Рис.1.4. Схемы крепления СМП

Наиболее распространенная схема крепления пластин без отверстия предполагает наличие прихвата сверху (рис.1.4.а). Пластины с отверстием могут крепиться с помощью поворотного элемента (рычага, качающегося штифта), обеспечивающего прижим пластины к боковым поверхностям закрытого паза державки (рис.1.4.б). Этот способ обеспечивает высокую точность базирования, но не гарантирует точного прилегания опорной поверхности режущей пластины к опорной пластине. Пластины, имеющие коническое отверстие, крепятся при помощи винта с конической головкой (рис.1.4.в). За счет несовпадения осей отверстия СМП и винта обеспечивается одновременный прижим пластины к опорной и боковым

поверхностям закрытого паза. Благодаря своей простоте этот способ получил в последнее время широкое распространение.

Рассмотренные схемы крепления можно использовать как на универсальном оборудовании, так и на автоматических линиях и станках с ЧПУ. Для универсального оборудования с ручным управлением и обслуживанием предпочтительно крепление пластины между штифтом и клином-прихватом (рис.1.4.г), который прижимает пластину к опорной поверхности.

Конструкции резцов с СМП совершенствуются по следующим направлениям [34, 50, 51, 52]: универсализации конструкции резца; улучшения метода крепления пластины; изменения формы передней поверхности режущей пластины; автоматизации смены пластины.

1.2 Сменные многогранные пластины

Многогранные режущие твердосплавные пластины характеризуются формой, наличием или отсутствием заднего угла, отверстия и стружечных канавок, степенью точности, размерами и маркой инструментального материала [11, 50, 51].

Различия в обрабатываемости металла, форме и размерах заготовок привели к большому разнообразию применяемых форм СМП (трехгранная, квадратная, ромбическая, параллелограммная, пятигранная, шестигранная, круглая). Анализ использования на отечественных заводах пластин общего назначения по формам показал [34], что наибольшую применяемость имеет трехгранная пластина - 45%, далее идут квадратная - 30%, пятигранная - 15% и шестигранная - 10%. Аналогичная тенденция наблюдается и за рубежом [50].

Пластины с отверстием применяются при средних режимах работы, переменном сечении стружки, работе по копиру, растачивании отверстий, когда имеется опасность вытягивания пластины из гнезда корпуса резца или ограничено место для размещения прихвата.

Задние углы выполняются на пластинах с плоской передней поверхностью и согласно ГОСТ 19045-80 и ГОСТ 19050-80 составляют 11° по всему периметру пластин. Их наличие позволяет получить положительный главный передний угол резца, близкий к $\gamma = 5^\circ$. Стружечные канавки прессуются при изготовлении пластины и создают положительный передний угол по всему периметру пластины, равный 20° или 25° [11]. Это позволяет при отрицательных углах наклона пластины в корпусе резца обеспечить необходимые задние и положительные (при подаче больше ширины фаски) передние углы.

Основными размерами режущих пластин являются длина режущей кромки, толщина пластины и радиус при вершине [11]. Выбор пластины производится по глубине резания: рабочий участок главного режущего

лезвия должен составлять не более 0,5...0,7 от номинальной длины режущей кромки [51].

Базовым инструментальным материалом для СМП в зависимости от обрабатываемого материала служат твердые сплавы вольфрамовой, титано-вольфрамовой и титано-тантало-вольфрамовой групп. Имеется тенденция к применению безвольфрамовых твердых сплавов (ТН-20, КТН-16 и др.), оксидной (ЦМ332) и оксидно-карбидной (ВЗ, ВОК60 и др.) минералокерамики и кубического нитрида бора (Томал-10 и др.)

В последние годы на режущие пластины наносятся износостойкие покрытия, значительно повышающие стойкость резцов [27, 51, 52]. Материалом для покрытий служат карбиды и нитриды титана, тантала, ниобия и окись алюминия. Быстрый прогресс в этой области привел к появлению следующих типов покрытий: покрытия первого поколения - однослойные (TiC, TiN и др.); покрытия второго поколения - двухслойные (TiN+TiC, TiC+Al₂O₃ и др.); покрытия третьего поколения - многослойные. В результате нанесения покрытия получается прочная и одновременно износостойкая многогранная пластина.

В первых конструкциях резцов с механическим креплением многогранных пластин режущая пластина базировалась непосредственно на корпус резца [1, 3], что приводило в случае ее поломки к смятию опорной поверхности гнезда и, вследствие этого, к быстрому выходу корпуса из строя. Поэтому предпринимались попытки повышать твердость опорной поверхности гнезда под пластину, вводить подкладки из быстрорежущей стали и т. д., что, однако, не привело к ожидаемому результату. Современные конструкции резцов [12, 13] оснащаются твердосплавными опорными пластинами, которые повышают жесткость крепления и долговечность корпуса резца. При этом корпус резца выдерживает до 400, а одна опорная пластина - до 100 периодов стойкости. Форма опорной пластины соответствует форме режущей, с которой она применяется, а размеры ее таковы, что контур режущей пластины выступает на 0,1...0,2 мм за контур опорной. К базовым поверхностям опорной пластины в отличие от боковых предъявляются повышенные требования по шероховатости и погрешности формы. Материалом для опорных пластин часто служит твердый сплав марки BK15.

Передняя поверхность СМП может быть плоской или фасонной. При выборе формы передней поверхности режущей пластины необходимо учитывать получение оптимальных значений геометрических параметров инструментов и гарантированное дробление стружки при данных условиях обработки. Подробная классификация форм передних поверхностей СМП затруднена ввиду сложности выбора признаков классификации. Наиболее простыми являются одинарные или двойные канавки с постоянным профилем в сечении вдоль режущей кромки (рис.1.5.а, г). Дальнейшим развитием этой конструкции являются пластины с расширяющейся в направлении вдоль лезвия канавкой (рис.1.5.б, д) и с перемычкой у вершины (рис.1.5.в). Такие формы передней поверхности обеспечивают более

надежное стружкодробление в расширенном диапазоне глубины резания. При малых глубинах резания применяются пластины с канавкой и выступом или пластины с выемкой у вершины (рис.1.5.е, ж). Получают распространение также СМП с неплоской задней поверхностью и, соответственно, с режущими кромками сложной формы (рис. 1.5.з) [5, 50, 51].

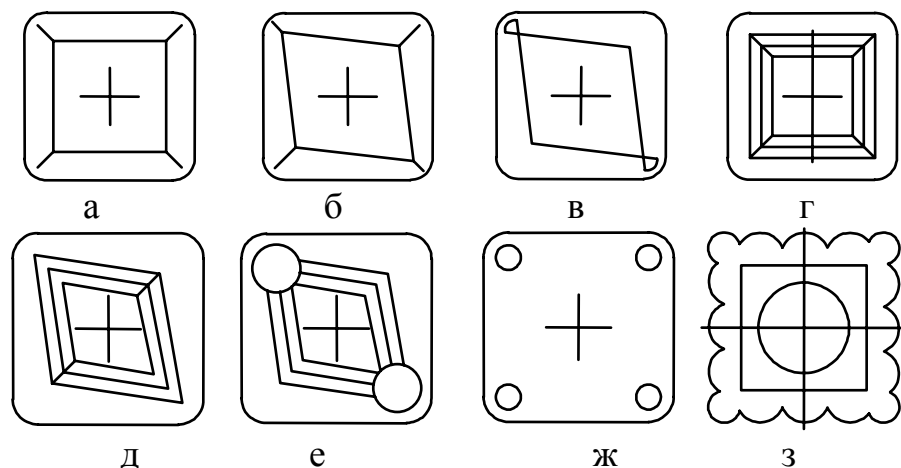


Рис. 1.5

В сечении канавки могут иметь вид дуги окружности (рис.1.6.а), отрезка прямой, сопряженной с дугой (рис.1.6.б), состоять из нескольких отрезков прямых или криволинейных образующих и их сочетаний (рис.1.6.в). Для увеличения стойкости передняя поверхность СМП в районе режущей кромки может выполняться в виде упрочняющей фаски (рис.1.6.г).

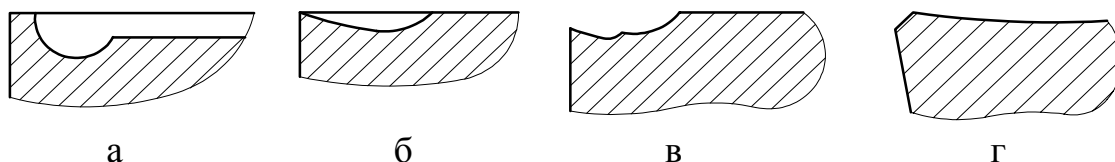


Рис. 1.6. Профили СМП в нормальном к режущей кромке сечении

С 1993-1996 гг. МКТС в результате критического анализа марочного состава и конструкций СМП с учетом опыта фирмы “Sandvik Coromant” освоил производство пластин со сложной передней поверхностью (рис.1.7), обеспечивающее устойчивое стружкодробление в определенных диапазонах режимов резания. Эти СМП предназначены для чистового и получистового точения, выпускаются в двустороннем исполнении. Для повышения стабильности режущих свойств на всех пластинах выполняется обработка режущих кромок с целью образования радиуса округления.

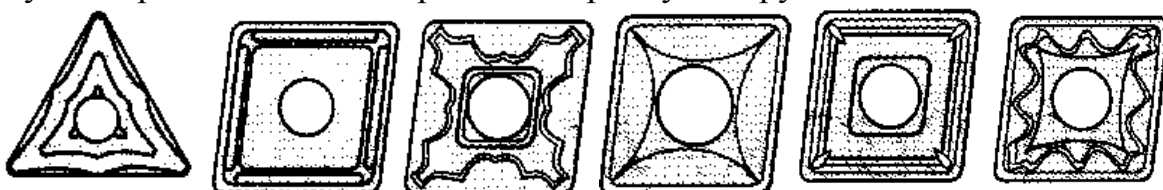


Рис.1.7. СМП МКТС

Среди всех производителей СМП наиболее широкой номенклатурой выпускаемых пластин отличается фирма “Sandvik Coromant” (рис.1.8). Такое разнообразие предопределяется различными формами пластин в плане, формами передней поверхности, наличием заднего угла и отверстия. СМП определенной геометрии предназначены для работы в определенных условиях: черновая либо чистовая обработка, группа обрабатываемых материалов, режимы резания и т. п.

Пластины геометрии -PF, -PM, -PR, (рис. 1.8.а, б, в) предназначены соответственно для чистовой, получистовой и черновой токарной обработки конструкционных сталей, геометрии -MF, -QM, -MR (рис. 1.8.г, д, е) - нержавеющей сталей и серого чугуна, геометрии -NMA (рис. 1.8.ж) - для черновой обработки серого чугуна. Как гарантирует фирма, они обеспечивают высокое качество поверхности и надежное стружкодробление в предназначенных диапазонах режимов резания. Пластины геометрии -UF, -UM, -UR (рис. 1.8.з, и, к) отличаются наличием заднего угла, являются более универсальными, могут использоваться в условиях прерывистого резания, рекомендуются соответственно для чистовой, получистовой и обдирочной токарной обработки всех групп обрабатываемых материалов.

Теоретические обоснования различных форм передней поверхности СМП, выпускаемых фирмой “Sandvik Coromant” и другими предприятиями, в литературе не приводятся. Этот факт можно объяснить тем, что каждая конструкция СМП является предметом изобретения. Более чем 50-летняя работа фирмы “Sandvik Coromant” на рынке металлорежущих

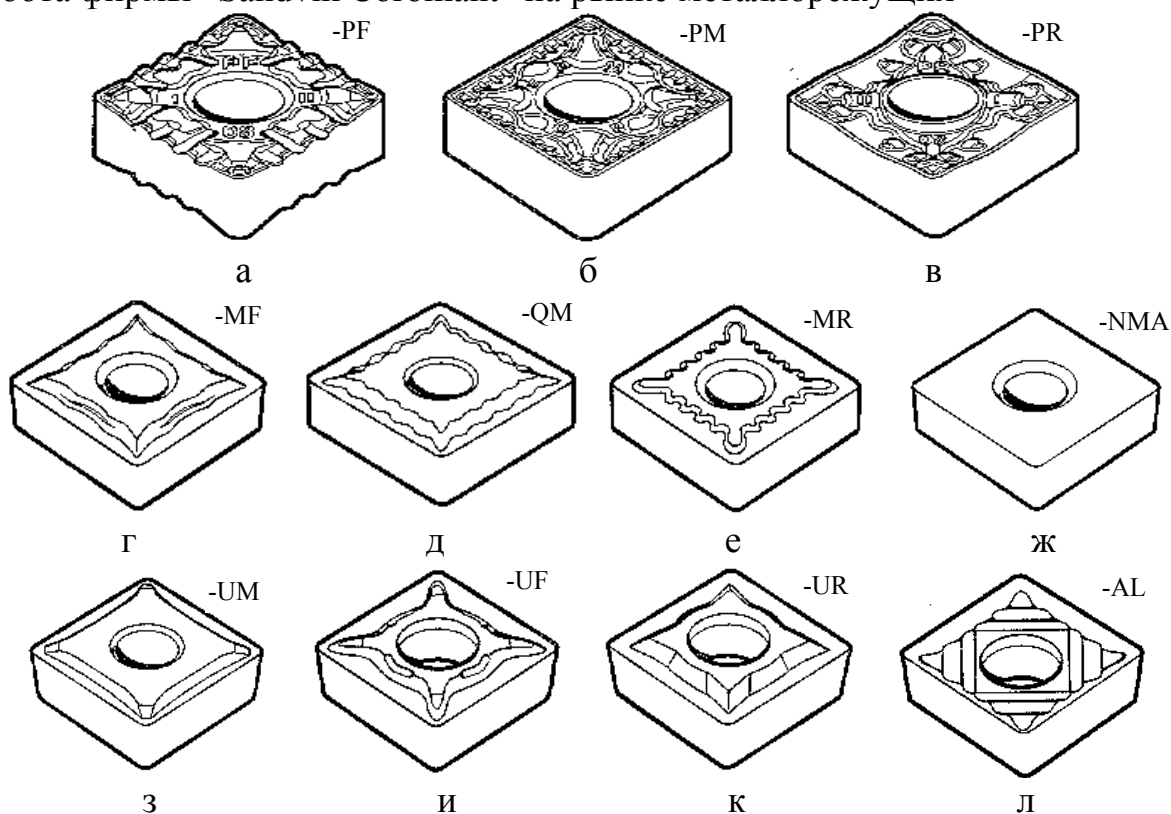


Рис. 1.8. СМП, выпускаемые “Sandvik Coromant”

инструментов свидетельствует о том, что любая новая геометрия пластин создается с учетом опыта их использования на производстве и по результатам собственной научно-исследовательской деятельности (на нее ежегодно идет 6 % товарооборота фирмы). При этом используются средства машинной графики, но сведения о какой-либо методике проектирования СМП не разглашаются.

Оригинальную форму передней поверхности имеют режущие пластины, выпускаемые и другими фирмами, например "Hertel" (рис.1.9). Как и в вышерассмотренных случаях сведения о методике проектирования этих форм отсутствуют.

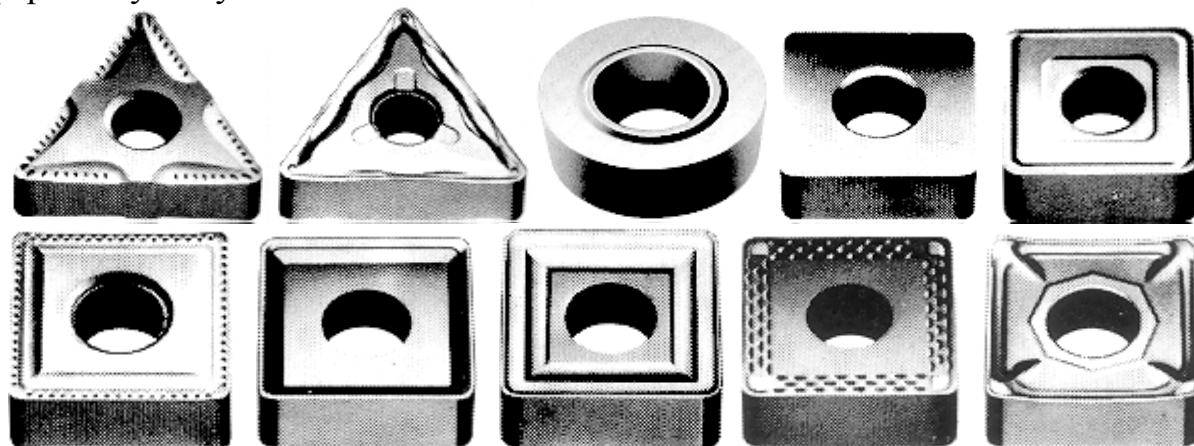


Рис.1.9. СМП фирмы "Hertel"

1.3 Геометрические характеристики режущей части

Углы резца, оснащенного многогранной пластиной, определяются углами ориентации последней в гнезде корпуса резца [32, 33, 36, 48]. Для рассмотренных в п.1.1 конструкций резцов угол наклона пластины изменяется в пределах от 5 до -8° . Установлено, что для конкретных условий обработки существует оптимальное с точки зрения максимальной стойкости значение этого угла. Так, для резца конструкции ВНИИинструмента с трехгранной пластиной неправильной формы и главным углом в плане 92° при наружном продольном точении стали 45 с режимом $V=2$ м/с, $t=2$ мм и $S=0,4$ мм/об оптимальное значение угла наклона пластины равно -8° [27].

Задние углы резцов колеблются в довольно узких пределах ($\alpha=5^\circ-7^\circ$), в то время как передний угол принимает значения от -5 до 15° . Вследствие постоянного угла заострения многогранной пластины задние и передние углы резца жестко связаны между собой и поэтому невозможно получить их оптимальные значения одновременно, как это имеет место для напайных резцов [29].

Углы резцов в плане также связаны между собой через угол при вершине многогранной пластины, величина которого для пластин одной формы постоянна. Поэтому с увеличением главного угла в плане на какую-

либо величину, примерно на такую же величину уменьшается вспомогательный угол в плане, и наоборот. Установлен следующий ряд значений главного угла в плане: 45° , 60° , 75° и 90° (у резцов для контурного точения $\varphi=92^\circ, 93^\circ, 95^\circ$). Вспомогательный угол в плане изменяется от 8° до 60° , вследствие чего геометрия вспомогательного режущего лезвия зачастую оказывается неоптимальной.

Радиус при вершине многогранной пластины принимает значения от $0,2$ до $2,5$ мм и его величина зависит от конфигурации детали и требуемой шероховатости обработанной поверхности.

В работе [36] одним из авторов с целью разработки математического обеспечения САПР резцов с механическим креплением многогранных пластин предложены расчетные формулы, позволяющие решить две задачи: определение геометрических параметров резца в зависимости от углов ориентации гнезда корпуса; расчет по заданной геометрии и типу пластины конструктивных углов гнезда корпуса под пластину.

Для вывода формул используется поворот исходной системы координат (начало координат - вершина резца) вокруг оси Z на угол ψ и вокруг оси X' на угол γ_d (рис.1.10). Затем формулируются выражения для единичных направляющих векторов. Требуемые зависимости получаются либо путем выражения одного и того же вектора через разные углы, либо как угол между двумя векторами.

В первой задаче известны углы: ψ - угол между плоскостью ZOY и плоскостью наибольшего наклона пластины Q ; γ_d - угол наибольшего на-

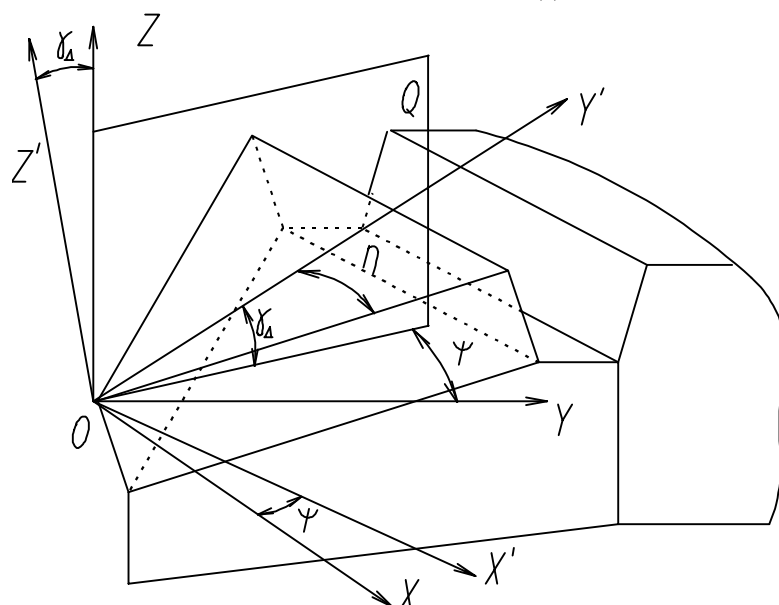


Рис. 1.10

клона пластины на державке; η - угол между главной режущей кромкой и плоскостью Q ; γ_k - передний угол на стружечной канавке пластины; α_n - задний угол на пластине. Требуется определить: φ, φ_1 - главный и

вспомогательный углы в плане; α, α_1 - главный и вспомогательный задние углы; γ - главный передний угол; λ, λ_1 - углы наклона главной и вспомогательной режущих кромок.

В итоге получены следующие выражения, связывающие вышеуказанные значения углов:

$$\begin{aligned}
 \sin \lambda &= \cos \eta \sin \gamma_d; \\
 \sin \lambda_1 &= \cos(\varepsilon - \eta) \sin \gamma_d; \\
 \operatorname{tg} \varphi &= \frac{\operatorname{tg} \eta \operatorname{tg} \psi + \cos \gamma_d}{\operatorname{tg} \eta - \cos \gamma_d \operatorname{tg} \psi}; \\
 (1.1) \quad \operatorname{tg} \varphi_1 &= \frac{\cos \gamma_d - \operatorname{tg}(\varepsilon - \eta) \operatorname{tg} \psi}{\operatorname{tg}(\varepsilon - \eta) + \cos \gamma_d \operatorname{tg} \psi}; \\
 \operatorname{tg} \gamma &= \frac{\operatorname{tg} \gamma_d \sin \eta - \operatorname{tg} \gamma_k}{(\operatorname{tg} \gamma_k \operatorname{tg} \gamma_d \sin \eta + 1) \sqrt{1 - \cos^2 \eta \sin^2 \gamma_d}}; \\
 \operatorname{tg} \alpha &= \frac{(\operatorname{tg} \alpha_{\Pi} - \operatorname{tg} \gamma_d \sin \eta + 1) \sqrt{1 - \cos^2 \eta \sin^2 \gamma_d}}{1 + \operatorname{tg} \alpha_{\Pi} \operatorname{tg} \gamma_d \sin \eta}.
 \end{aligned}$$

Для обратной задачи получены зависимости [36]:

$$\begin{aligned}
 \operatorname{tg} \gamma_d &= \sqrt{\operatorname{tg}^2 \gamma + \operatorname{tg}^2 \lambda}; \\
 \operatorname{tg} \psi &= \frac{\operatorname{tg} \varphi \operatorname{tg} \lambda - \operatorname{tg} \lambda}{\operatorname{tg} \gamma + \operatorname{tg} \varphi \operatorname{tg} \lambda}; \\
 (1.2) \quad \cos \eta &= \frac{\sin \lambda}{\sqrt{\frac{\operatorname{tg}^2 \lambda + \operatorname{tg}^2 \gamma}{1 + \operatorname{tg}^2 \gamma \operatorname{tg}^2 \lambda}}}.
 \end{aligned}$$

При этом накладываются следующие ограничения: углы $\alpha, \alpha_1, \varphi, \varphi_1$ не могут быть отрицательными. Формулы (1.1) – (1.2) неудобны для автоматизированного проектирования в связи с возникающими при назначении исходных данных затруднениями.

В работе [32] приведен алгоритм расчета параметров установки режущей пластины, который обеспечивает приближение геометрических параметров резца к оптимальным, но в то же время является громоздким. Целесообразней определять углы ориентации и геометрические параметры в зависимости от назначаемых по известным рекомендациям главного угла в плане φ , угла наклона главной режущей кромки λ , главного переднего угла

пластины без стружечной канавки γ_{Π} и угла при вершине пластины ε , как это сделано в работе [38]. Тогда ориентацию гнезда корпуса под СМП можно задавать углом наибольшего наклона $\gamma_{\text{д}}$ и углом μ , определяющим положение плоскости наибольшего наклона (рис.1.11):

$$\begin{aligned} \cos \gamma_{\text{д}} &= \cos \lambda \cos \gamma_{\Pi}; \\ \operatorname{tg} \mu &= \frac{\operatorname{tg} \lambda \operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \gamma_{\Pi}}{\operatorname{tg} \lambda + \operatorname{tg} \gamma_{\Pi} \operatorname{tg} \varphi}. \end{aligned} \quad (1.3)$$

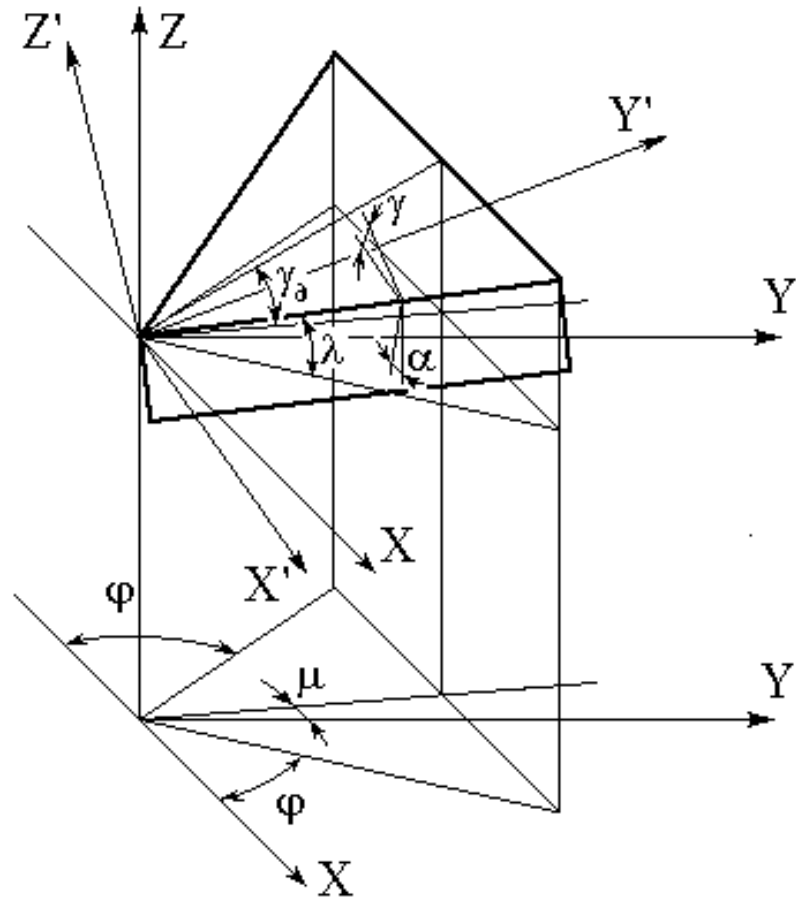
Задачу обеспечения требуемых геометрических параметров режущей части можно решить путем введения новой системы координат $X'Y'Z'$ (рис.1.11), связанной с многогранной пластиной таким образом, чтобы передняя поверхность СМП лежала в плоскости $X'OY'$, а угол между главной режущей кромкой и осью OX' был равен φ .

Тогда углы ориентации осей OX' ($\alpha_x, \alpha_y, \alpha_z$), OY' ($\beta_x, \beta_y, \beta_z$) и OZ' ($\gamma_x, \gamma_y, \gamma_z$) относительно традиционных осей OX , OY и OZ будут определяться соотношениями [38]:

$$\cos \alpha_x = \cos \lambda \cos^2 \varphi + \frac{\sin \varphi}{\sin \psi} (\cos \gamma_{\Pi} \sin \varphi - \cos \lambda \cos \varphi \cos \psi);$$

$$\cos \alpha_y = \cos \lambda \cos \varphi \sin \varphi - \frac{\sin \varphi}{\sin \psi} (\cos \gamma_{\Pi} \cos \varphi + \cos \lambda \sin \varphi \cos \psi);$$

$$\cos \alpha_z = \sin \lambda \cos \varphi + \frac{\sin \varphi}{\sin \psi} \cos^2 \lambda \sin \gamma_{\Pi};$$



Дей.1.11. Схема определения параметров ориентации СМП

$$\cos\beta_x = \cos\lambda \cos\varphi \sin\varphi - \frac{\cos\varphi}{\sin\psi} (\cos\gamma_{\Pi} \sin\varphi - \cos\lambda \cos\varphi \cos\psi);$$

$$\cos\beta_y = \cos\lambda \sin^2\varphi + \frac{\cos\varphi}{\sin\psi} (\cos\gamma_{\Pi} \cos\varphi + \cos\lambda \sin\varphi \cos\psi);$$

$$\cos\beta_z = \sin\gamma \sin\varphi - \frac{\cos\varphi}{\sin\psi} \cos^2\lambda \sin\gamma_{\Pi};$$

(1.4)

$$\cos\gamma_x = -(\cos\lambda \sin\gamma_{\Pi} \sin\varphi + \sin\lambda \cos\gamma_{\Pi} \cos\varphi);$$

$$\cos\gamma_y = \cos\lambda \sin\gamma_{\Pi} \cos\varphi - \sin\lambda \cos\gamma_{\Pi} \sin\varphi;$$

$$\cos\gamma_z = \cos\lambda \cos\gamma_{\Pi},$$

где $\psi = \arccos(\sin\lambda \sin\gamma_{\Pi})$.

Приведенная выше система вспомогательных формул (1.4) позволяет определить соотношения между параметрами инструмента с механическим креплением многогранных пластин, пользуясь значениями исходных углов

φ , λ , γ_{Π} , ε . При наличии переднего угла на стружечной канавке пластины $\gamma_{\text{к}}$ значение угла γ неизвестно и его можно определить, зная значения углов γ_{Π} и $\gamma_{\text{к}}$, из соотношения:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \gamma_{\text{к}}}{\sin \psi} \cos \gamma_{\Pi} + \cos \gamma_{\text{к}} \cos \lambda \sin \gamma_{\Pi}. \quad (1.5)$$

Главный задний угол можно определить, зная задний угол на пластине α_{Π} , по формуле:

$$\cos \alpha = \cos \alpha_{\Pi} \frac{\cos \gamma_{\Pi}}{\sin \psi} + \cos \lambda \sin \alpha_{\Pi} \sin \gamma_{\Pi}. \quad (1.6)$$

Для проверки правильности расположения пластины необходим расчет значений вспомогательного заднего угла α_1 и вспомогательного угла в плане φ_1 (они должны быть положительными). Значения этих углов определяются по следующим соотношениям:

$$\begin{aligned} \cos \alpha_1 = & \frac{\cos \lambda \cos \alpha_{\Pi} \cos \gamma_{\Pi}}{\sin \psi} - \cos^2 \lambda \cos \varepsilon \sin \alpha_{\Pi} \sin \lambda_{\Pi} - \\ & - \frac{\sin \varepsilon \sin \alpha_{\Pi}}{\sin \psi} (\sin \lambda \cos^2 \gamma_{\Pi} + \cos^2 \lambda \sin \gamma_{\Pi} \cos \psi); \end{aligned} \quad (1.7)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_1 = \frac{\cos \lambda \sin(\varphi + \varepsilon) \operatorname{tg} \varphi + \cos \gamma_{\Pi} \sin \varepsilon}{\cos \lambda \sin(\varphi + \varepsilon) - \operatorname{tg} \varphi \cos \gamma_{\Pi} \sin \varepsilon}.$$

Геометрические параметры резцов, исследованных в данной работе, были рассчитаны по формулам (1.1), (1.2), (1.5), (1.6), (1.7) и приведены в Приложении 1. В конце данного подраздела следует отметить, что полученные формулы соответствуют геометрическим элементам лезвия в статической системе координат. В случае необходимости их можно перевести в кинематическую или динамическую систему координат согласно [40].

1.4 Погрешность базирования СМП в корпусе резца

При обработке резцами с механическим креплением многогранных пластин к общей погрешности обработки добавляется специфическая погрешность, возникающая при смене или повороте пластины [5, 17]. Введение степени точности пластин (нормальной, повышенной, высокой и особо высокой) вызвано необходимостью снизить эту составляющую погрешности обработки. Так, пластины особо высокой степени точности изготавливаются с предельными отклонениями по контуру $\pm 0,025$ мм, а по толщине $\pm 0,03$ мм (ГОСТ 19086-80). В последние годы наблюдается

тенденция к отказу от шлифования и заточки боковых поверхностей многогранных пластин за счет получения необходимой точности непосредственно после прессования и спекания путем дополнительной подпрессовки. Точная пластина позволяет уменьшить время на подналадку резца и тем самым повысить производительность обработки. Сравним типовые конструкции резцов по величине указанной погрешности.

Погрешность установки пластин с отверстием определялась путем решения размерных цепей, одна из которых для пластины 3 неправильной трехгранной формы показана на рис.1.12,а При этом корпус 1 и опорный штифт 2 принимались постоянными и погрешности их изготовления не учитывались. Погрешности составляющих звеньев суммировались по вероятностному методу:

$$\Delta y = \sqrt{S_{0,5d_1}^2 + S_{0,5d}^2 + S_n^2 + S_m^2}, \quad (1.8)$$

где $S_{0,5d_1}$ - допуск на половину диаметра отверстия пластины;

$S_{0,5d}$ - допуск на половину диаметра вписанной окружности;

S_n - величина отклонения от соосности осей отверстия и вписанной окружности;

S_m - допуск на величину m , определяемый по формуле:

$$S_m = S_{d+m} - S_d,$$

где S_{d+m} - допуск на величину $d + m$, значение которого, как и других допусков, приняты по ГОСТ 19086-80.

Для пластин без отверстия с базированием по трем плоскостям (рис.1.12,б) погрешность установки определяется допуском на получение размера y от вершины пластины 1 до противоположащей боковой опорной поверхности корпуса 2. Результаты расчета величины Δy сведены в табл.1.1.

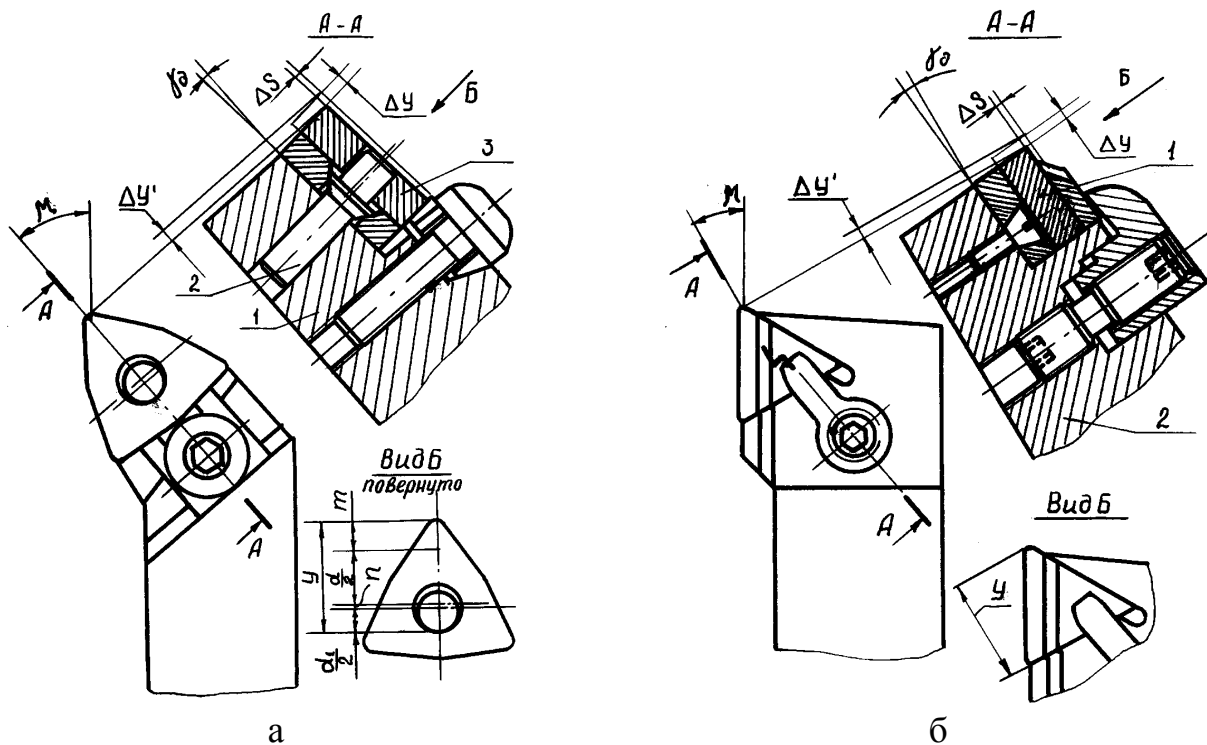


Рис.1.12 Схема к расчету погрешности обработки резцами конструкции:
 а - ВНИИинструмента; б - ВАЗ

Таблица 1.1

Форма пластины	Степень точности	Величина погрешности Δy , мм
Правильная трехгранная	нормальная	0,26...0,36 ^{*)}
	высокая	0,05
Неправильная трехгранная с отверстием и стружечными канавками	нормальная	0,29...0,30
Квадратная	нормальная	0,26...0,36
	высокая	0,05
Квадратная с отверстием и стружечными канавками	нормальная	0,29...0,30
	повышенная	0,15...0,18
	высокая	0,22
	нормальная	0,30...0,31
Пятигранная с отверстием и стружечными канавками	повышенная	0,16...0,17
	высокая	0,22
Шестигранная с отверстием и стружечными канавками	нормальная	0,30
	высокая	0,22

Примечание: ^{*)} - в зависимости от размера пластины.

Из анализа данных табл.1.1 видно, что пластины нормальной степени точности с отверстием и без отверстия дают погрешность до 0,36 мм на сторону и поэтому они не могут быть использованы для размерной

обработки без подналадки резца. Пластины с отверстием высокой и повышенной точности имеют в 3..4 раза большую величину Δy по сравнению с пластинами без отверстия. Это объясняется тем, что в формуле (1.8) при повышении степени точности допуск на половину диаметра отверстия $S_{0,5d_1}$ остается постоянным и равным 0,1 мм. Характерно, что при переходе от повышенной к высокой степени точности величина Δy повышается, что вызвано увеличением отклонения от соосности осей отверстия и вписанной окружности S_n при шлифовании боковых поверхностей пластин с 0,1 до 0,2 мм (ГОСТ19086-80).

Таким образом, наличие отверстия на пластине и закрепление ее в корпусе клином вызывает нежелательное ухудшение точности обработки. Более целесообразным видом установки пластин с отверстием с этой точки зрения является базирование по трем плоскостям с закреплением за отверстие, как это сделано в резцах конструкции ЗИЛ (см.рис.1.3). При этом из размерной цепи исключаются величины d_1 и n .

Как следует из приведенных расчетов, наименьшую величину погрешности Δy дают пластины без отверстия высокой степени точности, закрепляемые в резцах конструкции ВАЗ.

На конечную величину погрешности обработки оказывают влияние также геометрические параметры резца (до 15% от общей погрешности). Это проявляется через более или менее благоприятную ориентацию вектора Δy относительно направления, перпендикулярного к оси детали. Так, если пластина установлена в корпусе резца под углом γ_d , то радиальную погрешность можно выразить формулой:

$$\Delta y' = (\Delta y \cdot \cos \gamma_d + \Delta S \cdot \sin \gamma_d) \cdot \cos \mu, \quad (1.9)$$

где μ - угол между погрешностью Δy и радиальным направлением в плане (см. рис.1.12);

ΔS - погрешность изготовления пластины по толщине, мм.

С учетом (1.9) формула (1.8) примет следующий вид:

$$\Delta y' = \left(\cos \gamma_d \cdot \sqrt{S_{0,5d_1}^2 + S_{0,5d}^2 + S_n^2 + S_m^2} + \Delta S \cdot \sin \gamma_d \right) \cdot \cos \psi. \quad (1.10)$$

По формуле (1.10) были проведены расчеты для резцов конструкции ВАЗ, оснащенных трех- и четырехгранными пластинами высокой степени точности, результаты которых показаны на рис.1.13. Из него следует, что наименьшую погрешность дают резцы, оснащенные трехгранной пластиной с углом $\varphi = 90^\circ$ и четырехгранной пластиной с $\varphi = 75^\circ$.

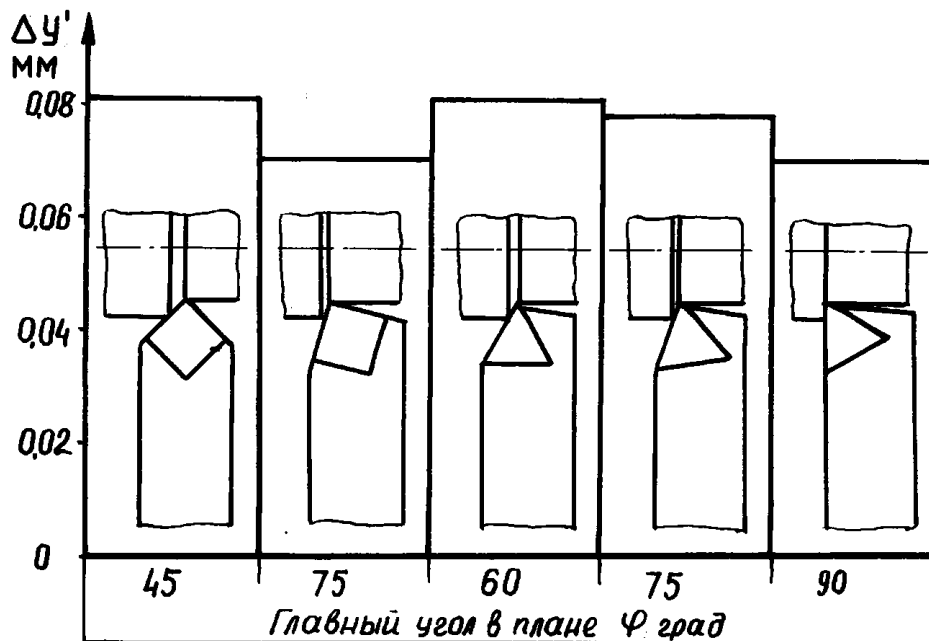


Рис.1.13. Влияние геометрических параметров резцов конструкции ВАЗ на погрешность обработки

Из изложенного следует, что для успешного использования резцов с механическим креплением СМП в качестве бесподналадочного инструмента необходимо применять пластины высокой степени точности с базированием по трем плоскостям и резцы с большими углами в плане и меньшими углами установки пластины в корпусе резца.

2 ОСОБЕННОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ РЕЗЦОВ С СМП

2.1 Внешний вид и топография износа

Изучение фотографий задних поверхностей СМП при обработке серого чугуна показало, что в зависимости от скорости резания трущиеся участки могут иметь три состояния. При высоких скоростях ($V > 1,33$ м/с) наблюдались ровные площадки износа без следов налипания обрабатываемого металла. Поверхность трения задних поверхностей блестящая, с едва заметными рисками в направлении скорости скольжения. Понижение скорости резания вызывает появление на периферийных участках задней поверхности, которые прилегают к главной и вспомогательным режущим кромкам, налипов обрабатываемого металла. Поверхность здесь шероховатая и ее вид характерен для трения однородных материалов друг к другу. Трение в этом случае происходит между металлом заготовки и частицами чугуна, прилипшими к пластине. На радиусной части пластины вид поверхности трения остается таким же, как и при высоких скоростях. При скоростях резания $V < 1$ м/с все задние поверхности резца приобретают матовый вид и покрыты тонким слоем высоко-деформированного чугуна. В качестве примера на рис.2.1. приведен вид площадок износа задних поверхностей в зависимости от скорости резания.

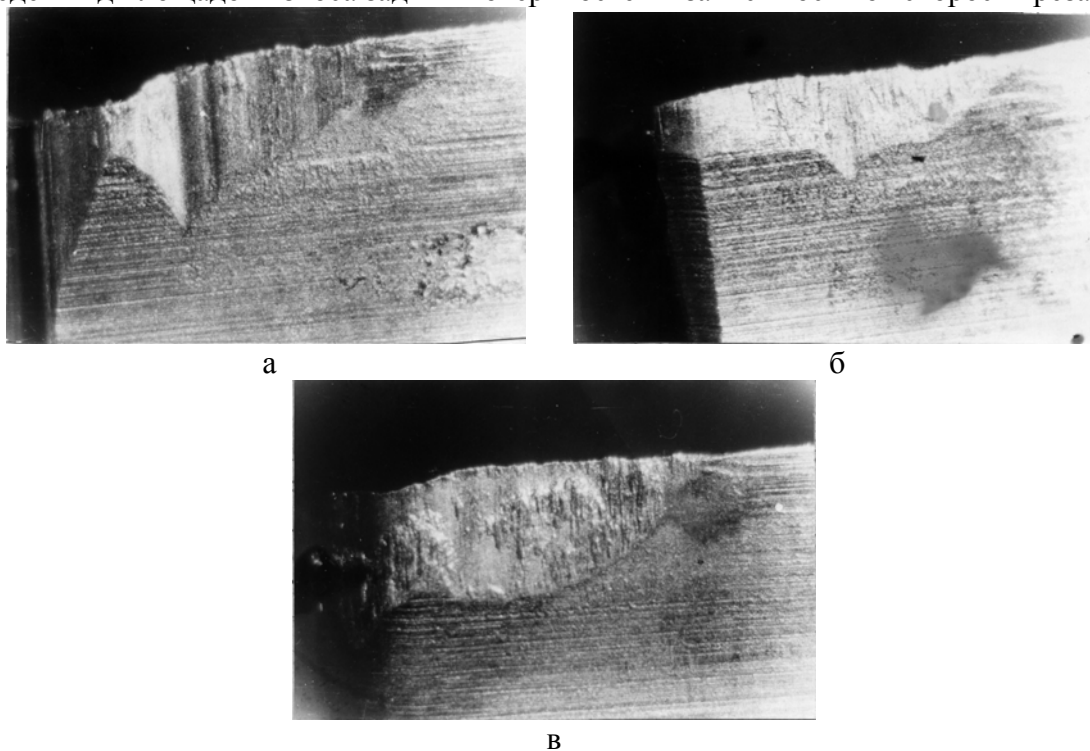


Рис.2.1. Внешний вид главной задней поверхности в зависимости от скорости резания: СЧ 25-ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об; а - $V=1,5$ м/с; б - $V=1,3$ м/с; в - $V=1,0$ м/с

Износ задних поверхностей определялся путем микрометрических измерений специальным прибором непосредственно на станке без съема СМП. Измерения износа вдоль всей рабочей части режущего лезвия показали (рис.2.2.), что можно выделить две зоны интенсивного роста износа задних поверхностей: первая прилегает к вершине резца, а вторая приходится примерно на середину главной задней поверхности. С понижением скорости резания вторая зона возрастает по сравнению с первой и становится соизмеримой с ней. Изучение фотографий показало, что именно в этой зоне наиболее интенсивно происходит износ с налипанием чугуна, в то время как на радиусной части присутствует в основном износ без налипов.

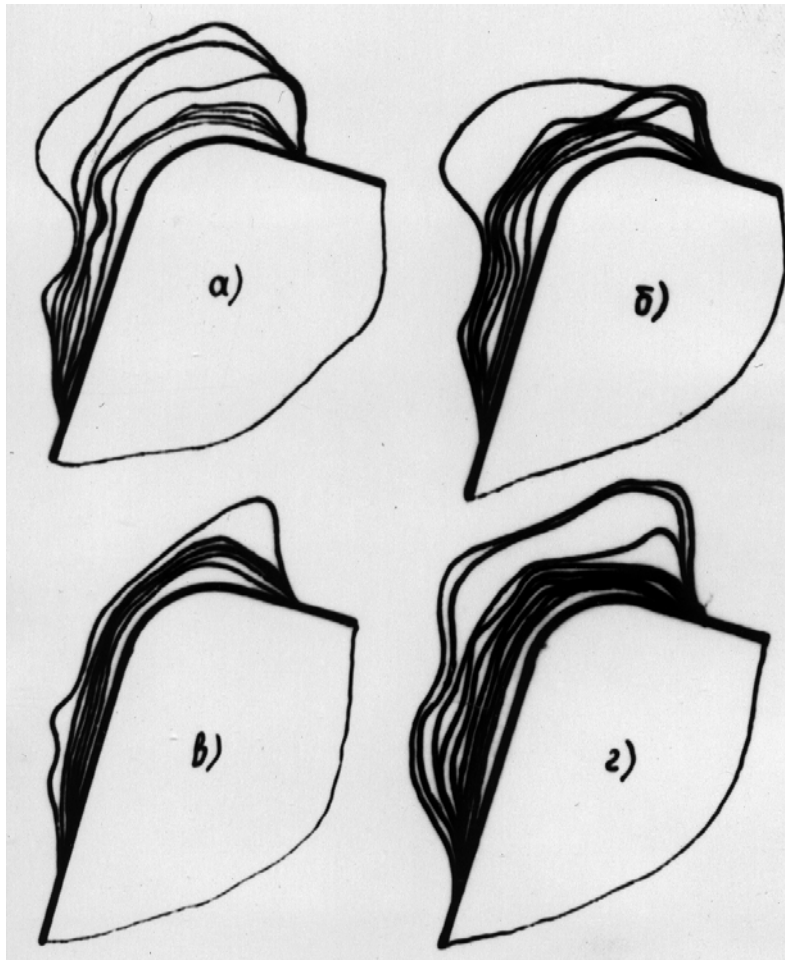
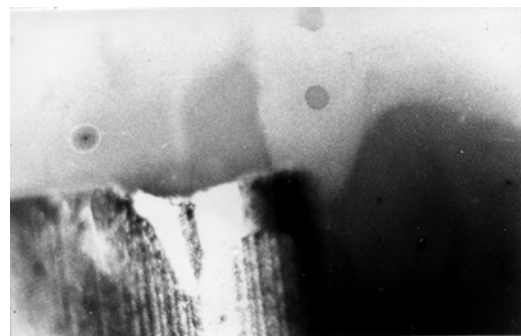


Рис.2.2. Развертки площадок износа задних поверхностей в зависимости от скорости резания: СЧ20 - ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\phi=75^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об: а - $V=2,0$ м/с; б - $V=1,5$ м/с; в - $V=1,3$ м/с; г - $V=1,2$ м/с

В некоторых случаях в месте выхода вспомогательного режущего лезвия из-под стружки на задней поверхности появляется узкая и длинная риска (рис.2.3,а); на главном режущем лезвии такого явления не наблюдалось. По мере изнашивания на вспомогательном режущем лезвии резца ближе к вершине происходит сравнительно быстрое увеличение износа в результате «осыпания» или мелких выкрошиваний режущего лезвия и здесь происходит интенсивное опускание режущей кромки (рис.2.3,б). Иногда это выкрошивание сопровождается сколом пластины (рис.2.3,в), причем место зарождения скола находится на поверхности лунки, прилегающей ко вспомогательному режущему лезвию.



а



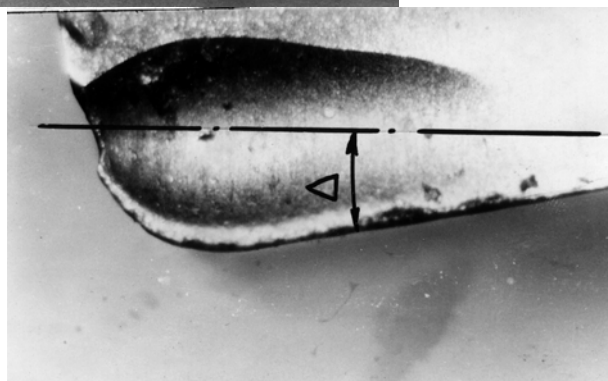
б



в

Рис.2.3. Износ вспомогательной задней поверхности: а - риска; б - опускание режущего лезвия; в - скол

Во всей исследованной области изменения режимов резания и геометрических параметров резца на передней поверхности СМП под действием сходящей чугушной стружки образовывалась лунка больших или меньших размеров, имеющая в плане каплевидную форму (рис.2.4).



а

б

Рис.2.4. Внешний вид лунки износа на передней поверхности:
 $V=80$ м/мин; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об; а - СЧ 25 - трехгранная пластина;
 б - СЧ 20 - квадратная пластина с задним углом

Внешний вид поверхности лунки изменяется с изменением скорости резания аналогично виду задних поверхностей. В области низких скоростей резания дно лунки покрыто слоем налипшего металла (рис.2.5). Нарост на передней поверхности не наблюдался.

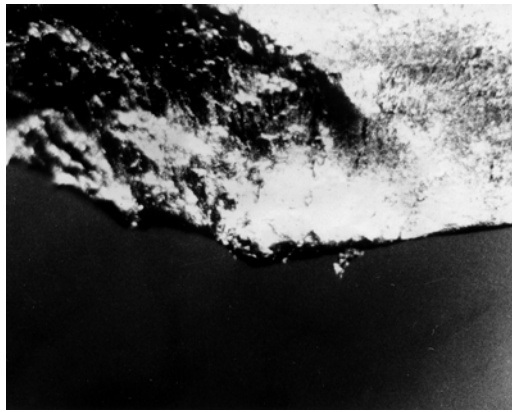


Рис.2.5. Налип на лунке: СЧ 25 - ВК6; резец - ВА3, $\varphi=75^\circ$; квадратная пластина с задним углом, $V=1,3$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Профилографирование лунки специальным прибором через определенные периоды резания в трех сечениях, расположенных перпендикулярно к главному режущему лезвию (рис.2.6), показало, что по мере изнашивания глубина и ширина лунки увеличиваются и особенно заметно в первый период резания. Затем в сечениях, близких к вершине резца, со стороны вспомогательного режущего лезвия начинается опускание режущей кромки, а место расположения максимальной глубины лунки приближается к ней. Это приводит к тому, что лунка приобретает форму уступа (см. рис.2.6, разрез А-А). Описанный процесс постепенно распространяется от вершины вдоль лунки и таким образом образуется новое режущее лезвие.

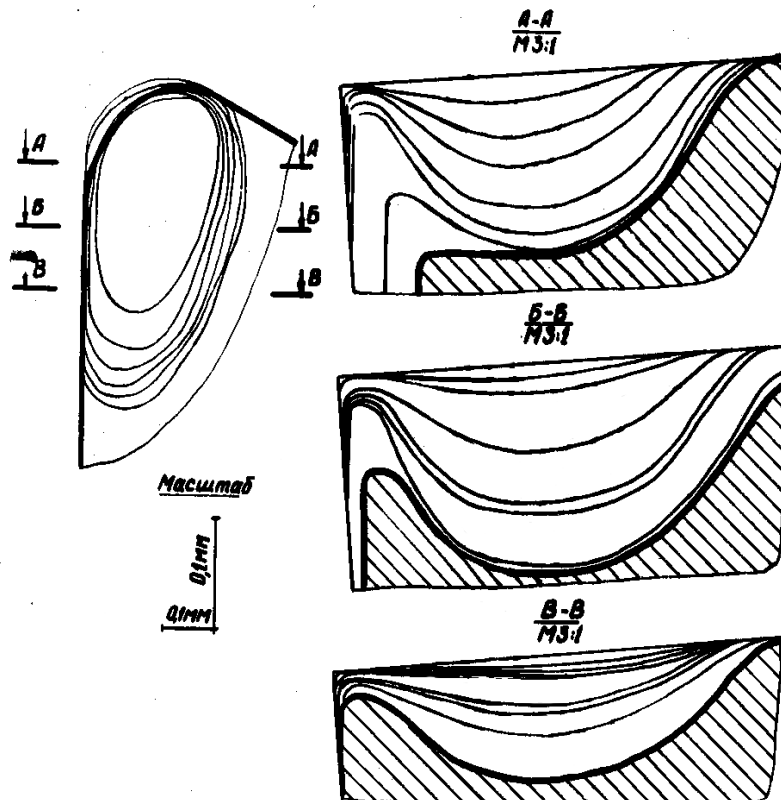


Рис.2.6. Топография износа передней поверхности пластины: СЧ 25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $V=1,3$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Изменение переднего угла лунки в зависимости от времени резания (рис.2.7) носит экстремальный характер. К определенному моменту времени, разному для различных сечений, лунка увеличивается до такой степени, что исходная режущая кромка уже не

может выдерживать действующих силовых и тепловых нагрузок, происходит ее выкрошивание и образование новой, которое сопровождается уменьшением величины переднего угла лунки. Максимальная величина переднего угла лунки не превышает 45° .

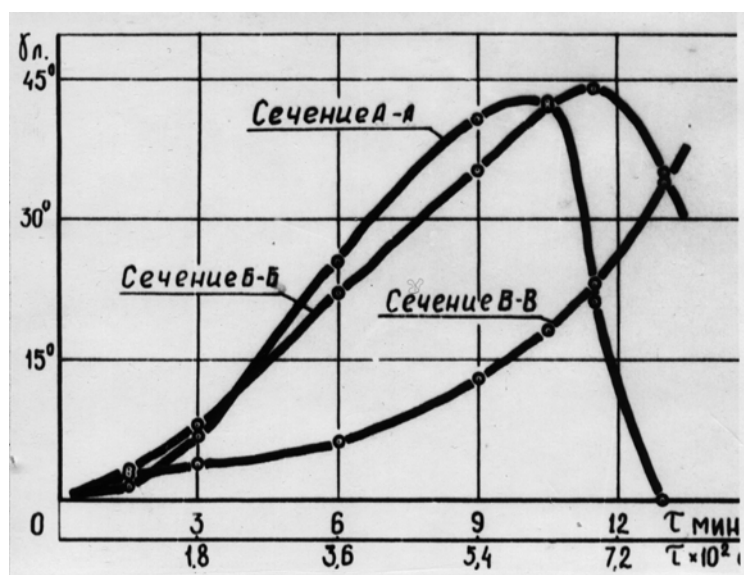


Рис.2.7. Изменение переднего угла на лунке в сечениях, указанных на рис.2.6

Изучение фотографий износа передней поверхности многогранных пластин позволило установить следующую картину. На виде лунки в плане всегда можно провести ось симметрии лунки, которая повернута относительно главной режущей кромки на угол Δ (см. рис.2.4,б). Сравнение направления рисок трения, появляющихся на дне лунки, с расположением этой оси показало, что ось симметрии лунки примерно перпендикулярна к направлению схода стружки. Причем, если вследствие каких-либо причин изменяется направление схода стружки, то изменяется и форма лунки таким образом, чтобы восстановилась отмеченная перпендикулярность. Отсюда следует, что угол Δ по абсолютной величине равен углу между направлением схода стружки и нормалью к главной режущей кромке.

В зависимости от времени резания лунка изменяет свою форму и размеры (рис.2.8). В начальный период резания формируется развитая лунка при сохранности исходного режущего лезвия (рис.2.8,а). Затем в месте выхода оси симметрии лунки на вспомогательную режущую кромку происходит выкрошивание и здесь образуется участок нового режущего лезвия (рис.2.8,б). По мере дальнейшего изнашивания резца новое лезвие распространяется на весь рабочий участок режущих лезвий, причем оно располагается не эквидистантно к исходному, а представляет собой ломанную линию, один отрезок которой параллелен обработанной поверхности, а другой - примерно параллелен оси лунки (рис.2.8,в). Место соединения этих отрезков ослабляет вершину резца и это вызывает интенсивный износ или выкрошивание вершины (рис.2.8,г). В результате окончательная ось симметрии лунки располагается примерно параллельно новому рабочему участку режущей кромки. Такая картина с некоторыми изменениями специфического характера наблюдалась во всех стойкостных опытах при обработке серого чугуна.

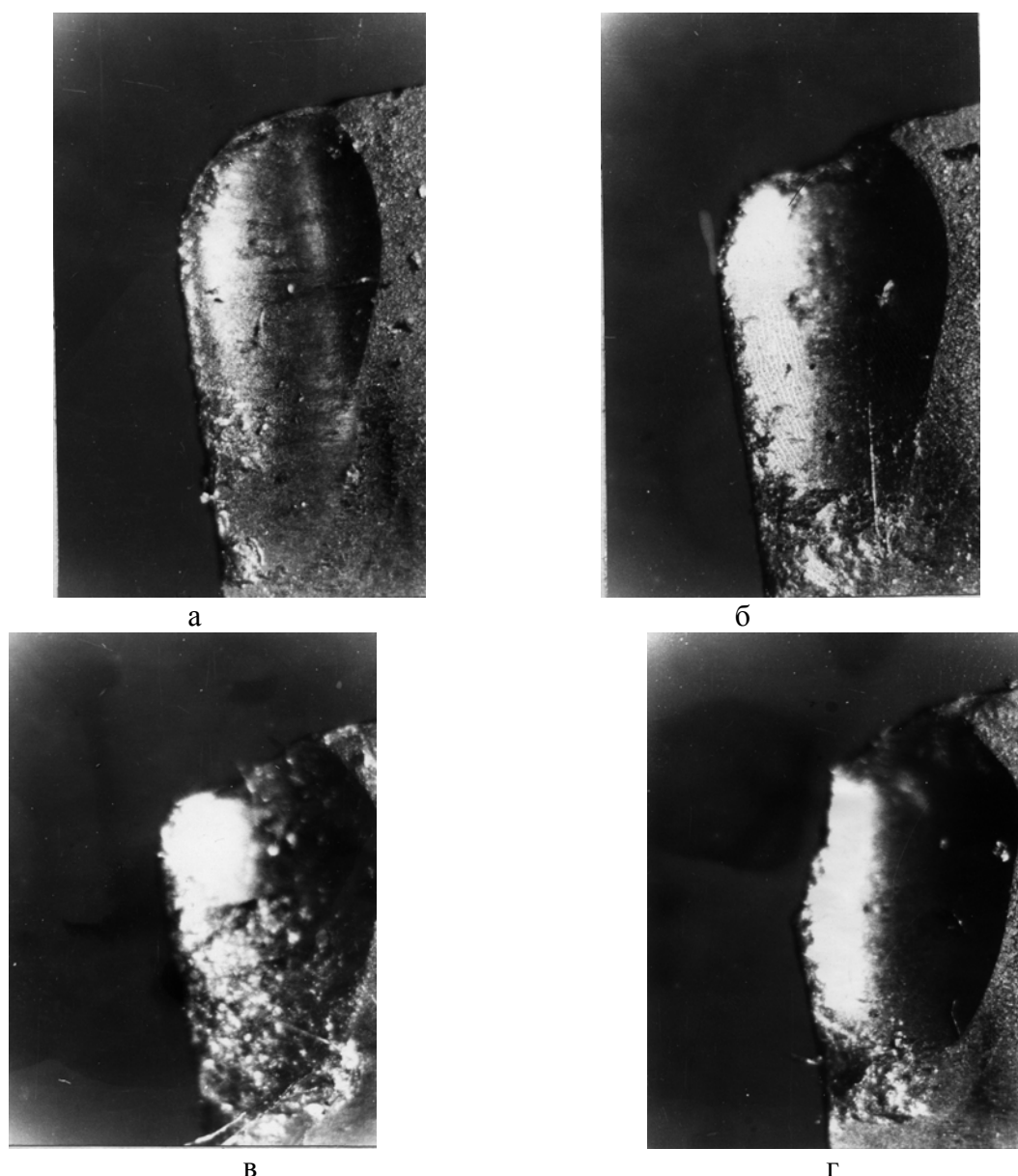


Рис.2.8. Изменение внешнего вида лунки в зависимости от периода резания: СЧ 25 - ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $V=1,3$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об: а - $\tau = 1,5$ мин ; б - $\tau = 6$ мин ; в - $\tau = 13$ мин ; г - $\tau = 25$ мин

Таким образом, причиной потери режущей способности СМП в исследуемых условиях является износ передней поверхности, которой, в свою очередь, зависит от направления схода стружки.

Микрометрическими измерениями установлено, что ширина и глубина лунки являются переменными вдоль главного режущего лезвия, причем между ними наблюдается определенная взаимосвязь: большей ширине соответствует большая глубина. Установление степени и характера этой связи производилось по профилограммам лунок, записанные через каждые 0,25 мм длины главного режущего лезвия резца. На рис.2.9 в качестве примера по результатам измерений в одном из стойкостных опытов нанесены значения глубины $h_{л}$ и соответствующей ей ширины $a_{л}$ лунки. Из него видно, что исследуемая зависимость носит функциональный характер и может быть выражена уравнением:

$$h_{л} = a_{л}^k, \quad (2.1)$$

где K - показатель степени, зависящий от условий обработки, но не зависящий от степени износа режущей части резца.

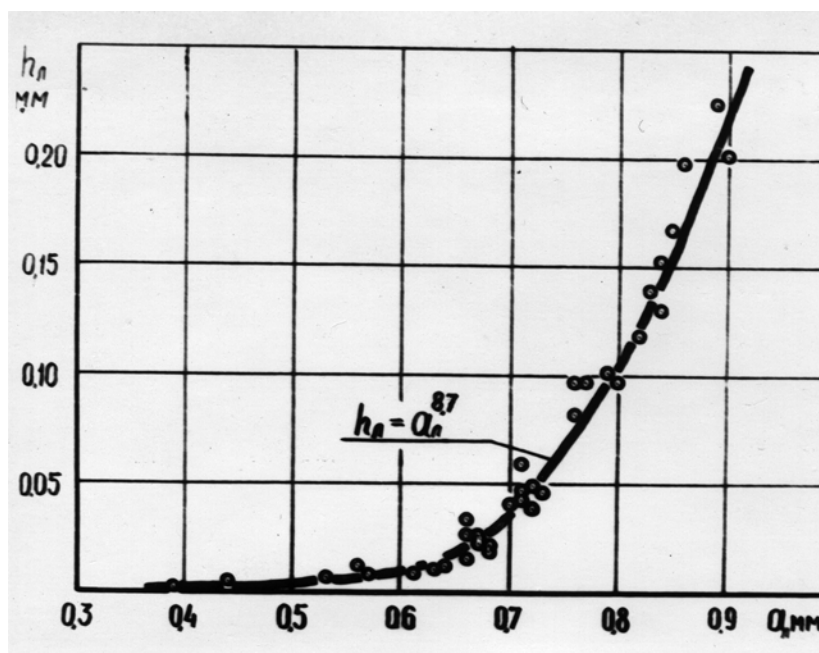


Рис.2.9. Взаимосвязь между шириной и глубиной лунки: СЧ25-ВК6; резец - ВАЗ, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $V=1,5$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Из рис.2.9 следует также, что в области развитой лунки небольшому изменению ширины (пропорциональной длине контакта стружки с передней поверхностью) соответствует существенное изменение глубины лунки, и это, в конечном счете, влияет на стойкость резца. Следовательно, для повышения стойкости необходимо стремиться либо к уменьшению длины контакта стружки с передней поверхностью, либо, когда первое невозможно, к уменьшению степени неравномерности контакта (равномерной длине лунки).

Еще одно явление, установленное при изучении внешней картины протекания изнашивания СМП при точении серых чугунов, заключается в том, что контур лунки, противоположный режущей кромке, зеркально отражает профиль этой режущей кромки. На рис.2.10 показана лунка в момент интенсивного затупления ($h_3=2$ мм) и ясно видно копирование зубрин режущей кромки на контуре лунки. Это копирование в силу соотношения (2.1) отражается и на изменении глубины лунки. Очевидно, что равномерная по длине лунка появится лишь в том случае, когда ось симметрии лунки будет расположена параллельно к рабочему участку режущей кромки.



Рис.2.10. Влияние профиля режущей кромки на форму лунки: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\phi=75^\circ$; $V=1,3\text{ м/с}$; $t=2\text{ мм}$; $S=0,5\text{ мм/об}$

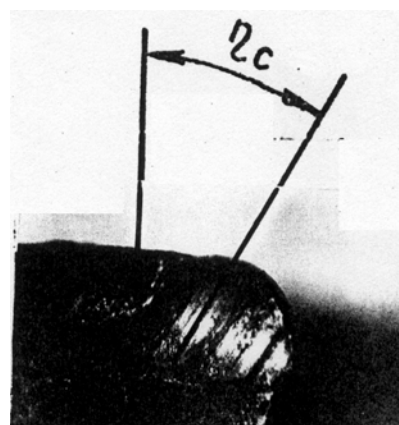
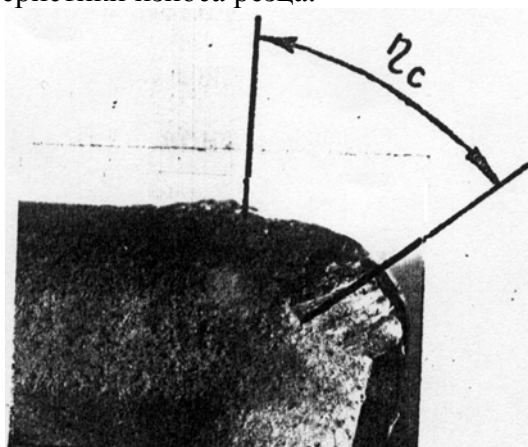
Резюмируя вышесказанное, можно сделать выводы, что для продления срока службы СМП необходимо стремиться к снижению износа передней поверхности за счет: уменьшения длины контакта стружки;

создания условий равномерного контакта стружки с передней поверхностью пластин;

подбора условий схода стружки таким образом, чтобы ось симметрии образующейся лунки была параллельна к рабочему участку режущей кромки пластины.

С целью выявления характеристик износа резцов, оснащенных СМП из вольфрамсодержащих и безвольфрамовых твердых сплавов (БВТС), при обработке сталей 45, 60 и др. (см.п.3) в процессе проведения стойкостных лабораторных и производственных исследований устанавливались характер износа и зависимости «параметры износа - период резания» в широком диапазоне изменения режимов резания и других условий.

В условиях непрерывного наружного продольного точения стали режущие пластины различных марок изнашиваются по передним и задним поверхностям. На передней поверхности образуется лунка в результате изнашивания частично фаски и стружколомающей канавки, а на задних поверхностях (главной, переходной и вспомогательной) - площадка износа. Следует отметить, что на поверхности лунок износа видны следы направления скольжения стружки (рис.2.11). В свою очередь, форма передней поверхности пластины, углы в плане и параметры резания, как показывают эксперименты, оказывают влияние на направление схода стружки, следовательно, и на характеристики износа резца.



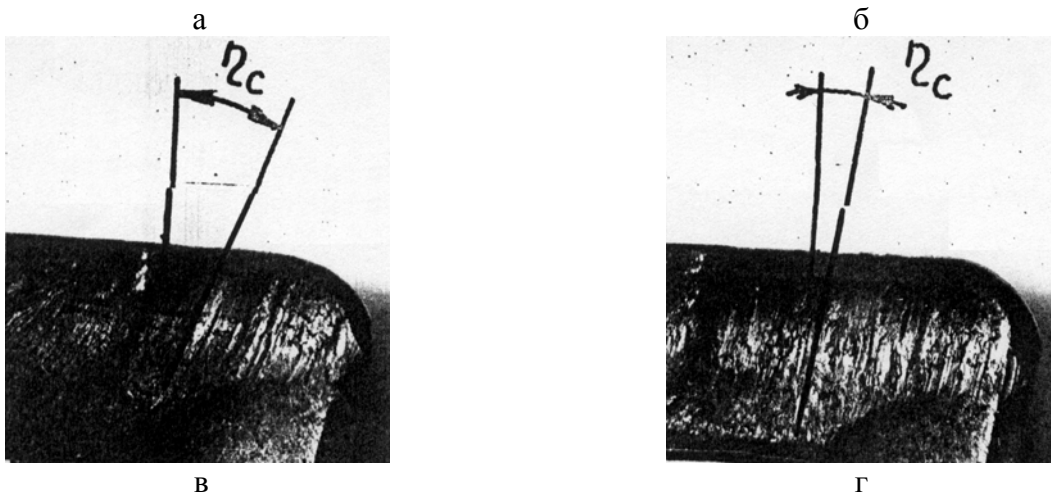


Рис.2.11. Вид износа передней поверхности пластин из сплава марки КНТ16 ($S=0,4$ мм/об; $V=2,5$ м/с) при глубине резания:
 а - 0,7 мм; б - 1,5 мм; в - 2,5 мм; г - 4,5 мм

Ширина площадки износа неравномерна по величине на главной, переходной и вспомогательной задних поверхностях. Наибольшая величина износа наблюдается, как правило, на главной задней поверхности на участке контакта режущей кромки с наружной поверхностью заготовки и на вспомогательной задней поверхности. Отмеченная неравномерность площадки износа объясняется неодинаковыми условиями резания, возникающими вследствие изменения геометрических параметров вдоль режущих кромок, влиянием направления схода стружки и других факторов. В частности, местное разрушение режущей кромки и проточкины в точке контакта с наружной поверхностью заготовки возникают по причине скольжения края стружки по передней поверхности, возникновения окислительных и других процессов, и отсутствия застойной зоны на этом участке.

Особенностью износа резцов с пластинами из БВТС является изменение состояния режущего лезвия в процессе изнашивания. При непрерывном точении стали на режимах, обеспечивающих стойкость более 10 мин, за периоды начального и нормального изнашивания происходит увеличение радиуса округления режущей кромки (рис.2.12), ее опускание и последующее «осыпание» на отдельных участках. При этом интенсивность изменения линейных параметров износа и общее состояние режущих кромок определяется условиями контакта обрабатываемого металла и рабочих поверхностей лезвия, а также величиной и распределением контактных нагрузок.

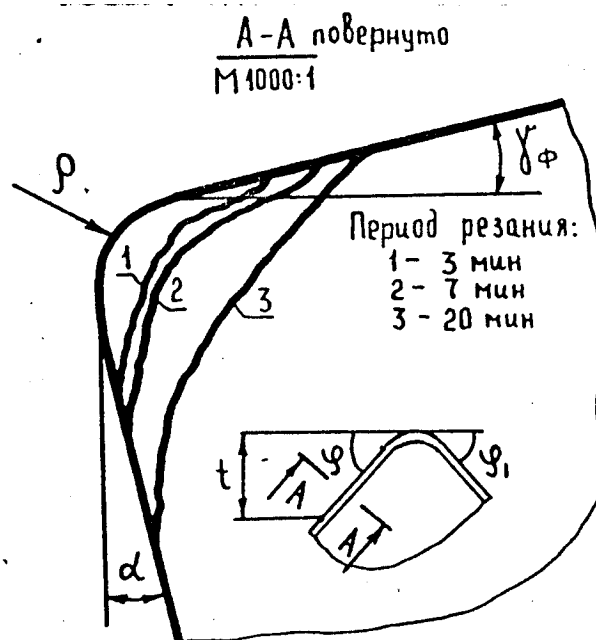


Рис.2.12. Изменение радиуса округления режущей кромки в процессе изнашивания: сплав марки КНТ16; $V=2,2$ м/с; $t=2,5$ мм; $S=0,32$ мм/об

Период нормального изнашивания резцов переходит в катастрофический, вызывающий выкрошивание и разрушение режущих кромок. Разрушение кромок приводит к появлению микросколов по рабочим поверхностям лезвия и полочкам пластин.

При обработке сталей на интенсивных режимах резания, когда стойкость резцов составляет менее 10 мин, отмечается заметная по величине пластическая деформация режущего клина пластин. Развитию процесса пластической деформации способствует разогрев лезвия пластины при интенсивных режимах резания, возникающий вследствие пониженной теплопроводности безвольфрамовых твердых сплавов. В результате пластической деформации режущего клина происходит нарушение процесса нормального стружкообразования и последующий срез поверхностных контактных слоев.

Указанное изменение формы режущего клина вследствие пластической деформации отмечается для резцов с пластинами из различных марок БВТС и при определенных условиях резания. Так, для режущих пластин из сплава марки КНТ16 пластическая деформация наступает при скоростях резания, превышающих 1,7 м/с, подачах более 0,4мм/об и при работе без СОЖ.

В условиях прерывистого точения за периоды начального и нормального изнашивания увеличение линейного износа задних поверхностей резцов с пластинами из БВТС происходит, как правило, до значений 0,15...0,20 мм. Затем вследствие разрушения главной и вспомогательной режущих кромок отмечаются сколы в пределах лунки износа и поломки пластин, возникающие за пределами контакта стружки с передней поверхностью. Снижение работоспособности резцов из БВТС при прерывистом точении вызывается циклическим изменением сечения срезаемого слоя, контактных силовых и тепловых нагрузок.

Выявленный внешний вид износа резцов справедлив для различных марок твердых сплавов. Установленные особенности износа проявляются в той или иной степени для каждой марки в зависимости от ряда действующих факторов, в том числе направления схода стружки и контактных нагрузок на рабочих поверхностях лезвия.

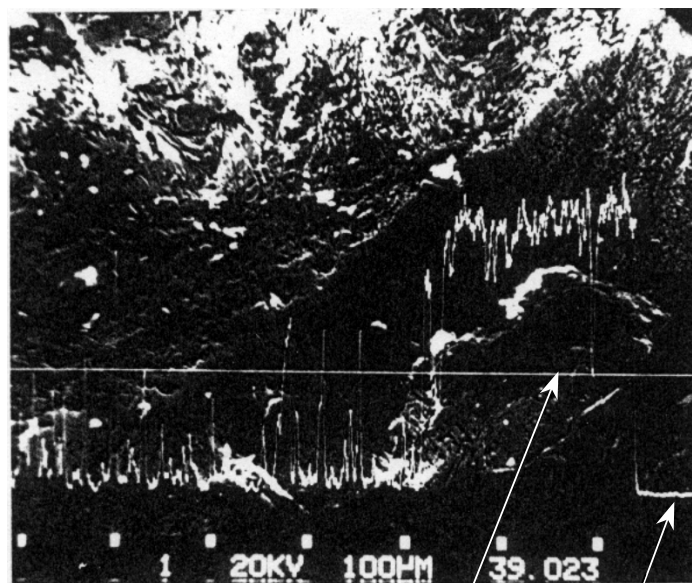
Особенности внешнего вида и характера изнашивания резцов уточнены в процессе исследования состояния изношенных поверхностей режущих пластин.

Изношенные поверхности режущих пластин исследованы на растровых электронных микроскопах (РЭМ) "Стереоскан S-180" и "Камебакс МВ1", снабженных

микрорентгеноспектральными анализаторами. Наличие частиц и наливов обрабатываемого металла и их распределение на изношенных поверхностях пластин регистрировали микрорентгеноспектральным методом в отраженных и вторичных электронах, и характеристических Fe-K α и Ti-K α излучениях. Помимо этого изучали распределение основных элементов обрабатываемого металла в поверхностном слое площадок износа задних и передней поверхностей лезвия резца при перемещении электронного зонда в направлении от режущей кромки к границам площадок износа.

Исследования изношенных поверхностей режущих пластин с помощью РЭМ позволили установить на передней и задних (главной, переходной и вспомогательной) поверхностях присутствие обрабатываемого металла при тчении стали в диапазоне скоростей резания 0.83...3.5 м/с и при различной величине износа. Обрабатываемый металл на изношенных поверхностях резца находится в виде относительно крупных частиц или наливов, представляющих собой деформированный несплошной слой с явно выраженным направлением вдоль линии скольжения стружки.

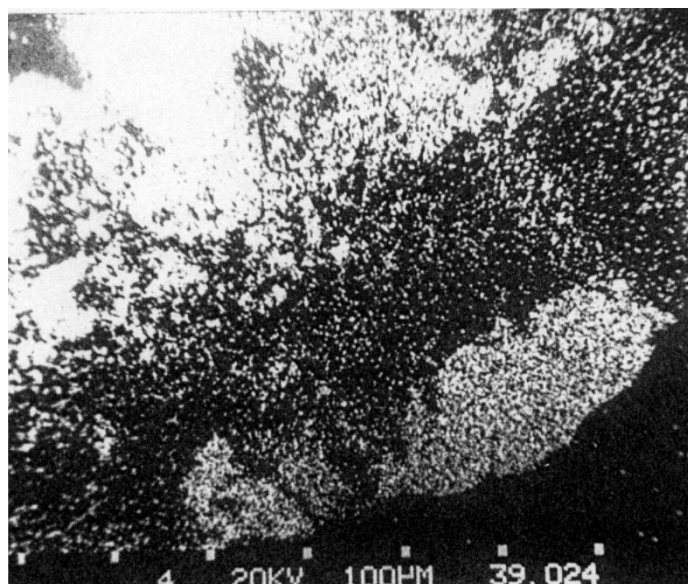
Крупные частицы обрабатываемого металла обнаружены на передней поверхности режущих пластин при работе со скоростями резания 0.83...1.33 м/с. Частицы располагаются в лунке износа и на режущей кромке. В качестве примера на рис. 2.13 приведены микрофотографии сканированного участка передней поверхности пластины с частицей обрабатываемого металла. На микрофотографии в отраженных и вторичных электронах нанесена концентрационная кривая железа и отмечается "всплеск" на кривой при прохождении электронного зонда через частицу. Сопоставление микрофотографий одного и того же участка передней поверхности в отраженных и вторичных электронах и характеристическом излучении позволяет судить о расположении и размере частицы металла. Следует отметить, что интенсивность характеристического излучения на лунке износа,



линия сканирования

концентрационная кривая железа

а

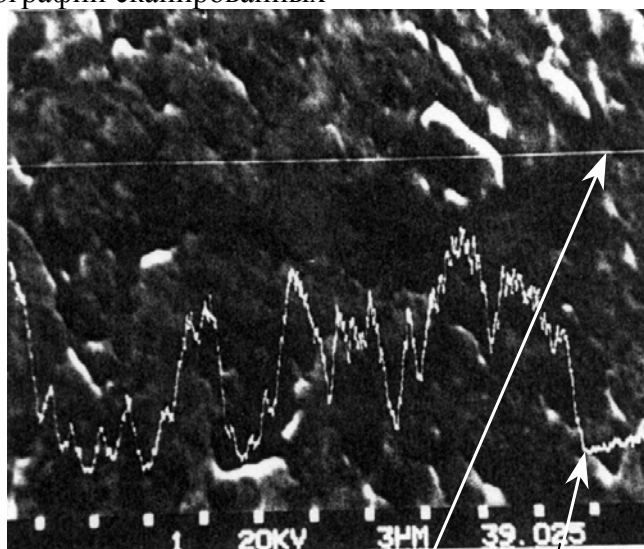


б

Рис. 2.13. Микрофотографии сканированного участка передней поверхности: РЭМ; 160^x; а - отраженные и вторичные электроны; б - излучение Fe-K_α; V=1,0 м/с; t=1,5 мм; S=0,40 мм/об

где отсутствует частица, не снижается до нуля, что свидетельствует о наличии обрабатываемого металла в порах твердого сплава. Последнее подтверждается на микрофотографии сканированного участка передней поверхности при большом увеличении по "всплескам" на концентрационной кривой железа – рис. 2.14.

С увеличением скорости резания слой обрабатываемого металла на контактных площадках режущей пластины становится более деформированным и дисперсным. Как следует из микрофотографий сканированных



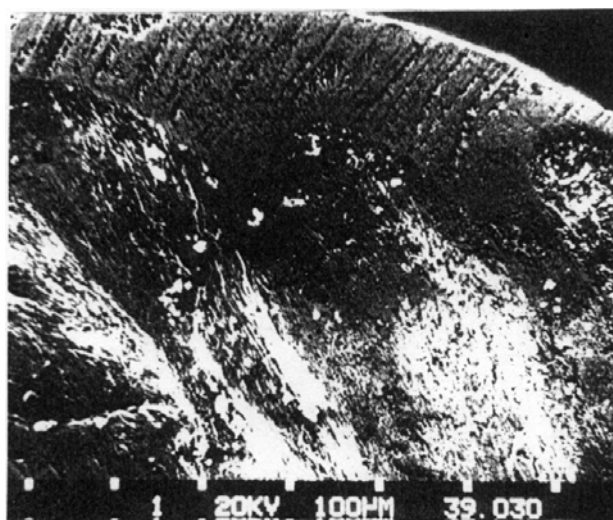
линия сканирования

концентрационная кривая железа

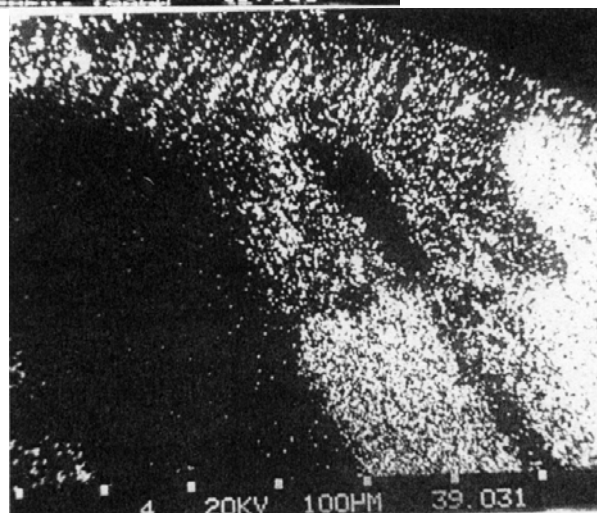
Рис.2.14. Микрофотографии сканированного участка передней поверхности: РЭМ; 3300^x; отраженные и вторичные электроны; V=1,0 м/с; t=1,5 мм; S=0,40 мм/об

участков передней и задней поверхностей, присутствие железа отмечается практически на всей исследованной площади – рис. 2.15, 2.16. На микрофотографиях при большом

увеличении можно выделить участки с повышенной концентрацией железа и твердый сплав со следами износа и выраженным направлением скольжения.

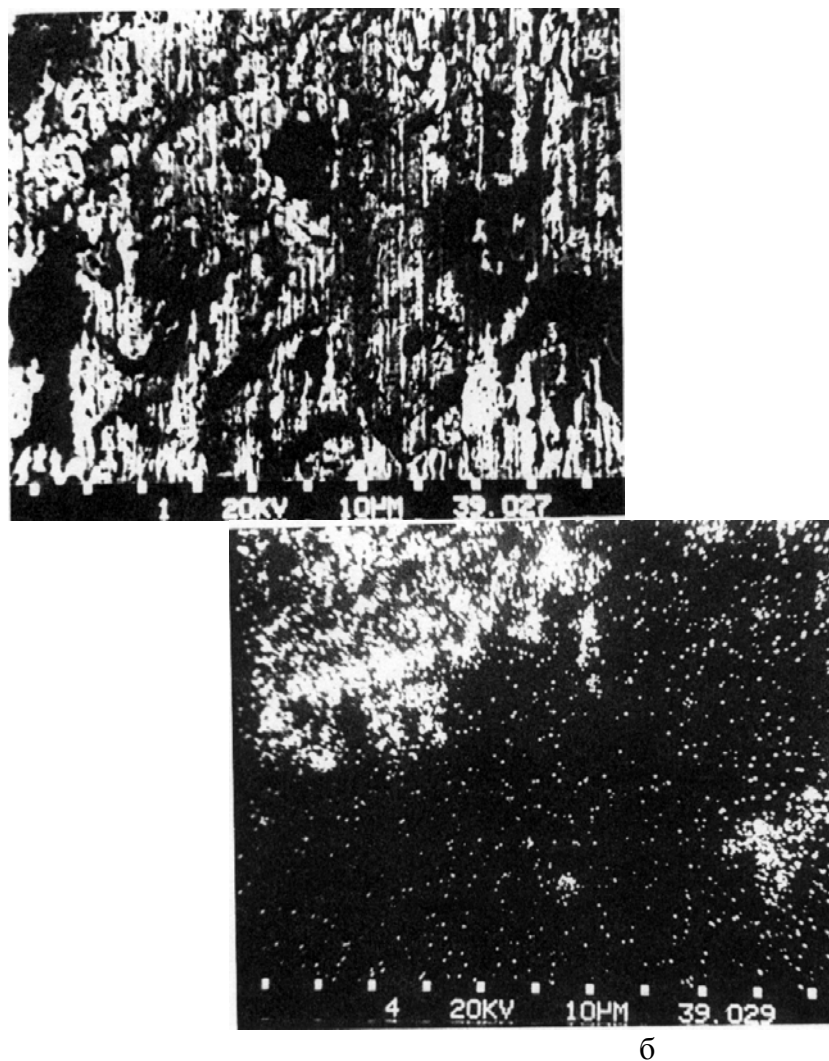


а



б

Рис.2.15. Микрофотографии сканированного участка передней поверхности: РЭМ; 160^x; а - отраженные и вторичные электроны; б - излучение Fe-K_α, V=3,0 м/с; t=1,5 мм; S=0,40 мм/об



а

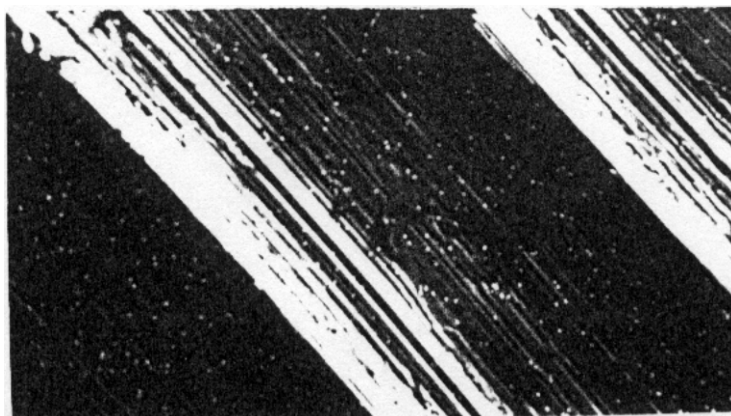
б

Рис.2.16. Микрофотографии сканированного участка задней поверхности: РЭМ; 1000^x; а - отраженные и вторичные электроны; б - излучение Fe-K_α, V=3,0 м/с; t=1,5 мм; S=0,40 мм/об

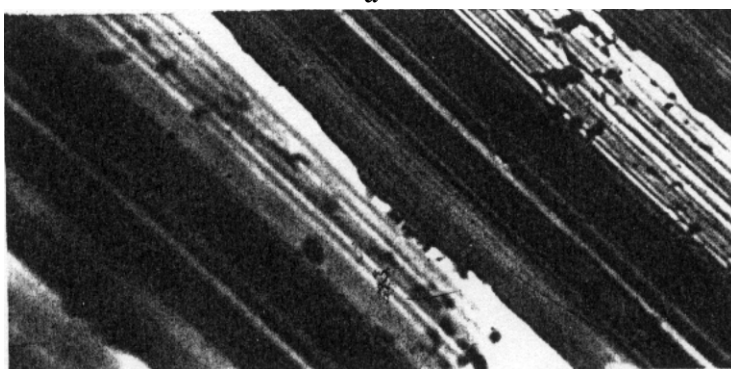
Аналогичные результаты получены при исследовании изношенных поверхностей твердосплавных пластин при обработке серого чугуна [16]. В частности, микрорентгеноспектральный анализ площадок износа поверхностей резца позволил установить, что налипсы металла содержат все основные элементы обрабатываемого чугуна. Характер распределения элементов в налипах на задних и передней поверхностях резца одинаков. Направление налипов и прочность их связи с твердым сплавом позволяют предположить наличие значительных сил сцепления обрабатываемого металла с твердым сплавом в зоне резания. Наряду с исследованием контактных площадок инструмента, изучены продукты износа твердосплавной пластины на поверхностях обработанной заготовки. Регистрация продуктов износа проведена по наличию частиц, содержащих вольфрам и кобальт. Исследования показали, что линейные размеры частиц в плане колеблются от 0.7 до 13 мкм (0.5 ... 100 мкм² по площади). Распределены частицы неравномерно, расстояние между ними колеблется от нескольких микрометров до нескольких миллиметров. Частицы материала инструмента, как правило, размещаются во впадинах микрорельефа и не выступают над поверхностью.

Отмечено также, что с увеличением износа твердосплавной пластины изменяется состояние обработанной поверхности. На рис. 2.17 приведены микрофотографии сканированных участков обработанной поверхности из стали, полученные при различной величине износа резца. Можно отметить, что регулярный профиль на обработанной

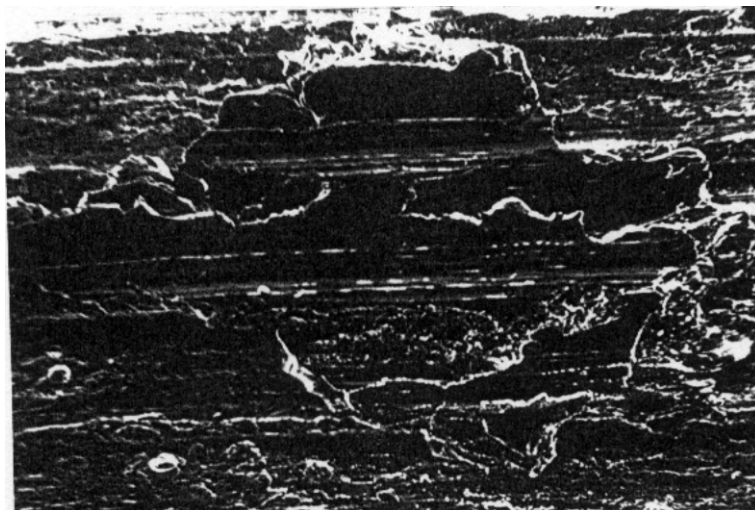
поверхности без заметных наливов существует при работе острым резцом и сохраняется при увеличении износа до 0.5 мм. С возрастанием износа до 0.8 мм регулярный профиль нарушается и возникают налипсы, представляющие собой деформированный слой обрабатываемой стали.



а



б



в

Рис.2.17. Микрофотографии сканированных участков обработанной поверхности: РЭМ; 60^{\times} ; отраженные и вторичные электроны, а - $h_3=0$ мм, излучение $Ti-K_{\alpha}$, б - $h_3=0,5$ мм; в - $h_3=0,8$ мм; $V=2,0$ м/с; $t=2,5$ мм; $S=0,40$ мм/об

Наличие на контактных поверхностях режущих пластин наливов обрабатываемого металла, наличие продуктов износа в виде частиц твердого сплава на обработанных поверхностях заготовок, отсутствие явно выраженной диффузионной зоны предполагает возникновение адгезионных сил схватывания на отдельных участках контакта и вызванный ими взаимный перенос инструментального и обрабатываемого материалов. Поэтому на основании проведенных исследований можно выделить как основную роль

адгезионных явлений в общем механизме износа твердосплавных резцов как при обработке сталей, так и при обработке серых чугунов. В этом случае процесс изнашивания определяется в основном переносом материала инструмента на контактирующие поверхности заготовки в виде сильно диспергированных частиц – продуктов износа.

2.2 Линейные параметры и износ по массе

В работах [15, 37] отмечено, что целесообразно оценивать износ резцов как линейными параметрами, так и массой изношенной части резца. Рассмотрим особенности изменения этих характеристик для сборных резцов, оснащенных СМП.

Линейный износ оценивается по следующим параметрам: максимальной величине штрихов износа главной $h_{зг}$, вспомогательной $h_{зв}$ и переходной $h_{зп}$ задних поверхностей, глубине $h_{л}$, ширине $a_{л}$ и длине $b_{л}$ лунки на передней поверхности. На рис.2.18 приведен пример изменения этих величин в одном из опытов при обработке чугуна. Среди параметров износа задних поверхностей наиболее изменяющимся во времени резания оказался износ переходной, менее характерным - износ главной и вспомогательной задних поверхностей. Из параметров износа передней поверхности наиболее характерной показала себя глубина лунки.

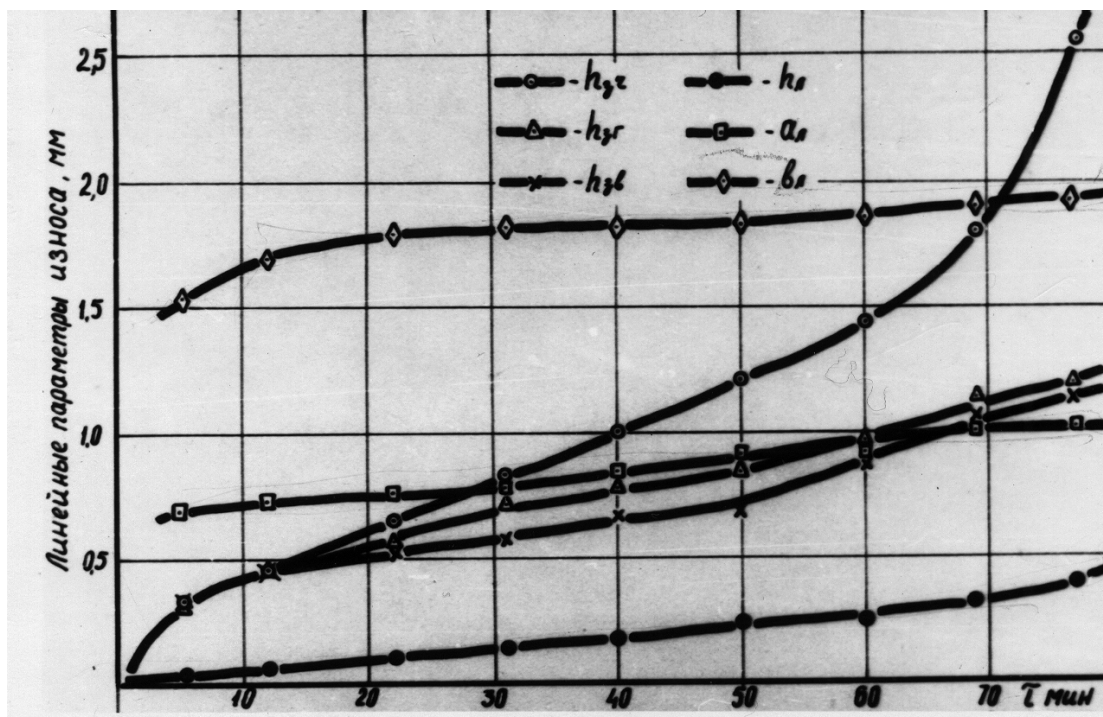


Рис.2.18. Изменение линейных параметров износа в зависимости от периода резания: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $V=1,3\text{ м/с}$; $t=2\text{ мм}$; $S=0,2\text{ мм/об}$

В исследованиях износа СМП при обработке сталей регистрировались линейные параметры: длина $b_{л}$, ширина $a_{л}$ и глубина $h_{л}$ лунки, максимальная величина площадки износа по главной задней поверхности $h_{згл}$ и по вспомогательной - $h_{звсп}$.

Изучение износа резцов, оснащенных пластинами из БВТС, показало, что образование лунки на передней поверхности и площадки на задних поверхностях с постепенным увеличением во времени линейных параметров наблюдается при скоростях резания $0,84\dots5,5\text{ м/с}$ и подачах $0,10\dots0,45\text{ мм/об}$. В качестве примера на рис.2.19 приведены кривые "параметры износа - период резания" для пластин из сплавов марок ТН20 и КНТ16. Можно отметить, что для пластин из БВТС в начальный период времени

площадка износа резко увеличивается и достигает значений 0,2...0,25мм, затем происходит плавное нарастание износа с равномерной интенсивностью.

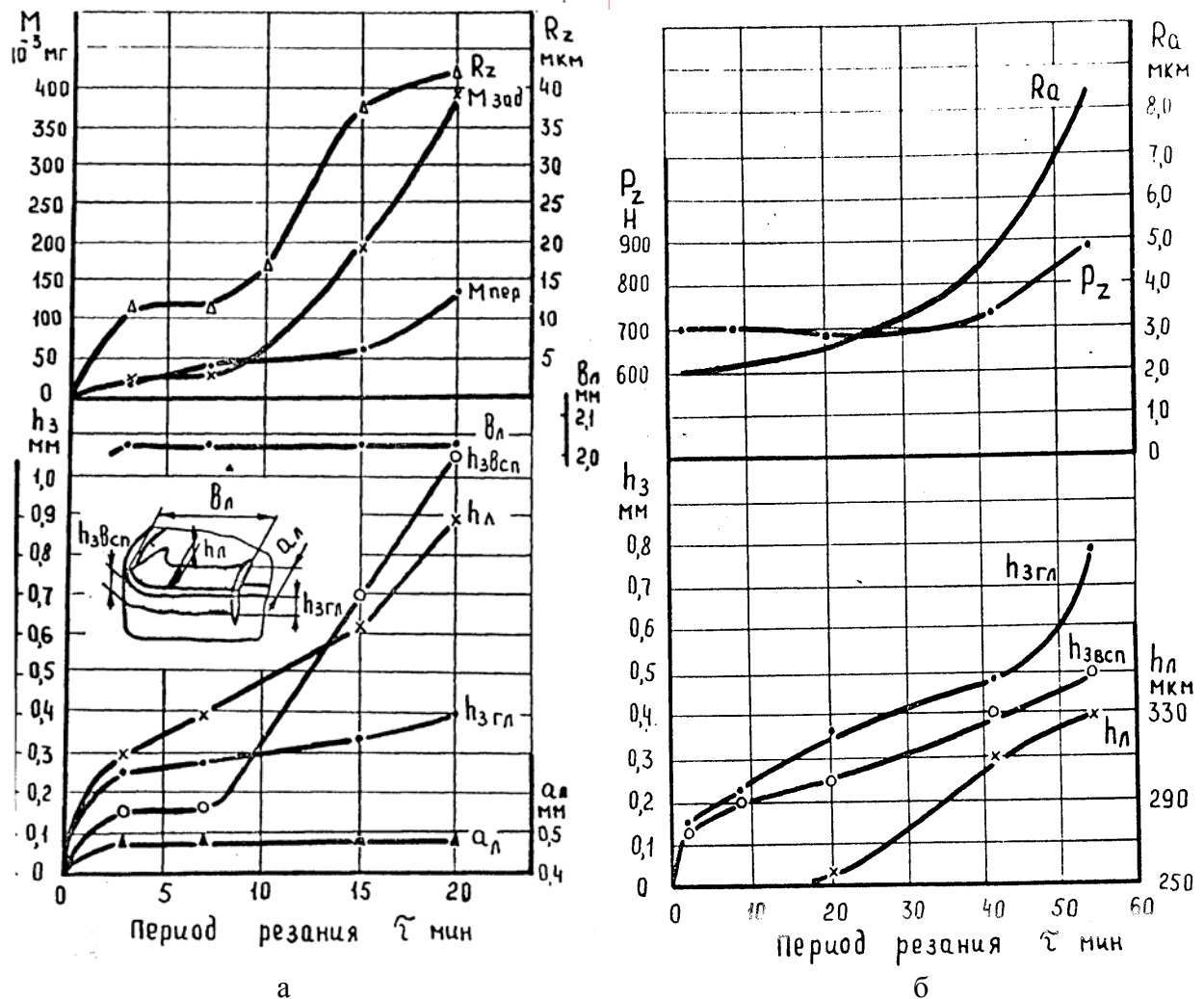


Рис.2.19 Влияние периода резания на линейные параметры, изношенную массу и шероховатость обработанной поверхности:

- а - сплав марки ТН20; $V=3,31$ м/с; $t=1,5$ мм; $S=0,20$ мм/об;
- б - сплав марки КНТ16; $V=2,0$ м/с; $t=2,5$ мм; $S=0,30$ мм/об

Для резцов с пластинами из сплава марки ТН20 при $h_{3\text{згп}}$, равном 3 мм, быстро увеличивается интенсивность износа вспомогательной задней поверхности. При этом возрастает изношенная масса M_3 и шероховатость обработанной поверхности. Кроме того, вследствие пониженных прочностных характеристик БВТС марки ТН20, при дальнейшем изнашивании наблюдаются сколы и поломки пластин. В процессе изнашивании пластин из сплава марки КНТ16 заметного изменения интенсивности износа задних поверхностей не наблюдается. Однако катастрофический износ пластин, вызывающий их поломки, наступает в результате разрушения режущих кромок, при этом величина $h_{3\text{згп}}$ составляет, как правило, 0,55...0,65 мм.

Масса изношенной части резца определялась путем вычислений на основе микрометрических измерений (см.п.2.3). При этом расчеты площади поперечного сечения лунки осуществлялись с помощью аналоговой вычислительной машины. Общие закономерности изменения изношенной массы многогранной пластины рассмотрим на примере рис.2.20. Здесь вместе с кривыми массового износа дан линейный износ задней поверхности. Из него следует, что как суммарный износ M_{Σ} , так и износ передней $M_{\text{п}}$ и задних M_3 поверхностей монотонно возрастает на протяжении всего периода

стойкости. Участок начального износа, характерный для изменения линейных параметров, отсутствует.

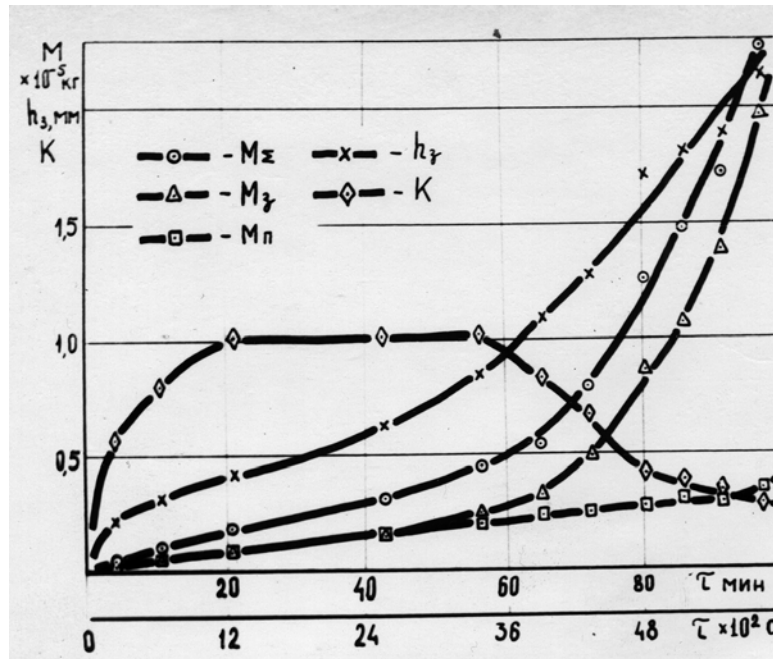


Рис.2.20. Изменение массы изношенной части резца в зависимости от периода резания: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Износ по массе, обладая объективностью оценки, имеет тот недостаток, что его абсолютная величина не может характеризовать форму изношенной режущей части, так как одна и та же изношенная масса может соответствовать различным формам лунки и распределениям фасок износа на задних поверхностях [15]. С целью устранения этого недостатка предлагается, наряду с абсолютными значениями, ввести относительную характеристику, выражающую отношение износа передней поверхности к износу задних:

$$K = M_{\Pi} / M_3 . \quad (2.2)$$

Опыты показали, что изменение во времени резания этой величины (см.рис.2.20) подчиняется следующим закономерностям. В начальный период резания происходит возрастание этого отношения вследствие отставания образования лунки от начального износа задних поверхностей. На участке установившегося изнашивания величина K остается примерно постоянной, то есть между износом передней и задних поверхностей устанавливается динамическое равновесие. Оно нарушается с началом потери резцом своих режущих свойств, что выражается в снижении величины K . В этот период происходит интенсивный износ задних поверхностей, износ же передней отстает. Если продолжить резание до образования нового режущего лезвия, то можно заметить, что K вновь стабилизируется и его новый уровень характеризует изнашивание в изменившихся условиях (новая форма режущих лезвий).

Таким образом, абсолютное значение соотношения K может служить характеристикой тех условий, в которых в настоящий момент протекает изнашивание резца. Величина K на участке нормального изнашивания определяется режимом резания и углами резца. Действительно, если рассмотреть рис.2.21, показывающий влияние скорости резания на величину установившегося отношения K , то можно сказать, что существует такая скорость резания, при которой K достигает максимума. Последнее свидетельствует о том, что при этой скорости лунка успевает развиться до максимально возможных в данных условиях размеров прежде, чем наступит потеря режущих свойств резца. В этой зоне многогранная пластина совершит наибольшую работу по стружкообразованию в единицу времени, то есть удельный съем стружки будет

максимальным. При меньших скоростях резания износ концентрируется на задних поверхностях, а на больших лунка не успевает образовываться вследствие быстрого достижения критерия допустимого износа резца на задних поверхностях.

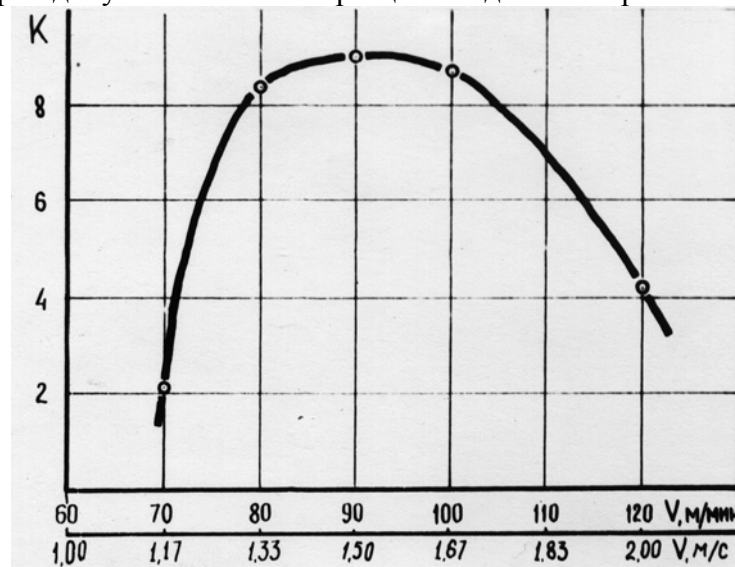


Рис.2.21. Влияние скорости резания на отношение K : СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

На рис.2.22 приведена зависимость величины K от стойкости при различных подачах. В диапазоне стойкости 10...15 мин эти кривые имеют максимум отношения K , причем с увеличением подачи максимумы смещаются в область меньшей стойкости.

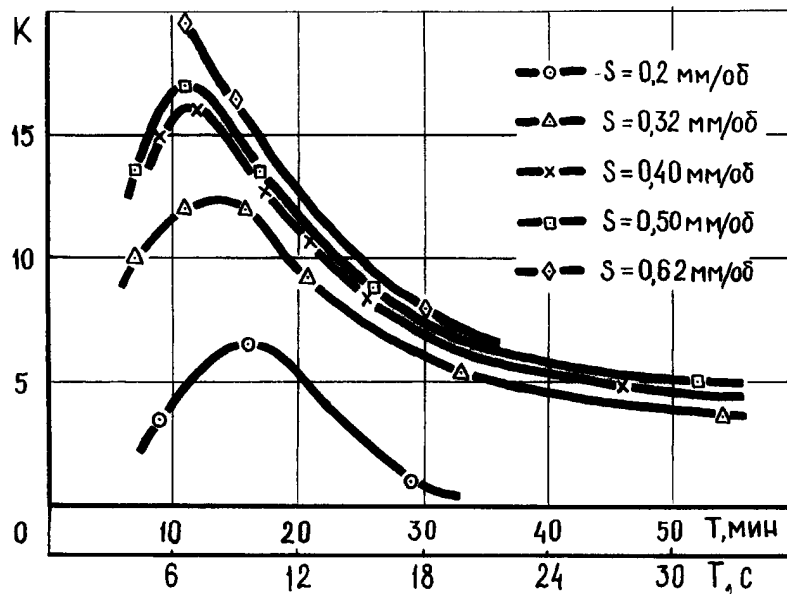


Рис.2.22. Зависимость отношения K от стойкости при различных подачах. СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Приведенные факты свидетельствуют о том, что существует такой режим резания и соответствующая ему стойкость, при которых наиболее полно используется инструментальный материал в многогранной пластине. С увеличением стойкости более 15 мин и уменьшением ее ниже 10 мин происходит снижение величины K , то есть налицо относительно быстрый износ задних поверхностей пластины по сравнению с износом передней. На основании этого можно утверждать, что стойкость $T=10$ мин является нижним пределом выбора последней в качестве нормативной для резцов с СМП. Характерно, что в рекомендациях по режимам резания фирмы Sandvik Coromant [50, 51]

заложена нормативная стойкость $T=11-15$ мин, и эта величина получена из экономических соображений, а не на основе изучения закономерности изнашивания.

2.3 Методики аппроксимации износа

Кривые изношенной массы, построенные в двойных логарифмических координатах, одна из которых приведена на рис.2.23,а, имеют перелом, свидетельствующий об изменении интенсивности изнашивания. Поэтому для их аппроксимации можно использовать двучленную формулу вида [44]:

$$M = c_n \cdot \tau^{\ell_1} + c_p \cdot \tau^{\ell_2}, \quad (2.3)$$

где c_n и ℓ_1 - постоянные величины, характеризующие процесс нормального изнашивания резца;

c_p и ℓ_2 - характеризуют процесс разрушения исходных режущих лезвий.

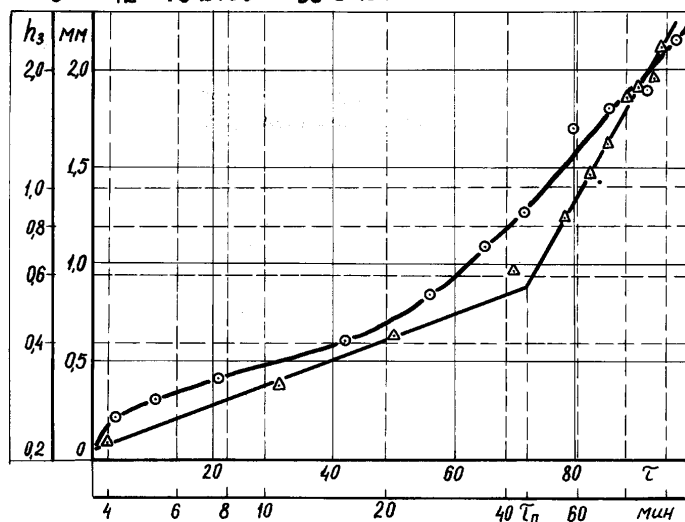
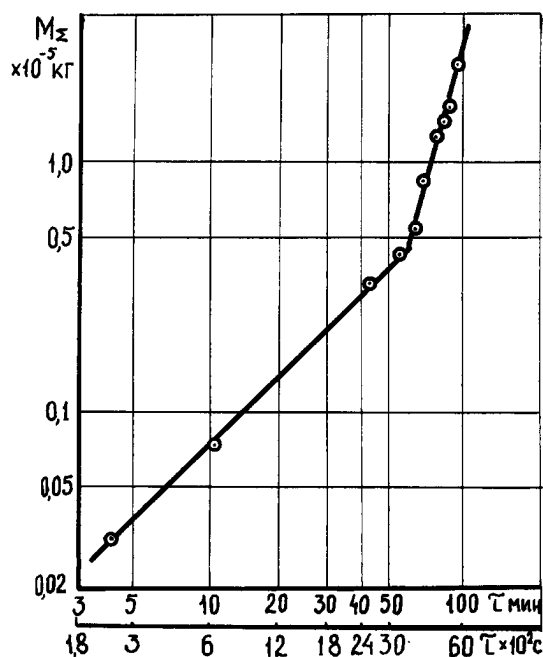
Для математического описания кривых линейного износа задних поверхностей используем следующую формулу [44]:

$$h_3 = c_1 \cdot \tau^{K_1} + c_2 \cdot \tau^{K_2}, \quad (2.4)$$

где h_3 - максимальный износ задних поверхностей, мм; τ - период резани, мин; c_1 , c_2 , K_1 , K_2 - соответствующие постоянные и показатели степени, зависящие от условий обработки.

Преимуществом формулы (2.4) является то, что она позволяет анализировать динамику изнашивания задних поверхностей резца. Так первое слагаемое характеризует замедляющийся ($K_1 < 1$) процесс начального износа резца, а второе - ускоренную ($K_2 > 1$) потерю его режущих свойств. Сумма этих двух явлений дает результирующую кривую изменения износа.

Если нанести экспериментальные точки износа задней поверхности на двойную логарифмическую шкалу (рис.2.23.б), то получится ломаная линия, показывающая смену интенсивности изнашивания в определенный момент времени τ_n . Используем этот факт для анализа уравнения (2.4) с целью определения порядка аппроксимации им экспериментальных точек.



а

б

Рис.2.23. Кривые изменения изношенной массы в двойных логарифмических координатах (а) и линейного износа задней поверхности в обычных и логарифмических координатах (б): СЧ25 - ВК6; резец - ВАЗ, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Непосредственное применение метода наименьших квадратов к выражению (2.4) не позволяет сразу определить значения постоянных C_1 и C_2 и показателей K_1 и K_2 , так как в получаемой системе четырех уравнений последние два уравнения являются следствием двух первых. Поэтому для их определения применим следующий прием. Преобразуем (2.4) следующим образом:

$$h_3 = c_1 \cdot \tau^{K_1} \cdot \left(1 + \frac{c_2}{c_1} \cdot \tau^{K_2 - K_1} \right). \quad (2.5)$$

Прологарифмировав (2.5), получим

$$\lg h_3 = \lg c_1 + K_1 \cdot \lg \tau + \lg \left(1 + \frac{c_2}{c_1} \cdot \tau^{K_2 - K_1} \right). \quad (2.6)$$

Исследуем выражение (2.6). Очевидно, что при $\tau = 1$, $h_3 = c_1$, так как $c_1 \gg c_2$ и третий член в первой части стремится к нулю. На участке $1 < \tau < \tau_n$ первые два члена продолжают оказывать основное влияние на зависимость $\lg h_3 - \lg \tau$ и поэтому кривая износа имеет вид, близкий к выражению:

$$\lg h_3 = \lg c_1 + \kappa_1 \cdot \lg \tau. \quad (2.7)$$

Для этого участка, применив метод наименьших квадратов к (2.7), будем иметь:

$$\kappa_1 = \frac{n \cdot \sum (\lg \tau \cdot \lg h_3) - \sum \lg \tau \cdot \sum \lg h_3}{n \cdot \sum \lg^2 \tau - (\sum \lg \tau)^2}, \quad (2.8)$$

$$\lg c_1 = \frac{\sum \lg h_3 \cdot \sum \lg^2 \tau - \sum (\lg \tau \cdot \lg h_3) \cdot \sum \lg \tau}{n \cdot \sum \lg^2 \tau - (\sum \lg \tau)^2}, \quad (2.9)$$

где суммирование производится по точкам, принадлежащим участку $0 < \tau < \tau_n$. В точке τ_n функция (2.6) имеет перелом в связи со вступлением в действие третьего члена (слагаемое $\frac{c_2}{c_1} \cdot \tau^{\kappa_2 - \kappa_1}$ становится существенно больше нуля). При $\tau > \tau_n$ основное

влияние оказывает именно этот член, так как функция $\lg(1+x)$ отличается от $\lg x$ прибавлением к характеристике 1, что в наших условиях на порядок повышает величину функции, в то время как первые два члена в этой области дают слабоизменяющуюся функцию. Поэтому угол наклона прямой износа здесь определяется степенью третьего члена, т. е.:

$$b = \kappa_2 - \kappa_1, \quad (2.10)$$

где b тангенс угла наклона графика износа в двойных логарифмических координатах на втором участке (см. рис.2.20).

Величину b можно определить по методу наименьших квадратов:

$$b = \frac{m \cdot \sum (\lg \tau \cdot \lg h_3) - \sum \lg \tau \cdot \sum \lg h_3}{m \cdot \sum \lg^2 \tau - (\sum \lg \tau)^2}, \quad (2.11)$$

где m - число точек на втором участке кривой износа.

Из (2.10) и (2.11) имеем

$$\kappa_2 = \kappa_1 + \frac{m \cdot \sum (\lg \tau \cdot \lg h_3) - \sum \lg \tau \cdot \sum \lg h_3}{m \cdot \sum \lg^2 \tau - (\sum \lg \tau)^2}. \quad (2.12)$$

Последнее неизвестное в выражении (2.4) найдем, применив к нему метод наименьших квадратов. Для этого найдем минимум функции:

$$F = \sum \left(h_3 - c_1 \cdot \tau^{\kappa_1} - c_2 \cdot \tau^{\kappa_2} \right),$$

где суммирование идет по всем точкам кривой износа. Возьмем производную от функции F по известному c_2 и приравняем ее к нулю:

$$\frac{dF}{dc_2} = -2 \sum \left[\left(h_3 - c_1 \cdot \tau^{\kappa_1} - c_2 \cdot \tau^{\kappa_2} \right) \cdot \tau^{\kappa_2} \right] = 0$$

или

$$\sum(h_3 \cdot \tau^{K_2}) = c_1 \cdot \sum \tau^{K_1+K_2} + c_2 \sum \tau^{2 \cdot K_2}.$$

Отсюда имеем

$$c_2 = \frac{\sum(h_3 \cdot \tau^{K_2}) - c_1 \cdot \sum \tau^{K_1+K_2}}{\sum \tau^{2 \cdot K_2}}. \quad (2.13)$$

Расчеты по формулам (2.8), (2.9), (2.12) и (2.13) показали, что приведенная методика аппроксимации кривых износа дает первое приближение к экспериментальным точкам. При необходимости получения более точного приближения следует увеличивать величину K_2 и определять минимум остаточной суммы квадратов отклонений расчетных значений от экспериментальных. Так для кривой износа, приведенной на рис.2.20, аппроксимация по методу последовательных приближений дала следующее уравнение:

$$h_3 = 0,12 \cdot \tau^{0,4} + 0,18 \cdot 10^{-6} \cdot \tau^{3,5}. \quad (2.14)$$

Выражения типа (2.14) являются частными решениями дифференциального уравнения изнашивания резца по задним поверхностям и поэтому величины постоянных отражают влияние физико-механических характеристик обрабатываемого и инструментального материалов, геометрических параметров резца, технологических условий обработки и др.

В соответствии с изложенной методикой были аппроксимированы кривые износа, полученные при изучении влияния параметров режима резания на стойкость, и получено обобщенное уравнение износа задних поверхностей резца при точении серого чугуна марки СЧ25 следующего вида:

$$h_3 = 0,00065 \cdot V^{1,36} \cdot t^{0,24} \cdot S^{0,46} \cdot \tau^{0,4} + \\ + 8,5 \cdot 10^{-8} \cdot t^{-0,58} \cdot S^{-1} \cdot \tau^{0,0018} \cdot V^{2,25} \cdot t^{0,34} \cdot S^{1,62}. \quad (2.15)$$

Из этого выражения следует, что режим резания не оказывает влияния на интенсивность начального изнашивания, характеризуемого величиной K_1 , но существенно влияет на постоянную C_1 . Процесс ускоренного изнашивания резца (второе слагаемое) зависит от режима резания и при этом скорость резания не влияет на постоянную C_2 . На первом месте по степени влияния на форму кривой износа стоит скорость резания, далее подача и глубина резания. Формула (2.15) позволяет в пределах своей области определения вычислять износ резца для конкретных условий обработки.

Путем анализа частных кривых износа при обработке сталей для периода нормального изнашивания получена обобщенная формула, учитывающая влияние существенных факторов на величину $h_{згл}$ для пластин из сплава марки КНТ16

$$h_{згл} = \frac{3,48 \cdot V^{1,8} \cdot t^{0,88} \cdot S^{2,053} \cdot K'_{ним}}{e^{7,627S}} + \\ + \left(\frac{2,04 \cdot 10^{-6} \cdot V^{2,16} \cdot t^{0,49} \cdot e^{11,014S}}{S^{2,529}} \cdot K''_{ним} K''_{нсож} \right) \cdot \tau, \text{ мм}, \quad (2.16)$$

где коэффициенты:

$$K'_{ним} = 0,41; K''_{ним} = 0,31 - \text{ на марку ТН20}; K''_{нсож} = 0,48.$$

Формула (2.16) справедлива при $V > 1,67 \text{ м / с}$, $t = 0,7 - 0,4 \text{ мм}$, $S = 0,1 - 0,6 \text{ мм / об}$, $\tau = 10 - 60 \text{ мин}$.

В основу изучения изношенной массы положен метод ее вычисления по результатам микрометрических измерений. Одной из особенностей износа СМП при точении серого чугуна является опускание режущих лезвий по мере изнашивания, что не учтено формулами для расчета изношенной массы в работе [15]. Поэтому было проведено теоретическое исследование с целью разработки методики расчета изношенной массы в этих условиях.

Выберем систему координат XYZ, как показано на рис.2.24. Если обозначить профиль дна лунки в произвольном сечении, перпендикулярном к главной режущей кромке, через $y(x)$, то объем лунки до начала опускания вершины в этом сечении выразится формулой:

$$V_{\text{л}} = \int_{C_{oi}}^{C_i} \int_{X_{oi}}^{X_i} y(x) \cdot dx \cdot dz, \quad (2.17)$$

где C_{oi} и C_i , X_{oi} и X_i - пределы интегрирования, указанные на рис.2.24.

При дальнейшей работе резца происходит опускание режущей кромки. Допустим, что за достаточно малый промежуток времени $t_{i-1} - t_i$ вершина резца в рассматриваемом сечении опустилась по прямой от точки $O_1(x_{oi-1}, y_{oi-1})$ до точки $O_2(x_{oi}, y_{oi})$. Тогда приращение площади определится заштрихованной фигурой и равно

$$\Delta F_{\text{л}}^i = \frac{1}{2}(x_{oi} - x_{oi-1}) \cdot (y_{oi} + y_{oi-1}) + \int_{x_{oi}}^{x_i} y_i(x) dx - \int_{x_{oi-1}}^{x_{i-1}} y_{oi-1}(x) dx,$$

а приращение объема определяется

$$\Delta V_{\text{л}}^i = \int_{C_{oi}}^{C_i} \left[\frac{1}{2}(x_{oi} - x_{oi-1})(y_{oi} + y_{oi-1}) + \int_{x_{oi}}^{x_i} y_i(x) dx - \int_{x_{oi-1}}^{x_{i-1}} y_{oi-1}(x) dx \right] dz \quad (2.18)$$

где $y_{i-1}(x)$ и $y_i(x)$ - профили дна лунки соответственно в моменты времени t_{i-1} и t_i .

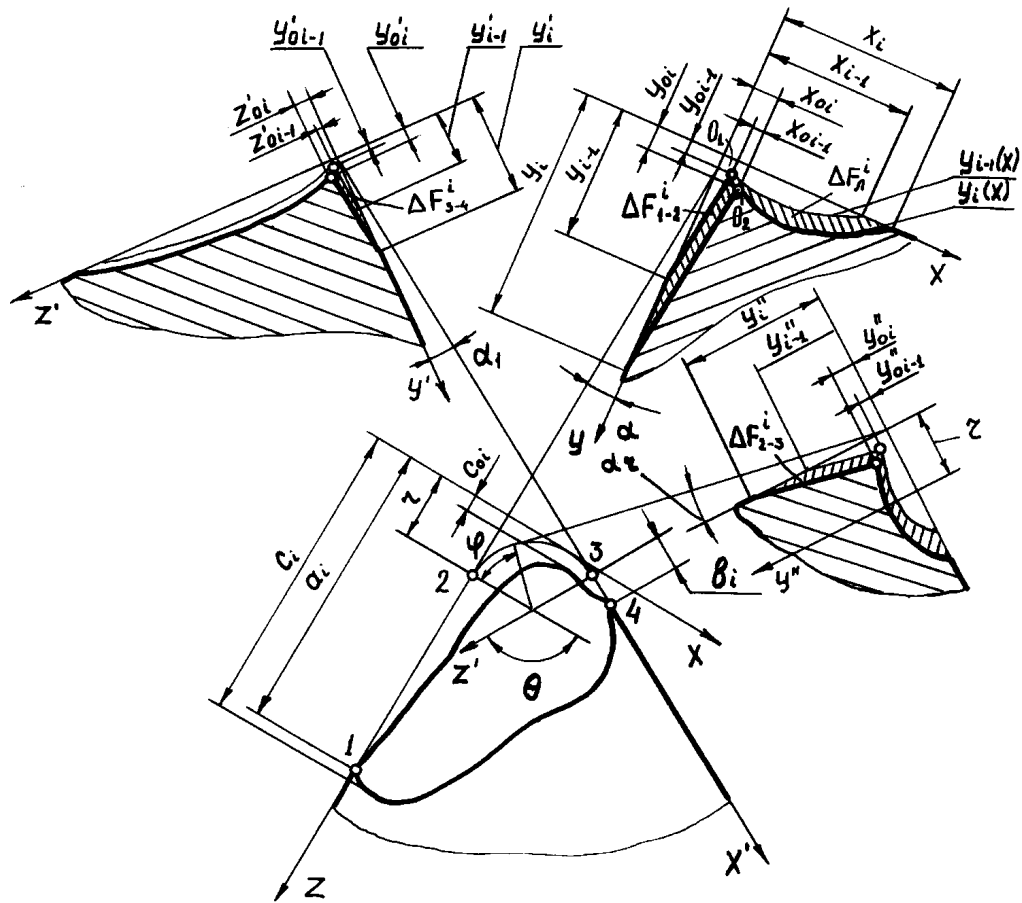


Рис.2.24. Расчетная схема к определению изношенной массы

Суммарный объем изношенного твердого сплава да момента времени t_n выразиться как сумма приращений (2.18). Внося знак суммы под знак интеграла, получим

$$V_{\text{л}}^i = \frac{1}{2} \int_{C_{oi}}^{C_i} \sum_{i=1}^n (x_{oi} - x_{oi-1})(y_{oi} + y_{oi-1}) dz + \int_{C_{oi}}^{C_i} \sum_{i=1}^n \left[\int_{x_{oi}}^{x_i} y_i(x) dx - \int_{x_{oi-1}}^{x_{i-1}} y_{oi-1}(x) dx \right] dz. \quad (2.19)$$

Если просуммировать подинтегральные выражения в (2.19) в предположении опускание вершины по прямой O_1O_n , то после сокращения промежуточных членов останется:

$$V_{\text{л}}^n = \frac{1}{2} \int_{C_{on}}^{C_n} (x_{on} - x_{o1}) y_{on} dz + \int_{C_{on}}^{C_n} dz \int_{x_{on}}^{x_n} y_n(x) dx, \quad (2.20)$$

где x_{o1} - координата точки O_1 , от которой начинается опускание режущего лезвия.

Когда известна плотность инструментального материала ρ , искомая изношенная масса с передней поверхности пластины равна:

$$M_{\text{п}} = \rho \cdot \int_{C_{on}}^{C_n} \left[\frac{y_{on}}{2} (x_{on} - x_{o1}) + \int_{x_{on}}^{x_n} y_n(x) \right] \cdot dz. \quad (2.21)$$

Расчеты показали, что в случае отсутствия опускания режущего лезвия и аппроксимации лунки частью цилиндра, параболической или синусоидальной поверхностью, формула (2.21) дает результаты, аналогичные приведенным в работе [15].

При наличии на СМП стружечной канавки выражение (2.21) получит следующий вид:

$$M_{\Pi} = \rho \cdot \int_{C_{on}}^{C_n} \left[\frac{y_{on}}{2} (x_{on} - x_{o1}) + \int_{x_{on}}^{x_n} y_n(x) \cdot dx - \int_{x_f}^{x_n} y_c(x) \cdot dx \right] \cdot dz, \quad (2.22)$$

где $y_c(x)$ - профиль стружечной канавки в рассматриваемом сечении;

x_f - ширина шлифованной фаски.

Для определения изношенной массы на задних поверхностях многогранной пластины всю поверхность можно разбить на три характерные участка: 1-2 по главной, 2-3 по переходной и 3-4 по вспомогательной задней поверхности. Общий объем изношенного материала будет равен сумме объемов по этим участкам.

Приращение площади и объема на участке 1-2 можно записать в виде

$$\Delta F_{1-2}^i = \frac{1}{2} x_{oi} \cdot (y_i - y_{oi-1}) - \frac{1}{2} x_{oi-1} \cdot (y_{i-1} - y_{oi}); \quad (2.23)$$

$$\Delta V_{1-2}^i = \frac{1}{2} \int_r^{a_i} [x_{oi} \cdot (y_i - y_{oi-1}) - x_{oi-1} \cdot (y_{i-1} - y_{oi})] \cdot dz, \quad (2.24)$$

где r и a_i - пределы интегрирования (см. рис.2.24).

С целью исключения трудноизмеряемой величины x_o воспользуемся соотношением между координатами:

$$x_o = (y - y_o) \cdot \operatorname{tg} \alpha, \quad (2.25)$$

где α - главный задний угол.

Подставив (2.25) в (2.24) и учитывая, что на участке 1-2 задний угол постоянен, получаем:

$$\Delta V_{1-2}^i = \frac{\rho}{2} \operatorname{tg} \alpha \int_r^{a_i} [y_i^2 - (y_{oi} + y_{oi-1}) \cdot (y_i - y_{i-1}) - y_{i-1}^2] \cdot dz.$$

После суммирования до момента времени t_n , массовый износ выразится соотношением:

$$M_{1-2} = \frac{\rho}{2} \operatorname{tg} \alpha \cdot \int_r^{a_n} \left[y_n^2 - \sum_{i=1}^n (y_{oi} + y_{oi-1}) (y_i - y_{i-1}) \right] \cdot dz, \quad (2.26)$$

где y_n - величина фаски износа в момент времени t_n .

На вспомогательной задней поверхности (участок 3-4) в системе координат $x'y'z'$ выражение (2.26) примет следующий вид:

$$M_{3-4} = \frac{\rho}{2} \operatorname{tg} \alpha_1 \cdot \int_o^{b_n} \left[y_n'^2 - \sum_{i=1}^n (y_{oi}' + y_{oi-1}') (y_i - y_{i-1}) \right] \cdot dx', \quad (2.27)$$

где α_1 - вспомогательный задний угол;

b_n - ширина фаски износа по вспомогательной задней поверхности.

Для определения изношенной массы на переходной задней поверхности необходимо перейти от прямоугольных к цилиндрическим координатам, как показано на рис.2.24. Искомый объем найдется как интеграл от переменной площади:

$$V_{2-3} = \int_0^{\theta} F(\varphi) \cdot d\varphi, \quad (2.28)$$

где φ - полярный угол;

θ - центральный угол, соответствующий дуге переходного лезвия пластины и составляющий $2\pi/3$ - для трех-, $\pi/2$ - для четырех-, $2\pi/5$ - пяти- и $\pi/3$ - для шестигранной пластины.

По аналогии с вышерассмотренным массовый износ для участка 2-3 запишется в виде

$$M_{2-3} = \frac{\rho}{2} \cdot \int_0^{\theta} \operatorname{tg} \alpha_r \left[y_n''^2 - \sum_{i=1}^n (y_{oi}'' + y_{oi-1}'')(y_i'' - y_{i-1}'') \right] \cdot d\varphi, \quad (2.29)$$

где α_r - переменный задний угол на радиусной части пластины.

В случае применения пластин с задним углом формулы (2.27) и (2.29) примут следующий вид:

$$M_{1-2} = \frac{\rho}{2} (\operatorname{tg} \alpha_n - \operatorname{tg} \alpha) \cdot \int_r^{a_n} \left[y_n^2 - \sum_{i=1}^n (y_{oi} + y_{oi-1})(y_i - y_{i-1}) \right] \cdot dz; \quad (2.30)$$

$$M_{2-3} = \frac{\rho}{2} \int_0^{\theta} (\operatorname{tg} \alpha_n - \operatorname{tg} \alpha_r) \left[y_n''^2 - \sum_{i=1}^n (y_{oi}'' + y_{oi-1}'')(y_i'' - y_{i-1}'') \right] \cdot d\varphi; \quad (2.31)$$

$$M_{3-4} = \frac{\rho}{2} (\operatorname{tg}\alpha_{\Pi} - \operatorname{tg}\alpha_1) \cdot \int_0^{b_n} \left[y_n'^2 - \sum_{i=1}^n (y'_{oi} + y'_{oi-1})(y'_i - y'_{i-1}) \right] \cdot dx', \quad (2.32)$$

где α_{Π} - задний угол на многогранной пластине.

Таким образом, полученная система формул позволяет рассчитывать изношенную массу инструментального материала на передней и задних поверхностях при опускании режущих лезвий резца в процессе изнашивания для всей номенклатуры применяемых в настоящее время многогранных пластин общего назначения.

Если требуется оценить суммарный износ по массе, то можно применять следующие упрощенные выражения, которые перераспределяют весь износ в пользу задних поверхностей:

$$M_{\Pi} = \rho \cdot \int_{C_{on}}^{C_n} \int_{X_{on}}^{X_n} y_n(x) \cdot dx \cdot dz; \quad (2.33)$$

$$M_3 = \frac{\rho}{2} \int_{T.4}^{T.1} \frac{\sin \alpha}{\cos(\alpha + \gamma) \cdot \cos \gamma} \cdot y_n^2 \cdot dl. \quad (2.34)$$

В соответствии с разработанной методикой были проведены расчеты изношенной массы лунки, в результате которых установлено, что по сравнению с ранее предложенными методами [15] неучитывание опускания режущего лезвия приводит к существенным (до 50 %) ошибкам в определении абсолютной величины изношенной массы.

2.4 Критерии допустимого износа

Критерий оптимального или равного допустимого износа (критерий затупления) устанавливается на основании кривых изменения износа задних поверхностей [7, 15, 23]. Для резцов с механическим креплением СМП понятие «оптимального износа», как износа, при котором достигается максимальный суммарный период стойкости резца с учетом переточек, не подходит, так как этот инструмент обычно не перетачивается. В ряде случаев определяют оптимальный износ, как износ, соответствующий катастрофическому участку кривой изнашивания. Если рассмотреть серию стойкостных опытов, в которой изменялась только скорость резания (рис.2.25), можно отметить, что с понижением V определение точки оптимального износа по этому методу становится все более затруднительным, так как переход от нормального изнашивания к ускоренному совершается все более плавно. Можно также рассмотреть характерные точки кривой износа, выраженной уравнением (2.4), которые могут быть приняты в качестве критерия оптимального износа, а именно (рис.2.26):

точка перегиба кривой износа; стойкость в этой точке определяется выражением

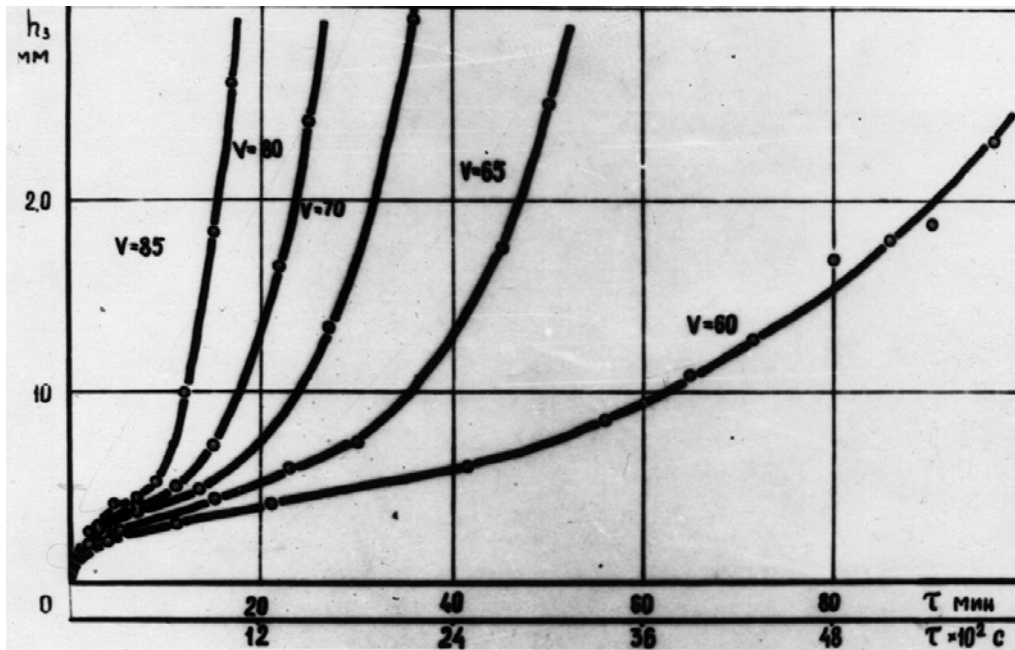


Рис.2.25. Влияние скорости резания на форму кривой износа: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\phi=90^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

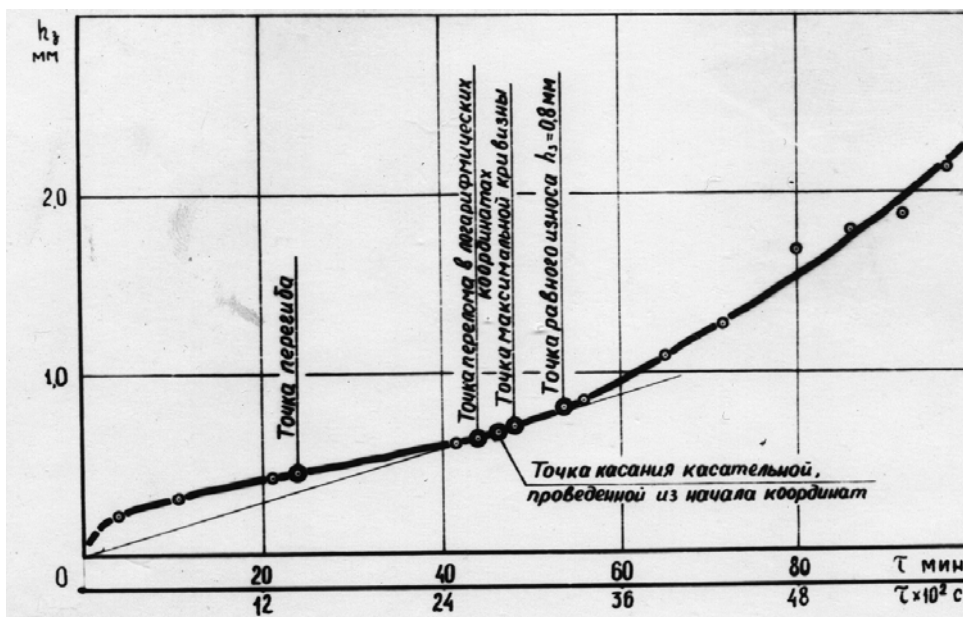


Рис.2.26. Характерные точки кривой износа: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\phi=90^\circ$; $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,32$ мм/об

$$T = \left[\frac{c_1 \cdot k_1 \cdot (1 - k_1)}{c_2 \cdot k_2 \cdot (k_2 - 1)} \right]^{\frac{1}{k_2 - k_1}}; \quad (2.35)$$

точка перелома кривой в двойных логарифмических координатах; формула стойкости имеет вид

$$T = \frac{b_2 - b_1}{a_1 - a_2}, \quad (2.36)$$

где a_1 , a_2 , b_1 и b_2 - соответствующие постоянные для правого и левого участка кривой износа;

точка касания касательной, проведенной из начала координат; формула стойкости следующая:

$$T = \left[\frac{c_1 \cdot (1 - \kappa_1)}{c_2 \cdot (\kappa_2 - 1)} \right]^{\frac{1}{\kappa_2 - \kappa_1}}; \quad (2.37)$$

точка максимальной кривизны в зоне перехода нормального износа в ускоренный; стойкость определяется численно, методом последовательных приближений.

Определение стойкости по формулам (2.35), (2.36) и (2.37) производится формально и при этом теряется физический смысл понятия критерия допустимого износа. Поэтому в данном исследовании принят критерий равного износа, величина которого определяется по сумме сопутствующих изнашиванию признаков: удельный съем металла, расход твердого сплава, сколы пластин, сила и температура резания, а также шероховатость обработанной поверхности.

Под производительностью обработки резанием на черновых и получистовых операциях понимается удельный съем металла, рассчитываемый по формуле:

$$\omega = V \cdot t \cdot S, \text{ см}^3/\text{с}.$$

Для того, чтобы ввести в это выражение износ, отметим, что общий съем металла W увеличивается пропорционально времени резания τ :

$$W = V \cdot t \cdot S \cdot \tau, \text{ см}^3,$$

где τ можно представить как функцию износа. Тогда удельный съем металла на единицу износа задних поверхностей определяется формулой

$$\omega_h = V \cdot t \cdot S \cdot \frac{d\tau}{dh_3}. \quad (2.38)$$

Зависимость ω_h от износа, построенная для трех скоростей резания (ри.2.27), показывает, что при износе задних поверхностей более 1,0 м получается относительно небольшой выигрыш в производительности, а, следовательно, в объеме произведенной работы. Поэтому данную величину

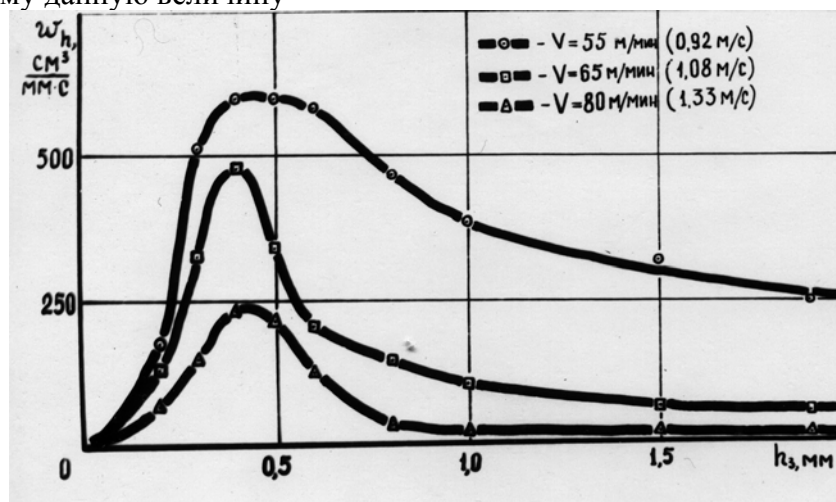


Рис.2.27. Влияние износа на удельный съем металла; СЧ25 - ВК6;

резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $t=2 \text{ мм}$; $S=0,4 \text{ мм/об}$

износа можно принять в качестве верхнего предела области определения критерия допустимого износа.

Расчеты изношенной массы показали, что полностью изношенная многогранная пластина теряет в весе не более 2%. Несмотря на столь малую величину, ввиду важности экономии твердого сплава, проанализируем влияние износа задних поверхностей на расход твердого сплава. Характеристикой этого расхода может служить зависимость

изношенной массы от линейного износа (рис.2.28), полученная путем исключения времени резания из зависимостей, приведенных на рис.2.20. Показанная зависимость носит довольно сложный характер, что говорит об отсутствии пропорциональности между линейным износом и изношенной массой. Перейдем к относительному показателю - удельному расходу твердого сплава на единицу износа задних поверхностей многогранной пластины q , который определяется следующим образом:

$$q = dM_{\Sigma} / dh_3 . \quad (2.39)$$

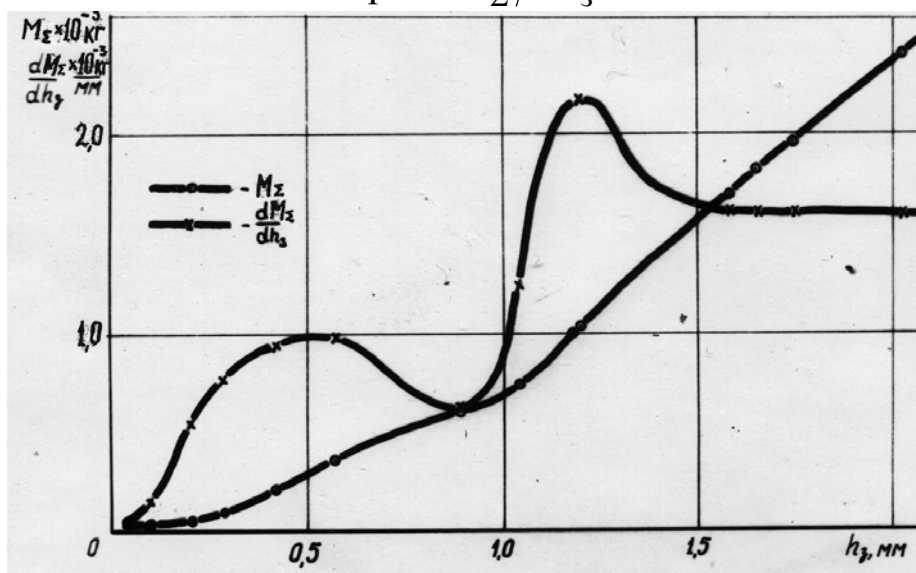


Рис.2.28. Влияние износа на удельный расход твердого сплава: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,32$ мм/об

Зависимость $q = f(h_3)$ изображена также на графике 2.28 и показывает, что при $h_3 > 1,0$ удельный расход твердого сплава возрастает почти в два раза. Следует отметить, что на этой кривой имеется минимум в области $h_3 = 0,8...0,95$ мм. Изучение аналогичных кривых для других опытов позволило установить, что допустимая область определения критерия допустимого износа по этому фактору составляет $h_3 = 0,8...1,0$ мм.

Скол многогранной пластины влечет за собой резкое увеличение диаметра обработанной поверхности и в ряде случаев приводит к выходу корпуса резца из строя (смятию вершины опорной поверхности гнезда под пластину). Склонность пластин к сколу зависит от конструкции резца и формы применяемой многогранной пластины. Для пластин с задним углом интенсивность появления сколов в 2-3 раза выше, чем при использовании пластин аналогичных форм, но без заднего угла. Принято, однако, устанавливать критерий износа независимо от геометрических параметров резца, поэтому при анализе влияния износа задних поверхностей на вероятность появления скола последние учитывались по всем проведенным опытам. Установлено (рис.2.29), что сколы появляются в диапазоне износа от 0,3 до 2,0 мм, то есть практически при любом износе. Но интенсивность их появления dn/dh_3 существенно зависит от величины износа. Так максимальная интенсивность появления сколов соответствует $h_3 = 0,8...0,9$ мм. Это свидетельствует о том, что в данной зоне наиболее вероятно появление скола многогранной пластины. Отсюда вытекает нецелесообразность доведения износа свыше 0,8 мм из-за возможного скола пластины и вызываемых им нежелательных явлений.

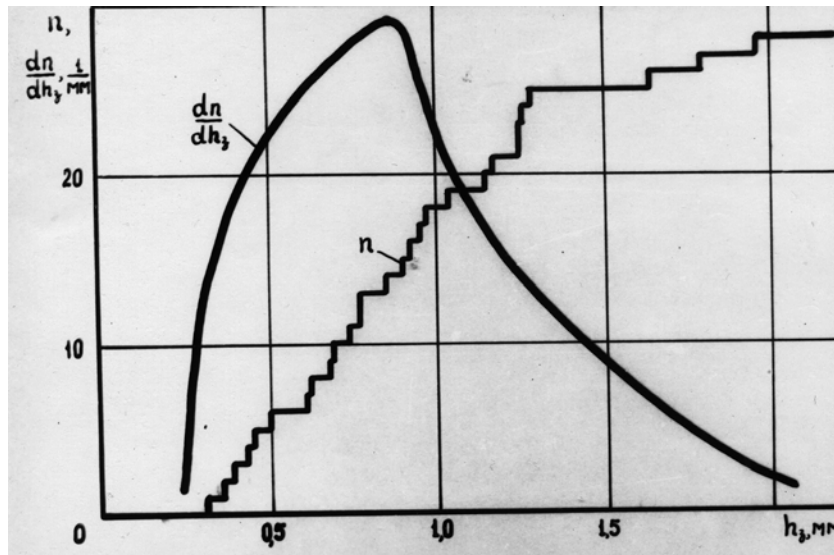


Рис.2.29. Влияние износа на количество и интенсивность появления сколов многогранных пластин

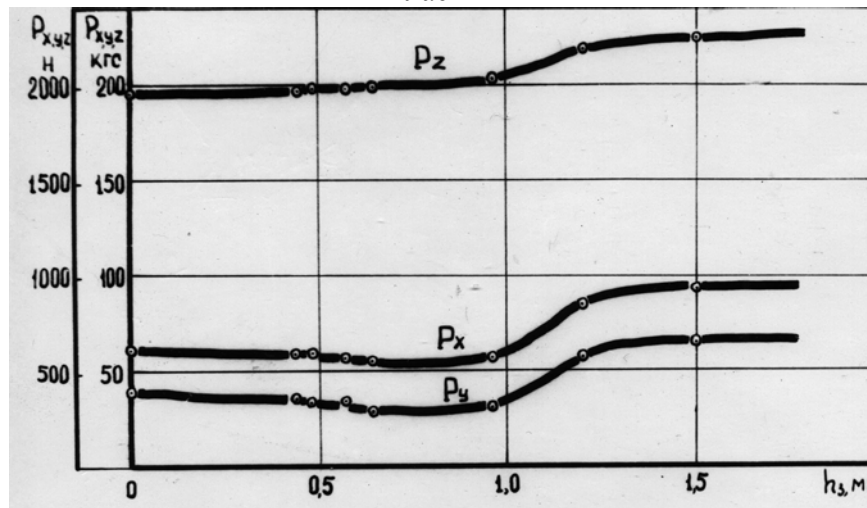


Рис.2.30. Влияние износа на составляющие силу резания: СЧ25 - ВК6; резец- ВА3, трехгранная пластина с задним углом, $\varphi=90^\circ$; $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,57$ мм/об

Эксперименты по выявлению влияния износа на составляющие силу резания при обработке серого чугуна (рис.2.30) показали, что до износа 1,0мм происходит незначительное изменение силы резания: P_z несколько возрастает, а P_x и P_y уменьшаются. Резание с износом резца более 1,0 мм сопровождается некоторым повышением составляющих силы резания, которые увеличиваются не в одинаковой степени: если P_z возрастает на 15%, то P_x - на 20%, а P_y - на 60%. Исходя из этих данных, величиной допустимого износа задних поверхностей по силе резания можно принять h_3 не более 1,0 мм.

В проведенных опытах не удалось установить четкого повышения шероховатости обработанной поверхности чугуна и температуры резания (рис.2.31) с увеличением износа. В ряде случаев в моменты времени, соответствующие выкрошиванию режущих лезвий, наблюдалось локальное повышение шероховатости и температуры, которое по мере приработки выкрошенного участка исчезало. Установлена также общая нестабильность шероховатости обработанной поверхности и величины регистрируемой термо ЭДС при износе задних поверхностей более 0,8 мм.

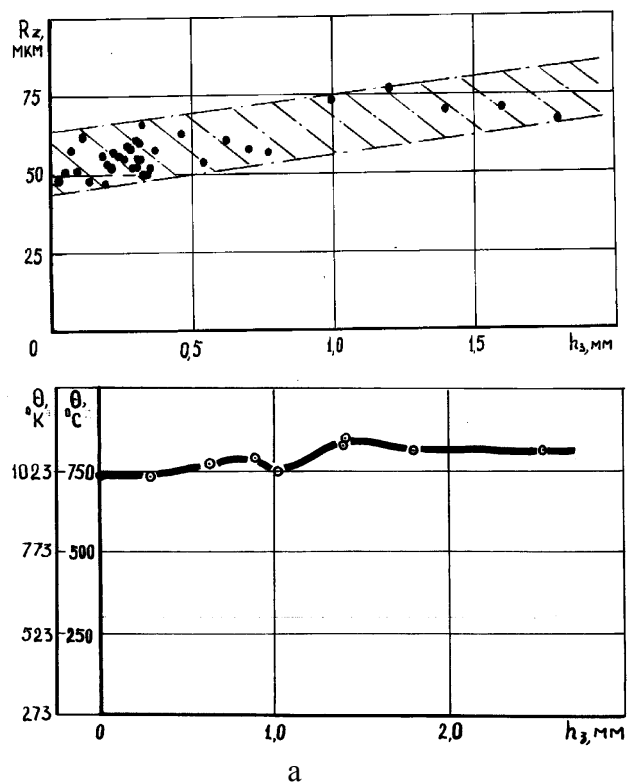


Рис.2.31. Влияние износа на шероховатость обработанной поверхности(а) и температуру резания (б): СЧ 25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Увеличение износа рабочих поверхностей СМП при обработке сталей вызывает значительное изменение таких сопутствующих признаков, как силы резания и шероховатости обработанной поверхности. Износ резцов приводит к непрерывному увеличению шероховатости обработанной поверхности для любых значений глубин и подач в исследованных диапазонах (рис.2.32).

Учитывая, что частные кривые износа для резцов, оснащенных БВТС, вплоть до момента разрушения режущих кромок и возникновения поломок пластин носят монотонный характер, установление максимально допустимой величины износа резцов по кривым износа не представляется возможным. Величина критерия допустимого износа резцов с многогранными пластинами может быть выявлена с учетом числа сколов и поломок пластин [52]. Поэтому с этой целью были проведены специальные производственные опыты на токарных операциях обработки деталей автомобиля ЗИЛ. Эксперименты выполнялись на гидрокопировальных и многошпиндельных полуавтоматах различных моделей при обработке деталей

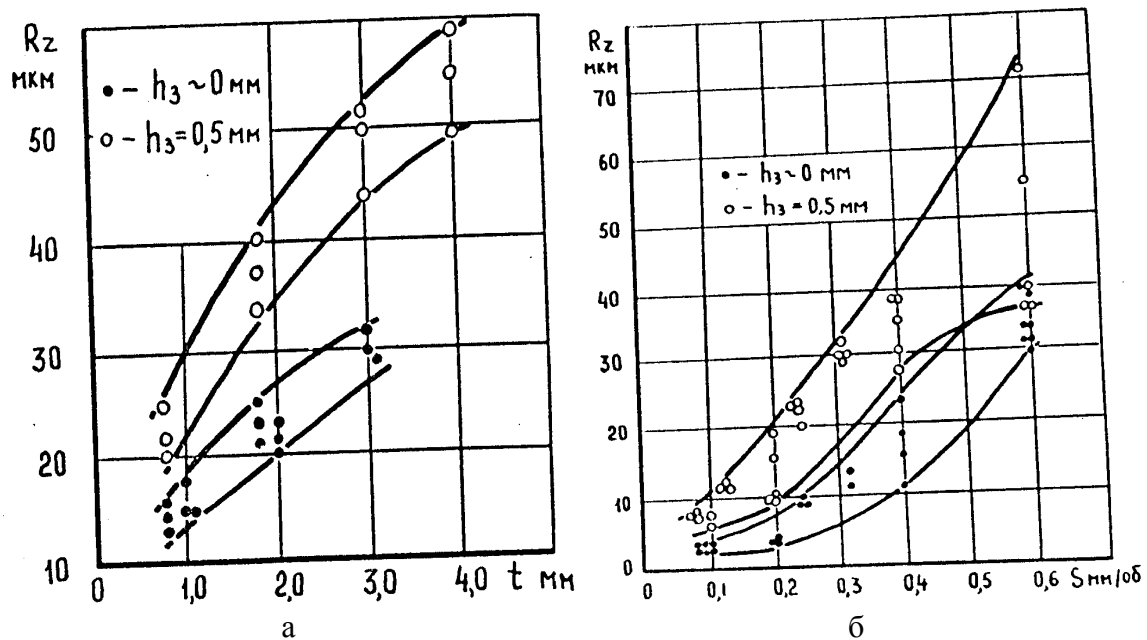


Рис.2.32. Влияние на шероховатость обработанной поверхности при различном износе сплав марки КНТ16 ($V=2,0$ м/с): а - глубины резания ($S=0,40$ мм/об); б - подачи ($t=2,5$ мм)

из нормализованных сталей различных марок. Испытывались резцы с пластинами из сплавов марок КНТ16 и ТН20. При выполнении каждой операции измерялась величина площадки износа и одновременно фиксировалось количество обработанных деталей, число сколов и поломок режущих пластин и анализировались их причины.

Проведенные опыты показали, что использование резцов с пластинами из сплава марки ТН20 затруднено вследствие значительного количества сколов и поломок пластин. При этом число сколов и поломок практически не зависит от величины износа, которая не достигает значений, превышающих 0,3 мм, из-за преждевременного выхода резцов из строя.

Для резцов с пластинами из сплава марки КНТ16 число сколов и поломок пластин зависит от величины износа. Характерным примером служила операция токарной обработки винта гидроруля автомобиля. Условия обработки: заготовка - поковка, сталь марки 25ХГТ, НВ 156-207; резец с пластиной формы 02114-100412, $\varphi=90^\circ$; режим резания - $V=1,55$ м/с, $t=1...3$ мм, $S=0,4$ мм/об.

По результатам исследований рассчитывался удельный расход режущих вершин (количество вершин, израсходованное на выполнение данной операции при обработке 1000 деталей): Q_{h_3} - при изнашивании без поломок и сколов; Q_{Π} - из-за поломок и сколов; суммарный $Q_{\text{сум}} = Q_{h_3} + Q_{\Pi}$. Графики, иллюстрирующие результаты проведенных расчетов, приведены на рис.2.33.

Как следует из рис.2.33, с увеличением износа снижается удельный расход пластин Q_{h_3} , монотонно увеличивается шероховатость обработанной поверхности и вертикальная составляющая силы резания. Вместе с тем,

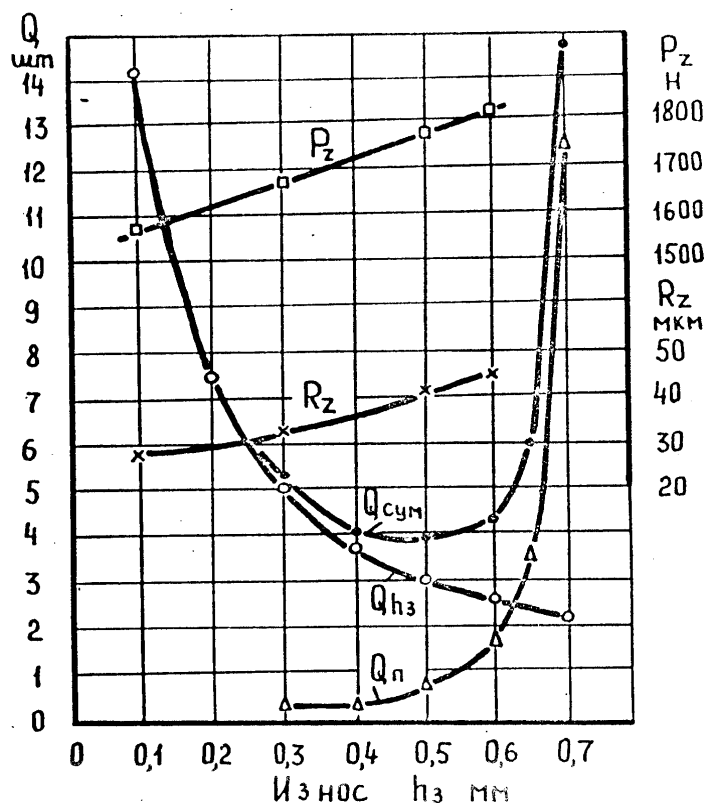


Рис. 2.33. Влияние износа резцов с пластинами из сплава марки КНТ16 на удельный расход вершин, вертикальную составляющую силы резания и шероховатость обработанной поверхности

начиная с величины износа 0,3 мм, заметно увеличивается удельный расход режущих вершин из-за поломок и сколов Q_{II} . Кривая суммарного удельного расхода $Q_{\text{сум}}$ имеет минимум при износе 0,5 мм.

Таким образом, критерием равного допустимого износа СМП из сплава марки КНТ16 при обработке сталей следует считать 0,5 мм, а при обработке чугунов – 0,8 мм.

2.5 Математические модели экспериментальных зависимостей

В качестве обобщенных эмпирических моделей (формул), аппроксимирующих экспериментальные зависимости резания металлов, находят применение степенные, показательно-степенные и полиномиальные уравнения. Известно, что степенная модель наиболее целесообразна при монотонном характере экспериментальных зависимостей. Для нее характерна простота анализа и получения обобщенного уравнения, учитывающего влияние нескольких основных факторов, а также возможность учета дополнительных факторов поправочными коэффициентами.

Показательно-степенная модель, как показали исследования [14], позволяет математически описать зависимости как с линейным, так и нелинейным характером для одной, двух и более переменных и расширить диапазоны исследуемых факторов.

Полиномиальные модели могут аппроксимировать зависимости как монотонные, так и экстремальные. Использование полиномиальных моделей, кроме того, позволяет сократить объем экспериментальных исследований за

счет проведения опытов по многофакторной схеме, однако, при этом требуется решить самостоятельную задачу по выявлению структуры моделей, наиболее точно описывающей экспериментальные зависимости. Выбор лучших моделей из общей совокупности возможных непосредственно связан с выбором плана проведения и числом опытов и в достаточной степени не формализован [46].

На базе использования полиномиальных моделей могут решаться задачи по разработке новых методов математического обобщения функциональных экспериментальных зависимостей. Актуальность этих задач также возрастает в связи с качественно новыми возможностями по разработке сложных математических моделей и автоматизации процессов обработки результатов экспериментальных исследований на современных ПЭВМ. Причем сложность итоговых математических уравнений не имеет принципиального значения, а сокращение времени и упрощение процедур аппроксимации достигается за счет совершенствования математического и программного аппарата.

В качестве основы многофакторной аппроксимации были рассмотрены полиномиальные модели в рамках общей функции, аппроксимирующей экспериментальное значение в i -й точке факторного пространства:

$$y_i = \eta(x_i) + e_i = \sum_{j=1}^k b_j \cdot f_{ij}(x_i) + e_i; \quad i = 1, 2, \dots, N \quad (2.40)$$

или в матричном виде $y = \mathbf{B} \cdot \mathbf{f}(x)$, где N - общее число точек, k - число коэффициентов (членов) модели, X_i - матрица-столбец входных переменных, $f_{ij}(X_i)$ - функции (полиномы), b_j - неизвестные коэффициенты, e_i - суммарная ошибка, \mathbf{B} - матрица коэффициентов. Принято также, что ошибки в отдельных опытах имеют нормальное распределение с нулевым математическим ожиданием и одинаковой дисперсией и не коррелированы между собой.

Стандартный подход в использовании полиномиальных моделей предусматривает проведение опытов по многофакторной схеме в соответствии с положениями математической теории планирования экспериментов. Возможно также сочетание однофакторной и многофакторной схем проведения опытов. Такой подход был применен при исследовании режущих свойств сборных твердосплавных резцов при обработке сталей. На рис. 2.34 показано расположение опытных точек в факторном пространстве при измерении составляющих сил резания, а на рис. 2.35 показана геометрическая интерпретация планов проведения опытов в стойкостных экспериментах (планы: ПФЭ 2^3 , Бокса-Бенкена, Бокса B_3 , ПФЭ 3^3 ; D- G- оптимальный, симметричный; композиционный, симметричный, локально- ортогональный III порядка и др.) [22]. При выборе планов проведения

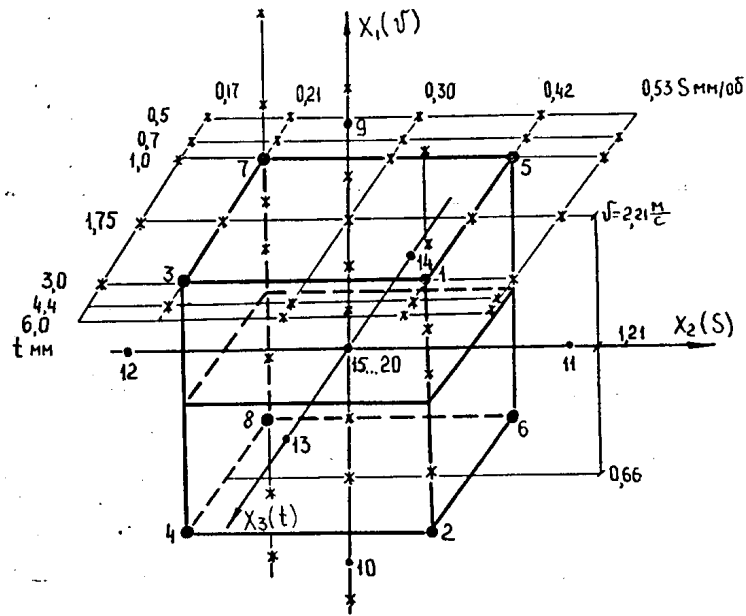
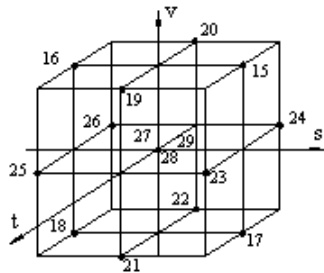
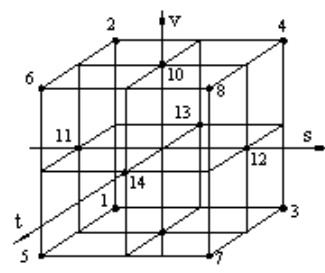


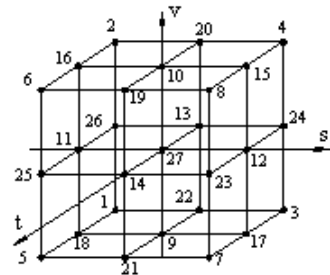
Рис. 2.34. Расположение опытных точек в пространстве планирования при измерении силы резания: * - однофакторная схема проведения опытов; • - многофакторная схема



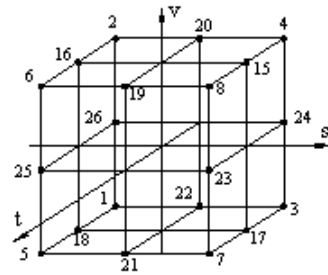
Бокса - Бенкена $N = 15$
симметричный, трехуровневый,
почти ротатабельный



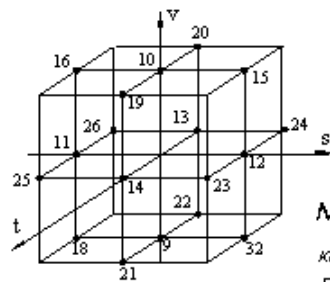
Бокса В3 $N = 14$
симметричный, трехуровневый,
почти D-оптимальный.
композиционный



ГФЭ 3^3 $N = 27$
симметричный, трехуровневый,
ортогональный, композиционный



$N = 20$
D-, G-оптимальный,
симметричный



$N = 32$

композиционный, симметричный,
локально-ортогональный

Рис. 2.35. Геометрическая интерпретация планов проведения опытов в стойкостных экспериментах

опытов учитывались желательные свойства – симметричность, ортогональность, ротатабельность, равномерность, композиционность, а также соответствие некоторым критериям, в первую очередь D- оптимальности (обеспечивает минимум обобщенной дисперсии всех оценок коэффициентов) и G- оптимальности (минимизирует максимально возможную дисперсию предсказания функции). Предпочтение отдавалось планам, предусматривающим проведение минимального числа опытов (экономичным) [35]. По результатам проведения опытов получены оценки коэффициентов полиномиальных моделей по известному алгоритму метода наименьших квадратов (МНК)

$$B = (X^T \cdot X)^{-1} \cdot X^T \cdot Y = M^{-1} \cdot X^T \cdot Y = L \cdot Y, \quad (2.41)$$

где матрицы X, Y, M^{-1}, L - условий эксперимента, результатов наблюдений, ковариационная, вспомогательная, соответственно, известны для стандартных планов [46].

В качестве независимых переменных были рассмотрены режимные параметры (v, s, t), а зависимой переменной (функцией) – стойкость инструмента и сила резания. Предполагаемыми полиномиальными моделями в рамках общей функции (2.40) были приняты модели вида: неполная квадратичная (без квадратов факторов), полная второго порядка, неполная третьего порядка, полная кубическая. Исследованные факторы включались в модели в кодированном виде. Кодирование выполнено с учетом возможностей по выбору значений подач и скоростей резания на экспериментальных станках.

Анализ погрешностей аппроксимации показывает, что погрешности возникают из-за несоответствия структуры выбранной модели, а также вследствие ошибки воспроизводимости (повторяемости) отдельного опыта. В этом случае для области планирования можно выделить погрешности:

систематическую, которая определяет отличие принятой модели от истинной:

$$W^2 = N^{-1} \cdot \sum_{i=1}^N \left[f^T(x_i) \cdot B - \eta(x_i) \right]^2; \quad (2.42)$$

случайную, характеризующую точность опыта и свойства плана:

$$Q^2 = N^{-1} \cdot S_e^2 \cdot \sum_{i=1}^N f^T(x_i) \cdot M^{-1} \cdot f(x_i) = N^{-1} \cdot s_e^2 \cdot \sum_{i=1}^N d_i = s_e^2 \cdot d_{sr}; \quad (2.43)$$

общую

$$S^2 = W^2 + Q^2 = W^2 + s_e^2 \cdot d_{sr}, \quad (2.44)$$

где $x_i, f(x_i)$ - матрицы входных переменных и функций полиномов, соответственно; N – число опытов; s_e^2 - дисперсия опыта; d_i – коэффициент дисперсии (мера точности плана) в точке проведения опыта. Таким образом, общая погрешность зависит от выбранной модели (систематическая составляющая), свойств плана проведения опытов (коэффициент d_i) и погрешности опыта (дисперсия s_e^2).

Дисперсия опыта зависит от точности измерений и стабильности условий экспериментов и может быть определена по результатам повторных экспериментов (дублирования опытов). Как правило, дисперсия опыта определяется по результатам дублирования в центре плана и затем ее значение распространяется на всю область планирования. Специально проведенные эксперименты показали, что такой прием справедлив для силы резания, так как в этом случае дисперсия опыта не зависит от значений основных факторов. Поэтому для составляющих силы резания P_z, P_y, P_x определены средние по области планирования дисперсии опыта, равные соответственно

642.9, 721.1, 900.4 Н². Вместе с тем установлено, что дисперсия опыта для стойкости в значительной степени зависит от скорости резания. На рис.2.36 приведены зависимости влияния скорости резания на стойкость и дисперсию опыта. Учитывая, что проверка по критерию Кохрена подтвердила однородность ряда дисперсий, оказалось возможным рассчитать среднюю дисперсию по области планирования, которая составила $s_{\Sigma 1}^2 = 95.6 \text{ мин}^2$, а также выделить минимальную - $s_{\Sigma 2}^2 = 36.8 \text{ мин}^2$ и максимальную (на уровне $X_4=-1$) - $s_{\Sigma 3}^2 = 300 \text{ мин}^2$ дисперсию опыта.

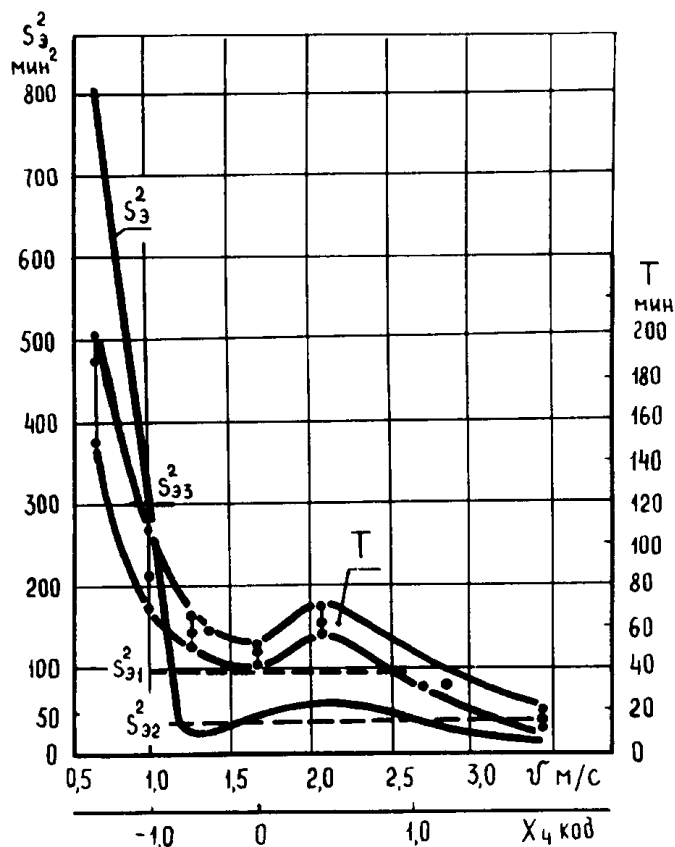


Рис.2.36. Влияние скорости резания на стойкость и дисперсию опыта

Полиномиальные уравнения составляющих силы резания установлены по полной модели второго порядка, причем средние дисперсии аппроксимации для составляющих силы P_z, P_y, P_x оказались равными соответственно 458.0, 667.3, 825.9 Н², т.е. меньшими, чем дисперсии опыта. Последнее согласуется с выражением (2.44) при условии, что W^2 есть малая величина, а коэффициент $d_{sr} < 1$.

Основные характеристики планов и погрешностей полиномиальных уравнений стойкости приведены в табл. 2.1, где Q_{ksr} – средняя квадратичная погрешность, Q_{sr} – средняя арифметическая погрешность, Otn_{max} – наибольшая относительная погрешность.

Таблица 2.1

Характеристики полиномиальных уравнений стойкости с МНК- оценками коэффициентов

Наименование или условный номер плана	Число точек плана	Вид модели	Число членов модели	Характеристики погрешностей			
				Число контрольных опытов	Q_{ksr} , мин	Q_{sr} , мин	Otn_{max}
Бокса-Бенкена	15	Квадратичная	10	114 [*])	24.4	18.4	2.5

Бокса ВЗ	14	Квадратич-ная	10	114	19.4	14.6	4.9
ПФЭ 3 ³	27	Квадратич-ная	10	114	21.8	17.3	6.5
67 [46] D-,G- оптимальны й, симметрич- ный	20	Неполная кубическая	13	114	19.0	14.5	5.7
65 [46] D-,G- оптималь- ный, симметрич- ный	20	Неполная кубическая	16	114	20.2	14.5	4.9
38 [46] компози- ционный, симметричн ый, локально- ортого- нальный	32	Кубическая	20	114 32 ^{**})	183.0 24.8	34.0 14.2	8.8 0.9

Примечание: *) – включают опыты плана и дополнительные; **) – по опытам плана.

Анализ данных таблицы показывает, что погрешности при аппроксимации стойкости полиномиальными уравнениями с коэффициентами, рассчитанными по МНК, имеют значительную величину. Дисперсии аппроксимации превосходят среднюю дисперсию опыта, причем усложнение модели до полной кубической не только не уменьшает, но даже увеличивает погрешность.

Проведенный анализ указывает на ограниченность принятых схем многофакторного планирования экспериментов и МНК - оценок коэффициентов выбором вида модели и свойствами плана. Уменьшение систематического отклонения за счет усложнения модели может привести к увеличению случайного отклонения из-за увеличения коэффициента дисперсии. Причем оперативный анализ коэффициентов дисперсии возможен для стандартных планов с известными ковариационными матрицами M^{-1} . Отсюда следует неэффективность произвольного расположения опытных точек в факторном пространстве вследствие математической сложности расчета обратной матрицы M^{-1} и неопределенности случайного отклонения (2.43).

Отмеченные особенности органически присущи МНК и существенно затрудняют возможность точной многофакторной аппроксимации сложных экспериментальных зависимостей. Поэтому предложено использовать для расчета коэффициентов полиномиальных многофакторных моделей метод стохастической аппроксимации (МСА), который не накладывает строгих ограничений на число и расположение точек в факторном пространстве, на количество и порядок факторов, вид взаимодействий и число членов моделей. Общая теоретическая проработка метода выполнена, например в работах [30, 31], и впервые метод предложен для многофакторной аппроксимации зависимостей резания металлов в работах [18, 22].

Алгоритм метода стохастической аппроксимации предусматривает осуществление последовательных вычислительных процедур, где матрица коэффициентов уточняется на каждой итерации последовательно и многократно по каждой опытной точке, а программный алгоритм предписывает цикл по базе данных до тех пор, пока средняя погрешность аппроксимации не станет меньше заданной либо не начнет увеличиваться. Общую процедуру МСА можно представить в виде

$$\mathbf{B}_r = \mathbf{B}_{r-1} + g_r \cdot f(x_i) \cdot [y_{ei} - \mathbf{B}_{r-1}^T \cdot f(x_i)], \quad (2.45)$$

где y_{ei} - экспериментальное значение функции в i -ой точке; g_1, \dots, g_r - последовательность положительных чисел; r - номер итерации.

Метод стохастической аппроксимации позволяет найти новую последовательность неизвестных коэффициентов, составляющих матрицу \mathbf{B} , полиномиальной модели $\mathbf{Y} = \mathbf{B}^T \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x})$ путем уточнения на каждой итерации без составления и решения систем уравнений, присущих методу наименьших квадратов. Число коэффициентов матрицы \mathbf{B} соответствует числу членов модели, задаваемых матрицей функций полиномов \mathbf{f} для набора значений факторов \mathbf{X}_i в каждой опытной точке.

Расчетная программа в соответствии с алгоритмом МСА предусматривает ввод значений положительных чисел g_r , а также взаимодействует с текстовым файлом исходных данных, содержащим N строк последовательных чисел – значений факторов и соответствующего им экспериментального значения функции в каждой строке.

Матрица коэффициентов \mathbf{B} уточняется с использованием данных каждой строки исходного файла в соответствии с процедурой (2.45). После использования всех N строк файла выполняется расчет средней погрешности аппроксимации, которая сравнивается с предыдущим значением этой погрешности, а их разность согласуется с заданным числом dd . Числа g_r и dd могут изменяться после уменьшения погрешности до определенного предела, причем значения g_r приблизительно равно величине $1/N_r$, где N_r – общее число итераций.

На стадии разработки программного аппарата МСА решены задачи по формированию в машинном виде базы данных по экспериментальным значениям:

силы резания (11 марок сталей с различным видом термической обработки, 5 марок твердых сплавов, 7 типов сборных резцов – всего 497 опытов);

величин износа (обработка стали твердым сплавом, 4 типа резцов – всего 125 кривых износа, 500 значений измеренных величин износа);

шероховатости обработанной поверхности (186 опытов измерения шероховатости по параметру R_z).

Общие теоретические положения МСА нашли проверку при разработке многофакторных полиномиальных моделей, характеризующих режущие свойства сборных твердосплавных резцов. В соответствии с возможностями алгоритма МСА общая стратегия планирования и проведения опытов предусматривала последовательное структурное усложнение моделей до достижения лучших оценок коэффициентов по критерию минимизации общей погрешности. Структурное уточнение модели основано на механизме

включения членов, учитывающих взаимодействия факторов, имеющих физический смысл.

Получено более 20 итоговых уравнений по аппроксимации функций периода резания, величины износа, скорости резания, скорости изнашивания, периода резания и величины износа начального участка кривых износа, силы резания, энергозатрат, шероховатости обработанной поверхности и др. Эти уравнения являются сложными конструкциями, в ряде случаев включающие до 100 и более членов, числом факторов до 17, общим порядком взаимодействия до УП. По существу эти модели можно классифицировать как адаптивные и видоизменять их на любом этапе планирования и проведения опытов путем добавления или исключения членов (факторов).

По результатам вычислительного эксперимента установлено, что погрешности аппроксимации уменьшаются до определенного предела с увеличением числа членов модели и количества итераций. В качестве примера на рис.2.37, 2.38 приведены графики, характеризующие снижение погрешностей для моделей периода резания (Т, условные номера Р301, 304) и составляющих силы резания (Pz, Py, Px). Раскроем структуру модели периода резания Р301.

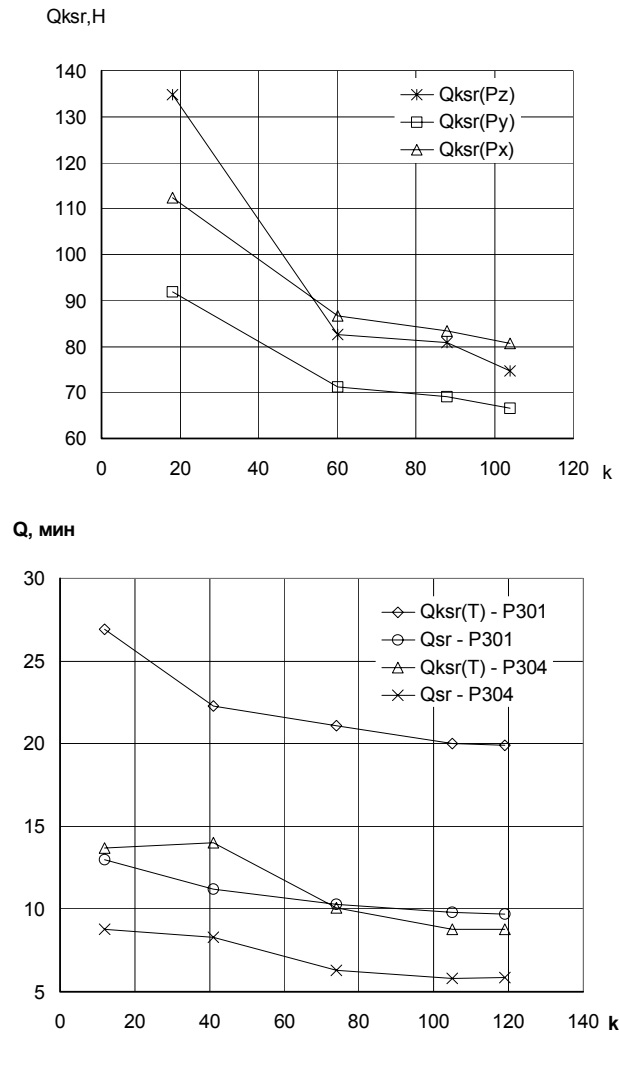


Рис.2.37. Снижение погрешностей с увеличением числа членов полиномиальных моделей

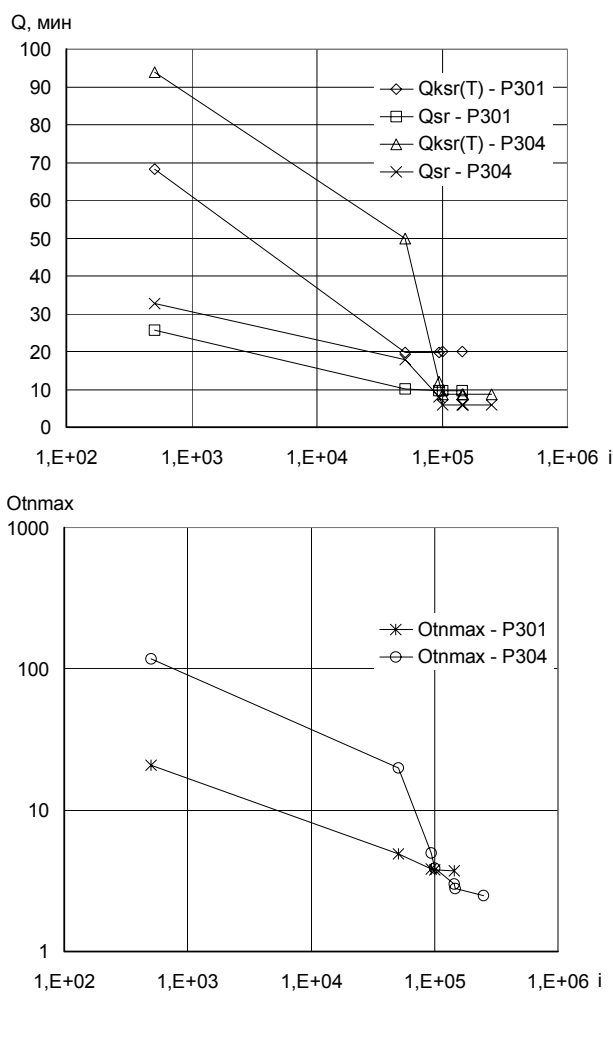


Рис.2.38. Снижение погрешностей с увеличением числа итераций по алгоритму МСА

В табл. 2.2 даны факторы и их диапазоны в натуральных значениях по экспериментальной базе данных. В качестве функции в алгоритм МСА включены логарифмы значений периода резания ($\lg T$), а факторы представлены в кодированном виде в рамках общей функции кодирования:

$$Cod(x_{in}, x_{max}, x_{min}) = 2 \cdot (\lg x_{in} - \lg x_{min}) / (\lg x_{max} - \lg x_{min}) + 1; \quad (2.4)$$

б)

где x_{in} – натуральное значение фактора. Следует отметить, что максимальное и минимальное значения фактора x_{max} , x_{min} в функции (2.46) в общем случае могут не совпадать с границами диапазона экспериментальных значений (см. табл. 2.2) и установлены по результатам вычислительного эксперимента, минимизирующего в рамках алгоритма МСА погрешность ап-

Таблица 2.2

Факторы, входящие в модель периода резания P301

Факторы	Размерность	Максимальное значение	Минимальное значение
Скорость v_n	М/с	3.9	0.2
Подача s_n	Мм/об	0.6	0.1

Глубина t_n	Мм	4	0.5
Износ hz_n	Мм	1	0.2
Главный угол в плане $fi0_n$	Град	92	45
Угол наклона кромки $lam0_n$	Град	10	1
Передний угол $g0_n$	Град	-1	-9
Угол пластины в плане e_n	Град	110	80
Передний угол на канавке gk_n	Град	30	15
Размер фаски f_n	Мм	0.5	0.1
Радиус при вершине r_n	Мм	1.3	0.6
Задний угол $a0_n$	Град	12	1

проксимации. Тогда функции кодирования факторов в модели периода резания P301 примут вид

$$\begin{aligned}
v &= \text{Cod}(v_n, 2, 0.4); \\
s &= \text{Cod}(s_n, 0.6, 0.07); \\
t &= \text{Cod}(t_n, 4, 0.5); \\
hz &= \text{Cod}(hz_n, 1, 0.02); \\
fi0 &= \text{Cod}(fi0_n, 1.605, 0.785); \\
lam0 &= \text{Cod}(lam0_n, 0.174, 0.017); \\
g0 &= \text{Cod}(g0_n + 0.174, 0.192, 0.017); \\
e &= \text{Cod}(e_n, 1.919, 1.396); \\
gk &= \text{Cod}(gk_n, 0.523, 0.262); \\
f &= \text{cod}(f_n, 0.5, 0.1); \\
r &= \text{cod}(r_n, 1.3, 0.6); \\
a0 &= \text{Cod}(a0_n, 0.262, 0),
\end{aligned}$$

где натуральные значения углов даны в радианах.

Расчетный анализ функции кодирования (2.46) показывает, что для всех факторов функция имеет диапазон изменения от -1 до $+1$ (по фактору v до $+1.9$) при изменении факторов в пределах, соответствующих экспериментальной базе данных.

Общая модель периода резания включает 119 членов и имеет вид

$$\begin{aligned}
\lg(T) &= \sum_{j=1}^{119} b_j \cdot f_{ij}(x_i) = b_1 + b_2 \cdot v + b_3 \cdot t + b_4 \cdot hz + \dots + b_{13} \cdot v^2 + \\
&+ b_{14} \cdot s^2 + b_{15} \cdot t^2 + b_{16} \cdot hz^2 + \dots + b_{40} \cdot s \cdot fi0 + b_{41} \cdot hz \cdot fi0 + \\
&+ b_{42} \cdot v^3 + b_{43} \cdot s^3 + \dots + b_{72} \cdot s^2 \cdot fi0 + b_{73} \cdot hz^2 \cdot fi0 + b_{74} \cdot hz \cdot fi0^2 + \\
&+ b_{75} \cdot v^4 + b_{76} \cdot s^4 + \dots + b_{102} \cdot hz \cdot fi0^3 + b_{103} \cdot hz^3 \cdot fi0 + b_{104} \cdot hz^5 + \\
&+ \dots + b_{117} \cdot v^3 \cdot t \cdot hz^3 + b_{118} \cdot v \cdot t^3 \cdot hz^3 + b_{119} \cdot v^2 \cdot t^2 \cdot hz^3 \quad ;
\end{aligned}$$

Соответствующая итоговая матрица коэффициентов получена при реализации алгоритма (2.45). Следует отметить, что в связи с большими размерами матриц функций полиномов и коэффициентов, а также для

повышения точности расчетов визуальный анализ и ручной ввод коэффициентов в расчетные программы не предусмотрены. По результатам реализации алгоритма МСА генерируется типизированный файл коэффициентов (т.е. информация о коэффициентах хранится в машинных кодах), с которым впоследствии взаимодействуют расчетные программы, а функции полиномов представлены в отдельном модуле или в виде процедуры в теле программы.

Основные характеристики полученных полиномиальных уравнений приведены в табл. 2.3, где область определения задает диапазон изменения функций, а Q_{sr} – средняя арифметическая погрешность аппроксимации.

Таблица 2.3

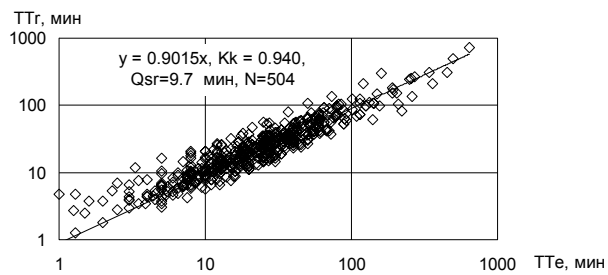
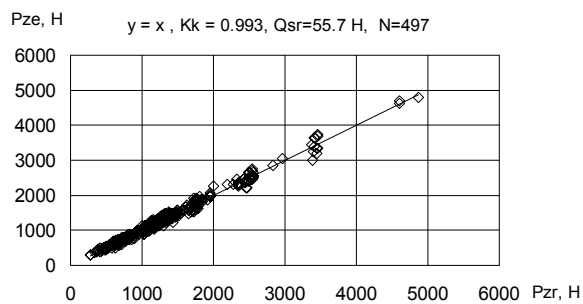
Характеристики многофакторных полиномиальных уравнений

Функция, Размерность	Вид функции	Условный номер	Число членов	Число факторов	Число опытов	Область определения	Q_{sr}
1	2	3	4	5	6	7	8
Период резания, мин	Lg(T)	P301	119	12	500	1.3-640	9.7
Скорость резания, м/с	Lg(v)	P400	119	12	500	0.18-3.7	0.3
Период резания начального участка, мин	Lg(T1)	P504	119	12	125	1-38	1.05
Износ начального участка, мм	Lg(hz1)	P505	75	11	125	0.05-0.28	0.03
Износ, мм	Lg(hz)	P306	119	12	504	0.25-0.5	0.05
Сила резания, Н	Pz	P603	104	17	497	294-4800	55.7
	Py	P604				182-1404	42.7
	Px	P605				158-2753	53.8

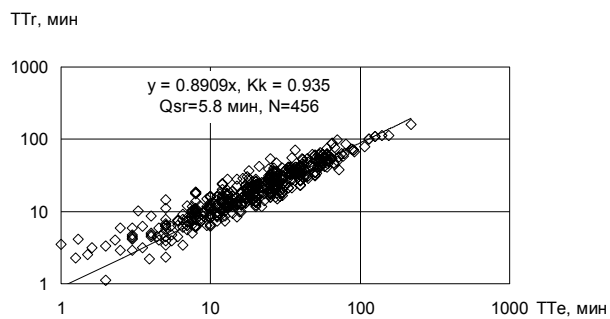
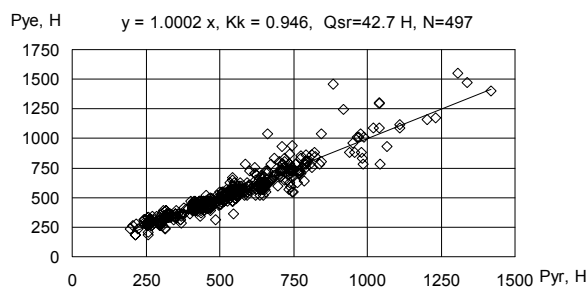
Продолжение табл.2.3

1	2	3	4	5	6	7	8
Энергозатраты, кДж/кг	Hez	P607	104	17	497	206-428	12.4
Шероховатость, мкм	Lg(Rz)	P701	15	4	186	2.5-92	4.5
Длина контакта стружки, мм	C	Pc	8	2	37	0.46-2.4	0.24

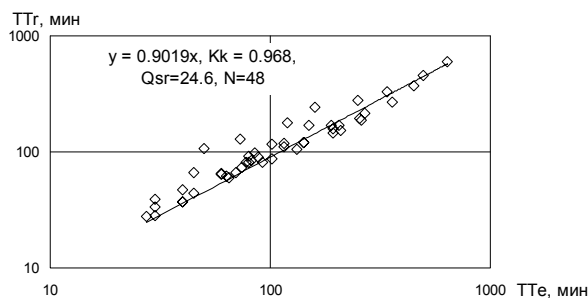
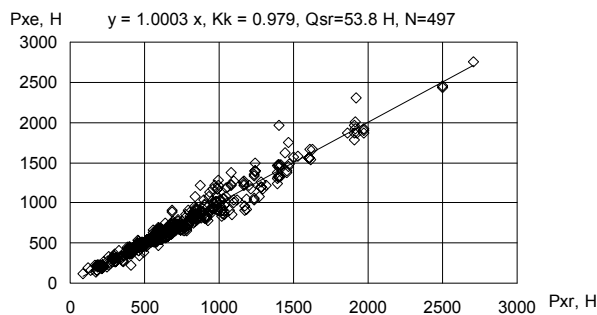
Анализ погрешностей итоговых уравнений показал высокую точность аппроксимации, причем общая средняя погрешность практически соответствует погрешности опыта.



а



б



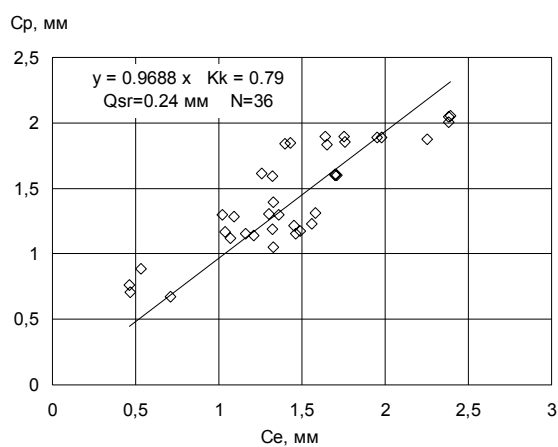
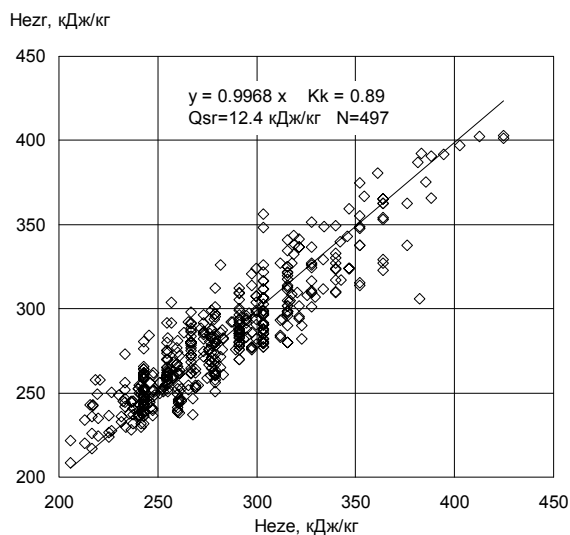
В

Рис.2.39. Связь экспериментальных и расчетных значений составляющих силы резания

Рис.2.40. Связь экспериментальных и расчетных значений периода резания: а) уравнение P301, б) – P304, в) – P305

Рассмотрев исходные и расчетные значения функций как случайные величины, проведен регрессионный и корреляционный анализ, определена теснота связи, которая для всех уравнений близка к линейной. На рис.2.39 показаны расчетные точки и линии регрессии, характеризующие связь значений составляющих силы резания расчетных по моделям P603, P604, P605 и экспериментальных; на каждом графике приведены уравнение регрессии $Y-X$, коэффициент корреляции Kk , средняя арифметическая погрешность Qsr , число точек N .

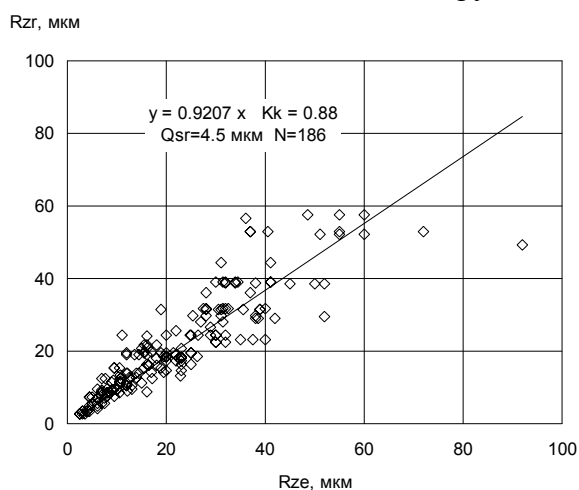
Аналогичные графики даны на рис. 2.40 для уравнений периода резания P301, P304, P305, причем уравнение P305 справедливо в диапазоне –скоростей резания $0.18 < V < 1$ м/с, уравнение P304 – в диапазоне $1 < V < 3.7$ м/с, а уравнение P301 – в общем диапазоне $0.18 < V < 3.7$ м/с; на рис. 2.41 – для уравнений энергозатрат и длины контакта стружки по передней поверхности; на рис. 2.42 – для уравнений шероховатости обработанной поверхности и скорости резания.



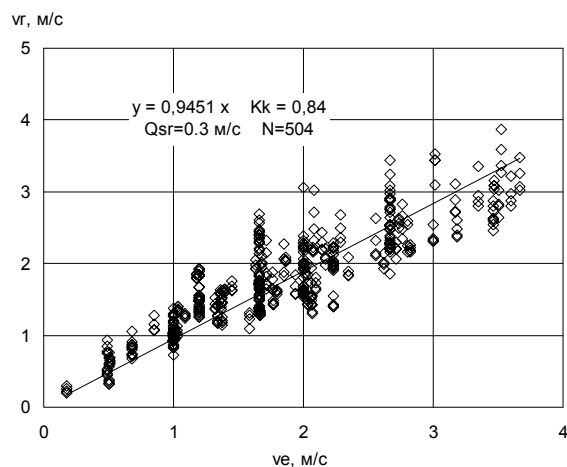
а

б

Рис.2.41. Связь экспериментальных и расчетных значений энергозатрат (а) и длины контакта стружки по передней поверхности (б)



а



б

Рис.2.42. Связь экспериментальных и расчетных значений шероховатости обработанной поверхности (а) и скорости резания (б)

Более наглядно возможности реализации алгоритма МСА представлены на рис.2.43, где сопоставлены расчетные (ТТр) и экспериментальные (ТТе) данные для стойкостных кривых, а также на рис.2.44 и 2.45, где при-

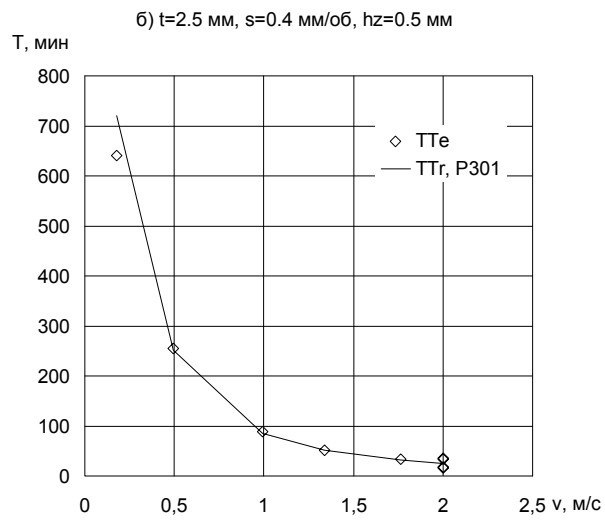
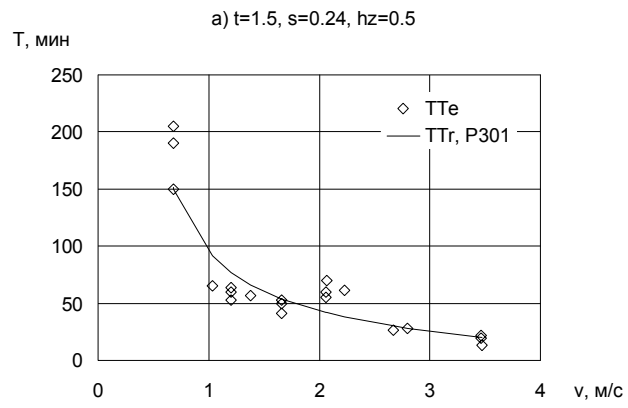


Рис.2.43. Сопоставление расчетных кривых периода резания с экспериментальными точками

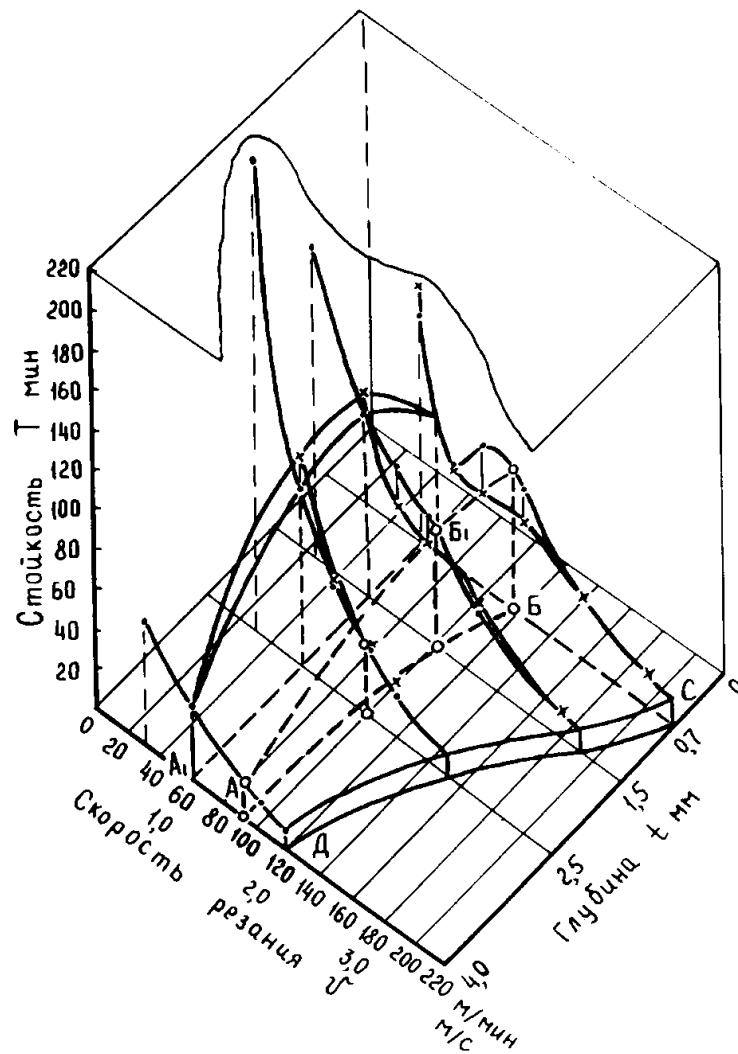


Рис.2.44. Зависимости влияния скорости резания на стойкость при различной глубине; $s = 0.4$ мм/об; • – эксперимент, × – расчет

ведены результаты аппроксимации полиномиальными моделями стойкости резцов, оснащенных твердосплавными СМП, при обработке сталей в трехмерных координатах.

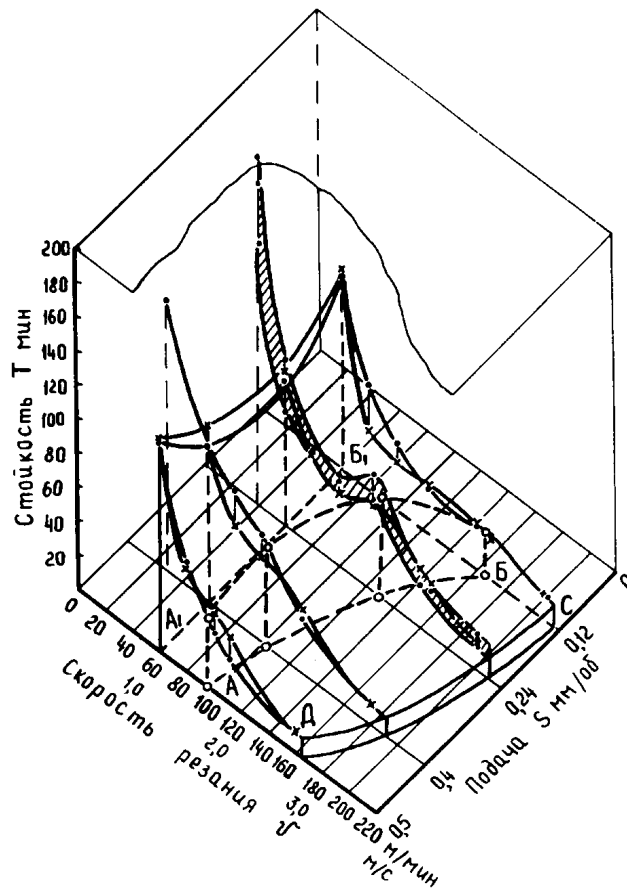


Рис.2.45. Зависимости влияния скорости резания на стойкость при различной подаче; $t = 1.5$ мм; • – эксперимент, × – расчет

Особый интерес представляет возможность аппроксимации скорости изнашивания режущего инструмента полиномиальными моделями с использованием алгоритма МСА. Решая эту задачу, использованы 125 кривых износа "величина износа – период резания", полученных при различных сочетаниях исследованных факторов. Каждая кривая износа представлена в базе данных пятью парами значений: $hz1-ТТ1, \dots, hz5-ТТ5$ (точки 1–5), где точка 1 характеризует переход участка начального изнашивания в участок нормального изнашивания – рис. 2.46.

Применены полиномиальные модели, имеющие общий вид:

$$y = \eta(x) + \varepsilon = \lg(\text{Int}) = f(v, s, t, hz, fi0, lam0, g0, e, gk, f, r, a0) = B^T \cdot f(x), \quad (2.47)$$

где Int , мм/мин – скорость изнашивания (зависимая переменная); независимые переменные: скорость резания (V), подача (S), глубина (t), величина износа, главный угол в плане, угол наклона кромки, передний угол, угол при вершине в плане, передний угол на стружечной канавке, фаска на передней поверхности, радиус при вершине, задний угол, соответственно – в кодированном виде.

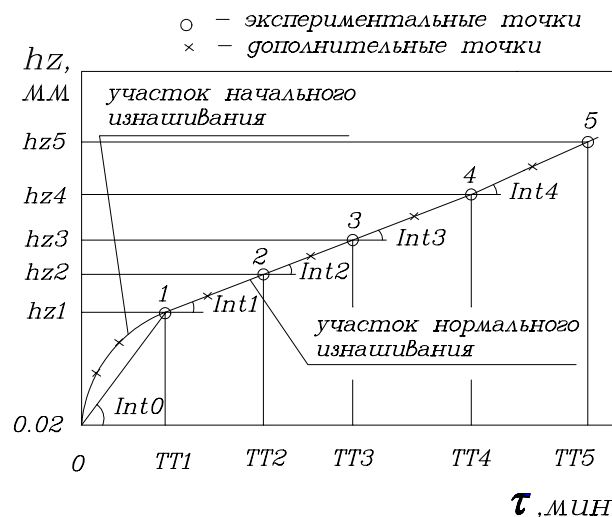


Рис.2.46. Графическая интерпретация кривой износа в моделях скорости изнашивания

Последовательно рассмотрены четыре группы моделей.

Модели А – аппроксимация каждой кривой по средней скорости на участке нормального изнашивания, где исходные данные сформированы в виде

$$Int_2 = (hz_3 - hz_2) / (TT_3 - TT_2); \quad Int_3 = (hz_4 - hz_3) / (TT_4 - TT_3);$$

$$Int_4 = (hz_5 - hz_4) / (TT_5 - TT_4); \quad Int_{sr} = (Int_2 + Int_3 + Int_4) / 3,$$

а общая модель представлена как $y = \lg(Int_{sr})$.

Модели В – скорость изнашивания представлена как функция величины износа и других факторов на участке нормального изнашивания, т.е.

$Int_i = (hz_{i+1} - hz_i) / (TT_{i+1} - TT_i)$, а в общую модель добавлена величина износа как действующий фактор и модель имеет вид (2.47).

Модели С – скорость изнашивания есть функция величины износа на участке нормального изнашивания, на участке начального изнашивания скорость изнашивания постоянная:

$$Int = Int_0; \quad hz < hz_1,$$

$$Int = Int_1; \quad hz = hz_1,$$

$$Int = Int_3; \quad hz = hz_3,$$

$$Int = Int_4; \quad hz = hz_4.$$

Модели D – скорость изнашивания есть функция величины износа на участке нормального изнашивания, а участок начального изнашивания аппроксимирован

степенной зависимостью $hz = C \cdot TT^b + 0.02$, а постоянная и показатель степени находятся для каждой кривой из соответствующих граничных условий

$$hz_1 = C \cdot TT_1^b + 0.02; \quad Int_1 = C \cdot b \cdot TT_1^{b-1}.$$

При реализации алгоритма МСА для моделей С и D в качестве исходных данных включены дополнительные точки, число которых по каждому участку кривой износа пропорционально соответствующей скорости изнашивания.

Основные характеристики моделей и их погрешности приведены в табл.2.4, где Q_{ksr} – средняя квадратичная погрешность.

Таблица 2.4

Характеристики многофакторных полиномиальных моделей скорости изнашивания

Группа моделей	Но-мер	Число членов	Число факто-ров	Число исход-ных данных	Диапа-зон v, м/с	Число контро-льных точек	Q _{кр} , мм/мин
А	P500	72	11	113	1-3.7	113	0.0028
	P502			125	0.2-3.7	125	0.0028
В	P506	119	12	339	1-3.7	339	0.0029
	P503			375	0.2-3.7	375	0.0028
С	P509	119	12	4938	0.2-3.7	4938	0.0068
Д	P510	119	12	2167	0.2-3.7	375	0.0055

Анализ данных табл. 2.4 указывает на высокую точность полиномиальных уравнений скорости изнашивания, вместе с тем проведен дополнительный анализ по возможности их использования для расчета периода резания или стойкости инструмента.

Период резания рассчитывался путем численного интегрирования с использованием полиномиального уравнения скорости изнашивания P510, которое справедливо в широком диапазоне скоростей резания и аппроксимирует все участки кривых износа. Выполнен анализ возможности численного интегрирования с использованием различных квадратурных формул.

По квадратурной формуле прямоугольников стойкость по каждой кривой износа определена как

$$T = \int_{hz_0}^{hz_{max}} dhz / \text{Int}(hz) = h \cdot [1 / \text{Int}(hz_1) + 1 / \text{Int}(hz_2) + \dots + 1 / \text{Int}(hz_n)], \quad (2.48)$$

где h - шаг по величине износа, hz_{max} - величина износа, равная принятому критерию затупления; $hz_1 = hz_0 + h/2$; $hz_2 = hz_1 + h$, т.е. функция вычисляется по серединам частных участков, hz_n - середина последнего участка.

Численное интегрирование по формуле трапеций предусматривает вычисление функций скорости изнашивания по границам участков с последующим расчетом стойкости по выражению

$$T = h \cdot \left[\frac{1}{2 \cdot \text{Int}(hz_0)} + \frac{1}{\text{Int}(hz_1)} + \dots + \frac{1}{\text{Int}(hz_{n-1})} + \frac{1}{2 \cdot \text{Int}(hz_n)} \right], \quad (2.49)$$

где $hz_1 = hz_0 + h$; $hz_2 = hz_1 + h$ и т.д., hz_n - граница последнего участка. В соответствии с квадратурной формулой Симпсона подынтегральная функция аппроксимирована участками парабол и в этом случае стойкость вычислялась как

$$T = \frac{h}{3} \cdot \left[\frac{1}{\text{Int}(hz_0)} + \frac{4}{\text{Int}(hz_1)} + \frac{2}{\text{Int}(hz_2)} + \dots + \frac{4}{\text{Int}(hz_{2n-1})} + \frac{1}{\text{Int}(hz_{2n})} \right], \quad (2.50)$$

где $2n$ - общее число участков, hz_{2n} - граница последнего участка.

Усложненная квадратурная формула Гаусса имеет вид

$$T = \sum_{k=0}^{N-1} \sum_{j=1}^n q_j \cdot \frac{h}{2 \cdot \text{Int}(hz_{kj})}, \quad (2.51)$$

где общее число частных участков N , hz_{kj} - координата узла в пределах каждого участка, q_j - вес каждого узла, n - число узлов на участке. Начальная граница каждого участка по величине износа равна

$$hz_k = hz_0 + k \cdot h, \quad k = 0, 1, 2, \dots, N - 1,$$

тогда координата узла в пределах участка составляет

$$hz_{kj} = hz_k + h/2 + x_j \cdot h/2 = hz_0 + h \cdot [k + (1 + x_j)/2],$$

где hz_0 - начальное значение износа (принято равным 0,02 мм), x_j - абсцисса узла относительно середины участка.

В примененной формуле Гаусса принято число узлов $n=5$, симметричное расположение узлов относительно середины участка, значения x_j и q_j заимствованы из [28].

Оценка точности численного интегрирования проведена по средней квадратичной Q_{ksr} , средней арифметической Q_{sr} и максимальной относительной погрешностям Otn_{max} , по рассчитанным значениям стойкости в сравнении с экспериментальными, которые установлены по кривым износа для принятых критериев затупления. На рис. 2.47 показано изменение сред-

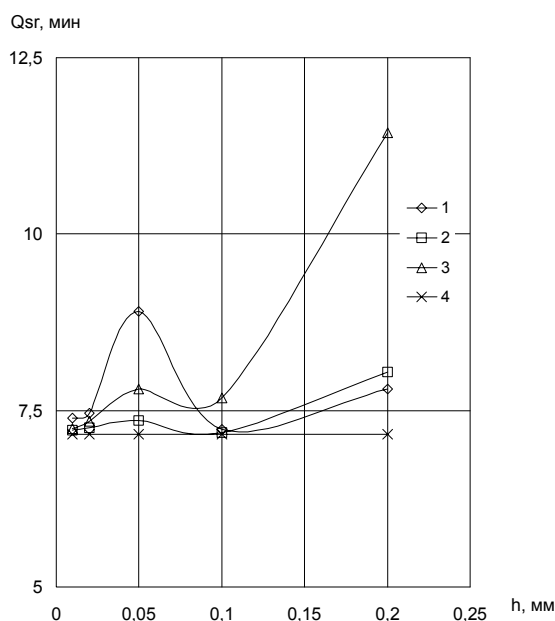


Рис.2.47. Средняя арифметическая погрешность стойкости по 125 кривым износа, расчет с использованием квадратурных формул: 1 – прямоугольников, 2 – трапеций, 3 – Симпсона, 4 – Гаусса

ней квадратичной погрешности стойкости, рассчитанной численным интегрированием с использованием уравнения скорости изнашивания P510 и различных квадратурных формул. Отмечена практически одинаковая точность расчета при шаге по величине износа 0.01–0.02 мм с абсолютно лучшими результатами по квадратурной формуле Гаусса. В качестве примера на рис. 2.48 приведены две кривые (из 125 кривых базы данных), где экспериментальные значения периода резания сопоставлены с расчетными, полученными численным интегрированием с использованием формулы Гаусса.

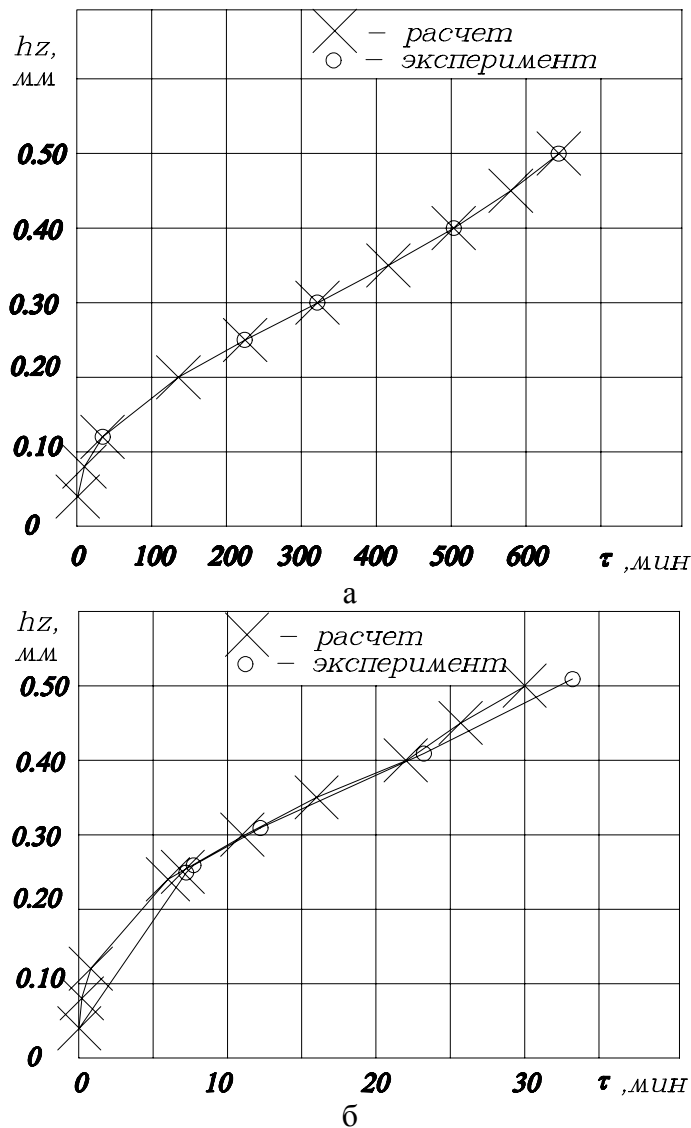


Рис.2.48. Кривые износа расчетные и экспериментальные: $t = 2.5$ мм, $s = 0.4$ мм/об; а) скорость резания 0.18 м/с, б) скорость 1.76 м/с

Общие результаты по использованию моделей скорости изнашивания для расчета периода резания приведены в табл.2.5.

Дополнительно к оценке погрешностей моделей проведен регрессионный и корреляционный анализ между расчетными и экспериментальными значениями периода резания. Показано, что связь этих случайных величин близка к линейной, коэффициент корреляции равен 0.965, а наибольший разброс характерен для значений периода резания менее 10 мин, что

Таблица 2.5

Результаты использования моделей скорости изнашивания для расчета периода резания и стойкости резцов

Номер модели	Номера контрольных точек (рис. 2.46)	Число контрольных точек	Характеристики погрешностей		
			Qsr, мин	Qksr, мин	Otn _{max}
P509	5	125	15.6	31.7	0.7
P510			11.6	20.3	1.1

P509	2, 3, 4, 5	500	12.2	26.7	1.4
P510			8.5	15.8	3.3
P509	1, 2, 3, 4, 5	625	10.0	23.8	1.7
P510			7.2	14.2	3.3

соответствует либо начальному участку изнашивания, либо форсированным режимам резания – рис. 2.49.

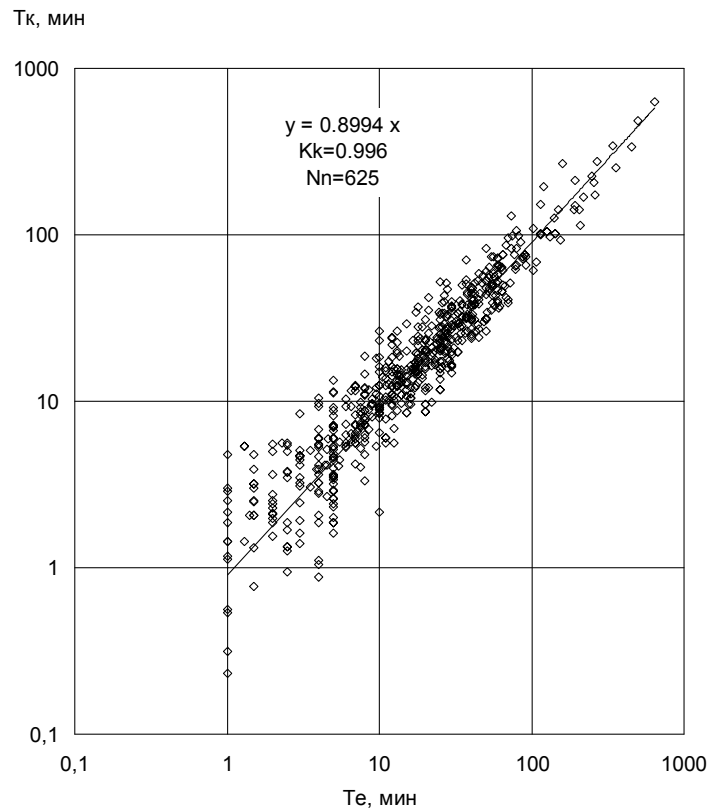


Рис.2.49. Связь расчетных и экспериментальных значений периода резания; расчет численным интегрированием с использованием полиномиальных уравнений скорости изнашивания

Проведенные исследования подтвердили эффективность разработанной методики по многофакторной аппроксимации скорости изнашивания режущего инструмента. Итоговые зависимости являются математическими уравнениями, характеризующими процесс резания и изнашивания, и могут быть использованы для оптимизации режимов и условий обработки. Например, задавая постоянное значение функции и решая полиномиальное уравнение с использованием численных методов относительно какого-либо фактора при постоянных значениях остальных факторов, можно рассчитать изолинии функции, т.е. получить представление о поведении функции в факторной плоскости. На рис. 2.50 и 2.51 показаны изолинии составляющей силы, энергозатрат, стойкости и себестоимости операции в плоскостях "подача – глубина резания", "подача – скорость резания". На основании представленных кривых можно сделать вывод о целесообразности увеличения сечения срезаемого слоя в связи со снижением энергозатрат и себестоимости операции. Обращает на себя внимание значительное влияние скорости резания и подачи на себестоимость операции, т.е. величина себестоимости может быть эффективным критерием по выбору режима резания.

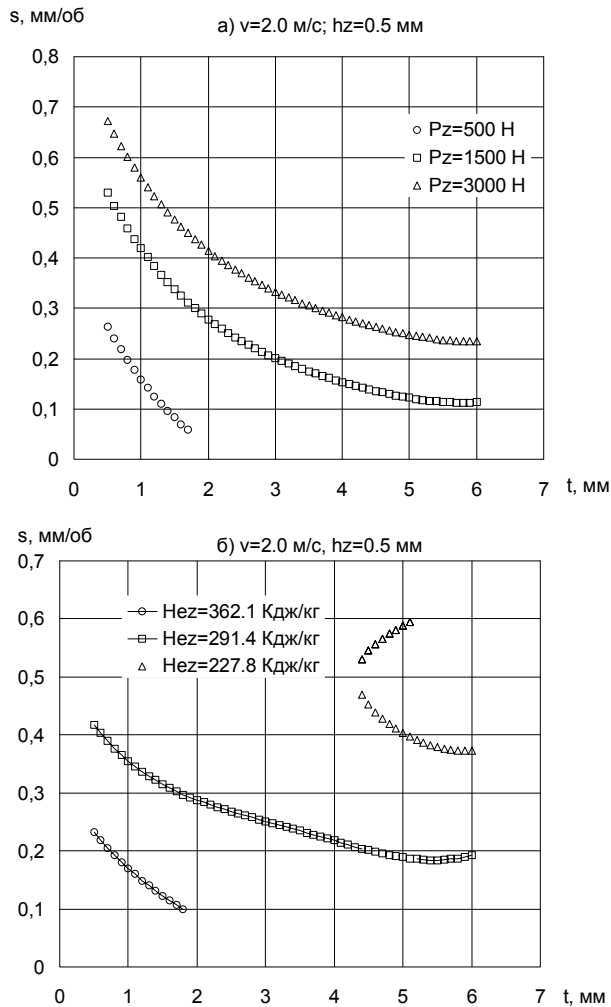


Рис.2.50. Изолинии составляющей силы P_z и энергозатрат

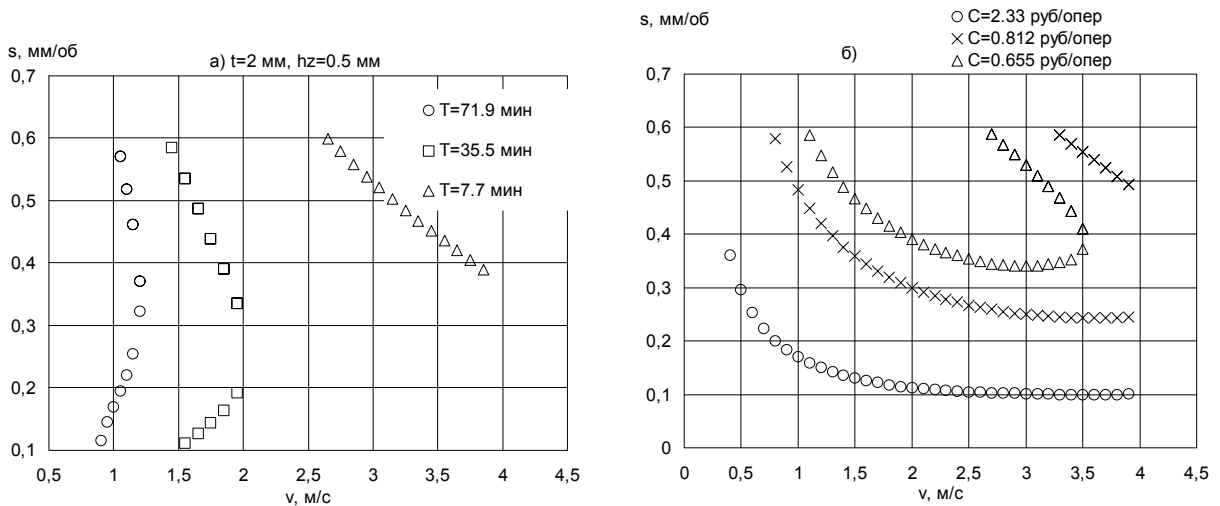


Рис.2.51. Изолинии стойкости и себестоимости операции

На скорость изнашивания режущего инструмента значительное влияние оказывает величина износа, режимные параметры, геометрические параметры инструмента – рис. 2.52, 2.53. Скорость изнашивания имеет максимум при значениях износа 0.3 – 0.45 мм, причем на кривых отсутствуют участки с постоянной скоростью изнашивания. Таким образом, по мере нарастания величины износа процесс изнашивания режущего инструмента характеризуется постоянно изменяющейся скоростью, связанной с действием таких факторов как температура, контактные нагрузки и др. Полиномиальные

уравнения открывают принципиальную возможность анализа и разработки алгоритмов оптимального управления скоростью изнашивания режущего инструмента.

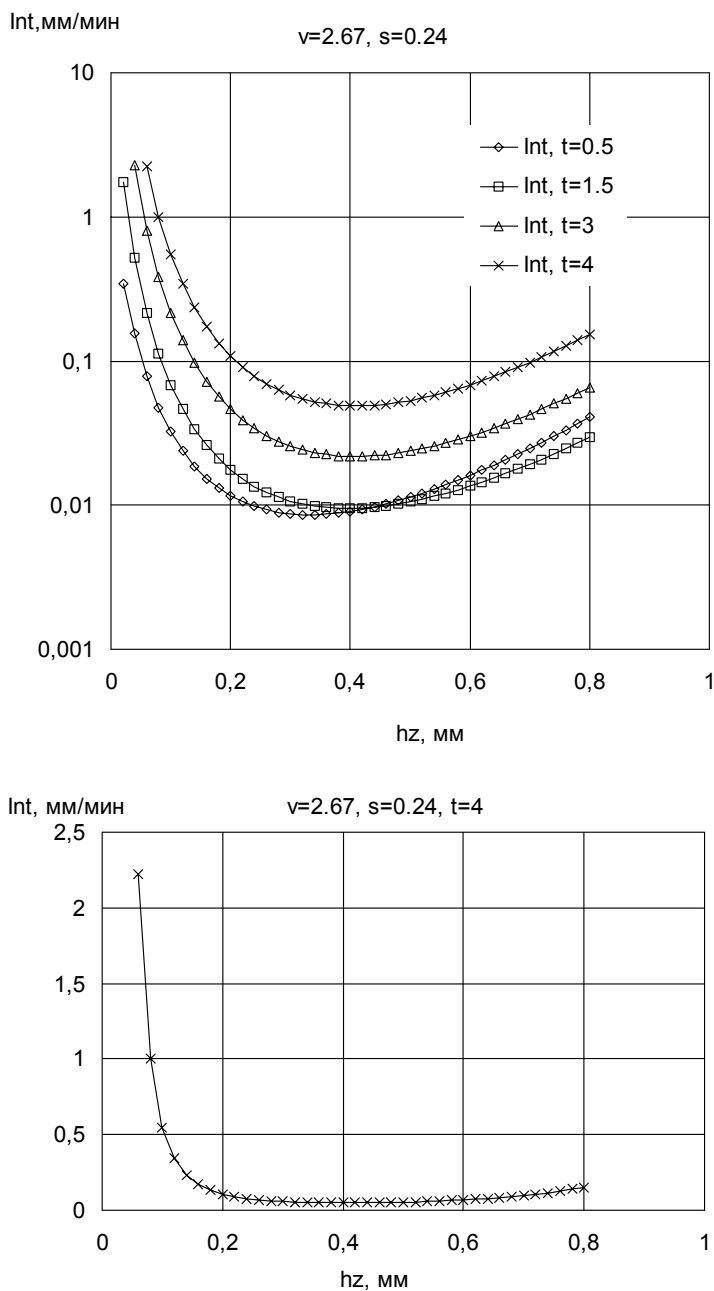


Рис.2.52. Расчетные кривые скорости изнашивания для различных глубин резания

Предложенная методика аппроксимации полиномиальными многофакторными моделями экспериментальных зависимостей резания металлов прошла дополнительную проверку при аппроксимации зависимостей, характеризующих режущие свойства сборных резцов при обработке серых чугунов. Рассмотрен ряд моделей и получены итоговые уравнения, уста-

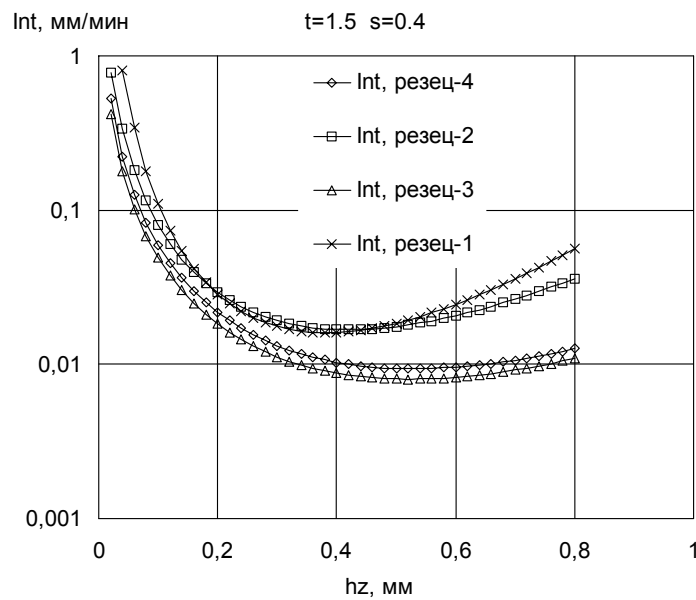
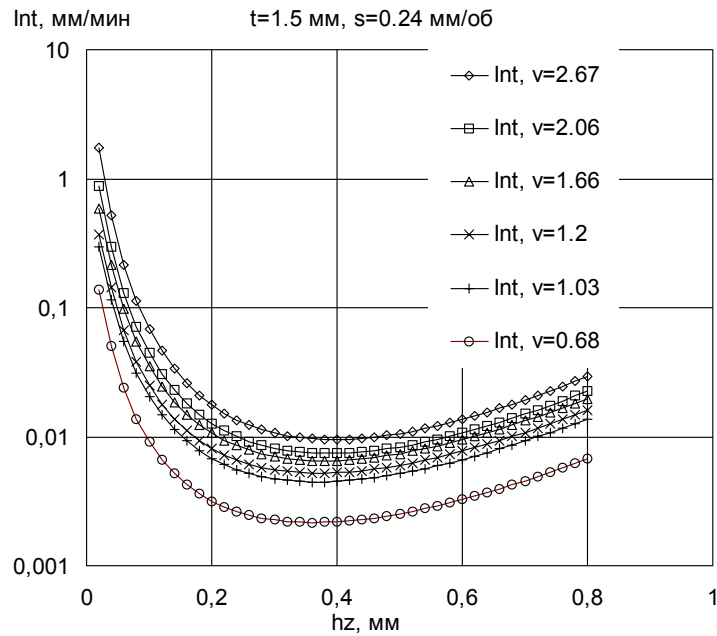


Рис.2.53. Расчетные кривые скорости изнашивания для различной скорости резания и СМП: 1 – трехгранной формы, $\varphi=90^{\circ}$; 2 – трехгранной формы, $\varphi=60^{\circ}$; 3 – квадратной формы, $\varphi=45^{\circ}$; 4 – пятигранной формы, $\varphi=45^{\circ}$

навливающие количественную связь периода резания или скорости изнашивания с действующими факторами. В частности, модель периода резания (условный номер SH301) в рамках общей функции полиномов имеет вид

$$\lg T = f(v, s, t, hz, fi0, lam0, g0, e, HB), \quad (2.52)$$

где соответствующие факторы в кодированном виде описывают влияние скорости резания (натуральные значения в пределах 0.8-3.7 м/с), подачи (0.08-0.8 мм/об), глубины (0.2-7 мм), величины износа (0.04-1.5 мм), угла в плане резца ($45-90^{\circ}$), угла наклона режущей кромки ($-3.5..5^{\circ}$), переднего угла ($-5..5^{\circ}$), угла в плане ($60-90^{\circ}$), твердости чугуна (HB 183-222).

Экспериментальная база данных, использованная в модели (2.52), включает 138 кривых износа и 671 опытную точку, где измерена величина износа 9 типов сборных резцов, оснащенных СМП трехгранной и квадратной

формы с плоской передней поверхностью из твердого сплава марки ВК6. Обработываемым материалом служил серый чугун марок СЧ20 и СЧ25 ГОСТ 1412-85.

Структура модели определена путем последовательного усложнения по критерию снижения общей погрешности, учитывает взаимодействие факторов общим порядком до IV и включает 87 члена, а соответствующие значения коэффициентов итогового уравнения получены в процессе реализации алгоритма метода стохастической аппроксимации.

Используя описанную экспериментальную базу данных, получена модель SH511, структура которой аналогична модели периода резания, а в качестве функции рассмотрена скорость изнашивания режущего инструмента. В этом случае каждая кривая износа представлена исходными значениями скорости изнашивания: по начальному участку Int_{01} , Int_{02} , Int_{03} для соответствующих величин износа 0.04, 0.07, 0.10 мм и значениями Int_1 , Int_2 , Int_3 , ... для каждой опытной точки, где измерена величина износа режущей пластины. Таким образом, в алгоритме аппроксимации было задействовано 990 исходных значений скорости изнашивания, соответствующих определенному сочетанию исследованных факторов.

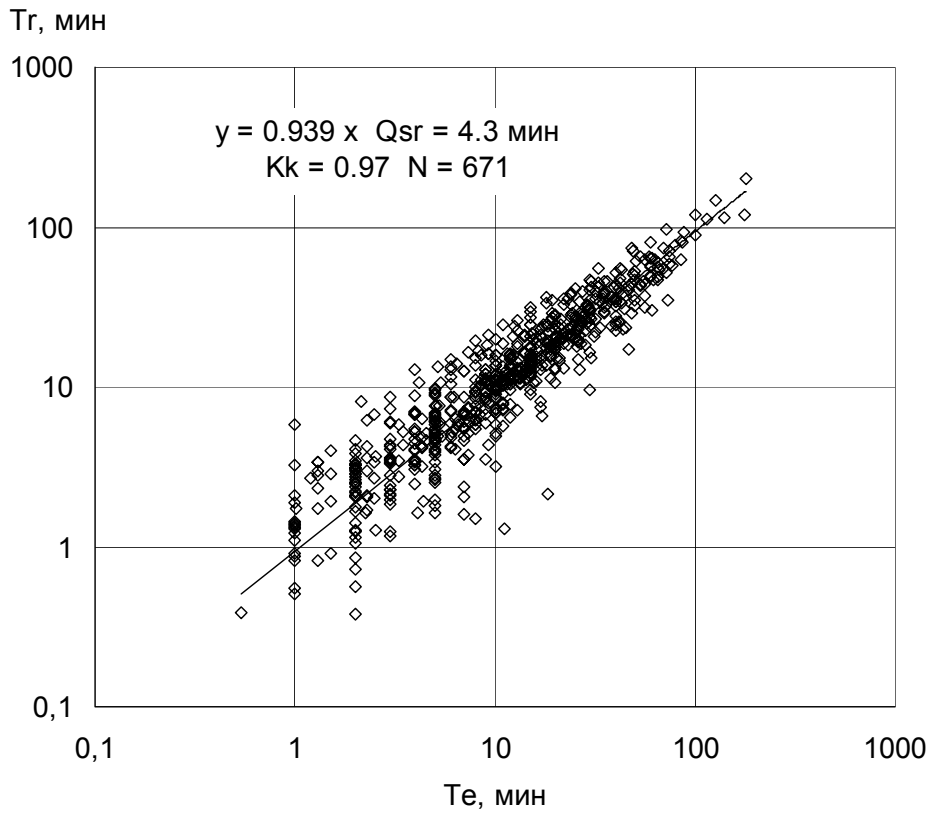
Полученные итоговые уравнения проверены по расчетам периода резания в сравнении с экспериментальными значениями, причем для уравнения SH511 применена процедура численного интегрирования по квадратурной формуле Гаусса с шагом по величине износа 0.02 мм. На рис.2.54 приведены графики, характеризующие связь расчетных и экспериментальных значений периода резания, причем эта связь близка к линейной, а средняя погрешность аппроксимации составляет около 4 мин. Величина этой погрешности сопоставима с погрешностью опыта, которая определена по дополнительным расчетам и составляет 5 мин (глубина 1 мм, подача 0.2 мм/об, диапазон скоростей резания 1.2-2.5 м/с – 23 кривых износа).

Анализ итогового уравнения показывает, что на скорость изнашивания оказывают влияние все исследованные факторы. В частности, скорость изнашивания зависит от режимных параметров, твердости обрабатываемого материала, главного угла в плане режущего инструмента (рис. 2.55).

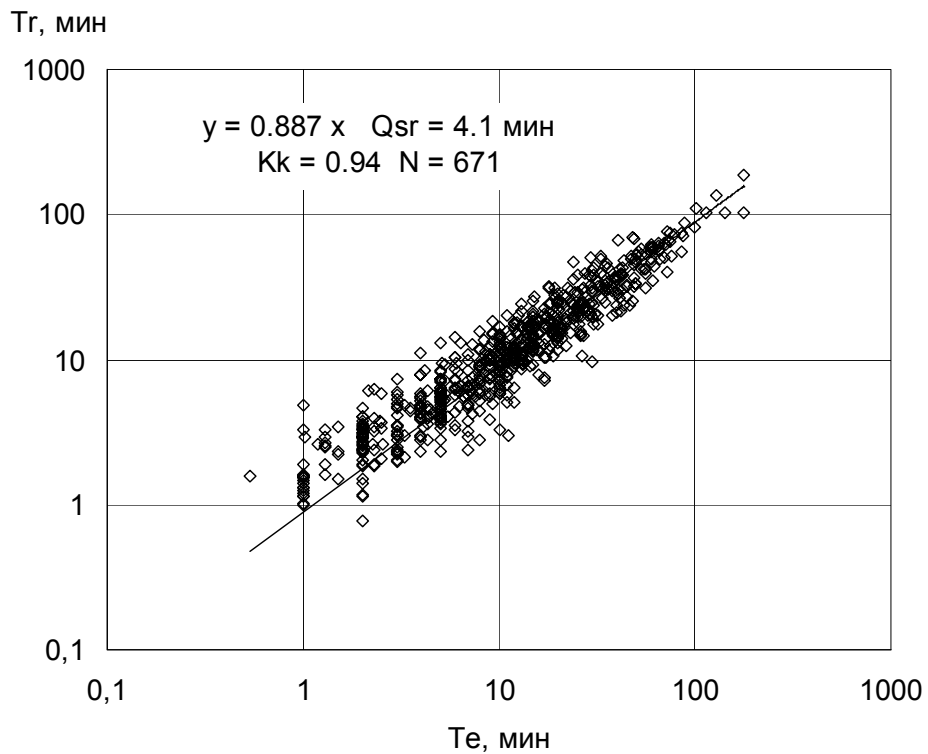
Влияние марки инструментального материала изучено в рамках модели SH513, где скорость изнашивания есть функция скорости резания, величины износа, предела прочности при изгибе

$$\lg(Int) = f(v, hz, \sigma_{ai}), \quad (2.53)$$

где факторы в кодированном виде представлены в диапазоне значений: скорость 1-7 м/с, величина износа 0.04-0.8 мм, предел прочности при изгибе инструментального материала 600-1700 МПа. Итоговое полиномиальное уравнение включает 28 членов и справедливо при постоянных значениях режимных параметров: глубина резания 1 мм, подача 0.2 мм/об – при обработке серого чугуна твердостью HB 200 резцом с пластиной трехгранной

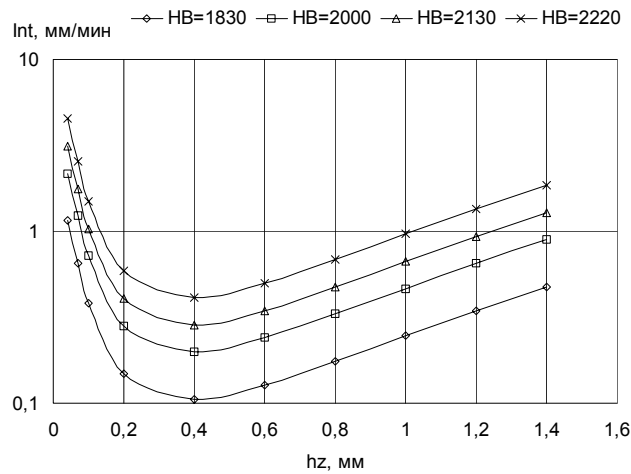
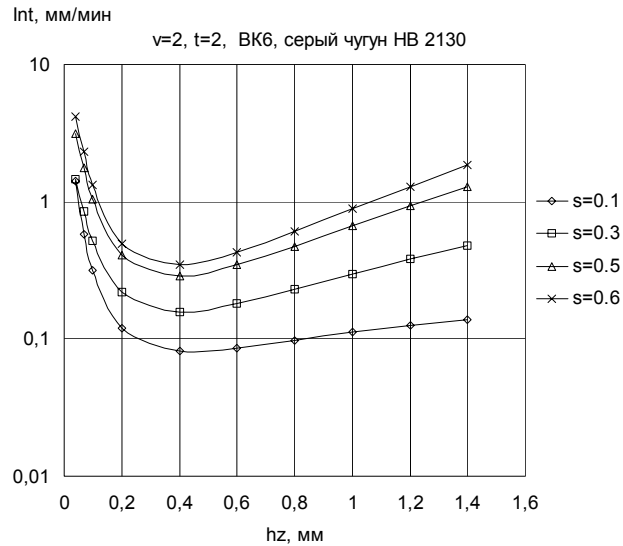


а



б

Рис.2.54. Связь расчетных и экспериментальных значений периода резания:
 а) – расчет по полиномиальной модели SH301, б) – расчет численным интегрированием по модели скорости изнашивания SH511



а

б

Рис.2.55 Влияние величины износа на скорость изнашивания для различной подачи (а) и при обработке серого чугуна различной твердости (б)

формы с главным углом в плане 90° . Экспериментальная база данных включает 19 кривых износа и содержит 180 значений скорости изнашивания режущих пластин из режущей керамики марки ВЗ и твердых сплавов марок ВКЗМ, ВК6, ВК6ОМ, ВК8.

Отдельные стойкостные кривые, характеризующие режущие свойства пластин из указанных инструментальных материалов, приведены на рис.2.57. Можно отметить существенное преимущество по допустимой

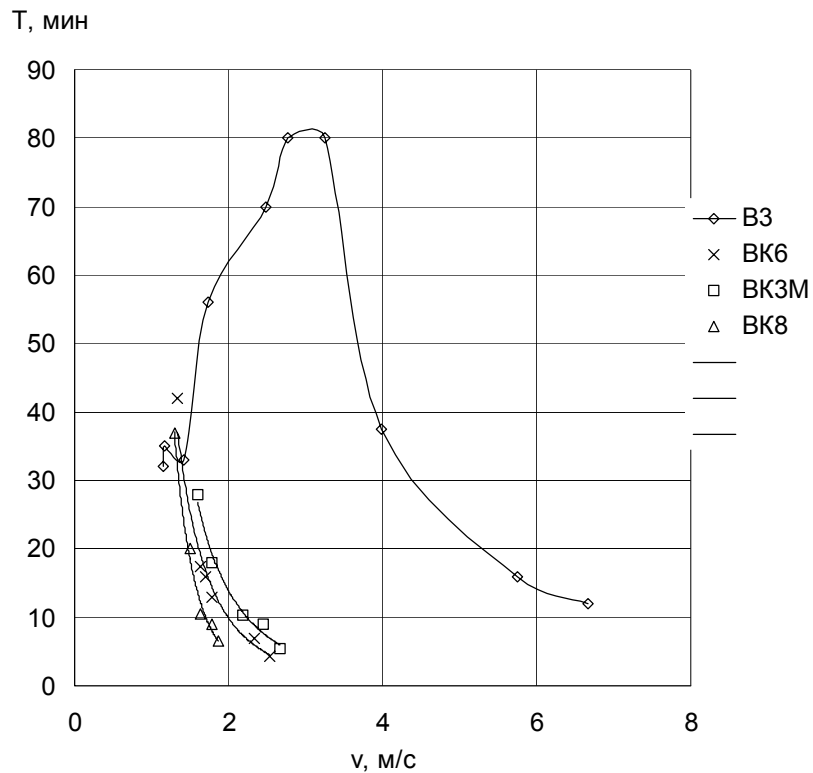


Рис.2.57. Стойкостные зависимости для резцов с пластинами из различных инструментальных материалов СЧ; 200В; $t=1$; $S=0,2$; $h_z=0,5$ скорости резания режущей керамики по сравнению с твердыми сплавами, которое проявляется на чистовых режимах и при достаточной жесткости технологической системы.

Скорость изнашивания тесно связана с маркой инструментального материала, а итоговое уравнение в рамках модели (2.53) нашло проверку по связи расчетных значений периода резания, полученных численным интегрированием, с экспериментальными данными – (рис.2.58).

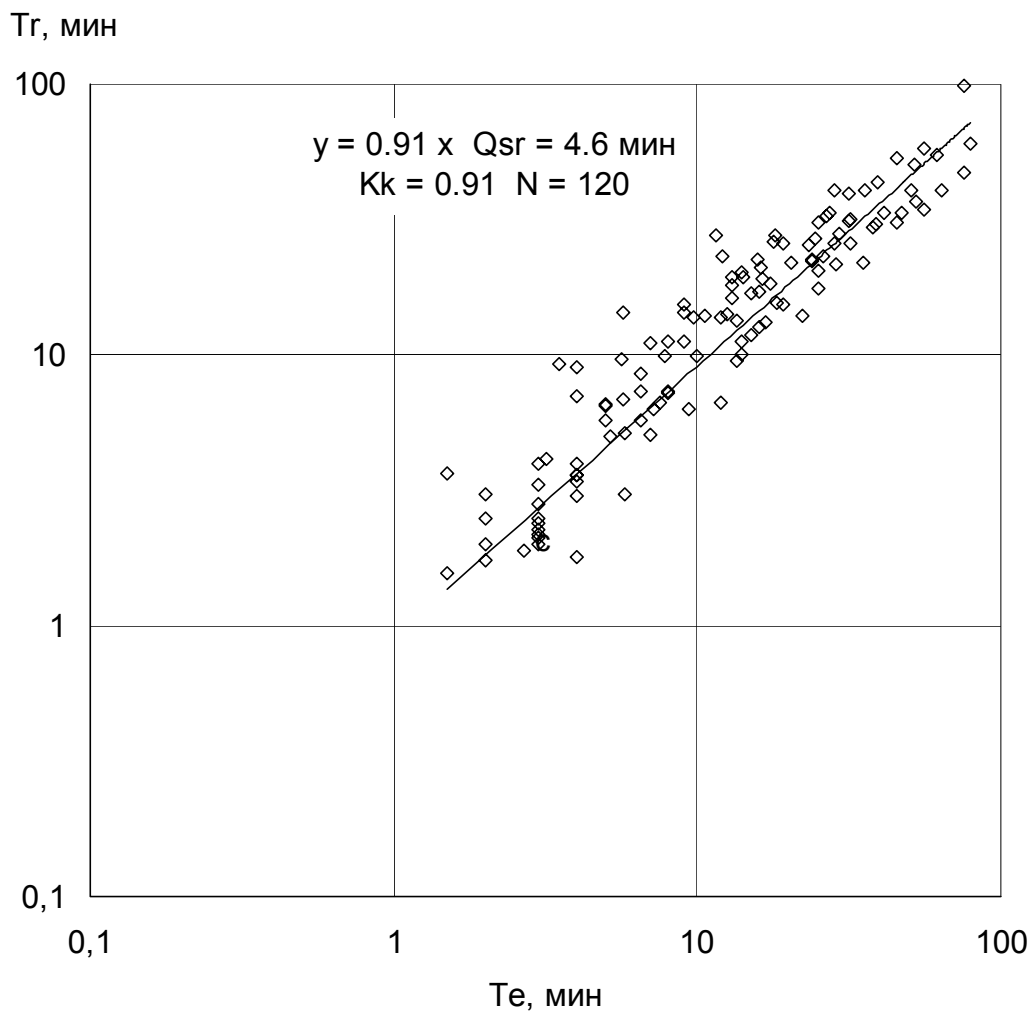


Рис.2.58. Расчетные зависимости скорости изнашивания и связь расчетных и экспериментальных значений периода резания; расчет по модели SH513 для различных инструментальных материалов

Разработанная методика аппроксимации функций нескольких переменных рекомендована для использования при проведении экспериментов в различных областях науки и техники.

3 ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ НА СТОЙКОСТЬ И СИЛУ РЕЗАНИЯ

3.1 Обработка серого чугуна

Экспериментальные исследования проводились на заготовках-трубах из серого чугуна СЧ25 (3,00-3,20% С; 1,70-1,78% Si; 0,63-0,67% Mn; 0,10-0,12% P; 0,15-0,17% S; 0,10-0,21% Ni; 0,13-0,24% Cr; 206-222 НВ; $\sigma_{и}=447-520$ МПа) и СЧ20 (3,20% С; 2,22% Si; 0,73% Mn; 0,15% P; 0,17% S; 0,12% Ni; 0,22% Cr; 180 НВ).

В исследованиях принимали участие резцы с СМП двух конструкций: ВАЗ - 10 типов; ВНИИинструмента - 6 типов (см. Приложение 1). Формы сменных многогранных пластин: трехгранная; трехгранная с задним углом; квадратная; квадратная с задним углом; неправильная трехгранная с отверстием; квадратная с отверстием; пятигранная с отверстием; шестигранная с отверстием; параллелограммная с углом при вершине 55° ; ромбическая с углом при вершине 80° . Последние шесть форм имели стружечные канавки с одной стороны.

3.1.1 Влияние элементов режима резания

Стойкость резцов с СМП определялась по кривым, отображающим зависимость «износ задних поверхностей - период резания», для принятого критерия допустимого износа. С целью установления математической модели для зависимости «стойкость - скорость резания» на стадии предварительных экспериментов была проведена серия опытов в диапазоне скорости резания 0,83 - 2 м/с (рис.3.1,а).

Результаты этих экспериментов, нанесенные на двойные логарифмические шкалы (рис.3.1,б), показали, что при стойкости $T = 10 - 80$ мин искомая зависимость представляет собой прямую линию, параметры которой можно определить методом наименьших квадратов. В качестве исходной математической модели принята степенная функция вида [14]

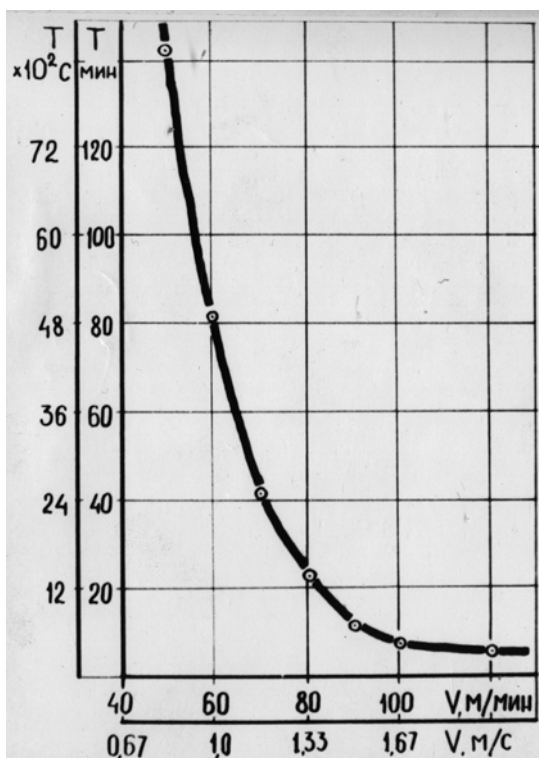
$$V = \frac{C_v}{T^m}, \quad (3.1)$$

где C_v - постоянный коэффициент;

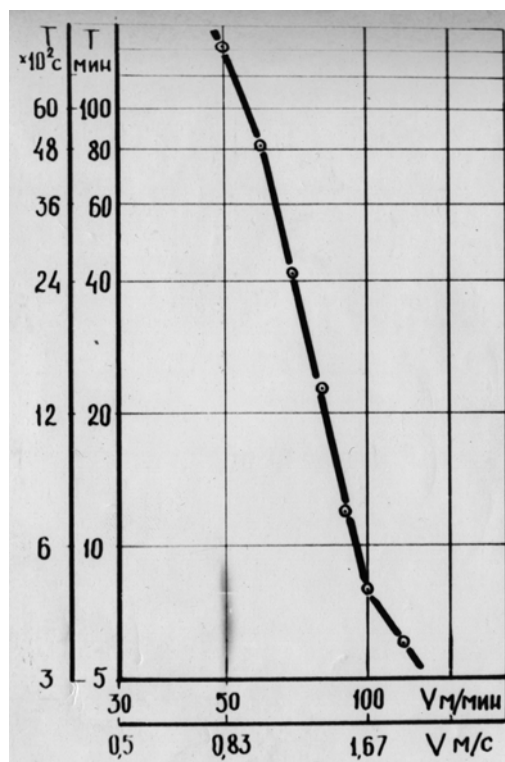
m - показатель относительной стойкости.

Влияние скорости резания, глубины резания и подачи на стойкость изучалось резцом конструкции ВАЗ, оснащенным трехгранной пластиной правильной формы 01111-16408 ВК6 ГОСТ 19043-80, со следующими геометрическими параметрами: $\alpha = 5^\circ$, $\gamma = -5^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $\varphi_1 = 30^\circ$, $\lambda = 5^\circ$ и $r = 0,8$ мм. Обработка производилась без применения СОЖ.

Для каждого уровня глубины резания устанавливалась частная зависимость «стойкость - скорость резания» при подаче $S = 0,5 \text{ мм / об}$. С уве-



а



б

Рис.3.1. Характер зависимости «стойкость - скорость резания». СЧ25 -ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $t=2 \text{ мм}$; $S=0,5 \text{ мм/об}$: а - в декартовых координатах; б - в двойных логарифмических координатах

личением глубины резания стойкость и соответствующая ей скорость резания монотонно снижаются (рис.3.2 и 3.3).

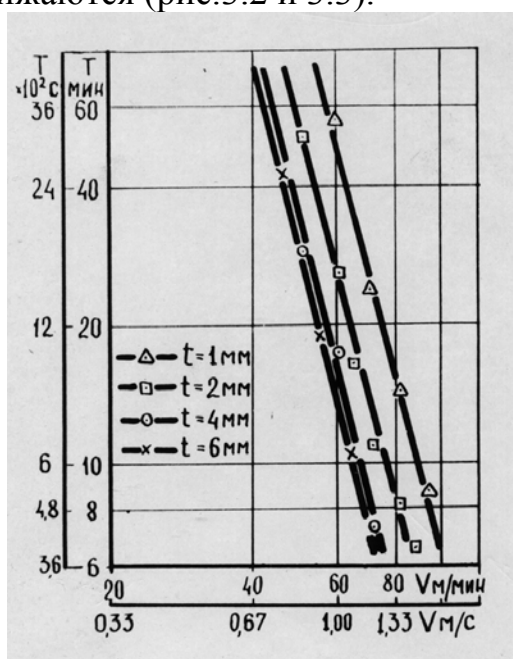


Рис.3.2. Влияние скорости и глубины резания на стойкость: СЧ25 -ВК-6; резец - ВАЗ, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $S=0,5$ мм/об

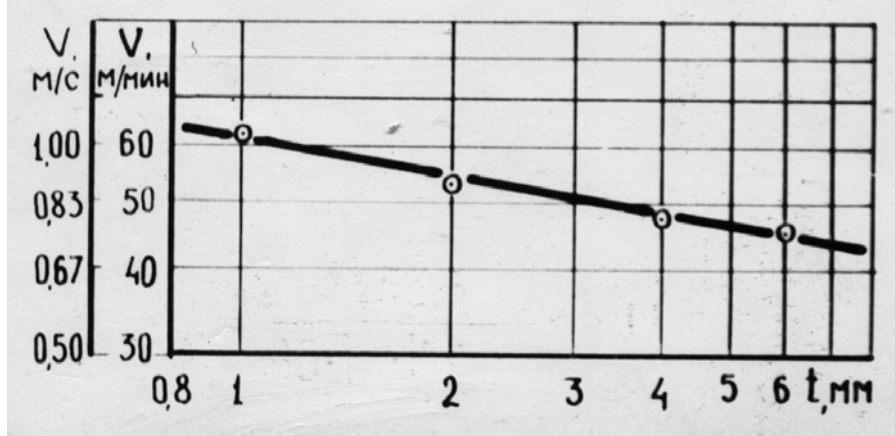


Рис.3.3. Влияние глубины резания на скорость резания при $T=45$ мин: СЧ25 - ВК6; резец -ВАЗ, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $S=0,5$ мм/об

Результаты аппроксимации полученных частных зависимостей по формуле (3.1) даны в табл.3.1.

Таблица 3.1

Глубина резания t, мм	Постоянные величины в формуле (3.1)	
	C_v	m
1	156,6	0,24
2	132,0	0,24
4	116,5	0,24
6	114,3	0,24

Постоянное значение показателей относительной стойкости m свидетельствует об отсутствии взаимного влияния на стойкость между скоростью и глубиной резания. Формула совместного влияния глубины резания и стойкости на скорость резания получена объединением приведенных на рис.3.2. и 3.3. зависимостей:

$$V = \frac{153,3}{60 \cdot T^{0,24} \cdot t^{0,18}}, \text{ м/с.} \quad (3.2)$$

Эксперименты, проведенные для пяти значений подачи, показали (рис.3.4), что с увеличением подачи уменьшается стойкость резца при постоянной скорости резания или скорость резания при постоянной стойкости. Аппроксимация опытных данных методом наименьших квадратов позволила получить частные зависимости типа (3.1), значения постоянных в которых приведены в табл.3.2.

Таблица 3.2

Подача S, мм/об	Постоянные величины в формуле (3.1)	
	C_v	m
0,20	183,9	0,243
0,32	158,0	0,247

0,40	137,4	0,238
0,50	132,0	0,240
0,62	118,7	0,244

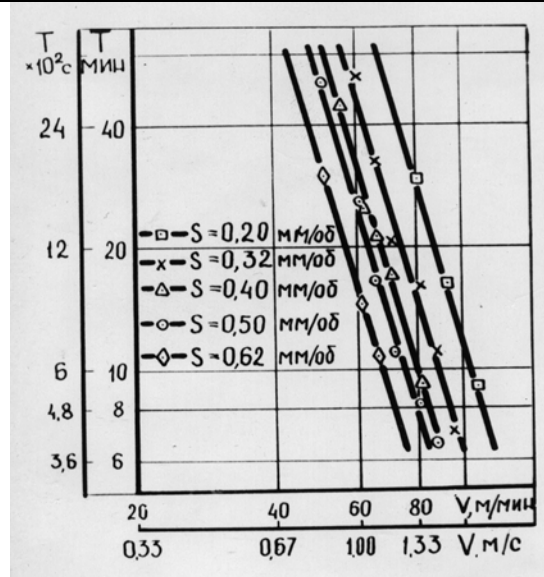


Рис.3.4. Влияние скорости резания и подачи на стойкость: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $t=2$ мм

Как следует из данных табл.3.2, налицо определенное колебание величины m , свидетельствующее о том, что в данной серии стойкостных экспериментов имеет место так называемый «веер» прямых «стойкость - скорость резания» в двойных логарифмических координатах. Определим минимальную разницу Δm , при которой необходимо учитывать это взаимовлияние в обобщенной формуле. Пусть имеем две прямые с одинаковыми C_v , но различными m :

$$V_1 = \frac{C_v}{T^{m_{\max}}}; \quad (3.3)$$

$$V_2 = \frac{C_v}{T^{m_{\min}}}. \quad (3.4)$$

Зададимся точностью расчета V равной 5% при $T = 45$ мин. Тогда, поделив (3.3) на (3.4), получим:

$$45^{m_{\max} - m_{\min}} \leq 1,05. \quad (3.5)$$

Отсюда имеем

$$\Delta m \leq 0,012.$$

(3.6)

Таким образом, если колебание величины m в данной группе экспериментов меньше 0,012, то наблюдаемый разброс связан с ошибками опытов и им можно пренебречь. В этом случае рассчитывается средняя величина $m_{\text{ср}}$:

$$m_{cp} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n m_i, \quad (3.7)$$

где n - число зависимостей « $T - V$ » в рассматриваемой группе опытов.

Затем производится корректирование постоянных величин C_v :

$$\lg C_{vj} = \frac{1}{n} \cdot \left(\sum_{i=1}^n \lg V_{ji} - m_{cp} \cdot \sum_{i=1}^n \lg T_{ji} \right), \quad (3.8)$$

где j - номер кривой «стойкость - скорость резания».

Если $\Delta m > 0,012$, то имеется существенное взаимовлияние между исследуемым фактором и стойкостью, что отражается в результирующей формуле с помощью непрерывной или дискретной (для качественных факторов) поправки к показателю относительной стойкости.

Из данных табл.3.2 видно, что колебание показателя относительной стойкости в зависимости от подачи не превышает предельного уровня и его среднее значение составляет 0,24.

На рис.3.5 построена зависимость скорости резания от подачи для значения $T = 45$ мин. Объединение полученных частных зависимостей дало следующую формулу влияния стойкости и подачи на скорость резания:

$$V = \frac{99,4}{60 \cdot T^{0,24} \cdot S^{0,38}}, \text{ м/с.} \quad (3.9)$$

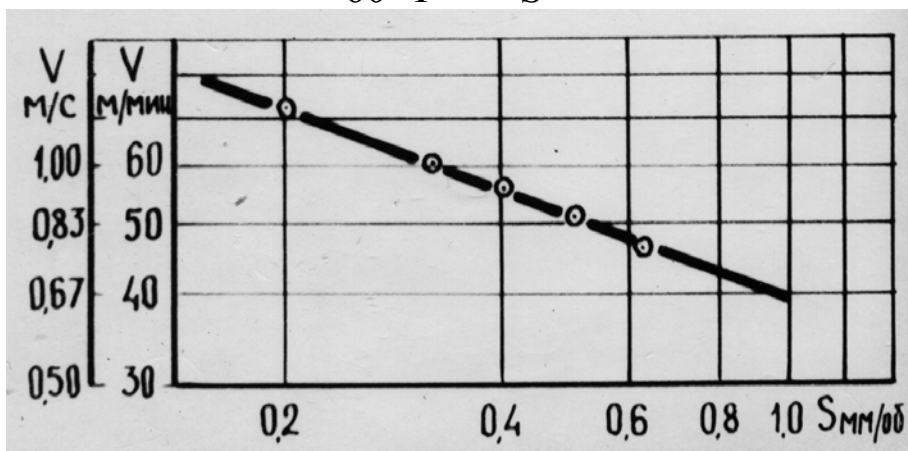


Рис.3.5. Влияние подачи на скорость резания при стойкости $T=45$ мин: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $t=2$ мм

Все кривые износа получены до величин h_{3max} , достигающих 2 мм. С целью учета в общей формуле возможного изменения критерия допустимого износа при расчете по ней скорости резания были построены зависимости «стойкость - скорость резания» при $h_3 = 0,8; 1,0; 1,5$ и $2,0$ мм, одна из которых для $S = 0,62$ мм / об показана на рис.3.6.

Зависимость $V = f(h_3)$ для каждой подачи (рис.3.7) описывается выражение вида

$$V = C_{h_3} \cdot h_3^z, \quad (3.10)$$

значения постоянных, в которых приведены в табл.3.3.

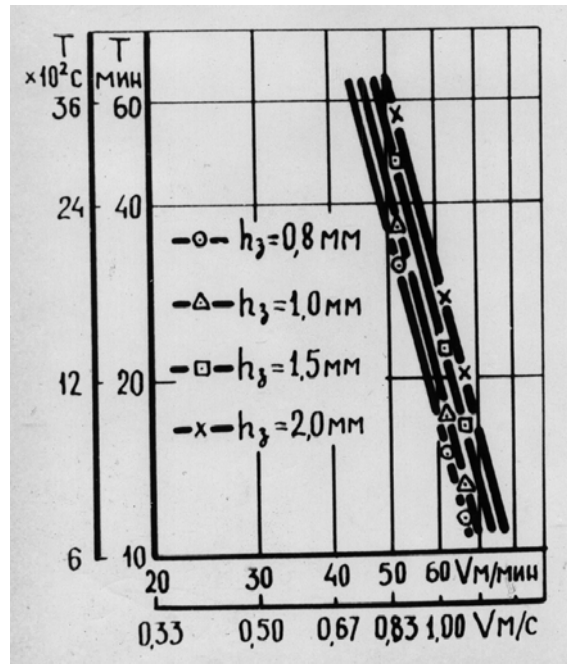


Рис.3.6. Влияние скорости резания и износа на стойкость: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,62$ мм/об

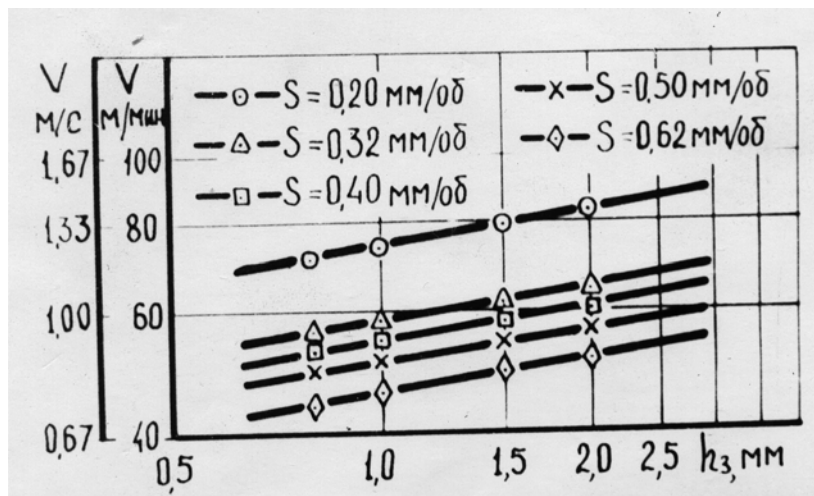


Рис.3.7. Влияние износа и подачи на скорость резания при стойкости $T=45$ мин: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $t=2$ мм

Таблица 3.3

Подача S , мм/об	Постоянные величины в формуле (3.10)	
	C_{h_3}	z
0,20	74,2	0,163
0,32	58,0	0,157
0,40	55,3	0,146
0,50	51,0	0,151

0,62	46,0	0,162
------	------	-------

Определим, можно ли пренебречь наблюдаемым разбросом показателей при h_3 . Для этого по аналогии с вышерассмотренным зададимся 5%-й точностью расчета скорости резания при $h_3 = 0,8$ мм. Тогда выражение (3.5) примет следующий вид:

$$0,8^{\Delta z} \leq 1,05 \quad (3.11)$$

и отсюда

$$\Delta z \leq 0,218. \quad (3.12)$$

Согласно данным табл.3.3 $\Delta z = 0,017 < 0,218$, что свидетельствует об отсутствии взаимного влияния износа и подачи на скорость резания. Аналогичная проверка показала отсутствие взаимовлияния также между глубиной резания и износом. Объединение частных зависимостей для базового сочетания факторов ($t=2,0$ мм; $S=0,5$ мм/об) дало следующее выражение:

$$V = \frac{134,4 \cdot h_3^{0,16}}{60 \cdot T^{0,24}}, \text{ м/с.} \quad (3.13)$$

Опыты по выявлению влияния режимов резания на силу резания выполнялись резцом конструкции ВА3, оснащенным трехгранной пластиной правильной формы с задним углом 01331-160308 ВК6 ГОСТ 19045-80 со следующими геометрическими параметрами: $\alpha = 6^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $\varphi_1 = 30^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $r = 0,8$ мм. Базовое сочетание параметров режима резания: $V=1,0$ м/с, $t = 2$ мм, $S = 0,57$ мм / об. Работа без СОЖ. Каждая экспериментальная точка повторялась не менее пяти раз. Скорость резания изменялась в пределах от 0,33 до 1,67 м/с (рис.3.8). Опыты показали, что с увеличением скорости резания все составляющие силу резания монотонно

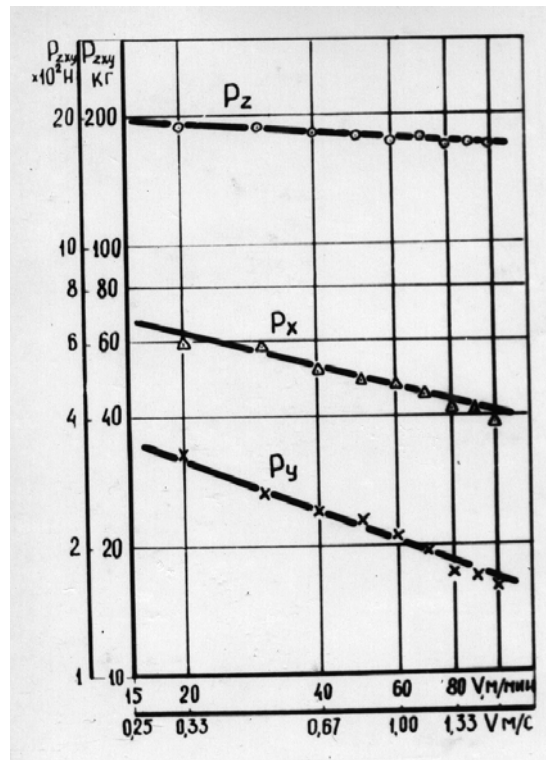


Рис.3.8 Влияние скорости резания на составляющие силу резания: СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=90^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,57$ мм/об

уменьшаются, причем медленнее остальных составляющая P_z , а интенсивнее - P_y . Соответствующие аппроксимационные формулы имеют вид

$$P_z = 235,6 \cdot V^{-0,07}; \quad (3.14)$$

$$P_y = 122,4 \cdot V^{-0,44}; \quad (3.15)$$

$$P_x = 138,0 \cdot V^{-0,27}. \quad (3.16)$$

Измерение площади контакта стружки с передней поверхностью показали, что с увеличением скорости резания площадь контакта увеличивается, и при постоянной величине напряжений на условной поверхности сдвига это должно приводить к увеличению силы резания. На самом деле составляющие силу резания уменьшаются (см.рис.3.8). Поэтому величины касательных и нормальных напряжений в зоне контакта не остаются постоянными с увеличением V , а снижаются, причем вызванное этим уменьшением снижение силы резания перекрывает влияние увеличения площади контакта стружки с передней поверхностью. Фактическая зависимость $P = f(V)$ интегрирует действие обоих процессов.

Одновременно с исследованием влияния глубины резания и подачи на составляющие силу резания проводилось сравнение трех схем проведения экспериментов, так называемого «классического» метода, когда каждый фактор изменяется в отдельности при всех возможных сочетаниях остальных, метода «крест», при котором выбирается базовое сочетание факторов и через эту точку проходят линии изменения каждого фактора, и

получившего в последнее время широкое распространение метода планирования факторных экспериментов. Такое сравнение необходимо в связи с тем, что при разработке нормативных материалов к исходным данным предъявляются повышенные требования по их достоверности и поэтому возникает вопрос о целесообразности применения указанных выше методов для получения надежных результатов. Критерием сравнения этих методов может служить получаемая точность аппроксимации зависимости функции отклика (в данном случае - силы резания) от исследуемых факторов.

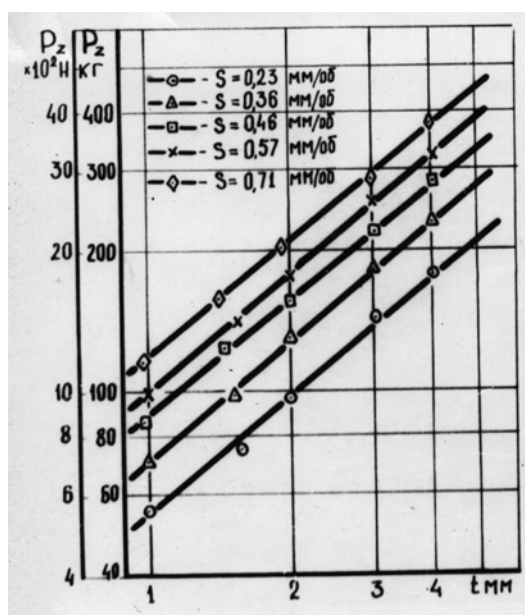
Глубина резания принимала следующие значения: 1,0; 1,5; 2,0; 3,0; 4,0мм, а подача: 0,23; 0,36; 0,46; 0,57; 0,71 мм/об. Рандомизация опытов проводилась в соответствии с табл.3.4. Если в «классическом» эксперимен-

Таблица 3.4

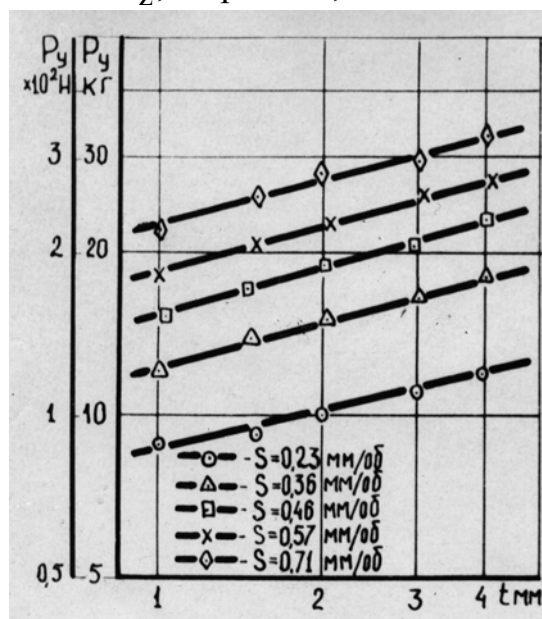
Глубина резания, мм	Порядковый номер опыта при подаче, мм/об				
	0,23	0,36	0,46	0,57	0,71
1,0	17	9	24	1	14
1,5	20	6	21	3	12
2,0	16	8	23	5	13
3,0	18	10	22	2	11
4,0	19	7	25	4	15

те участвовали все опыты, то в методе «крест» - обведенные кружком, а в планировании факторных экспериментов - номера опытов, обведенные в табл.3.4 квадратами.

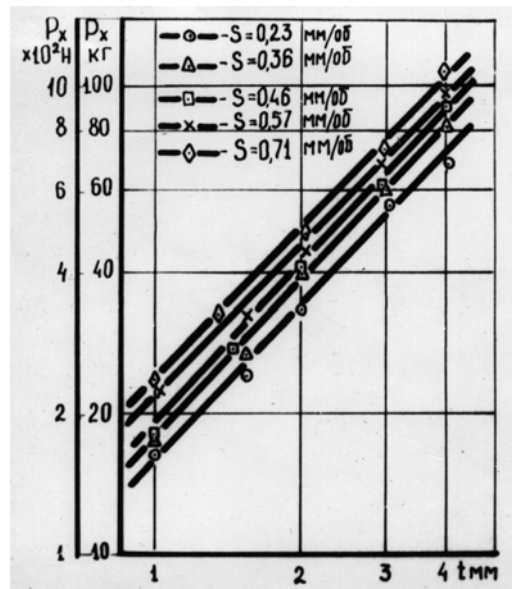
Результаты экспериментов по «классическому» варианту представлены на рис.3.9,а - для составляющей силу резания P_z , на рис.3.9,б - для сос-



а



б



В

Рис.3.9. Влияние глубины резания и подачи на составляющие P_z (а), P_y (б), P_x (в) СЧ25-ВК6; резец - ВАЗ, трехгранная пластина с задним углом, $V=1,0\text{м/с}$

ставляющей P_y и на рис.3.9,в - для P_x . Из него следует, что между подачей и глубиной резания отсутствует взаимовлияние и в качестве математической модели можно принять выражение вида

$$P_z = C_{p_z} \cdot t^{x_{p_z}} \cdot S^{y_{p_z}} ; \quad (3.17)$$

$$P_y = C_{p_y} \cdot t^{x_{p_y}} \cdot S^{y_{p_y}} ; \quad (3.18)$$

$$P_x = C_{p_x} \cdot t^{x_{p_x}} \cdot S^{y_{p_x}} . \quad (3.19)$$

Обработка результатов опытов по «классическому» методу дала общие для глубины резания и подачи зависимости следующего вида:

$$P_z = 145,7 \cdot t^{0,85} \cdot S^{0,68} ; \quad (3.20)$$

$$P_y = 28,9 \cdot t^{0,29} \cdot S^{0,78} ; \quad (3.21)$$

$$P_x = 28,9 \cdot t^{1,13} \cdot S^{0,36} . \quad (3.22)$$

Расчет результатов экспериментов, проведенных методом «крест», производился для базового сочетания факторов $t = 2\text{мм}$ и $S = 0,46\text{мм / об}$ (см.табл.3.4) и поэтому в него вошли опыты, проведенные при постоянных значениях этих величин. В итоге получено выражение для составляющей P_z вида

$$P_z = 148,5 \cdot t^{0,82} \cdot S^{0,675} . \quad (3.23)$$

В качестве метода планирования экспериментов был выбран наиболее распространенный полный факторный эксперимент типа 2^k , где k -число

исследуемых факторов. Исходная математическая модель (3.17) путем логарифмирования приводилась к уравнению плоскости:

$$\lg P_z = \lg C_{p_z} + x_{p_z} \cdot \lg t + y_{p_z} \cdot \lg S \quad (3.24)$$

или
$$y = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_1.$$

(3.25)

Для интервалов варьирования факторов выбраны следующие уровни:

глубина резания: верхний - 4,0 мм;
нижний - 1,0 мм;
подача: верхний - 0,71 мм об/мин
нижний - 0,23 об/мин.

Кодирование переменных производилось по формулам:

$$x_1 = \frac{\lg t - \lg t_{cp}}{\lg t_{cp} - \lg t_{min}}; \quad (3.26)$$

$$x_2 = \frac{\lg S - \lg S_{cp}}{\lg S_{cp} - \lg S_{min}}. \quad (3.27)$$

Матрица планирования с результатами опытов имеет следующий вид.

Таблица 3.5

№ опыта	x_1	x_2	P_{zcp} , кг	t , мм	S , мм/об
1	-	-	56,0	1	0,23
2	+	-	176,5	4	0,23
3	-	+	115,5	1	0,71
4	+	+	375,0	4	0,71

По каждой из четырех серий опытов рассчитывались дисперсии и по критерию Кохрена определялась их однородность. Далее оценивалась дисперсия воспроизводимости, рассчитывались коэффициенты регрессии и с помощью критерия Стьюдента определялась их значимость. В результате получено уравнение регрессии следующего вида:

$$y = 2,1578 + 0,2525 \cdot x_1 + 0,1605 \cdot x_2. \quad (3.28)$$

Проверка по критерию Фишера показала адекватность модели (3.25). Перейдя теперь с помощью соотношений (3.26) и (3.27) от кодированных переменных к натуральным, имеем:

$$\lg P_z = 2,145 + 0,84 \cdot \lg t + 0,66 \cdot \lg S \quad (3.29)$$

или после потенцирования

$$P_z = 139,6 \cdot t^{0,84} \cdot S^{0,66}. \quad (3.30)$$

Из формул (3.20), (3.23) и (3.30) следует, что каждый из рассмотренных методов экспериментирования дает свои оценки для постоянных величин в формуле (3.17). Сравнение их по точности аппроксимации проведем по среднеквадратическому отклонению, определяемому по всем экспериментальным точкам в соответствии с формулой:

$$S = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (y_{\text{э}} - y_{\text{р}})^2}{n - 1}}, \quad (3.31)$$

где $y_{\text{э}}$ - экспериментальное значение составляющей P_z ;

$y_{\text{р}}$ - расчетное значение P_z , определяемое по формулам (3.20), (3.23) и (3.30);

n - число экспериментов.

Эти расчеты показали (рис.3.10), что наименьшую погрешность ап-



Рис.3.10. Влияние метода проведения экспериментов на среднеквадратическое отклонение расчетных значений силы резания от экспериментальных

проксимации экспериментальных точек дает «классический» метод, а наибольшую - метод планирования факторных экспериментов. С другой стороны, для получения формулы (3.20) было проведено 125 опытов, формулы (3.23) - 45, а (3.30) - 20 опытов (с учетом повторений). Таким образом, при переходе от «классического» способа к планированию экспериментов точность аппроксимации ухудшается в 2 раза, но число экспериментов сокращается почти в 6 раз. На основании этого область применения планирования факторных экспериментов при решении задач описания монотонных зависимостей являются задачи экспресс-анализа, когда в короткий срок и с наименьшими затратами необходимо оценить функцию отклика. «Классический» метод является наиболее надежным инструментом для получения достоверных данных, необходимых при составлении технических нормативов, однако, существенный его недостаток заключается в высокой трудоемкости. Метод «крест» занимает промежуточное положение между первым и вторым методами.

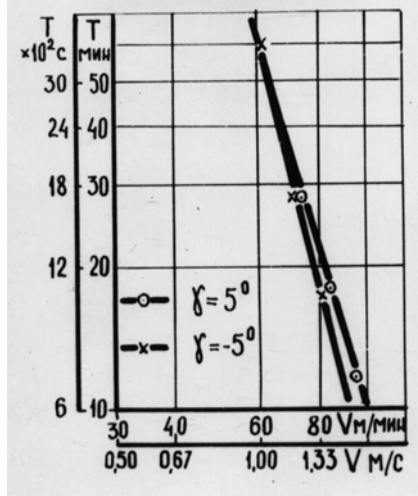
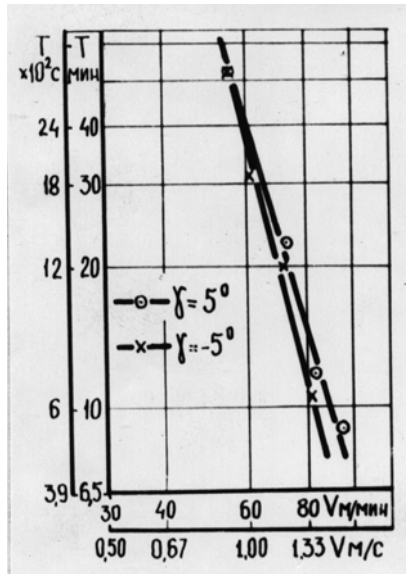
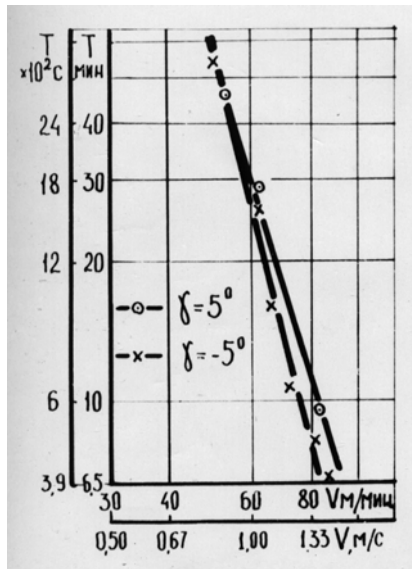
3.1.2 Влияние геометрии резца и формы СМП

В данном подразделе установлено влияние переднего угла, углов резца в плане и формы многогранной пластины на стойкость.

Одной из особенностей конструкций резцов с СМП является то, что величина переднего угла обусловлена формой применяемой пластины и способом ориентации ее в корпусе резца. Так, резцы конструкции ВАЗ, оснащенные пластинами без задних углов, имеют отрицательный передний угол $\gamma \approx -5^\circ$, а при использовании пластин с задним углом - положительный $\gamma = 5^\circ$. Стойкостные зависимости для этих резцов, сгруппированные таким образом, чтобы исключить влияние углов резца в плане, приведены на рис.3.11 и 3.12. Их анализ показывает, что трехгранные пластины с задним и без заднего угла при стойкости более 40 мин имеют одинаковые режущие свойства. При меньших значениях стойкости некоторое преимущество имеют резцы с положительным передним углом. В отличие от этого квадратные пластины с задним углом обладают меньшей стойкостью по сравнению с пластинами без задних углов (примерно на 40%). Из этого следует, что используемый чугун одинаково хорошо обрабатывается как резцами с положительными, так и с отрицательными передними углами.

Наблюдаемое различие в стойкости вызвано изменением не только переднего угла, но и других геометрических параметров при переходе от одной формы пластины к другой (см. Приложение 1). Вследствие этого влияние переднего угла резца в общей формуле скорости резания следует учитывать поправочными коэффициентами на форму пластины.

Ряд конструкций резцов с СМП, в том числе и конструкции ВАЗ, оснащаются одинаковыми режущими пластинами, но имеют различные углы в плане. Резцы с трехгранными пластинами правильной формы имеют три уровня главного и соответственно вспомогательного угла в плане: $\varphi = 90^\circ, 75^\circ$ и 60° ($\varphi_1 = 30^\circ, 45^\circ$ и 60°). Опыты показали (рис.3.13), что



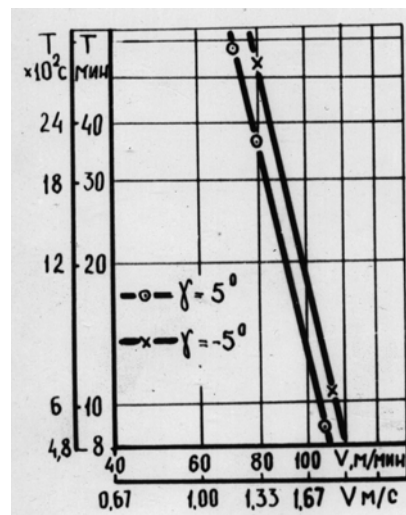
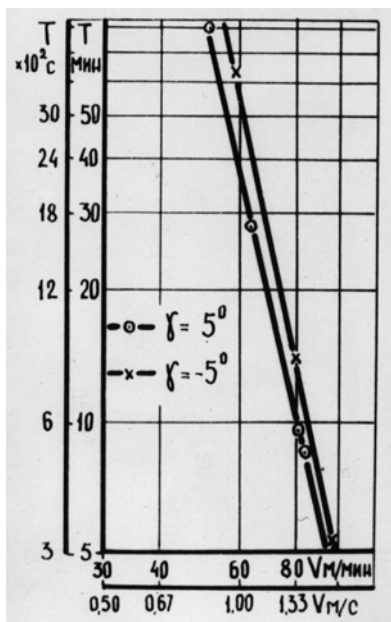
а

б

в

Рис.3.11. Влияние переднего угла реза на зависимость «стойкость - скорость резания» для трехгранных пластин: СЧ25 - ВК6; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об:

а - $\varphi=90^\circ$; б - $\varphi=75^\circ$; в - $\varphi=60^\circ$



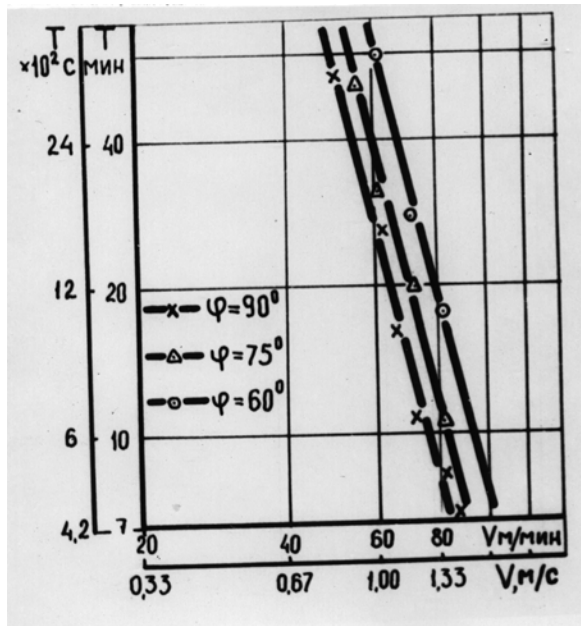
а

б

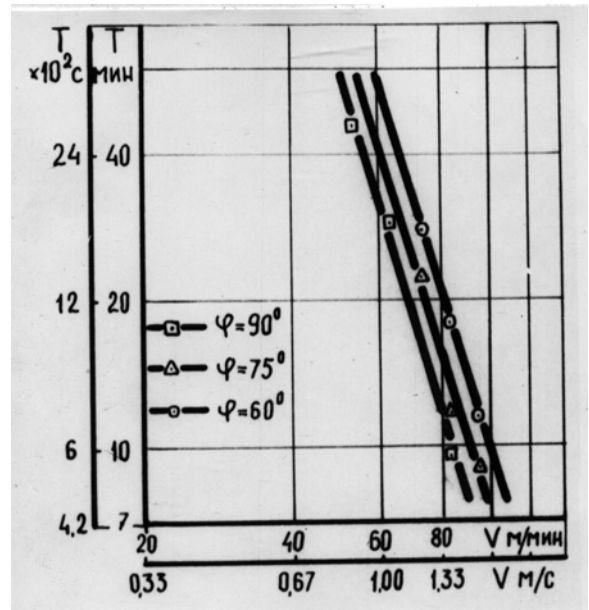
Рис.3.12. Влияние переднего угла резца на зависимость «стойкость - скорость резания» для квадратных пластин. СЧ25 - ВК6; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об:

а - $\varphi=75^\circ$; б - $\varphi=45^\circ$

как для пластин без заднего угла, так и для пластин с задним углом с уменьшением φ (увеличением φ_1) стойкость повышается. Аналогичная картина наблюдается и у резцов, оснащенных квадратными пластинами (рис.3.14) с двумя значениями φ : 75° и 45° . Результаты аппроксимации частных зависимостей «Т-V» сведены в табл.3.4.



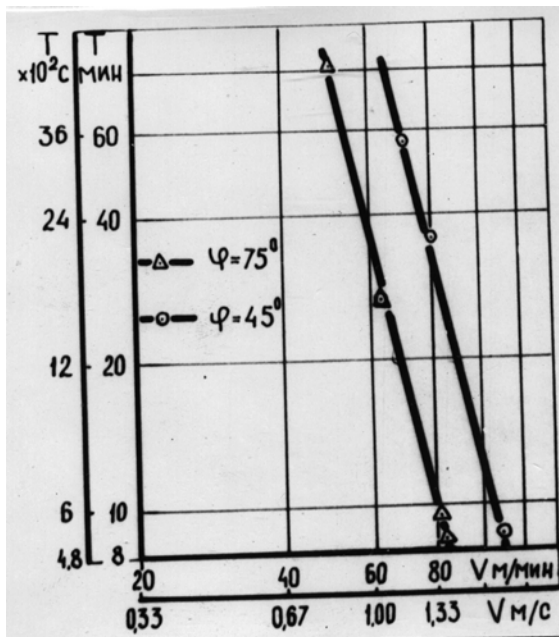
а



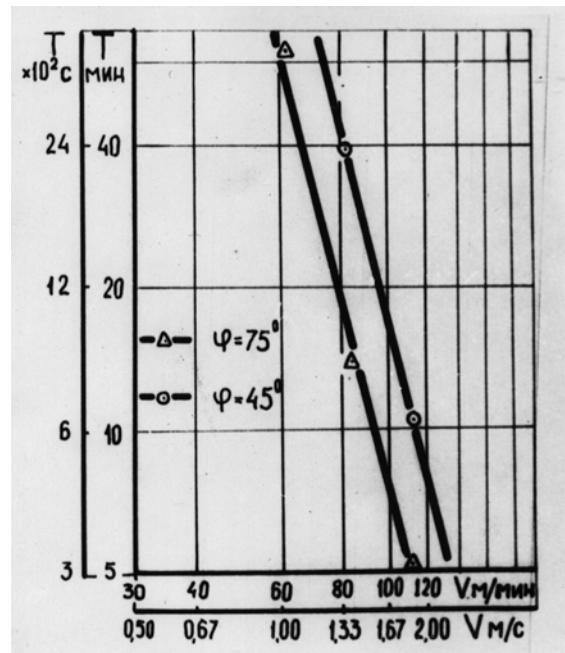
б

Рис.3.13. Влияние углов резца в плане на зависимость «стойкость - скорость резания». СЧ25-ВК6; резец - ВА3; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об:

а - трехгранная пластина; б - трехгранная пластина с задним углом



а



б

Рис.3.14. Влияние углов резца в плане на зависимость «стойкость - скорость резания». СЧ25 - ВК6; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об:
а - квадратная пластина; б - квадратная пластина с задним углом

Из данных табл.3.4 следует, что изменение углов резца в плане не оказывает влияния на величину показателя относительной стойкости M и поэтому имеет место зависимость:

Таблица 3.4.

Форма пластины	Углы в плане, град.	Постоянные величины в формуле (3.1)
----------------	---------------------	-------------------------------------

	φ	φ_1	C_v	m
Трехгранная правильной формы	90	30	132,0	0,24
	75	45	143,2	0,24
	60	60	161,5	0,24
Трехгранная правильной формы с задним углом	90	30	157,4	0,28
	75	45	170,6	0,28
	60	60	190,0	0,28
Квадратная	75	15	155,0	0,22
	45	45	190,0	0,22
Квадратная с задним углом	75	15	134,0	0,22
	45	45	176,0	0,22

$$V = \frac{C_{\varphi}}{60 \cdot \varphi^n}, \text{ м/с,} \quad (3.32)$$

постоянные величины в которой приведены в табл.3.5.

Таблица 3.5

Форма пластины	Постоянные величины в формуле (3.32)	
	C_{φ}	n
Правильная трехгранная	528,0	0,51
Правильная трехгранная с задним углом	313,2	0,39
Квадратная	351,6	0,38
Квадратная с задним углом	560,5	0,53

Таким образом, каждая форма многогранной пластины имеет свою зависимость (3.32), поэтому учесть влияние угла Φ в виде непрерывного аргумента в общей формуле скорости резания не удастся. Это задача была решена с помощью поправочных коэффициентов (табл.3.6), которые приведены для каждой формы пластины к резцу с большим углом Φ .

Сравнение показателей при Φ с данными по напаянным резцам показало, что в исследуемых условиях все влияние углов в плане можно свести к главному углу Φ , а изменение вспомогательного не оказывает на стойкость существенного влияния. Если наложить в масштабе сечение срезаемого слоя на переднюю поверхность пластины (рис.3.15), то окажется, что точка А при изменении углов в плане занимает постоянное положение на радиусной части режущей кромки, то есть условия изнашивания здесь не изменяются. Так как именно в этом месте происходит лимитирующий износ задних поверхностей многогранной пластины (см.п.2.1), то наблюдаемое повышение стойкости в основном связано с изменением соотношения между толщиной и шириной срезаемого слоя при уменьшении главного угла в плане.

Таблица 3.6

Форма пластины	Главный угол в плане Φ , град.	Поправочный коэффициент K_{φ}
Правильная трехгранная	90	1,00
	75	1,06
	60	1,22
Правильная трехгранная с задним углом	90	1,00
	75	1,09
	60	1,21
Квадратная	75	1,00

Квадратная с задним углом	45	1,23
	75	1,00
	45	1,31

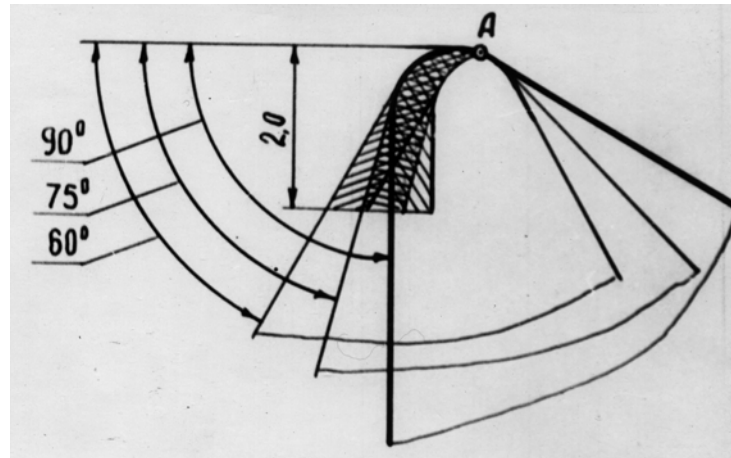


Рис.3.15. Влияние изменения углов реза в плане на форму срезаемого слоя

Из рис.3.13 следует, что уменьшение главного угла в плане на 30° привело к увеличению стойкости в 2...2,5 раза. Фотографии изношенной передней поверхности показали, что этот эффект обусловлен уменьшением длины контакта стружки с передней поверхностью, что влечет за собой согласно формуле (2.1) уменьшение глубины лунки износа (рис.3.16). Последнее приводит к отдалению во времени резания момента разрушения исходной режущей кромки и тем самым к повышению стойкости.

Исследование влияния формы многогранной пластины на стойкость проводилось резцами конструкции ВАЗ и ВНИИинструмента. Резцы конструкции ВНИИинструмента были объединены в две группы. В первую вошли резцы, отличающиеся числом граней многогранной пластины (трех-, четырех-, пяти- и шестигранные), результаты стойкостных опытов в которой приведены на рис.3.17,а. Во вторую группу вошли резцы для копирного точения с неправильной трехгранной, ромбической и параллелограммной форм, которые имеют близкие значения главного угла в плане, соответственно, $\varphi = 92^\circ$, 95° и 93° (рис.3.17,б).

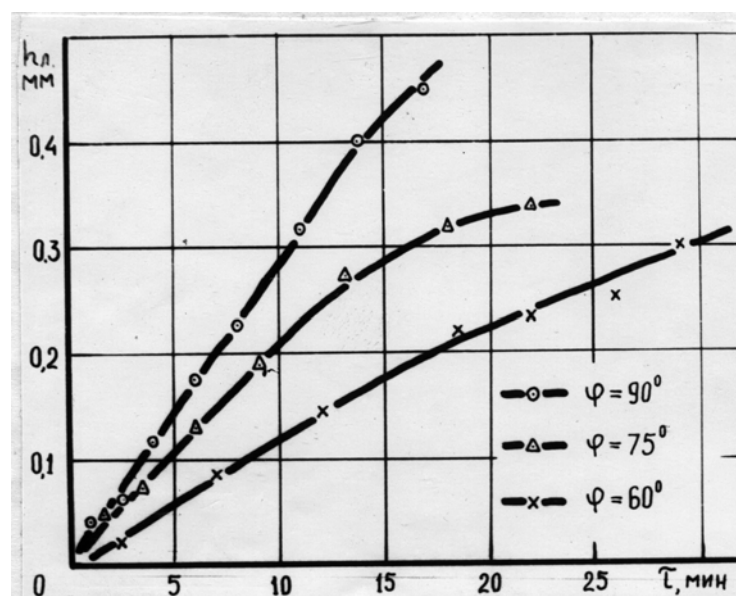
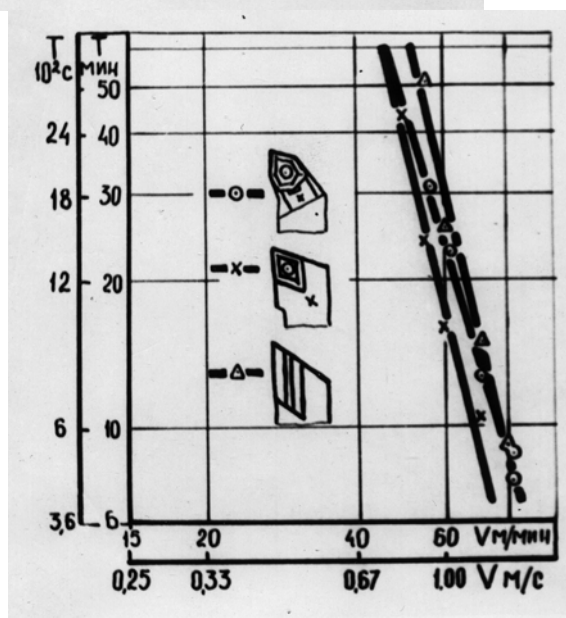
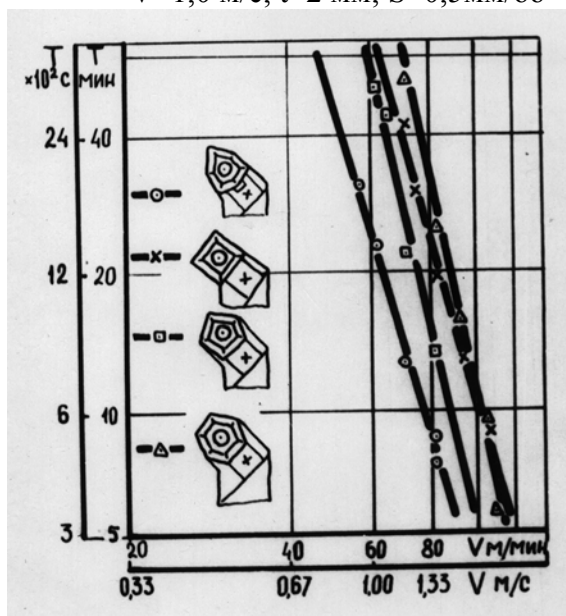


Рис.3.16. Влияние углов реза в плане на зависимость глубины лунки износа от периода резания. СЧ25 - ВК6; резец - ВАЗ, трехгранная пластина;

$V=1,0 \text{ м/с}; t=2 \text{ мм}; S=0,5\text{мм/об}$



а

б

Рис.3.17. Влияние формы многогранной пластины на зависимость «стойкость - скорость резания»; СЧ25 - ВК6; $t=2 \text{ мм}; S=0,5\text{мм/об}$; резцы ВНИИинструмента: а - первой группы; б- второй группы

Из рис.3.17,а следует, что с увеличением степени гранности пластины стойкость увеличивается. Из этой закономерности выпадает пластина пятигранной формы, имеющая в отличие от четырех- и шестигранной пластины больший угол резца в плане φ . Очевидно, что здесь преобладает влияние главного угла в плане.

Из второй группы наименьшей стойкостью обладает ромбическая, а наибольшей - параллелограммная форма пластины. Результаты аппроксимации стойкостных зависимостей для пластин обеих групп приведены в табл.3.7.

Таблица 3.7

Форма пластины	Углы в плане, град		Постоянные величины в формуле (3.1)	
	φ	φ_1	C_v	m
Неправильная трехгранная с отверстием и				

стружечными канавками	92	8	146,4	0,28
Квадратная с отверстием и стружечными канавками	45	45	190,2	0,27
Пятигранная с отверстием и стружечными канавками	60	12	146,2	0,22
Шестигранная с отверстием и стружечными канавками	45	15	164,3	0,21
Ромбическая с отверстием и стружечными канавками	95	5	114,8	0,22
Параллелограммная с отверстием и стружечными канавками	93	32	131,3	0,23

С целью отделения влияния формы многогранной пластины от влияния главного угла в плане резцы всех конструкций были сгруппированы по уровням величины Φ . Сравнение резцов, оснащенных пластинами с отверстием и стружечными канавками, с резцами конструкции ВАЗ показало (рис.3.18), что средний уровень стойкости для пластин с плоской передней поверхностью выше, чем у пластин со стружечными канавками и фаской по периметру режущей кромки. Очевидно, что при обработке серого чугуна первая форма передней поверхности является наиболее целесообразной.

Данные табл.3.4 и 3.7 свидетельствуют о том, что при переходе от одной формы пластины к другой в общем случае меняется как постоянная C_v , так и величина показателя m и колебания последней превышают предельный уровень, установленный в п.3.1.1. Поэтому влияние формы учитывалось с помощью поправочных коэффициентов в соответствии с формулой

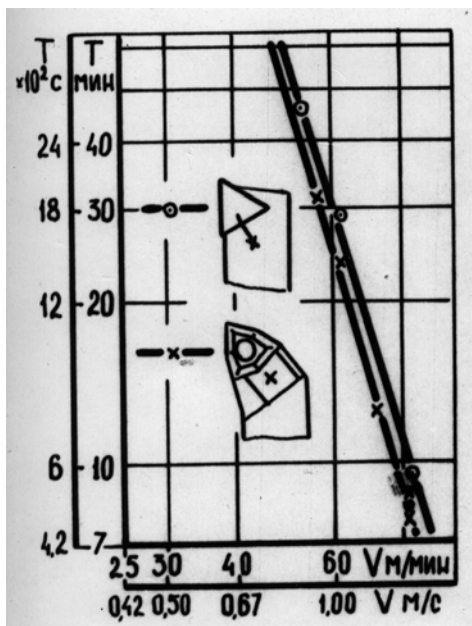
$$V = \frac{132,0}{60 \cdot T^{0,24 + \Delta m_\Phi}} \cdot K_\Phi, \text{ м/с}, \quad (3.33)$$

где K_Φ - поправочный коэффициент на постоянную величину в формуле скорости резания;

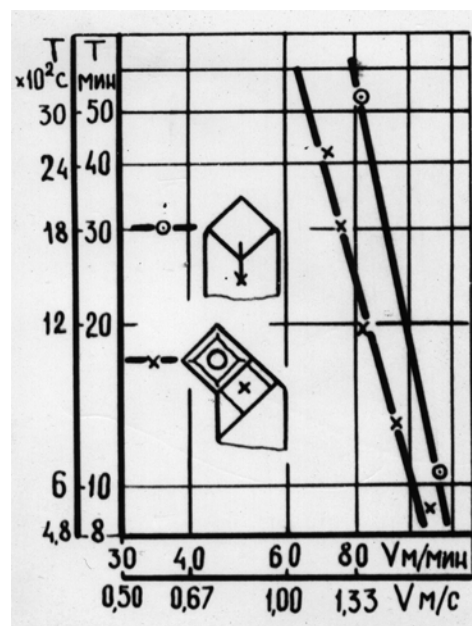
Δm_Φ - корректирующее слагаемое для показателя m .

Здесь в качестве базового резца, к которому приводятся все остальные, принят резец конструкции ВАЗ, оснащенный трехгранной пластиной правильной формы, с углом $\Phi = 90^\circ$. Величины K_Φ и Δm_Φ для исследуемых резцов сведены в табл.3.8.

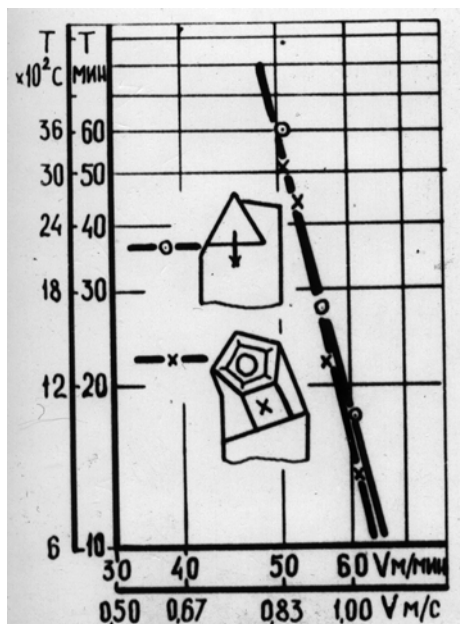
Приведенные результаты показывают сложную картину влияния формы многогранной пластины на зависимость «стойкость - скорость ре-



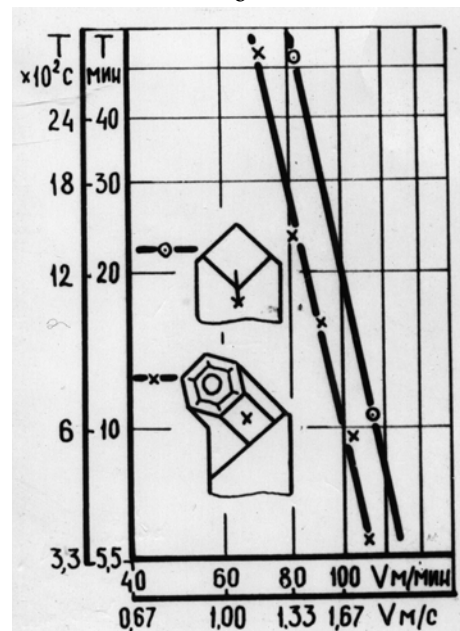
а



б



в



г

Рис.3.18 Зависимость «стойкость - скорость резания» для пластин со стружечными канавками по сравнению с пластинами с плоской передней поверхностью. СЧ25 - ВК6. $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об: а - неправильная трехгранная; б - квадратная; в - пятигранная; г - шестигранная

зания», анализ которой затруднен вследствие одновременного изменения некоторых углов резца при переходе от одной формы пластины к другой. Необходимы комплексные критерии оптимальности геометрических параметров резцов с многогранными пластинами, которые должны объяснять как различия в абсолютных величинах стойкости, так и разницу в степени влияния скорости резания на стойкость (разницу в величине показателя относительной стойкости m).

На рис.3.19 приведена зависимость стойкости резцов от угла между направлением схода стружки и направлением средней нормали к рабочему

Таблица 3.8

Форма пластины	Главный угол в плане φ ,	Поправочные коэффициенты в формуле (3.33)
----------------	----------------------------------	---

	град.	K_{ϕ}	Δm_{ϕ}
Правильная трехгранная	90	1,00	0,00
Правильная трехгранная с задним углом	90	1,19	0,04
Неправильная трехгранная с отверстием и стружечными канавками	92	1,11	0,04
Квадратная	75	1,37	-0,04
Квадратная с задним углом	75	1,01	-0,02
Квадратная с отверстием и стружечными канавками	45	1,44	0,03
Пятигранная с отверстием и стружечными канавками	60	1,11	-0,02
Шестигранная с отверстием и стружечными канавками	45	1,24	-0,03
Ромбическая с отверстием и стружечными канавками	95	0,87	-0,02
Параллелограммная с отверстием и стружечными канавками	93	0,99	-0,01

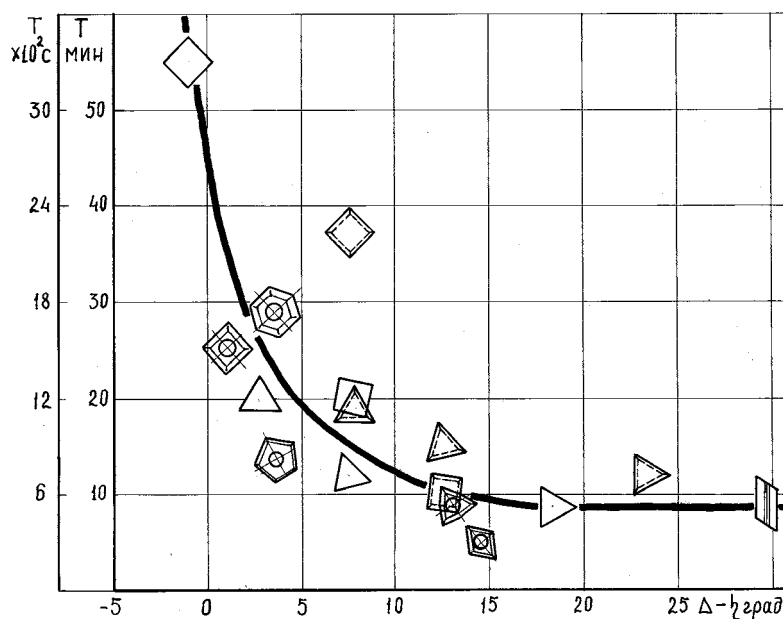


Рис.3.19. Зависимость стойкости резцов от угла схода стружки.
СЧ 25 - ВК6. $V=1,3$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

участку режущей кромки [40] для СМП всех исследованных форм. Из него следует, что с уменьшением этого угла стойкость повышается. Из этой закономерности выпадает резец, оснащенный квадратной пластиной с задним углом, с углом в плане $\phi = 45^\circ$, который в отличие от остальных имеет отрицательные углы наклона режущих лезвий: $\lambda = \lambda_1 = -3^\circ 32'$ (см. Приложение 1). Отсюда следует, что для повышения стойкости резцов необходимо создавать условия, дающие минимальные значения указанной величины. Это условие показывает, насколько применяемое сочетание геометрических параметров резца соответствует заданному режиму резания при обеспечении максимальной стойкости резца.

С уменьшением ($\eta-\Delta$) одновременно наблюдается повышение степени равномерности лунки. Отсюда вытекает возможность повышения стойкости без изменения основных геометрических параметров резца путем создания на переходном режущем лезвии прямолинейного участка, расположенного параллельно оси образующей лунки (перпендикулярно направлению схода стружки). Экспериментальная проверка этого положения была проведена резцом, оснащенный трехгранной пластиной правильной формы с задним углом, вершины которой были заточены, как показано на рис.3.20. Угол заточки прямолинейного участка был принят равным изме-

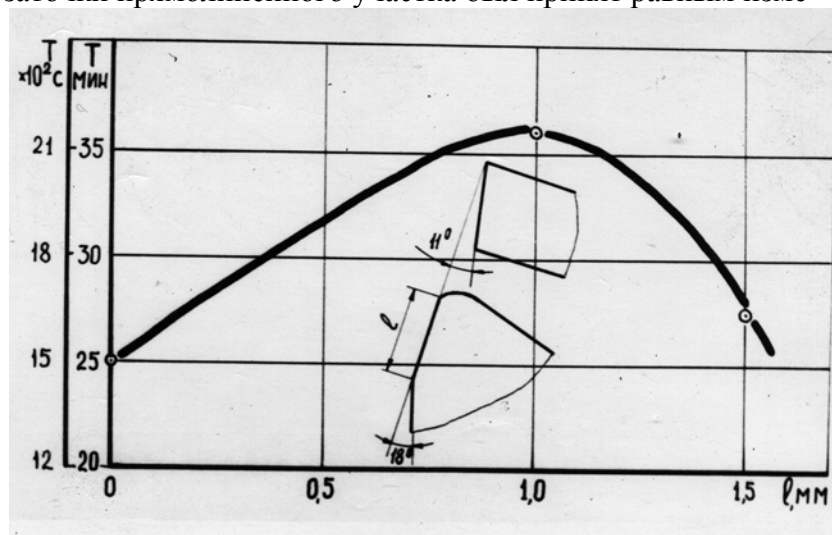


Рис.3.20. Влияние длины прямолинейного участка на переходном режущем лезвии пластины на стойкость. СЧ 25 - ВК6. Резец: ВА3, трехгранная пластина с задним углом, $\varphi=90^\circ$; $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

ренному углу наклона оси симметрии лунки, образующейся при работе нормальной закругленной вершиной: $\Delta = 18^\circ$. Опыты показали (см.рис.3.20), что прямолинейный участок переходного режущего лезвия длиной 1,0 мм на резце с $\varphi = 90^\circ$ позволяет получить такую же стойкость, что и резец с углом $\varphi = 60^\circ$. Фотографии передней поверхности подтвердили, что лунка в этом случае более равномерна, а ее глубина уменьшилась в 2 раза. Увеличение длины прямолинейного участка до 1,5 мм привело к некоторому снижению стойкости в следствие ослабления вершины. Эти эксперименты подтверждают положения о влиянии степени равномерности длины контакта стружки с передней поверхностью многогранной пластины на стойкость резца.

Изменение формы пластины оказывает существенное влияние не только на абсолютную величину стойкости резцов, но и на величину показателя относительной стойкости m . Знание причин колебания последней позволяет прогнозировать поведение стойкостных зависимостей. Если расположить многогранные пластины по мере уменьшения m (рис.3.21), то можно заметить корреляцию между показателем относительной стойкости и массивностью вершины пластины, которая влияет на условия отвода тепла из зоны резания.

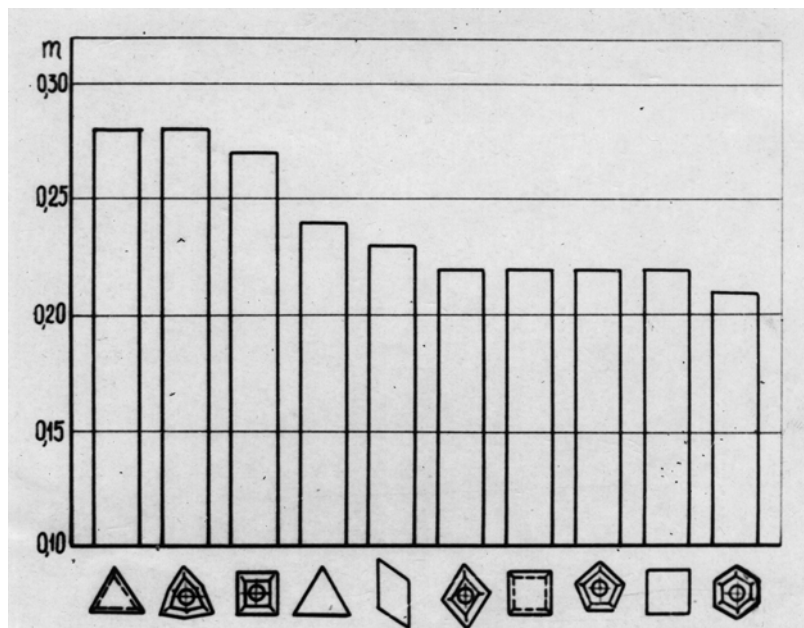


Рис.3.21. Влияние формы многогранной пластины на показатель относительной стойкости

Так самым наименьшим теплопроводящим сечением обладает трехгранная пластина правильной формы с задним углом, имеющая наибольшую величину m . Далее следует трехгранная пластина неправильной формы, наличие отверстий и стружечных канавок на которой ухудшает теплоотвод из зоны резания. По этой же причине квадратная пластина с отверстием обладает худшим отводом тепла по сравнению с пластиной правильной трехгранной формы. Замыкает этот ряд пластина шестигранной формы, имеющая наибольший угол при вершине и наименьшее значение величины m . Таким образом, имеется тенденция к уменьшению показателя относительной стойкости с переходом от пластин с менее к пластинам с более массивной теплоотводящей частью.

Отмеченную закономерность в первом приближении можно объяснить следующим образом. Кривые изнашивания резцов построены по критерию износа задних поверхностей и на величину h_3 влияет как уровень температуры трущейся поверхности, так и скорость отвода образующегося на задних поверхностях тепла. Сравним два случая, отличающиеся друг от друга условиями теплоотвода. В первом случае эти условия благоприятные и тепло быстро отводится от задних поверхностей. Здесь с увеличением скорости резания на износ в основном будет влиять тепло, образующееся непосредственно на поверхностях трения. При ухудшенных условиях теплоотвода на задней поверхности будет накапливаться по сравнению с первым случаем большее количество теплоты, что в области низких скоростей резания приведет к большей температуре трущейся поверхности и, следовательно, к большему износу. Это аккумулятивное тепло приводит к менее интенсивной зависимости износа от скорости резания и обуславливает более пологую зависимость «стойкость - скорость резания», то есть большую величину m .

Таким образом, наблюдаемый в проведенных опытах «веер» прямых «Т-V» объясняется изменением условий теплоотвода от задней поверхности многогранной пластины при переходе от одной формы к другой. С улучшением условий отвода образующейся на задних поверхностях теплоты повышается чувствительность стойкости к изменению скорости резания и наоборот. Кроме величины теплоотводящего сечения пластины на величину m будут очевидно оказывать влияние и другие факторы, определяющие указанные условия, например, теплопроводность обрабатываемого металла, мощность и место расположения источника тепла на передней поверхности и т.

п. Изложенное справедливо в случае постоянной износостойкости инструментального материала.

Результаты исследования влияния износа на составляющие силу резания были изложены ранее в п.2.4 при установлении критерия допустимого износа. Данные рис.2.27 показывают, что зависимость эта носит сложный характер и поэтому влияние износа учитывалось поправочными коэффициентами, величины которых приведены в табл.3.9.

Таблица 3.9

Износ h_z , мм	Поправочные коэффициенты на величину износа		
	K_{hp_z}	K_{hp_x}	K_{hp_y}
0,0	1,00	1,00	1,00
0,5	1,01	0,97	0,85
0,8	1,02	0,87	0,75
1,0	1,04	0,94	0,80
1,2	1,11	1,39	1,45
1,5	1,27	1,48	1,65

Исследование влияния переднего угла и углов резца в плане на составляющие силу резания проводились резцами конструкции ВАЗ, оснащенными трехгранными пластинами правильной формы. Резцы с положительными ($\gamma = 5^\circ$) и отрицательными ($\gamma = -5^\circ$) передними углами имели три значения главного угла в плане: 90° , 75° и 60° . В результате опытов установлено (рис.3.22), что уменьшение главного (увеличение вспомогательного) угла в плане приводит к снижению P_x и увеличению P_y как при положительных, так и при отрицательных передних углах. Закономерного изменения P_z в исследованном диапазоне углов в плане обнаружить не удалось. Влияние угла ϕ на составляющие P_y и P_x можно выразить следующими эмпирическими соотношениями:

$$P_y = \frac{C_2}{\phi^{0,93}}; \quad (3.34)$$

$$P_x = C_1 \cdot \phi^{0,9}, \quad (3.35)$$

где $C_1=1,16$; $C_2=2640$ для резцов с положительными передними углами и $C_1=1,11$; $C_2=1390$ - с отрицательными.

Резцы с отрицательными передними углами дают по сравнению с резцами, оснащенными трехгранными пластинами с задним углом, повышенные значения составляющих силу резания: P_z - в 1,12 раза, P_y - в 1,69 и P_x - в 1,48 раза. Отрицательный передний угол увеличивает сопротивление металла срезаемого слоя резанию, что вполне естественно.

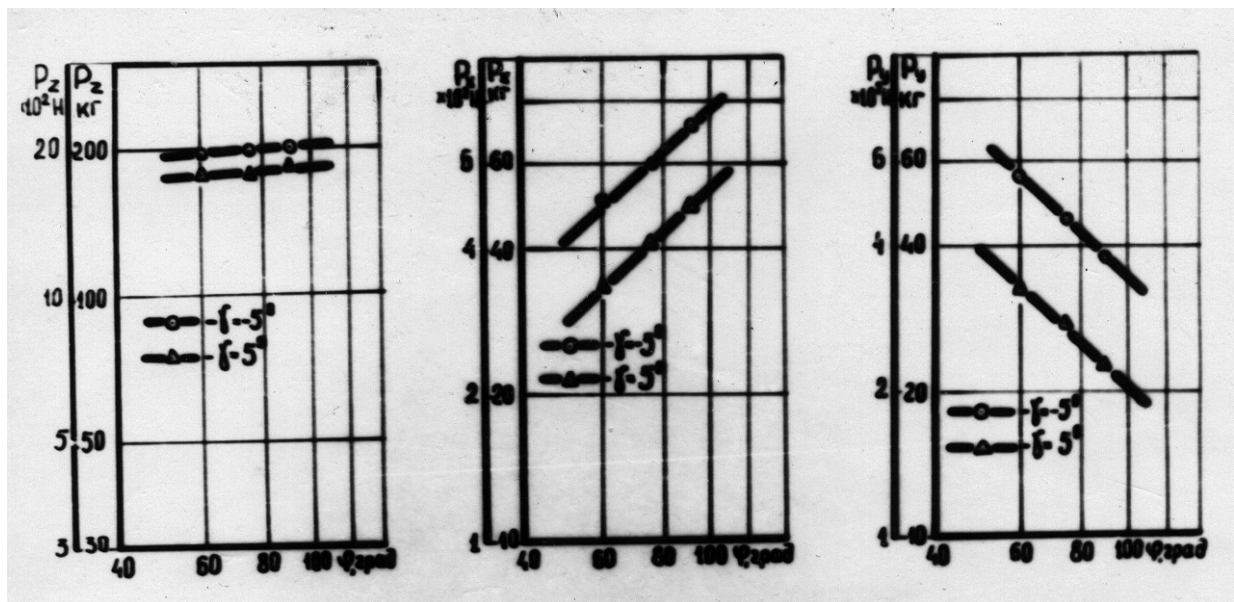


Рис.3.22. Влияние углов в плане и переднего резца на составляющие силу резания. СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,57$ мм/об

Влияние формы многогранной пластины исследовалось как резцами конструкции ВА3, так и конструкции ВНИИинструмента. Зависимость составляющих силу резания от формы пластин (рис.3.23) носит довольно сложный характер. Это обусловлено тем, что влияние формы здесь неотделимо связано с влиянием остальных геометрических параметров, получаемых при ориентации пластины в корпусе резца. Так как способ ориентации пластины каждой формы различен, то выявить отдельно влияние формы не представляется возможным. В связи с этим форма многогранной пластины и связанные с ней геометрические параметры резца учитывались с помощью поправочных коэффициентов, приведенных в табл.3.10. В ней в качестве базового резца, к которому приводятся остальные, принят резец конструкции ВА3, оснащенный трехгранной пластиной правильной формы с задним углом, с углом в плане $\varphi = 90^\circ$.

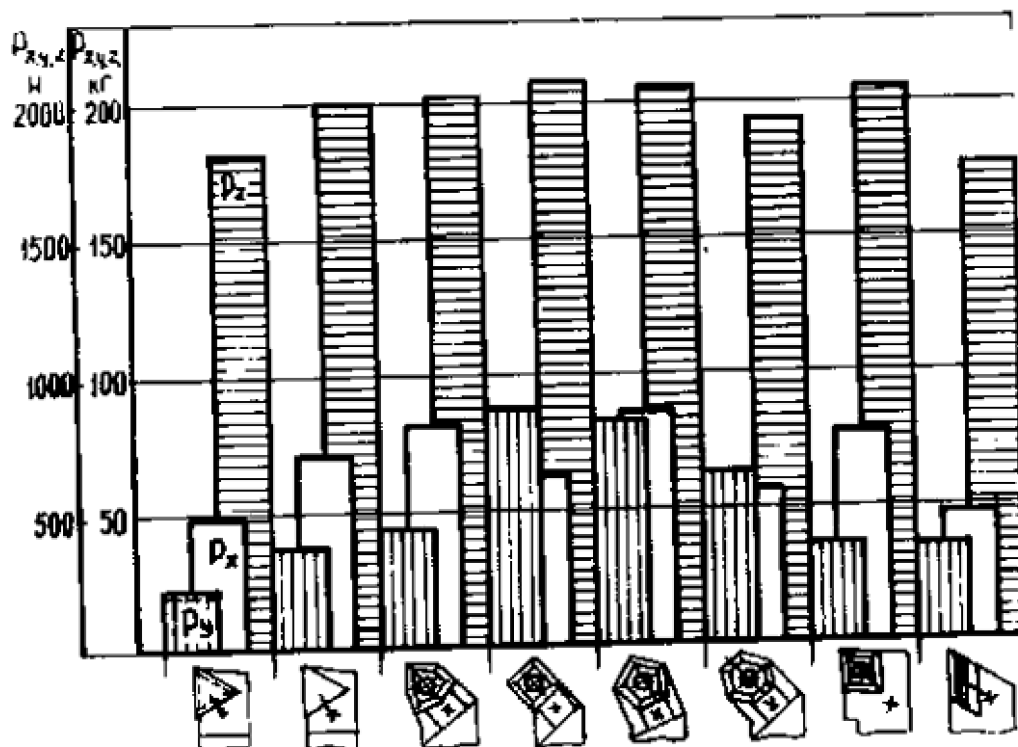


Рис.3.23. Влияние формы многогранной пластины на составляющие силу резания: СЧ25 - ВК6. $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,57$ мм/об

Таблица 3.10

Форма пластины	Поправочный коэффициент на форму пластины		
	$K_{\phi P_z}$	$K_{\phi P_y}$	$K_{\phi P_x}$
1	2	3	4
Правильная трехгранная с задним углом	1,00	1,00	1,00
Правильная трехгранная	1,12	1,69	1,48
Неправильная трехгранная с отверстием и стружечными канавками	1,10	2,00	1,36
Квадратная с отверстием и стружечными канавками	1,14	2,95	1,08
Пятигранная с отверстием и стружечными канавками	1,12	3,89	1,42
Шестигранная с отверстием и стружечными канавками	1,05	2,64	0,95
Ромбическая с отверстием и стружечными канавками	1,11	1,66	1,31
Параллелограммная со стружечными канавками правая	0,96	1,64	0,78

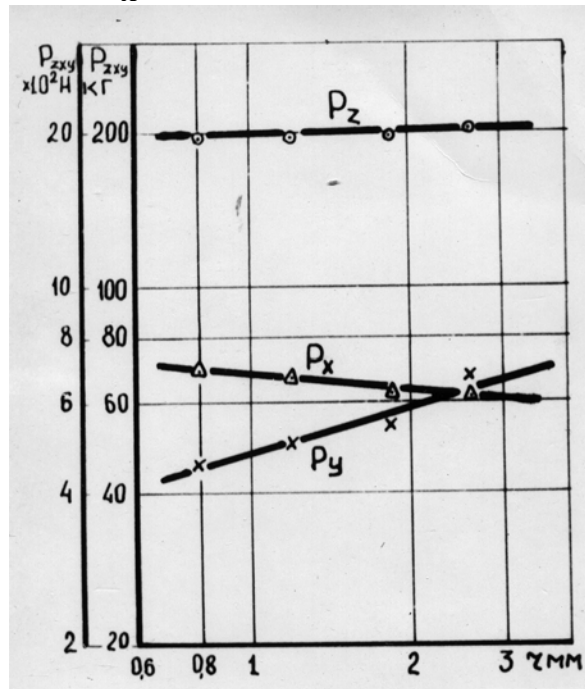
На пластинах правильной трехгранной формы путем заточки алмазным кругом и доводки алмазным бруском были получены различные величины радиусов: $r=0,8; 1,2; 1,85; 2,6$ мм. Данные экспериментов (рис.3.24) свидетельствуют, что с увеличением радиуса при вершине составляющая P_y возрастает, а P_x уменьшается, что совпадает по

характеру с закономерностями, присущими напаянным резцам. Составляющая P_z слабо зависит от изменения r . Обработка результатов опытов дала следующие выражения:

$$P_z = 196,9 \cdot r^{0,01}; \quad (3.36)$$

$$P_y = 47,7 \cdot r^{0,30}; \quad (3.37)$$

$$P_x = 68,0 \cdot r^{-0,10}. \quad (3.38)$$



3.24. Влияние радиуса при вершине резца на составляющие силу резания. СЧ25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=75^\circ$; $V=1,0$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,57$ мм/об

3.2 Обработка сталей

В исследованиях участвовали 10 марок сталей, химический состав которых приведен в табл.3.10, а механические свойства - в табл.3.12. Микроструктура основных марок обрабатываемых сталей: 45 (нормализация) - перлит (П) плюс феррит (Ф) в виде сетки, зерно №2, 3; 40Х (нормализация)- тонкопластинчатый П+Ф в виде сетки, зерно №5, 6; 40Х (отжиг) - пластинчатый П+Ф в виде сетки, зерно №2, 3; 40ХШ (отжиг) - пластинчатый и зернистый П+Ф в виде сетки и отдельных зерен, зерно №3, 4; 40ХШ (нормализация) - среднепластинчатый П+Ф, зерно №5, 6; 40ХСШ (отжиг) - пластинчатый П+Ф в виде сетки, зерно №5, 6; 60 (нормализация) - пластинчатый П+Ф в виде сетки, зерно №3, 4.

Основные характеристики и геометрические параметры сборных резцов с СМП, примененных при обработке сталей, даны в табл.3.13.

Таблица 3.11

Химические составы обрабатываемых сталей

Марка стали	Химические элементы										
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Ti	Al
20	0,21	0,40	0,30	0,015	0,020	0,03	сл.	сл.	-	-	-
45	0,45	0,66	0,30	0,010	0,027	0,03	сл.	сл.	-	-	-

55ПШ	0,58	0,10	0,22	0,020	0,025	0,10	0,10	сл.	-	-	-
60	0,61	0,60	0,20	0,030	0,033	0,04	сл.	сл.	-	-	-
40Х	0,41	0,65	0,25	0,020	0,022	0,96	0,20	сл.	-	-	-
40ХШ	0,40	0,68	0,34	0,014	0,009	1,11	0,20	0,06	-	-	-
40ХСШ	0,44	0,82	0,28	0,012	0,016	0,90	0,19	0,18	-	-	-
12Х2Н4А	0,13	0,42	0,25	0,015	0,020	1,50	3,50	0,15	-	-	-
25ХГМ	0,26	0,93	0,31	0,015	0,022	0,92	0,17	0,20	0,20	-	-
25ХГНМТ	0,27	0,64	0,27	0,013	0,018	0,60	0,95	0,12	0,42	0,04	0,04

Примечание: сл. - следы.

Таблица 3.12

Механические свойства обрабатываемых сталей

Марка стали	Термообработка	σ_b , кгс/мм ²	σ_T , кгс/мм ²	δ , %	ψ , %	a_k , $\frac{\text{кгс}\cdot\text{м}}{\text{см}^2}$	НВ
1	2	3	4	5	6	7	8
20	нормализация	46,5-48,0	29,0-30,0	23,5-24,0	55,5-56,0	10,0-11,2	126-132
45	—	61,5-62,0	36,0-38,0	17,0-17,5	40,5-42,0	5,2-6,0	182-190
55ПШ	—	62,0-64,0	33,0-34,0	12,0-13,5	29,0-30,0	2,8-3,1	175-183
60	—	69,0-70,0	39,5-43,0	12,5-14,0	36,0-36,5	3,0-3,5	190-195
12Х2Н4А	—	63,0-65,2	65,0-68,0	23,5-24,0	73,0	16,1-17,2	178-185
25ХГМ	—	63,0-66,0	-	17,5-19,0	-	-	187-190
25ХГНМТ	—	68,0-73,1	62,0-66,0	18,0-20,0	-	-	167-177
40ХСШ	—	68,3-75,5	-	11,2-16,5	45,0-54,0	5,3-8,0	205-217
40ХШ	—	63,7-71,0	-	19,8-20,3	55,6-59,7	6,1-8,6	202-208
40ХШ	отжиг	64,0-66,8	-	19,3-19,8	33,3-47,2	3,0-5,4	182-187
40Х	нормализация	75,5-80,0	43,1-43,5	15,2-18,0	42,0-45,0	2,9-3,9	217-223

Продолжение табл.3.12

1	2	3	4	5	6	7	8
40Х	отжиг	63,8-68,5	33,4-33,6	18,0-22,0	48,5-54,5	4,9-6,6	187-197
40Х	зак., отп. 600°С	84,0-85,6	63,8-68,3	19,2-22,0	65,5-67,5	13,2-13,7	277-285
40Х	зак., отп. 500°С	92,0-95,5	71,2-74,3	12,8-16,8	60,5-64,0	5,7-6,6	298-306
40Х	зак., отп. 400°С	100,3-108,5	82,0-85,0	11,2-16,8	54,5-61,0	3,6-4,9	389-399
40Х	состояние поставки	72,5-77,0	42,0-42,5	16,4-18,0	54,5-56,5	3,8-4,1	248-255

Таблица 3.13

Характеристики и геометрические параметры резцов

Конструк-ция	Габаритные размеры В×Н×L, мм	Геометрические параметры, град, мм						Обозначение пластины режущей, ГОСТ
		α	γ_{ϕ}	ϕ	ϕ_1	λ	γ	
ЗИЛ	20×25×150	7	-7	90	10	7,5	1,2	02114-100412
	30×35×175	7	-7	90	10	7,5	1,2	ГОСТ 19048-80
	20×25×150	7	-7	60	40	7,0	1,2	
	20×25×150	7	-7	45	45	3	1,2	03114-150412 ГОСТ 19052-80
	20×25×100	8	-8	45	27	6	1,6	10114-110416 ГОСТ 19065-80
ВНИИ	25×36×170	5	-5	92	8	6	1,2	02114-100412 ГОСТ 19048-80
инстру-мент	25×36×170	7	-7	45	45	3	1,2	03114-150412 ГОСТ 19052-80
	20×29×140	6	-6	60	12	4	1,6	10114-110416 ГОСТ 19065-80
ВАЗ	25×25×150	6	5	75	15	0	1,2	03331-120412 ГОСТ 19050-80

3.2.1 Влияние элементов режима резания

Зависимости влияния скорости резания на стойкость при обработке стали сборными резцами носят сложный немонотонный характер. В общем случае кривые "стойкость - скорость резания" имеют несколько локальных экстремумов - максимумов и минимумов стойкости как для вольфрамосодержащих твердых сплавов, так и БВТС. В качестве примера на рис.3.25

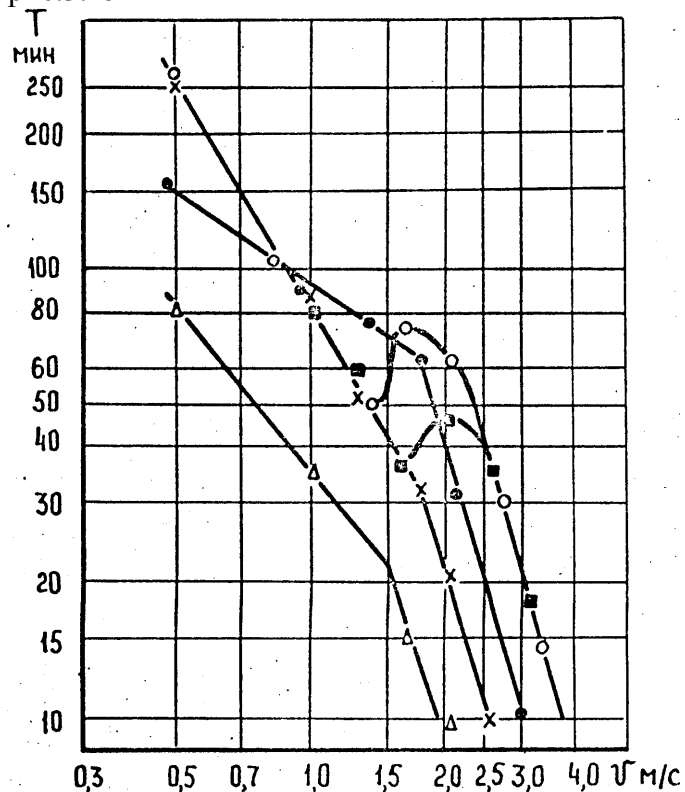


Рис.3.25. Влияние скорости резания на стойкость резцов с пластинами из сплава марки КНТ16 ($S=0,4$ мм/об) при глубине резания:

■ - 0,5 мм, ○ - 0,7 мм, ● - 1,5 мм, × - 2,5 мм, Δ - 4,0 мм

приведены характерные стойкостные кривые, полученные при обработке заготовок из стали марки 60 резцами с пластинами трехгранной формы и углом 80° при вершине ($\varphi=90^\circ$). Из графиков рис.3.25 следует, что экстремумы стойкостных кривых проявляются в большей степени с уменьшением глубины резания, а с увеличением глубины зависимости по своему характеру приближаются к монотонным. Для каждой кривой можно определить точку перегиба и соответствующую скорость резания V_n так, что для всех $V \geq V_n$ будет существовать локальный участок с монотонным характером в зоне больших скоростей резания.

Анализируя графики рис.3.25, можно также отметить, что с уменьшением глубины резания стойкостные кривые сдвигаются в зону больших скоростей резания. Исключением являются малые глубины резания 0,5 - 0,7 мм, для которых стойкостные кривые совпадают на монотонном участке вследствие участия в работе только радиусного участка режущей кромки и приблизительно равных эффективных толщин среза.

Аналогичные по виду и характеру стойкостные кривые получены при различных значениях подачи и постоянной глубине резания - рис.3.26. С уменьшением подачи кривые смещаются в зону больших скоростей резания и более отчетливо проявляются их экстремумы.

Сложный немонотонный характер стойкостных кривых для резцов с СМП из различных марок твердых сплавов может объясняться существованием различных видов контактного взаимодействия в широком диапазоне скоростей резания. При изменении скорости происходит смена вида контактного взаимодействия, что влияет на интенсивность износа и вызывает экстремальный вид стойкостных кривых.

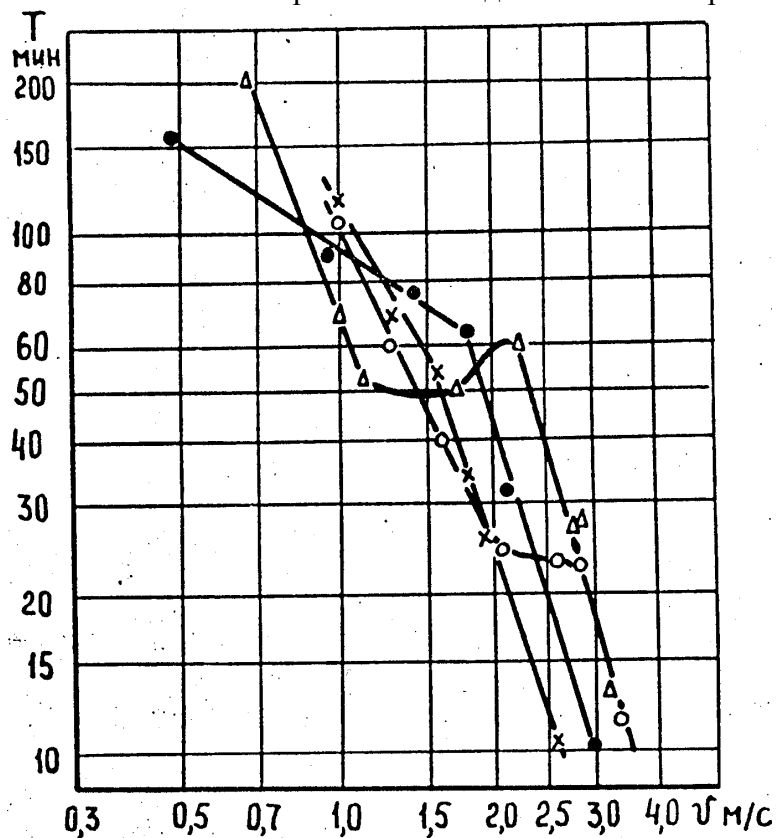


Рис.3.26. Влияние скорости резания на стойкость резцов с пластинами из сплава марки КНТ16 ($t=1,5$ мм) при подаче: ○ - 0,12 мм/об, Δ - 0,24 мм/об, ● - 0,4 мм/об, × - 0,5 мм/об

Анализ стойкостных кривых для сборных резцов показывает, что их взаимная связь при различных сечениях срезаемого слоя проявляется через эффективную толщину среза, определение которой дано в Приложении 2. Так скорость резания для точек перегиба этих кривых увеличивается с уменьшением эффективной толщины (рис.3.27) и справедливо уравнение

$$V_{\Pi} = 1,27 \cdot a_{\text{эф}}^{-0,31}, \text{ м/с}, \quad (3.39)$$

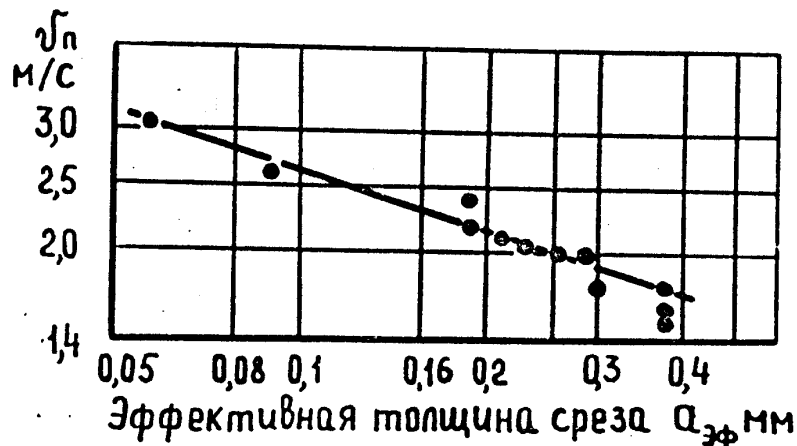


Рис.3.27. Влияние эффективной толщины среза на скорость резания в точках перегиба для резцов с пластинами КНТ16

которое определяет при $V \geq V_{\Pi}$ область высоких скоростей резания с монотонным характером участков кривых «стойкость - скорость резания».

Для указанной области высоких скоростей резания стойкость резцов зависит от эффективной толщины среза. В качестве примера на рис.3.28 приведены кривые "стойкость - эффективная толщина", установленные для резцов с пластинами трехгранной формы и углом 80° при вершине ($\varphi=90^\circ$) из сплава марки КНТ16 (каждая точка на кривой соответствует своему сечению срезаемого слоя). Следует отметить, что влияние эффективной толщины среза на стойкость проявляется сложной зависимостью. При малых толщинах среза контактные нагрузки на поверхностях лезвия сосредоточены вблизи режущей кромки, что приводит к ее ослаблению и повышает интенсивность износа по задним поверхностям. Большие толщины среза вызывают увеличение абсолютных значений сил, контактных нагрузок и температур резания, совместное действие которых заметно снижает стойкость резцов.

Анализ графиков рис.3.28 показывает, что резцы с пластинами из сплава марки КНТ16 целесообразно применять в диапазоне эффективных толщин среза 0,19...0,35 мм, где справедливо стойкостное уравнение:

$$T = \frac{44,84}{V^{3,00} \cdot a_{\text{эф}}^{1,63}}, \text{ мин}, \quad (3.40)$$

в котором влияние глубины и подачи отражается через эффективную толщину среза. Использование резцов за пределами указанного диапазона эффективных толщин среза приводит к уменьшению их стойкости.

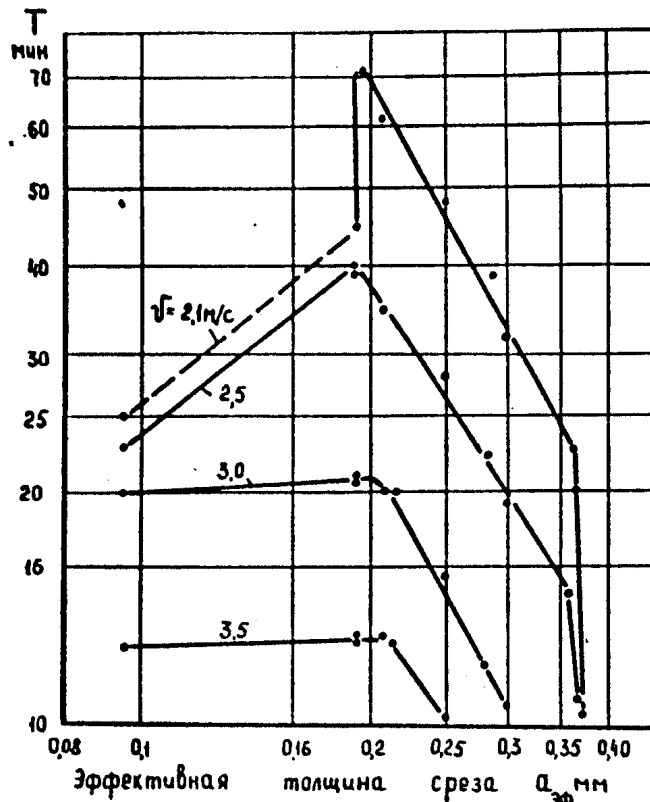


Рис.3.28. Влияние эффективной толщины среза на стойкость резцов с СМП из КНТ16 при различных сечениях срезаемого слоя

Вид и характер зависимостей "стойкость - скорость", "стойкость - подача", "стойкость - глубина" для сборных резцов с пластинами из БВТС сохраняется при изменении условий работы, в частности, при использовании СОЖ. На рис.3.29 приведены зависимости влияния подачи на стойкость резцов с СМП из сплава марки КНТ16, полученные при работе без и с применением СОЖ. Использование СОЖ приводит к уменьшению интенсивности износа и увеличивает стойкость, в особенности для диапазона больших подач (см.рис.3.29).

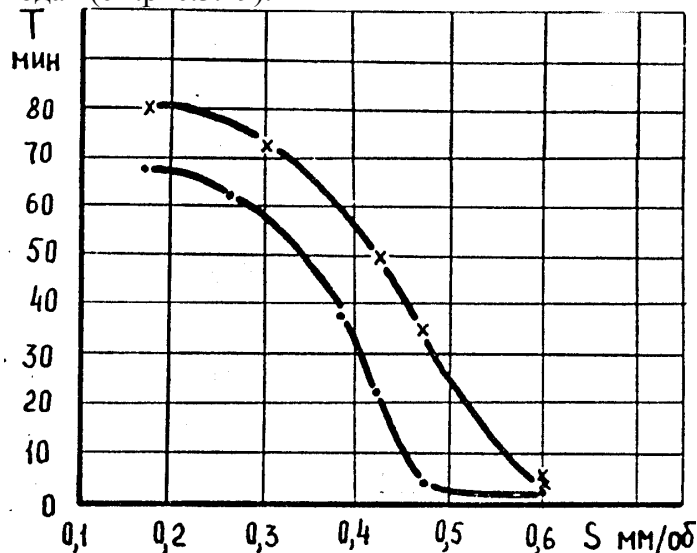


Рис.3.29. Влияние подачи на стойкость резцов с пластинами из сплава марки КНТ16 при различных условиях работы: $V=2,0$ м/с, $t=2,5$ мм; ● - без СОЖ, × - с СОЖ,

В результате исследований установлен характер влияния глубины, подачи и скорости на составляющие силы при работе острым резцом без СОЖ: составляющие силы

увеличиваются с ростом глубины и подачи (рис.3.30,а) и уменьшаются с возрастанием скорости в диапазоне $V > 0,43 \text{ м/с}$.

При увеличении износа резца или использовании СОЖ вид и характер зависимостей, и интенсивность влияния глубины, подачи и скорости на составляющие силы резания сохраняются. Последнее подтверждается примерами рис.3.30,б и 3.31, где представлены зависимости «составляющие силы - глубина» для резцов с различной величиной вноса и при работе с СОЖ и без СОЖ. Поэтому влияние износа и СОЖ на составляющие сил резания в обобщенных формулах учитывалось поправочными коэффициентами.

В результате исследований влияния марки стали на составляющие силы резания установлено, что марку стали в нормализованном состоянии и с заданными свойствами может характеризовать поправочный коэффициент $K_{\text{ом}}$, численные значения которого при отсутствии износа резца приведены в табл.3.14. Как следует из данных табл.3.14, исследованные марки сталей не оказывают существенного влияния на составляющие силы резания.

С другой стороны, как показали проведенные эксперименты, влияние

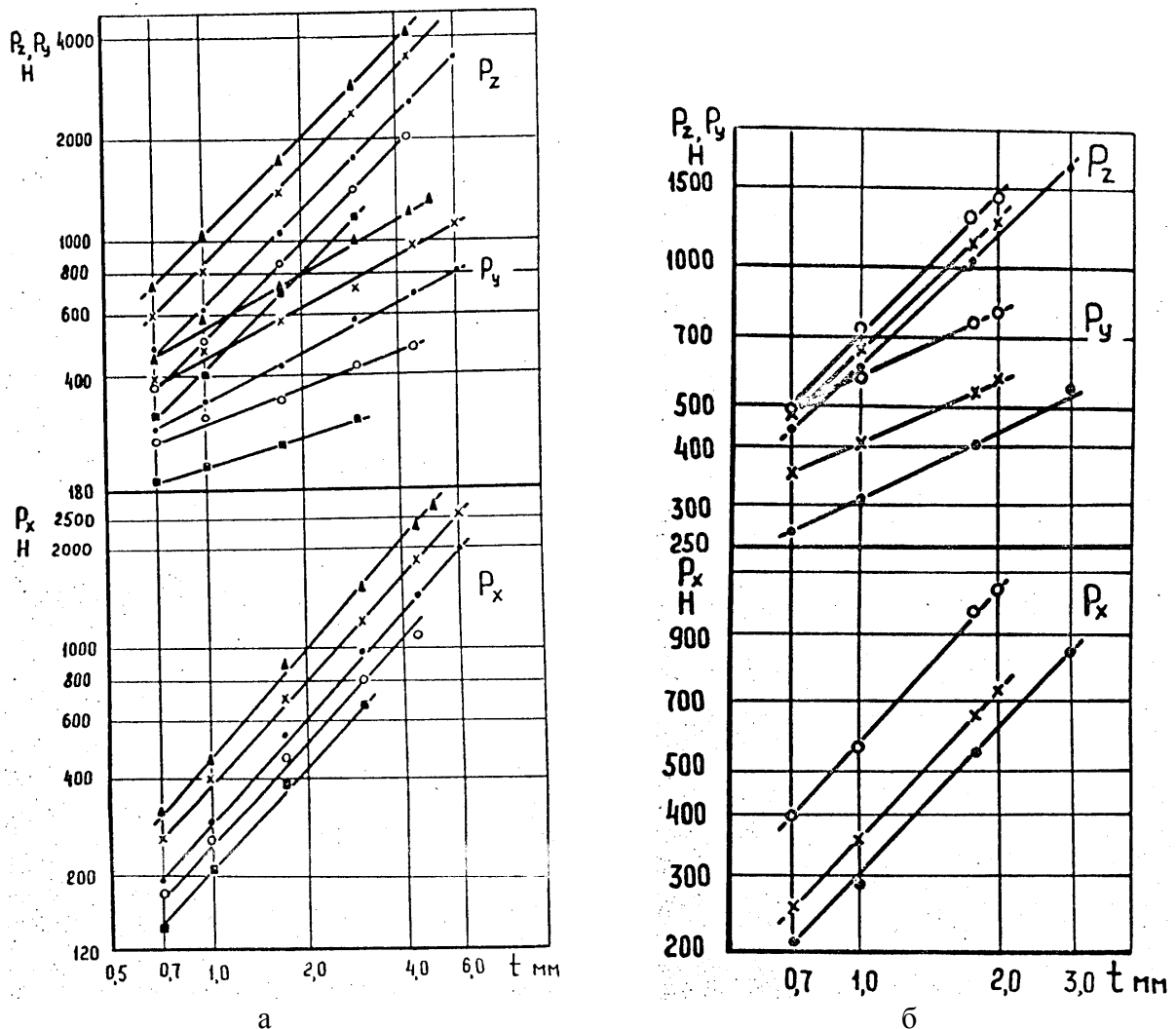


Рис.3.30. Влияние глубины резания на составляющие силы ($V=2,21 \text{ м/с}$):
 а - при подаче: ■ - 0,17 мм/об; ○ - 0,21 мм/об; ● - 0,30 мм/об; × - 0,42 мм/об;
 ▲ - 0,53 мм/об; б - при износе ($S=0,30 \text{ мм/об}$): ● - 0 мм, × - 0,3 мм, ○ - 0,5 мм

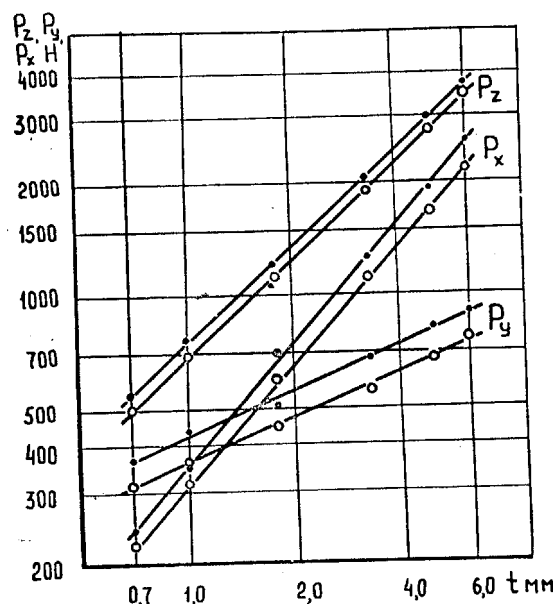


Рис.3.31. Влияние глубины резания на составляющие силы при различных условиях работы. $V=2,06$ м/с, $S=0,30$ мм/об: ●- без СОЖ, ○- с СОЖ

Таблица 3.14

Коэффициенты влияния марки стали на составляющие силы резания

Марка стали	Составляющие силы		
	P_z	P_y	P_x
	Коэффициенты $K_{ом}$		
20	0,90	1,00	0,99
45	1,00	1,04	1,03
55ПП	1,01	1,00	1,02
60	1,02	1,02	1,03
12Х2Н4А	0,87	1,01	1,04
25ХГМ	0,97	1,11	1,10
25ХГНМТ	0,98	1,09	1,19
40ХШ	1,10	1,04	1,06
40ХСШ	1,02	1,07	1,00
40Х	1,00	1,00	1,00

величины износа резца и вида термической обработки стали на составляющие силы следует учитывать поправочными коэффициентами K_h и $K_{то}$. Коэффициенты K_h рассчитываются по формуле $K_h = (1 + h_3)^{Z_p}$, где значения показателей степеней получены путем обработки и усреднения данных опытов (рис.3.32). Численные значения Z_p и $K_{то}$ для различных видов

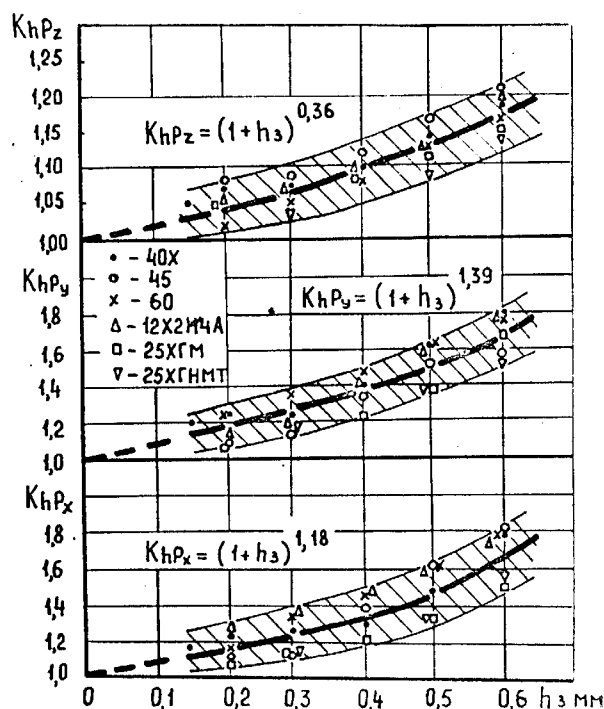


Рис.3.32. Влияние величины износа резцов на коэффициенты увеличения силы резания при обработке сталей различных марок резцами с пластинами из сплава КНТ16; $V=1,9...2,26$ м/с, $t=1,75$ мм, $S=0,30$ мм/об термической обработки стали приведены в табл.3.15.

Из анализа данных табл. 3.15 следует, что составляющие силу резания значительно увеличиваются при обработке сталей в состоянии закалки и отпуска. Учитывая пониженную прочность и формоустойчивость режущего клина резцов, оснащенных БВТС, по сравнению с резцами из вольфрамсодержащих твердых сплавов, практическое их использование при обработке сталей с высоким механическими характеристиками ($\sigma_B > 840$ МПа) является нецелесообразным.

Таблица 3.15

Коэффициенты и показатели степеней, характеризующие влияние вида термообработки стали на составляющие силы резания

Марка стали	Термообработка	P_z		P_y		P_x	
		Кто	Zp	Кто	Zp	Кто	Zp
40X	нормализация	1,00	0,36	1,00	1,39	1,00	1,18
	отжиг	1,03	0,36	1,01	1,39	0,97	1,18
	закалка, отп. 600°	1,13	0,48	1,21	1,76	1,15	1,60
	закалка, отп. 500°	1,11	0,48	1,21	2,26	1,13	1,96
	закалка, отп. 400°	1,30	0,59	1,50	3,81	1,37	3,64

3.2.2 Влияние геометрии режущей части

Форма пластин и главный угол в плане резцов оказывают влияние на стойкость и скорость резания. На рис.3.33 приведены зависимости «стойкость - скорость резания» для резцов с пластинами различных форм и углов в плане из сплава марки КНТ16, полученные при одинаковых значениях глубины и подачи. Можно отметить аналогичный характер со стойкостными кривыми рис.3.25, 3.26: для каждой кривой существует точка перегиба и монотонный участок при больших скоростях резания. Скорость резания в

точках перегиба стойкостных кривых рис.3.33 соответствует общему уравнению (3.39), где эффективная толщина среза для резцов с пластинами различных форм рассчитывается по (П.6).

Для области высоких скоростей резания $V \geq V_{\text{п}}$ стойкость и скорость резания увеличиваются с уменьшением главного угла в плане резца (см.рис.3.33). Наибольшее значение стойкости и, соответственно, скорости резания отмечается (рис.3.34) для резцов с пластиной пятигранной формы ($\varphi=45^\circ$), что можно объяснить минимальными значениями эффективной толщины среза и угла схода стружки (см. Приложение 2) по сравнению с резцами и пластинами других форм.

Как следует из графиков рис.3.34, стойкость резцов с пластинами различных форм и главных углов в плане при одинаковых условиях резания зависит от эффективной толщины среза. Поэтому влияние формы пла-

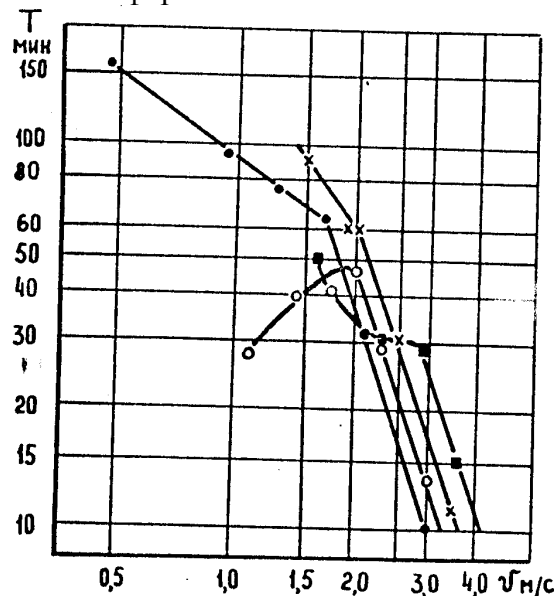


Рис.3.33. Влияние скорости резания на стойкость резцов с пластинами различных форм: трехгранной с углом 80° , ●- $\varphi=90^\circ$, ○- $\varphi=60^\circ$, x- квадратной, $\varphi=45^\circ$, ■ - пятигранной, $\varphi=45^\circ$; $t=1,5$ мм; $S=0,4$ мм/об

стины и главного угла в плане резца в обобщенных формулах может учитываться поправочными коэффициентами:

на стойкость при постоянной скорости

$$K_{T_{\text{фп}}} = 0,064 \cdot a_{\text{эф}}^{-2,222}; \quad (3.41)$$

на скорость резания при постоянной стойкости

$$K_{V_{\text{фп}}} = 0,400 \cdot a_{\text{эф}}^{-0,740}, \quad (3.42)$$

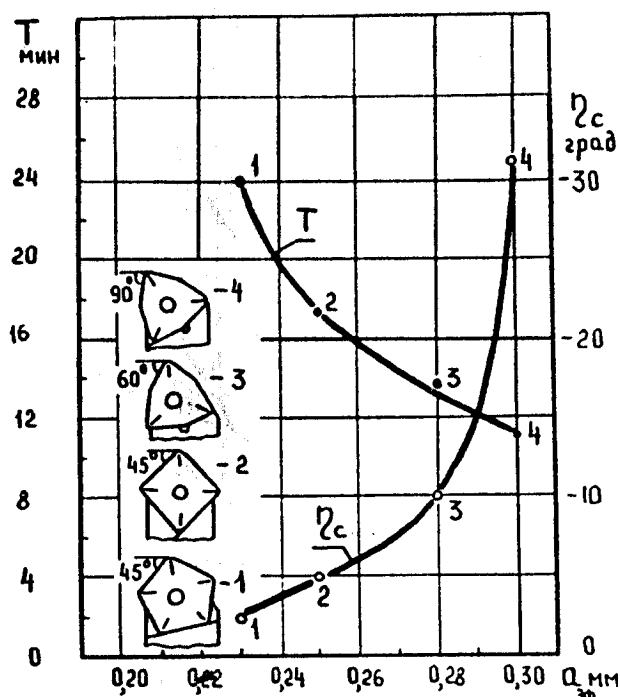


Рис.3.34. Влияние эффективной толщины среза на стойкость и угол схода стружки для резцов с пластинами различных форм: $V=3,0$ м/с, $t=1,5$ мм, $S=0,4$ мм/об где эффективная толщина среза в зависимости от выбранных значений глубины, подачи, геометрических параметров резцов рассчитывается согласно выражения (П.6).

В табл.3.16 приведены значения поправочных коэффициентов на стойкость и скорость резания, рассчитанные по (3.41) и (3.42), для типовых резцов с пластинами различных форм.

Таблица 3.16

Значения поправочных коэффициентов, учитывающих влияние формы пластин и главного угла в плане резца на скорость резания и стойкость

Пластина режущая		φ, град	Коэффициенты	
Наименование	Обозначение		$K_{V_{ФП}}$	$K_{T_{ФП}}$
Трехгранной формы с углом 80°	02114-100412	90	1,00	1,00
	ГОСТ 19048-80	60	1,07	1,28
Квадратной формы	03114-150412 ГОСТ 19052-80	45	1,20	1,85
Пятигранной формы	10114-110416 ГОСТ 19065-80	45	1,29	2,05

Форма пластин и главный угол в плане резца оказывают влияние на величину и интенсивность изменения составляющих силы резания в зависимости от глубины, подачи и скорости (рис.3.35). В результате обработки данных опытов получены и приведены в табл.3.17 численные значения постоянных и показателей степеней обобщенных формул составляющих силы для резцов с пластинами различных форм.

Таблица 3.17

Значения постоянных и показателей степеней в обобщенных формулах составляющих силы резания для резцов с пластинами различных форм

Обозначение пластины	02114-100412	03114-150412	10114-10416	10114-110416

Угол в плане, φ, град		90	45	45	60
Pz	Cp	1658.1	1391.9	1423.3	1562.8
	np	0.1	0.06	0.03	0.09
	xp	0.93	0.94	0.89	0.9
	yp	0.74	0.68	0.68	0.74
Py	Cp	989.7	773.9	1046.2	708.2
	np	0.16	0.09	0.22	0.09
	xp	0.45	0.87	0.87	0.93
	yp	0.78	0.52	0.66	0.66
Px	Cp	766.3	503.8	500.0	492.9
	np	0.23	0.08	0.22	0.13
	xp	1.02	1.00	1.00	0.99
	yp	0.59	0.42	0.52	0.39

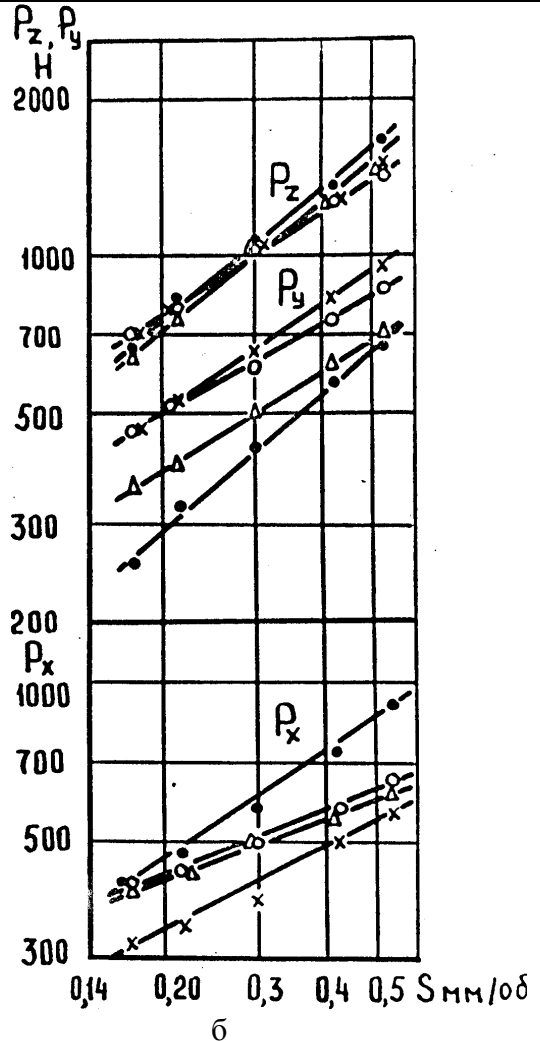
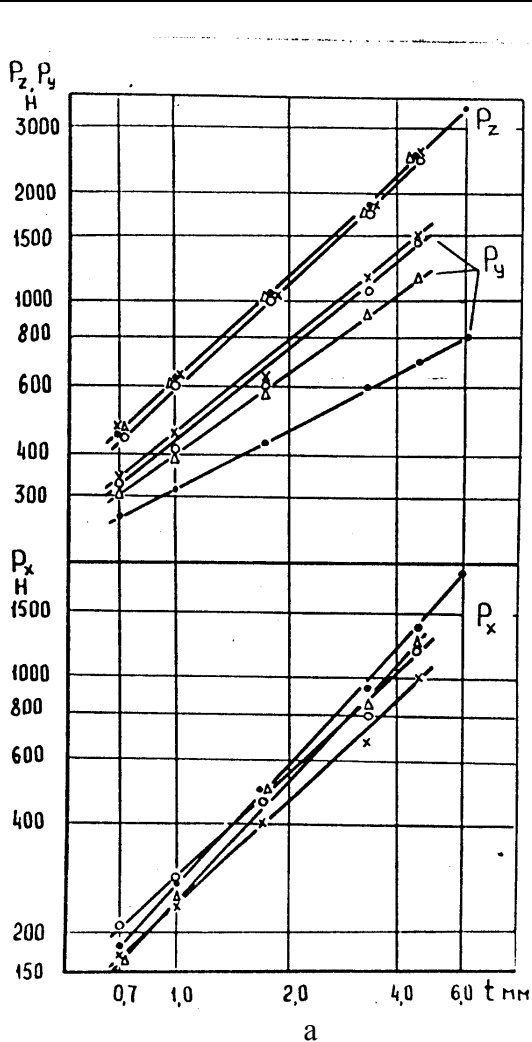


Рис.3.35. Влияние глубины резания (а; $S=0,30$ мм/об) и подачи (б; $t=1,75$ мм) на составляющие силы для резцов с пластинами различных форм:

●- трехгранной с углом 80° , $\phi=90^\circ$, Δ - пятигранной, $\phi=60^\circ$, \times - пятигранной, $\phi=45^\circ$, \square - квадратной, $\phi=45^\circ$, $V=2,21$ м/с

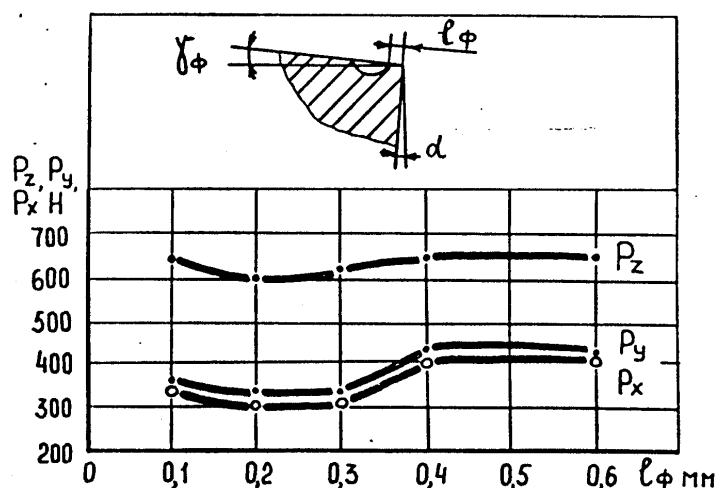


Рис.3.36. Влияние ширины фаски на передней поверхности на величину составляющих силы резания: $t=1,0$ мм, $S=0,30$ мм/об

Из анализа данных табл.3.17 следует, что вертикальная составляющая силы P_z изменяется сравнительно мало для резцов с пластинами различных форм. Максимальные значения горизонтальной составляющей силы P_x отмечены для резцов с пластинами формы 02114-100412 ($\varphi=90^\circ$), а составляющей P_y - формы 10114-110416 ($\varphi=45^\circ$). Помимо этого, составляющие силы резания возрастают с увеличением ширины фаски на передней поверхности пластины свыше 0,3 мм (рис.3.36). Минимум сил наблюдается при ширине фаски 0,2...0,3 мм.

3.3 Влияние прочих условий обработки

Определение влияния твердости серого чугуна на скорость резания проводилось на чугунах марок СЧ 25 и СЧ 20 резцом конструкции ВА3, оснащенный квадратной пластиной с задним углом, со следующими геометрическими параметрами: $\alpha = 6^\circ$, $\gamma = 5^\circ$, $\varphi = 75^\circ$, $\varphi_1 = 15^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $r = 0,8$ мм. Аппроксимация экспериментальных данных (рис.3.37) дала следующие результаты:

$$\text{для чугуна марки СЧ 25 (206 НВ)} \quad V = \frac{134,0}{60 \cdot T^{0,22}}, \text{ м/с} \quad (3.43)$$

$$\text{для чугуна марки СЧ 20 (180 НВ)} \quad V = \frac{192,0}{60 \cdot T^{0,22}}, \text{ м/с} \quad (3.44)$$

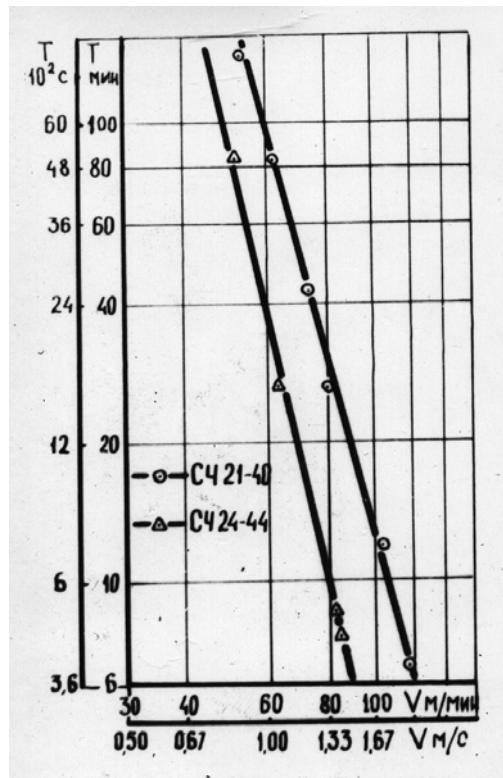


Рис.3.37. Влияние марки чугуна на зависимость «стойкость-скорость резания»: СЧ 25 - ВК6; резец - ВАЗ, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

На основании проведенных экспериментов была установлена зависимость поправочного коэффициента от твердости обрабатываемого металла вида

$$K_M = \left(\frac{214}{HB} \right)^{1,8} \quad (3.45)$$

Влияние степени точности СМП на стойкость исследовалось резцом конструкции ВАЗ с пластиной правильной трехгранной формы и главным углом в плане 90° . Результаты опытов (рис.3.38) показывают, что большую стойкость имеют пластины высокой степени точности (примерно в 1,2...2,0 раза), чем пластины нормальной степени точности. Аппроксимация дала значения постоянных, приведенных в табл.3.18.

Таблица 3.18

Степень точности пластины	Постоянные величины в формуле (3.1)	
	C_v	m
Нормальная	176,5	0,22
Высокая	259,0	0,30

Различие в величине m объясняется худшими условиями отвода тепла шлифованной боковой поверхностью по сравнению с нешлифованной для пластин нормальной степени точности: меньшая шероховатость имеет меньшую площадь теплоизлучающей поверхности.

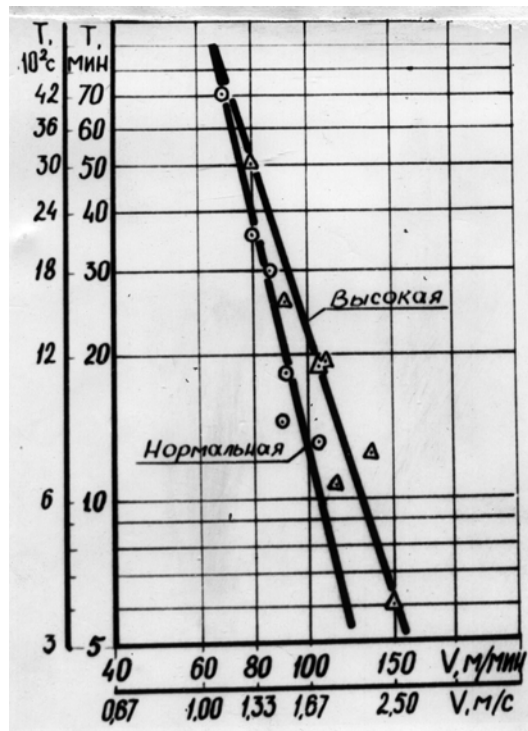


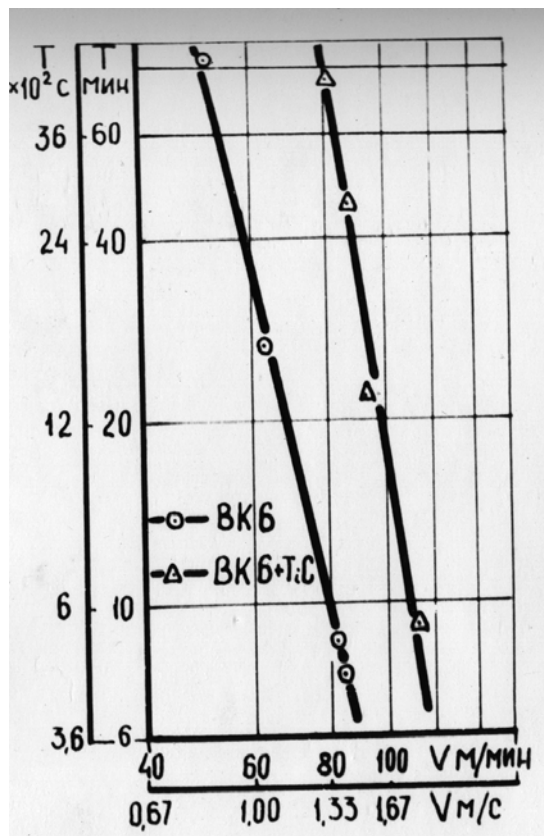
Рис.3.38. Влияние степени точности многогранной пластины на зависимость «стойкость - скорость резания»: СЧ 25 - ВК6; резец - ВА3, трехгранная пластина, $\varphi=90^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

В обобщенной формуле скорости резания влияние степени точности пластины учитывалось двумя поправочными коэффициентами, которые приведены в табл.3.19.

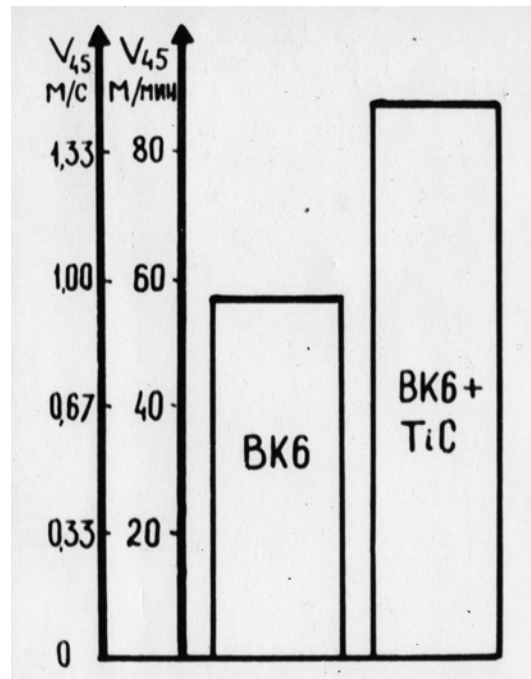
Таблица 3.19

Степень точности	K_T	Δm_T
нормальная	1,00	0,00
высокая	1,65	0,07

Наиболее распространенным в настоящее время является покрытие твердого сплава тонким (5-10 мм) слоем карбида титана TiC. С целью выявления режущих свойств СМП, покрытых этим материалом, были проведены стойкостные эксперименты пластинами квадратной формы с задним углом 03331-120308 ВК6 ГОСТ 19050-80, покрытыми термодиффузионным способом карбидом титана. В результате получен выигрыш по стойкости примерно в 7 раз (рис.3.39,а) и по скорости резания- в 1,5 раза (рис.3.39,б).



а



б

Рис.3.39. Влияние покрытия из карбида титана на зависимость «стойкость - скорость резания» (а) и скорость резания при стойкости $T=45$ мин (б): СЧ25 - BK6; резец - ВАЗ, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об

Столь значительный эффект обусловлен изменением характера изнашивания пластин с покрытием по сравнению с пластинами без него. Так, если у пластин без покрытия образование лунки на передней поверхности происходит сразу же в первые моменты резания, то при наличии покрытия она образовывается значительно позже (рис.3.40), при этом лункообразование происходит неравномерно (рис.3.41). Вначале на небольшом участке передней поверхности нарушается защитное покрытие и здесь происходит интенсивное образование лунки, которая постепенно расширяется. Характерно, что и после нарушения целостности покрытия, его присутствие продолжает оказывать свое действие вследствие плавного нарастания износа. Обнаружено, что покрытие создает дополнительное сопротивление к расширению лунки и фаски износа на задней поверхности, как бы сжимая их края. Вероятно, этим «краевым эффектом» и обусловлено продолжительное влияние износостойкого покрытия на стойкость резца.

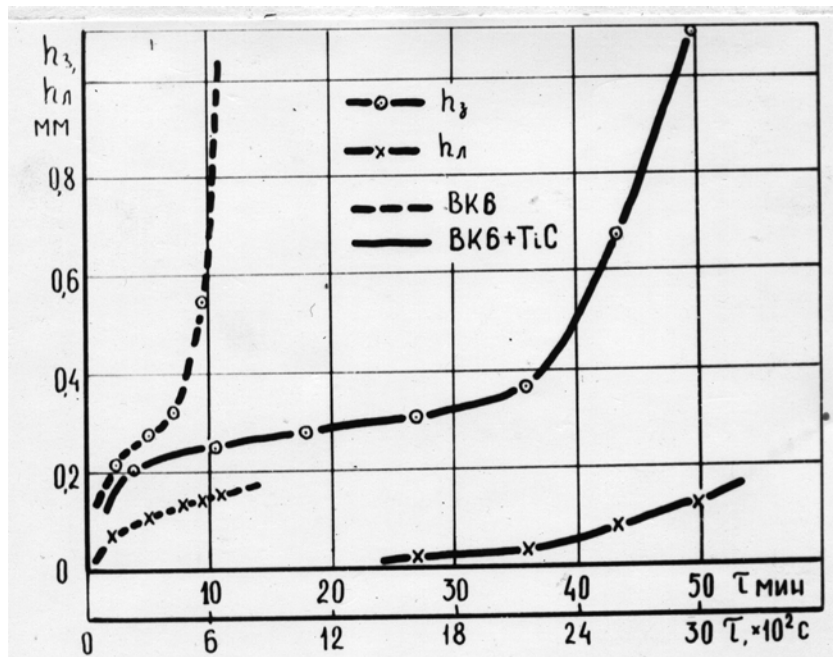


Рис.3.40. Влияние покрытия из карбида титана на зависимость «линейные параметры износа - период резания»: СЧ 25 - ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $V=1,3$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об



Рис.3.41. Внешний вид лунки износа при наличии износостойкого покрытия: СЧ 25 - ВК6; резец - ВА3, квадратная пластина с задним углом, $\varphi=75^\circ$; $V=1,3$ м/с; $t=2$ мм; $S=0,5$ мм/об; $\tau=44$ мин

Из рис.3.39,а следует, что кроме повышения стойкости покрытие изменяет и величину показателя относительной стойкости m . Так, если для пластин без покрытия

$$V = \frac{134,0}{60 \cdot T^{0,22}}, \text{ м/с}, \quad (3.46)$$

то для пластин с покрытием

$$V = \frac{148,6}{60 \cdot T^{0,14}}, \text{ м/с}, \quad (3.47)$$

то есть во втором случае существует более сильное влияние скорости резания на стойкость. Рассмотрим эти данные в свете изложенной выше гипотезы о зависимости величины m от условий теплоотвода. Известный анализ распространения тепловых

потоков в резце показывает, что на пути отвода от задней поверхности тепло, образующееся на ней, пересекает встречный поток тепла от передней поверхности, обычно более мощный, чем первый. Наличие на пластине покрытия TiC, обладающего низкой теплопроводностью, приводит к тому, что в тело пластины со стороны передней поверхности проникает меньший поток тепла и вследствие этого возникает беспрепятственный отвод тепла, образующегося на задних поверхностях. Это и приводит к большей чувствительности стойкости к скорости резания (меньшей величине m) по сравнению с пластинами без износостойкого покрытия.

Различия в величинах C_v и m учитывались поправочными коэффициентами K_{Π} и Δm_{Π} , значения которых даны в табл.3.20.

Таблица 3.20

Пластина	K_{Π}	Δm_{Π}
Без покрытия	1,00	0,00
С покрытием	1,11	-0,06

Вид и характер зависимостей «стойкость - скорость резания», «стойкость - подача», «стойкость - глубина резания» сохраняются при обработке конструкционных сталей различных марок в нормализованном состоянии и заданными свойствами. На рис.3.42 в качестве примера приведены зависимости «Т-S», полученные при обработке различных марок сталей резцами с пластинами из сплава марки КНТ16.

Вместе с тем интенсивность влияния скорости резания, подачи и глубины на стойкость различается для каждой марки стали. Поэтому влияние марки стали на стойкость и скорость резания в обобщенных формулах может учитываться поправочными коэффициентами только в первом приближении. Вследствие этого, в результате проведенных исследований определены постоянные и показатели степеней в обобщенных формулах для основных исследованных марок сталей (см.п.3.4).

Сравнение стойкости резцов, оснащенных режущими пластинами из различных марок твердых сплавов, показывает, что в диапазоне скоростей резания $V \geq V_{\Pi}$ наибольшую стойкость имеют пластины из сплава марки ТН20. Резцы с пластинами из сплавов марок КНТ16 и Т15К6 по стойкости близки друг другу, а маловольфрамовый сплав марки ТВ-4 характеризуется наименьшей стойкостью - рис.3.43.

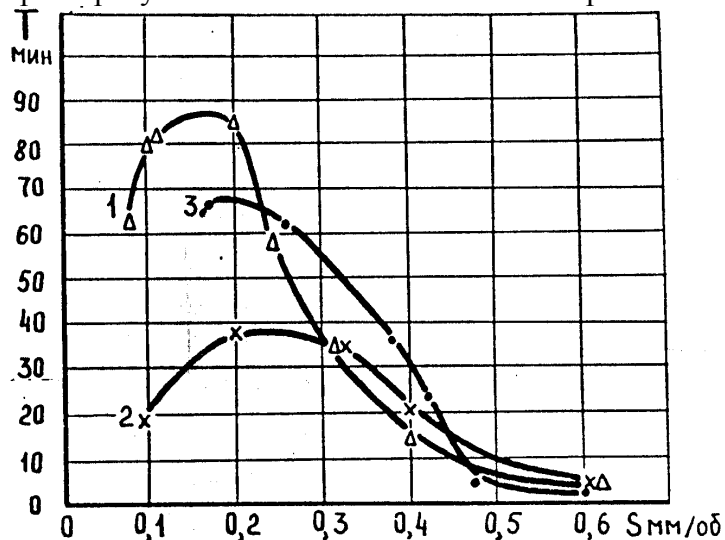


Рис.3.42. Влияние подачи на стойкость при обработке сталей различных марок в нормализованном состоянии: 1- сталь 45; 2 - сталь 60; 3 - сталь 25ХГНМТ; $V=2,0$ м/с; $t=2,5$ мм

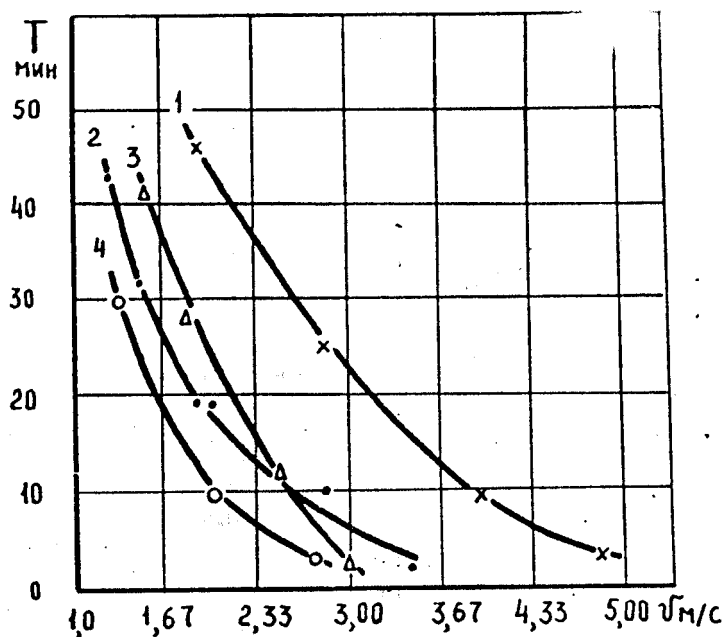


Рис.3.43. Влияние скорости резания на стойкость резцов с пластинами из различных марок твердых сплавов: 1- TH20; 2 - KHT16; 3 - T15K6; 4 - TB-4, $t=1,5$ мм; $S=0,4$ мм/об

Преимущества резцов с пластинами из БВТС проявляются в большей степени с увеличением скорости резания. Для условий резания рис.3.44 стойкость резцов с пластинами из сплава марки KHT16 превышает стойкость резцов, оснащенных сплавом марки T15K6, начиная со скорости резания 2,0 м/с.

Учитывая, что интенсивность влияния скорости резания на стойкость для резцов с пластинами из различных марок твердых сплавов практически одинакова, влияние марки твердого сплава в обобщенных формулах учитывается поправочными коэффициентами.

Стойкостные исследования сборных резцов в условиях прерывистого точения стали проводились при обработке деталей типа шлицевых валов.

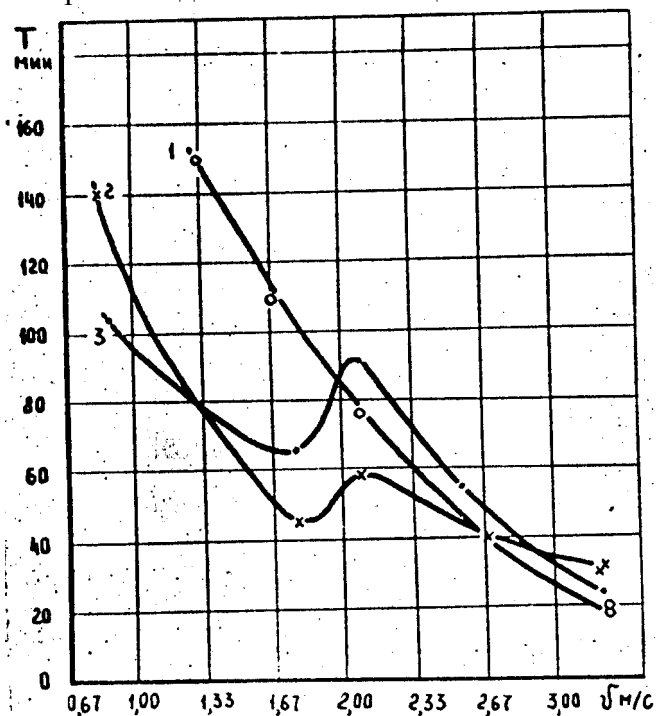


Рис.3.44. Влияние скорости резания на стойкость резцов с пластинами из различных марок твердых сплавов: 1- T15K6; 2 - СТИМ-3Б; 3 - KHT16; $t=1,5$ мм; $S=0,2$ мм/об

Исследовалось влияние скорости резания, формы пластин и геометрических параметров резцов, марки твердого сплава на стойкость.

Результаты экспериментов при прерывистом точении показывают (рис.3.45), что стойкость резцов снижается по сравнению с непрерывным точением. Снижение стойкости можно объяснить характером динамического взаимодействия заготовки и резца - циклическим изменением площади срезаемого слоя, контактных нагрузок и напряжений в режущем клине, действующей динамической силой и другими факторами.

Повышение режущих свойств резцов при прерывистом точении может быть достигнуто за счет выбора резца с пластиной определенной формы и требуемыми геометрическими параметрами. Например, стойкостные опыты показали, что использование резцов, оснащенных пластиной квадратной формы ($\varphi=45^\circ$), взамен резцов с пластиной шестигранной формы и углом при вершине ($\varphi=90^\circ$) приводит к увеличению стойкости в 2,5 раза. Такое повышение стойкости полностью согласуется с уменьшением скорости нарастания площади среза на участке врезания, снижением коэффициента динамичности и динамической силы.

Сравнение режущих свойств резцов с пластинами различных марок твердых сплавов при прерывистом точении показывает (рис.3.46), что наибольшей стойкостью обладают пластины из традиционного вольфрамосодержащего твердого сплава марки Т15К6. Пластины сплава марки ТН20 в этих условиях практически неработоспособны. Резцы, оснащенные сплавом марки КНТ16, занимают промежуточное положение, приближаясь по стойкости к сплаву марки Т15К6.

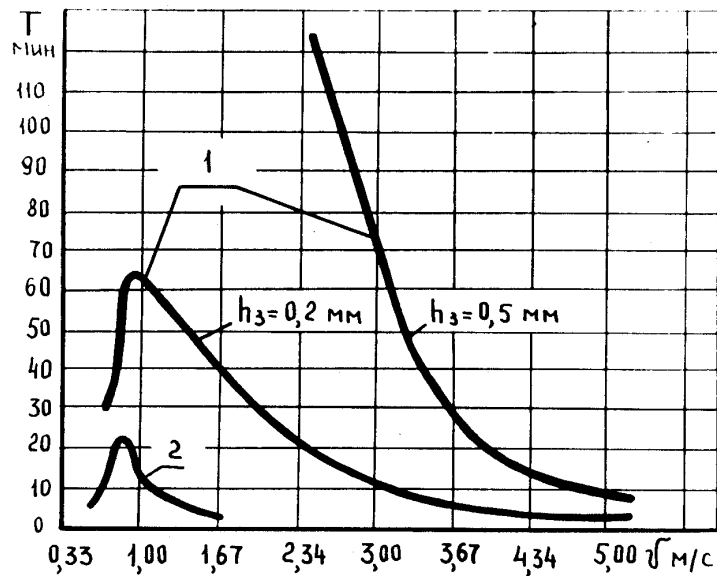


Рис.3.45. Зависимости влияния скорости на стойкость: 1 - непрерывное точение; 2 - прерывистое; $t=1,5$; $S=0,2$ мм/об

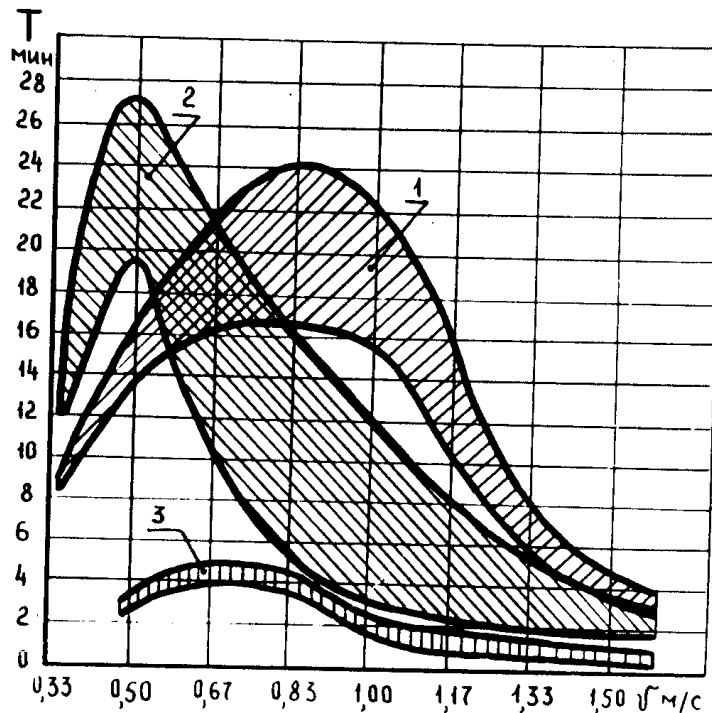


Рис.3.46. Изменение стойкости от скорости резания при прерывистом точении: 1 - T15K6; 2 - KHT16; 3 - TN20; $t=1,5$ мм; $S=0,2$ мм/об

Таким образом, проведенные стойкостные опыты и установленный характер динамического взаимодействия заготовки и резца показывают, что практическое использование резцов, оснащенных пластинами из существующих марок БВТС, при прерывистом точении затруднено вследствие недостаточной прочности этих сплавов.

Проведенные исследования износа и стойкости резцов, оснащенных пластинами из БВТС, указали на возможность повышения режущих свойств за счет снижения интенсивности износа при непрерывном точении и числа сколов и поломок пластин в условиях прерывистого точения. Указанные пути повышения режущих свойств резцов могут реализовываться различными способами, большинство из которых исследовано ранее (марка твердого сплава, форма пластин и геометрические параметры резцов, СОЖ и др.). Помимо этого выявлены перспективные способы повышения режущих свойств

резцов: нанесение на режущие пластины износостойких покрытий и специальная термообработка пластин.

При использовании режущих пластин из БВТС с износостойкими покрытиями в условиях непрерывного течения за счет снижения интенсивности износа повышается стойкость резцов и несколько расширяются рабочие диапазоны режимов резания. В качестве примера на рис.3.47 приведена кривая «стойкость - подача» для пластин из сплава; и КНТ16 с покрытием TiN (КИБ) в сравнении с аналогичной кривой для пластин без покрытия. Однако следует указать, что стабильность значений стойкости и надежность работы для пластин с износостойкими покрытиями снижается по сравнению с пластинами в исходном состоянии. Последнее объясняется уменьшением прочностных характеристик пластин в результате воздействия режимов нанесения покрытий.

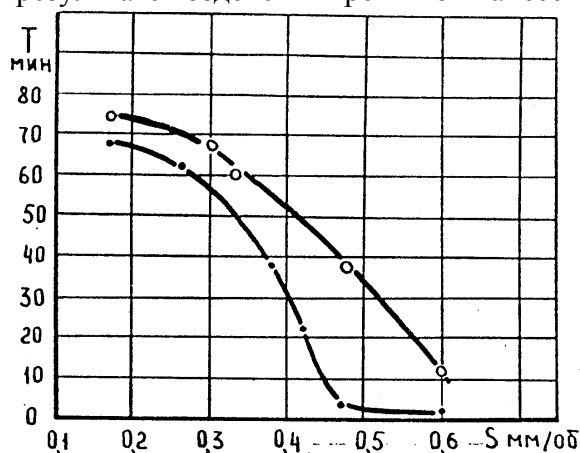


Рис.3.47. Зависимость влияния подачи на стойкость резцов с пластинами:

●- КНТ16, ○- КНТ16+TiN, V=2,0 м/с, t=2,5 мм

Исследование влияния марки твердого сплава на составляющие силы осуществлялось при обработке стали резцами с пластинами из сплавов марок КНТ16, ТН20, Т15К6 и характерными для этих пластин формами стружколомающих канавок. Устанавливались различия как в уровнях сил, так и в интенсивности влияния режимов резания на составляющие силы.

На основании проведенных опытов можно отметить, что составляющие силы резания для резцов с пластинами из БВТС меньше, чем для резцов с пластинами из сплава марки Т15К6, и одной из причин снижения сил является малый коэффициент трения БВТС по стали. Сплав марки ТН20 по сравнению со сплавом марки КНТ16 характеризуется наименьшими по величине составляющими силы резания (рис.3.48). Помимо этого, интенсивность увеличения составляющих силы срезания с ростом глубины и подачи для сплава марки КНТ16 больше, чем для сплава марки ТН20. В табл.3.21 приведены значения постоянных и показателей степеней обобщенных формул составляющих силы резания в соответствии с рекомендуемой степенной моделью для резцов с пластинами из БВТС и в сравнении с соответствующими значениями для резцов с пластинами из сплава марки Т15К6. Следует отметить, что практическое влияние марки БВТС на показатели степеней незначительно. Вследствие этого в обобщенных формулах составляющих силы резания влияние марки БВТС может учитываться поправочными коэффициентами.

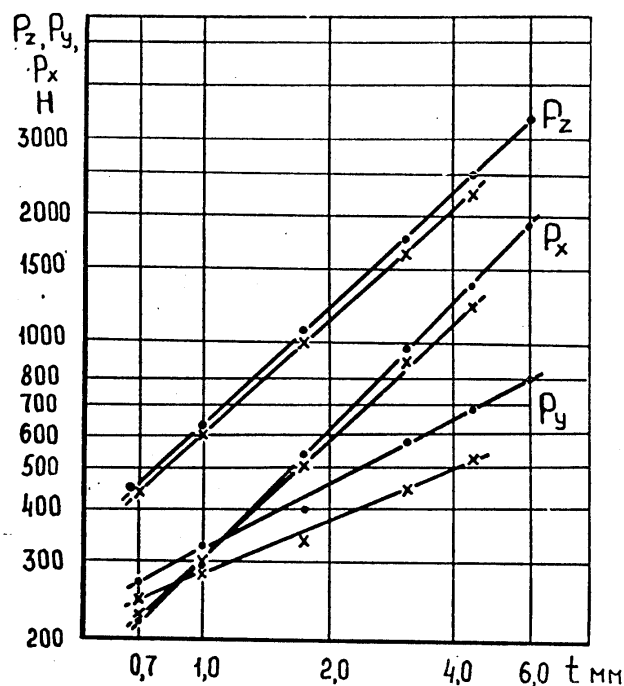


Рис.3.48. Влияние глубины резания на составляющие силы для резцов с пластинами различных марок твердых сплавов:

●- КНТ16, ×- ТН20, $V=2,21$ м/с, $S=0,30$ мм/об

Таблица 3.21

Постоянные и показатели степеней в обобщенных формулах составляющих силы резания для резцов с пластинами различных марок твердых сплавов

Марка сплава		КНТ16	ТН20	Т15К6
1	2	3	4	5
P_z	C_{P_z}	1658,1	1578,7	1796,4
	n_{P_z}	0,10	0,12	0,09
	x_{P_z}	0,93	0,92	0,86
	y_{P_z}	0,74	0,72	0,80
P_y	C_{P_y}	989,7	681,8	852,9
	n_{P_y}	0,16	0,20	0,10
	x_{P_y}	0,45	0,43	0,33
	y_{P_y}	0,78	0,61	0,63

Продолжение табл.3.21

1	2	3	4	5
P_x	C_{P_x}	766,3	705,7	759,7
	n_{P_x}	0,23	0,22	0,18

x_{p_x}	1,02	0,93	0,88
y_{p_x}	0,59	0,51	0,44

3.4 Обобщенные эмпирические формулы

Обобщенная формула влияния всех исследованных факторов на скорость резания при обработке серых чугунов получена путем объединения формул (3.2.), (3.9), (3.13) и поправочных коэффициентов:

$$V = \frac{118,6 \cdot h_3^{0,16}}{60 \cdot T^{0,24 + \Delta m_\phi + \Delta m_\tau + \Delta m_\Pi} \cdot t^{0,18} \cdot S^{0,38}} \times K_M K_\phi K_\phi K_T K_\Pi, \quad (3.48)$$

где K_M определяется из выражения (3.45), K_ϕ - по табл.3.6, K_ϕ и Δm_ϕ - по табл.3.8, K_T и Δm_T - по табл.3.19, K_Π и Δm_Π - по табл.3.20.

Формула (3.48) справедлива в следующих диапазонах изменения аргументов:
 $T = 10 - 60$ мин, $t = 1 - 6$ мм, $S = 0,20 - 0,62$ мм / об,
 $h_3 = 0,8 - 2,0$ мм.

Обобщенные формулы влияния режима резания, геометрических параметров резца и износа на составляющие силу резания при наружном продольном точении серого чугуна марки СЧ 25 резцами с механическим креплением многогранных пластин из твердого сплава были получены путем объединения выражений (3.20), (3.21) и (3.22) с частными зависимостями (3.14), (3.15) и (3.16); (3.34) и (3.35); (3.36), (3.37) и (3.38):

$$P_z = 192,8 \cdot V^{-0,07} \cdot t^{0,85} \cdot S^{0,68} \cdot r^{0,01} \cdot K_{\phi p_z} \cdot K_{hp_z}; \quad (3.49)$$

$$P_y = 16384 \cdot V^{-0,44} \cdot t^{0,29} \cdot S^{0,78} \cdot r^{0,30} \cdot \phi^{-0,93} \cdot K_{\phi p_y} \cdot K_{hp_y}; \quad (3.50)$$

$$P_x = 1,83 \cdot V^{-0,27} \cdot t^{1,13} \cdot S^{0,36} \cdot r^{-0,10} \cdot \phi^{0,90} \cdot K_{\phi p_x} \cdot K_{hp_x}, \quad (3.51)$$

где K_ϕ - поправочный коэффициент на форму применяемой многогранной пластины, определяемой по табл.3.10;

K_h - поправочный коэффициент на величину износа задних поверхностей, приведенный в табл.3.9.

Была также получена обобщенная формула энергозатрат, под которыми понимается расход количества электрической энергии на снятие одного килограмма стружки:

$$H_{э.з.} = \frac{N \cdot \tau}{W \cdot \rho}, \quad \text{кВт-час/кг}, \quad (3.52)$$

где N - мощность, затрачиваемая на резание, кВт; τ - время резания, час; W - объем снятой стружки за время резания, м³; ρ - плотность обрабатываемого металла, кг/м³.

Величинам N и W соответствуют выражения:

$$N = \frac{P_z \cdot V}{60 \cdot 1020}, \quad \text{кВт}; \quad (3.53)$$

$$W = 60 \cdot 10^{-6} \cdot V \cdot t \cdot S \cdot \tau, \quad (3.54)$$

где P_z - вертикальная составляющая силы резания, Н; V - скорость резания, м/мин; t - глубина резания, мм; S - подача, мм/об.

Подставив выражения (3.53) и (3.54) в (3.52) и приведя все величины к одной размерности, получим:

$$H_{э.з.} = \frac{P_z}{0,367 \cdot t \cdot S \cdot \rho}, \text{ кВт-час/кг}, \quad (3.55)$$

где для обрабатываемого чугуна $\rho = 7,15 \text{ кг / м}^3$.

В формулу (3.55) непосредственно не входит скорость резания и ее влияние передается через составляющую P_z . Подставив в нее ранее полученное выражение (3.14) и численные значения постоянных, будем иметь:

$$H_{э.з.} = 0,0787 \cdot V^{-0,07}, \text{ кВт-час/кг}. \quad (3.56)$$

Аналогично можно получить зависимость энергозатрат от глубины резания и подачи путем подстановки (3.20) в (3.55):

$$H_{э.з.} = \frac{0,397}{t^{0,15} \cdot S^{0,32}}, \text{ кВт-час/кг}. \quad (3.57)$$

Анализ выражений (3.56) и (3.57) показывает, что энергозатраты снижаются при интенсификации режима резания. Наиболее эффективным средством их понижения является повышение величины подачи, менее эффективным - повышение глубины резания. Повышение скорости резания, хотя и приводит к некоторой экономии электроэнергии, дает относительно слабый эффект и к тому же неблагоприятно отражается на срок службы резца. Так, если на энергозатраты скорость резания влияет в степени 0,07, то на стойкость - в степени 4,2.

Развернутая формула энергозатрат получена из выражений (3.55) и (3.49) и имеет вид

$$H_{э.з.} = 0,0735 \cdot V^{-0,07} \cdot t^{-0,15} \cdot S^{-0,32} \cdot \Gamma^{0,01} \cdot K_{\varphi p_z} \cdot K_{h p_z}. \quad (3.58)$$

Формулы (3.49), (3.50), (3.51) и (3.58) справедливы в следующем диапазоне изменения аргументов: $V = 0,33 - 1,67 \text{ м/с}$; $t = 1 - 4 \text{ мм}$; $h_3 = 0 - 1,5 \text{ мм}$; $S = 0,23 - 0,71 \text{ мм/об}$; $\Gamma = 0,8 - 2,6 \text{ мм}$; $\varphi = 60 - 90^\circ$, и для пластин всех исследованных форм.

В результате проведенных исследований режущих свойств сборных резцов с СМП при обработке сталей получены обобщенные формулы стойкости и скорости резания, соответствующие рекомендованным математическим моделям

$$T = \frac{C_T \cdot S^{B_2}}{V^{1/m} \cdot t^{B_1} \cdot e^{(C_1 t + C_2 S)} \cdot (1,5 - h_3)^{Z_1}} \cdot K_{T\Phi\Pi} \cdot K_{T\text{COЖ}}, \text{ мин}; \quad (3.59)$$

$$V = \frac{C_V \cdot S^{B_4}}{T^m \cdot t^{B_3} \cdot e^{(C_3 t + C_4 S)} \cdot (1,5 - h_3)^{Z_2}} \cdot K_{V\Phi\Pi} \cdot K_{V\text{ИМ}}, \text{ м/с}, \quad (3.60)$$

где значения постоянных и показателей степеней для типовых марок сталей приведены в табл.3.22; коэффициенты: $K_{\Phi\Pi}$ - на форму пластин - табл.3.16; $K_{\text{ИМ}}$ - на сплавы КНТ16, Т15К6 - 1,00, на сплав ТН20 - 1,38; $K_{\text{СОЖ}}$ - влияние СОЖ, $K_{\text{СОЖ}} = 1,2; 1,8; 2,5$ для подач, соответственно, 0,2; 0,4; 0,5 мм/об.

Формулы (3.59), (3.60) справедливы при $V \geq 1,27 \cdot a_{\text{эф}}^{-0,31}$, м/с; $t=0,5 - 4,0$ мм, $S=0,1 - 0,6$ мм/об, $h_3=0,25 - 0,6$ мм, $T=10 - 60$ мин.

Анализ уравнения (3.59) показывает, что в диапазоне подач $0,1 - 0,5$ мм/об и глубин $0,7 - 4,0$ мм стойкость резцов изменяется в пределах $10 - 60$ мин. На рис.3.49 приведены кривые равной стойкости, полученные по (3.40) для резца с пластиной трехгранной формы и углом 80° при вершине ($\varphi=90^\circ$) из сплава марки КНТ16 для случая обработки стали 45.

Таблица 3.22

Значения постоянных и показателей степеней в обобщенных формулах стойкости и скорости резания

Марка стали	45	60	25ХГНМТ	25ХГМ
m	0,260	0,333	0,250	0,290
C_T	5570743,2	52590,0	4644909,3	$1981 \cdot 10^3$
B_1	0,147	0,147	0,147	0,128
B_2	2,408	1,357	2,542	2,193
C_1	0,468	0,468	0,468	0,403
C_2	16,682	7,664	14,421	12,430
Z_1	5,299	4,375	2,870	-
C_V	56,76	37,23	46,42	67,02
B_3	0,038	0,049	0,037	0,037
B_4	0,626	0,452	0,636	0,636
C_3	0,121	0,156	0,117	0,117
C_4	4,337	2,552	3,605	3,605
Z_2	1,228	1,652	1,157	-

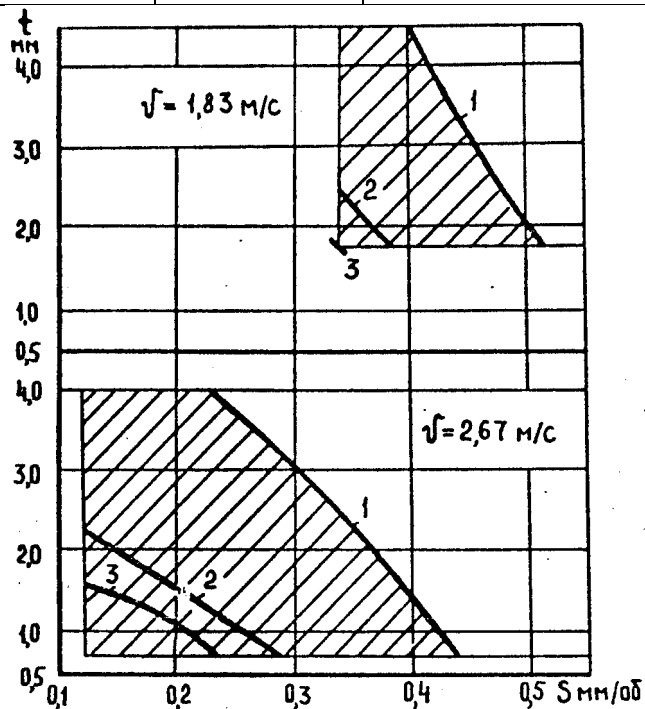


Рис.3.49. Расположение кривых равной стойкости для резцов с пластинами

из сплава марки КНТ16 в исследованной области глубин резания и подач:

1- T=10 мин; 2- 45 мин; 3 - 60 мин

Можно отметить, что с уменьшением скорости резания кривые равной стойкости смещаются в зону больших глубин резания и подач, однако, диапазон рациональных режимов резания сокращается. Применение резцов из БВТС поэтому целесообразно при скоростях резания в пределах 1,67 - 3,0 м/с. В указанном диапазоне выбором соответствующей скорости и подачи, или глубины будет обеспечено заданное значение стойкости резцов.

По результатам выполненных исследований и аналитической обработки экспериментальных данных определены постоянные, коэффициенты и показатели степеней обобщенных формул составляющих силы резания при обработке исследованных марок сталей сборными твердосплавными резцами, оснащенными пластинами различных форм. Обобщенные формулы для расчета силы резания имеют вид

$$P = C_p \cdot v^{-n_p} \cdot t^{x_p} \cdot s^{y_p} \cdot (1 + h_z)^{z_p} \cdot K_{OM} \cdot K_{ТО} \cdot K_{СОЖ} H; \quad (3.61)$$

где коэффициенты: K_{OM} - на марку обрабатываемой стали, табл.3.14; $K_{ТО}$ - на вид термообработки стали, табл.3.15; $K_{СОЖ}$ - влияние СОЖ, для составляющих P_z , P_y , P_x , соответственно 0.93, 0.90, 0.93.

Постоянные и показатели степеней, входящие в формулы (3.61) приведены в табл.: 3.15 - влияние вида термической обработки стали; 3.17- для резцов с пластинами различных форм; 3.21 - для резцов с пластинами различных марок твердых сплавов.

Обобщенные формулы силы резания справедливы в диапазонах: $V=0.43 - 4.0$ м/с, $t= 0.7 - 6.0$ мм, $S=0.15 - 0.53$ мм/об, $h_z=0 - 0.75$ мм.

4 ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ С СМП

Годовой экономический эффект рассчитывался при замене напайных резцов резцами сборными с механическим креплением многогранных пластин всех исследованных форм и конструкций, а также применении рациональных форм пластин, прямолинейного участка переходного режущего лезвия, высокоточных пластин и износостойкого покрытия из карбида титана.

4.1 Методика расчета экономического эффекта от внедрения сборных инструментов

Экономический эффект определяется в соответствии с методикой [43] на основе сопоставления приведенных затрат по базовой и новой технике:

$$\mathcal{E} = (Z_1 - Z_2) \cdot A_2, \quad (4.1)$$

где Z_1 и Z_2 - предвиденные затраты единицы продукции, производимой с помощью базовой и новой техники, руб.;

A_2 - годовой объем производства продукции с помощью новой техники, в натуральных единицах.

Приведенные затраты единицы продукции рассчитывались по формуле

$$Z = C + E_n \cdot K, \quad (4.2)$$

где C - себестоимость единицы продукции, руб.;

K - удельное капитальное вложение в производственные фонды, руб./единицу продукции;

E_H - нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений ($E_H = 0,15$ [43]).

Подставив в (5.1) выражения (5.2) для базовой и новой техники, будем иметь:

$$\Delta = [(C_1 - C_2) + E_H \cdot (K_1 - K_2)] \cdot A_2. \quad (4.3)$$

Расчет производился применительно к наружному продольному точению детали типа валика с размерами: наружный диаметр - 15 мм, длина - 300 мм. Материал детали - чугун серый марки СЧ25 принятой характеристики. Чтобы поставить исследуемые резцы в тождественные условия, их сравнение было проведено при одинаковом режиме резания ($V = 1,17$ м/с; $t = 2$ мм; $S = 0,5$ мм/об) и при постоянной программе выпуска деталей A_2 , принятой равной 10 тыс. шт./год.

Капитальные вложения расходуются на создание эксплуатационного фонда резцов той или иной конструкции, необходимого для бесперебойной работы станка на данной операции, который складывается из резцов, находящихся на рабочем месте, в запасе инструментально-раздаточной кладовой (ИРК) и на центрально-инструментальном складе (ЦИС) завода [43]. Количество напайных резцов, находящихся на рабочем месте, определяется по формуле:

$$I_{p.m.n.} = \frac{t_p \cdot t_o}{T_H \cdot t_{шт}} \cdot K \cdot K_p \cdot (1 + k_1), \quad (4.4)$$

где t_p - периодичность подачи инструмента из ИРК к рабочим местам (обычно равна одной смене);

K - число рабочих мест, занятых выполнением операции;

K_p - количество одинаковых инструментов на одном рабочем месте;

T_H - стойкость напайного резца, мин.;

t_o - основное (технологическое) время, мин.;

$t_{шт}$ - штучное время обработки детали на данной операции;

k_1 - коэффициент страхового запаса, равный 1.

Применительно к сборным резцам с механическим креплением многогранных пластин расчеты капитальных вложений необходимо производить отдельно по режущим, опорным пластинам, накладным стружколомам и корпусам резцов. По формуле (4.4) можно определить необходимое количество режущих лезвий многогранных пластин, а количество самих пластин на рабочем месте равно

$$I_{p.m.c.p.} = \frac{t_p \cdot t_o}{T_c \cdot t_{шт} \cdot m} \cdot K \cdot K_p \cdot (1 + k_1), \quad (4.5)$$

где m - число лезвий на одной многогранной пластине;

T_c - стойкость сборного резца, мин.

Требуемое количество опорных пластин на рабочем месте определится на условиях, что одна опорная пластина в среднем выдерживает до 100 периодов стойкости [50]:

$$I_{p.m.c.o.} = \frac{t_p \cdot t_o}{100 \cdot t_{шт} \cdot T_c} \cdot K \cdot K_p \cdot (1 + k_1). \quad (4.6)$$

При обработке серого чугуна, дающего стружку надлома, расход накладных стружколомов очень мал и поэтому им пренебрегаем. Количество корпусов на рабочем месте можно найти из условия, что один корпус выдерживает до 400 периодов стойкости [50]:

$$I_{p.m.c.k.} = \frac{t_p \cdot t_o}{400 \cdot t_{шт} \cdot T_c} \cdot K \cdot K_p \cdot (1 + k_1). \quad (4.7)$$

Запас напайных резцов в инструментально-раздаточной кладовой рассчитывается по формуле [52]

$$I_{ирк.н.} = \frac{T_k \cdot t_o}{T_n \cdot t_{шт} \cdot (n + 1)} \cdot K \cdot K_p \cdot (1 + k_2), \quad (4.8)$$

где T_k - периодичность возобновления запаса ИРК (рекомендуется применять $T_k=3...6$ дней);

n - количество переточек резца;

k_2 - коэффициент страхового запаса, равный 0,15...0,20.

Для сборных резцов количество режущих пластин, опорных пластин и корпусов резцов, находящихся в ИРК, определяется с учетом выражения (4.8) следующим образом:

$$I_{ирк.с.р.} = \frac{T_k \cdot t_o}{m \cdot t_{шт} \cdot T_c} \cdot K \cdot K_p \cdot (1 + k_2); \quad (4.9)$$

$$I_{ирк.с.о.} = \frac{T_k \cdot t_o}{100 \cdot T_c \cdot t_{шт}} \cdot K \cdot K_p \cdot (1 + k_2); \quad (4.10)$$

$$I_{ирк.с.к.} = \frac{T_k \cdot t_o}{400 \cdot T_c \cdot t_{шт}} \cdot K \cdot K_p \cdot (1 + k_2). \quad (4.11)$$

Необходимый запас напайных резцов на центральном инструментальном складе завода равен [52]

$$I_{цис.н.} = \frac{T_{ц}}{T_k} \cdot I_{ирк.н.} \cdot (1 + k_3), \quad (4.12)$$

где $T_{ц}$ - периодичность возобновления запасов ЦИС (рекомендуется принимать $T_{ц}=(5-10)T_k$);

k_3 - коэффициент страхового запаса, равный 0,2...0,3.

По аналогии с вышерассмотренным количество режущих, опорных пластин и корпусов сборных резцов в ЦИСе равно:

$$I_{цис.с.р.} = \frac{T_{ц}}{T_k} \cdot I_{ирк.с.р.} \cdot (1 + k_3); \quad (4.13)$$

$$I_{цис.с.о.} = \frac{T_{ц}}{T_k} \cdot I_{ирк.с.о.} \cdot (1 + k_3); \quad (4.14)$$

$$I_{цис.с.к.} = \frac{T_{ц}}{T_k} \cdot I_{ирк.с.к.} \cdot (1 + k_3). \quad (4.15)$$

Суммарные капитальные вложения на создание эксплуатационного фонда резцов напайных:

$$K_H = (I_{p.m.n.} + I_{ирк.n.} + I_{цис.n.}) \cdot Ц_{и.p.n.}; \quad (4.16)$$

сборных

$$K_C = (I_{p.m.c.p.} + I_{ирк.c.p.} + I_{цис.c.p.}) \cdot Ц_{p.п.} + \\ + (I_{p.m.c.o.} + I_{ирк.c.o.} + I_{цис.c.o.}) \cdot Ц_{o.п.} + \\ + (I_{p.m.c.k.} + I_{ирк.c.k.} + I_{цис.c.k.}) \cdot Ц_K, \quad (4.17)$$

где $Ц_{и.p.n.}$ - стоимость напайного резца, руб.;

$Ц_{p.п.}$ - стоимость режущей многогранной пластины, руб.;

$Ц_{o.п.}$ - стоимость опорной многогранной пластины, руб.;

$Ц_K$ - стоимость корпуса сборного резца, руб.

Подставляя в формулы (4.16) и (4.17) ранее приведенные выражения для соответствующих эксплуатационных запасов и принимая $K = 1$, $K_p = 1$, $t_o = 4,037$ мин, $t_{шт} = 5,143$ мин, $t_p = 8$ час, $T_K = 6$ дней, $T_{ц} = 5 \cdot T_{ц}$, $k_1 = 1$, $k_2 = 0,2$, $k_3 = 0,25$, имеем:

$$K_H = \frac{0,785}{T_H} \cdot \left(950 + 50170 \cdot \frac{1}{n} \right) \cdot Ц_{и.p.n.}; \quad (4.18)$$

$$K_C = \frac{1}{T_C} \cdot \left(40217 \cdot \frac{Ц_{p.п.}}{m} + 402 \cdot Ц_{o.п.} + 100,5 \cdot Ц_K \right). \quad (4.19)$$

Таким образом, для расчета капитальных вложений по сравниваемым вариантам необходимо знать стойкость напайного и сборного резца, количество переточек напайного резца, количество режущих вершин многогранной пластины, а также стоимость напайного резца и стоимости режущей, опорной пластины и корпуса сборного резца.

Расчет технологической себестоимости деталь - операции при работе напайным резцом проводился в соответствии с формулой [43]:

$$C_H = C_{ст.н.} + C'_{и.p.n.} + C''_{и.p.n.} + C'''_{и.p.n.}, \quad (4.20)$$

где $C_{ст.н.}$ - текущие затраты, связанные с содержанием и эксплуатацией оборудования, руб.;

$C'_{и.p.n.}$ - текущие затраты на инструмент, связанные с приобретением или изготовлением резца, руб.;

$C''_{и.p.n.}$ - затраты на заточку (переточку) резца, руб.;

$C'''_{и.p.n.}$ - затраты на смену затупившегося инструмента и подналадку оборудования, руб.;

Затраты, связанные с содержанием и эксплуатацией оборудования, определяются выражением:

$$C_{с.т.н.} = Q_{ст.} \cdot t_M \cdot \left(1 + \frac{T_{см} + T_{рег}}{T_H} \right), \quad (4.21)$$

где $Q_{ст}$ - стоимость одной станко- минуты за исключением затрат на инструмент, руб./ст.-мин;

t_m - машинное время работы станка на выполнение данной операции, мин.;

$T_{см}$ и $T_{рег}$ - время смены и регулировки инструмента за период стойкости, мин.

Затраты на приобретение или изготовление резца равны

$$C'_{и.р.н.} = \frac{t_m \cdot K_{уб}}{T_H \cdot (n + 1)} \cdot \left(Ц_{и.р.н.} - M_{д.н.} \cdot Ц_m - M_{п.н.} \cdot \frac{\Phi_{п.н.}}{100} \cdot Ц_{ц.м.} \right), \quad (4.22)$$

где $K_{уб}$ - коэффициент убыли инструмента в связи с поломками;

$M_{д.н.}$ - масса державки напайного резца, кг;

$Ц_m$ - заготовительная цена лома черных металлов от деталей напайных и сборных резцов, руб./кг;

$M_{п.н.}$ - масса твердосплавной пластины напайного резца, кг;

$\Phi_{п.н.}$ - доля от первоначальной массы возвращаемых Вторцветмету изношенных твердосплавных пластин от напайных инструментов, %;

$Ц_{ц.м.}$ - заготовительная цена кусковых отходов твердосплавных пластин (отпаянных остатков напайного резца и изношенных многогранных пластин), руб./кг.

Затраты на заточку (переточку) резца определяются из выражения

$$C''_{и.р.н.} = \frac{t_m \cdot n \cdot K_{уб}}{T_H \cdot (n + 1)} \cdot Q_{з.ст.} \cdot t_{м.зат.}, \quad (4.23)$$

где $Q_{з.ст.}$ - затраты на содержание и эксплуатацию заточного станка, включая затраты на инструмент (шлифовальный круг), приведенные в одной минуте работы станка, руб./ст. - мин.;

$t_{м.зат.}$ - машинное время работы заточного станка, мин.

Затраты на смену затупившегося резца и подналадку оборудования равны

$$C''_{и.р.н.} = \frac{t_m}{60} \cdot \left(\frac{T_{см} + T_{рег}}{T_H} \right) \cdot \alpha_{нал.} \cdot H \cdot \left(1 + \frac{\alpha_1}{100} \right) \cdot \left(1 + \frac{\alpha_2}{100} \right) \times \left(1 + \frac{\alpha_3}{100} \right) \cdot \left(1 + \frac{\alpha_4}{100} \right), \quad (4.24)$$

где $\alpha_{нал.}$ - часовая тарифная ставка наладчика, руб./чел. -час;

H - коэффициент, учитывающий накладные расходы на зарплату наладчиков;

α_1 - доплата к основной зарплате по районному коэффициенту, %;

α_2 - дополнительная заработная плата, %;

α_3 - премия, %;

α_4 - отчисления на социальное страхование, %.

Технологическая себестоимость деталь - операции при работе сборными резцами с механическим креплением многогранных пластин определялась по следующей формуле:

$$C_c = C_{\text{ст.с.}} + C'_{\text{и.р.с.к.}} + C'_{\text{и.р.с.п.}} + C'''_{\text{и.р.с.}}, \quad (4.25)$$

где $C_{\text{ст.с.}}$ - текущие затраты, связанные с содержанием и эксплуатацией оборудования, определяемые по формуле (4.21), руб.;

$C'_{\text{и.р.с.к.}}$ - затраты на приобретение корпуса резца, руб.;

$C'_{\text{и.р.с.п.}}$ - затраты на приобретение режущей и опорной пластины, руб.;

$C'''_{\text{и.р.с.}}$ - затраты на смену режущих вершин пластины, либо ее замену и наладку станка, определяемые по формуле (4.24), руб.

Затраты на приобретение корпуса сборного резца равны

$$C'_{\text{и.р.с.к.}} = \frac{t_m}{400 \cdot m \cdot T_c} \cdot (\Pi_{\text{к.}} \cdot f_p - M_{\text{с.к.}} \cdot \Pi_{\text{м.}}), \quad (4.26)$$

где f_p - коэффициент, учитывающий затраты на ремонт и восстановление корпуса сборного резца, от первоначальной стоимости;

$M_{\text{с.к.}}$ - масса корпуса сборного резца, кг.

Текущие затраты, связанные с приобретением режущей и опорной пластины, определялись по формуле:

$$C'_{\text{и.р.с.п.}} = \frac{t_m}{m \cdot T_c} \cdot \left[\Pi_{\text{р.п.}} \cdot K_{\text{уб}} \cdot f_d + \frac{\Pi_{\text{о.п.}}}{100} - \frac{\Phi_c}{100} \cdot \Pi_{\text{ц.м.}} \cdot \left(M_{\text{п.с.}} \cdot K_{\text{уб}} + \frac{M_{\text{о.п.}}}{100} \right) \right], \quad (4.27)$$

где f_d - коэффициент, учитывающий затраты на доработку режущих многогранных пластин (шлифование опорной поверхности, ленточек на передней поверхности, боковых граней и стружечных канавок);

Φ_c - доля от первоначальной массы возвращаемых Вторцветмету изношенных многогранных режущих и опорных пластин, %;

$M_{\text{п.с.}}$ - масса режущей многогранной пластины, кг;

$M_{\text{о.п.}}$ - масса опорной многогранной пластины, кг.

Исходные данные для расчета технологической себестоимости, не зависящие от конструкции резца, приведены в табл.4.1.

Таблица 4.1

Наименование	Обозначение	Размерность	Численное значение	Источник
1	2	3	4	5
Стоимость одной станко-мину-ты работы токарного станка	$Q_{\text{ст}}$	$\frac{\text{руб.}}{\text{ст.-мин.}}$	0,328	[43]

Продолжение табл.4.1

1	2	3	4	5
Машинное время работы станка на выполнении данной операции	t_m	мин.	4,137	расчет
Коэффициент естественной убыли инструмента	$K_{\text{уб}}$	-	1,1	[43]

Заготовительная цена лома черных металлов от деталей напайных и сборных резцов	$\Pi_{\text{м.}}$	$\frac{\text{руб.}}{\text{кг}}$	2,6	[43]
Доля от первоначальной массы возвращаемой Вторцветмету изношенных твердосплавных пластин от напаянных резцов	$\Phi_{\text{п.н.}}$	%	30	[52]
Заготовительная цена кусковых отходов твердосплавных пластин	$\Pi_{\text{ц.м.}}$	$\frac{\text{руб.}}{\text{кг}}$	40,8	[52]
Количество переточек напайного резца	n	-	15	[43]
Затраты на содержание и эксплуатацию заточного станка	$Q_{\text{з.ст.}}$	$\frac{\text{руб.}}{\text{ст.-мин.}}$	0,322	[43]
Машинное время работы заточного станка	$t_{\text{м.зат.}}$	мин.	2,89	[43]
Часовая тарифная ставка наладчика	$a_{\text{нал.}}$	руб./чел. - час	7,67	[43]
Коэффициент, учитывающий накладные расходы на заработную плату	H	-	3,0	[52]
Доплата по районного коэффициента	α_1	%	0	[52]
Премия	α_3	%	15	[52]
Дополнительная зарплата	α_2	%	9	[43]
Отчисления на соцстрах	α_4	%	7,7	[43]
Коэффициент, учитывающий затраты на ремонт и восстановление корпуса сборного резца	f_p	-	1,15	[52]
Коэффициент, учитывающий затраты на доработку режущих СМП (для пластин со стружечными канавками)	f_d	-	1,10	[52]
Доля от первоначальной массы возвращаемых Вторчермету изношенных многогранных пластин	Φ_c	%	80	[52]

С учетом данных табл.4.1. формулы (4.20) и (4.25) примут вид

$$C_H = 1,357 + \frac{8,658}{T_H} + \frac{2,844}{T_H} (\Pi_{\text{и.р.н.}} - 0,26 \cdot M_{\text{д.н.}} - 1,224 \cdot M_{\text{п.н.}}); \quad (4.28)$$

$$C_c = 1,357 + \frac{0,874}{T_c} + \frac{0,103}{m \cdot T_c} (1,15 \cdot \Pi_{\text{к.}} - 0,26 \cdot M_{\text{с.к.}}) + \frac{41,37}{m \cdot T_c} \left[1,1 \cdot \Pi_{\text{р.п.}} + \frac{\Pi_{\text{о.п.}}}{100} - 3,264 \cdot \left(1,1 \cdot M_{\text{п.с.}} + \frac{M_{\text{о.п.}}}{100} \right) \right]. \quad (4.29)$$

4.2 Экономический эффект от замены напайных резцов сборными

Исходные данные для расчета сведены в табл.4.2. При этом стойкость резцов бралась из п.3, цена режущих и опорных пластин – по Прейскуранту

Таблица 4.2

Форма пластины	φ	m	T _c мин	Ц _к руб	Ц _{р.п.} руб.	M _{п.с} кг	Ц _{о.п.} руб	M _{о.п} кг
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Правильная трехгранная	90°	6	14,0	25,0	4,32	0,00821	11,28	0,00635
-"-"-	75°	-"-	20,0	-"-	-"-	-"-	-"-	-"-
-"-"-	60°	-"-	32,0	-"-	-"-	-"-	-"-	-"-
Правильная трехгранная с задним углом	90°	3	18,0	-"-	6,82	0,00483	13,75	0,00206
-"-"-	75°	-"-	24,0	-"-	-"-	-"-	-"-	-"-
-"-"-	60°	-"-	32,0	-"-	-"-	-"-	-"-	-"-
Квадратная	75°	8	25,0	-"-	5,50	0,01130	13,52	0,00855
-"-"-	45°	-"-	107,0	-"-	-"-	-"-	-"-	-"-
Квадратная с задним углом	75°	4	18,2	-"-	8,05	0,00686	16,61	0,00388
-"-"-	45°	-"-	60,0	-"-	-"-	-"-	-"-	-"-
Неправильная трехгранная с отверстием и стружечными канавками	92°	3	14,0	10,0	7,08	0,00981	19,00	0,01390
Квадратная с отверстием и стружечными канавками	45°	4	40,0	11,0	6,91	0,00939	3,52	0,00855
Пятигранная с отверстием и стружечными канавками	60°	5	28,0	10,0	8,38	0,01300	22,34	0,01720
Шестигранная с отверстием и стружечными канавками	45°	6	62,0	-"-	8,13	0,01240	21,43	0,01630

Продолжение табл.4.2

1	2	3	4	5	6	7	8	9
Ромбическая с отверстием и стружечными канавками	95°	2	9,0	21,0	6,95	0,00949	13,50	0,00853
Параллелограммная с отверстием и стружечными канавками правая	93°	2	15,5	20,0	3,48	0,01600	15,00	0,00998

№ 02-08 «Оптовые цены на твердые сплавы и изделия из них» издания 1974г. и Дополнению к нему № 7 от 1975 г. с учетом деноминации и коэффициента инфляции к началу 2000 г., принятого равным 10. Масса режущих и опорных пластин принималась по ГОСТ 19043-80...ГОСТ 19072-80. Стойкость напайного резца бралась равной стойкости сборного резца, оснащенного трехгранной пластиной правильной формы с углом $\varphi = 90^\circ$, а его цена Ц_{и.р.н.}=5 руб., [43]. Масса корпусов резцов принята равной 0,5кг.

Результаты расчетов капитальных вложений, технологической себестоимости и экономического эффекта даны в табл.4.3. На рис.4.1. и 4.2. по-

Таблица 4.3

Форма пластины	φ	Технологическая себестоимость, руб.	Уд. кап. вложения, руб.	Эконом. эффект, руб.
1	2	3	4	5

Напайной резец	90°	2,048428	0,1207	-
Правильная трехгранная	90°	1,647764	0,2559	3845
"-"-	75°	1,560535	0,1791	4809
"-"-	60°	1,484208	0,1120	5652
Правильная трехгранная с задним углом	90°	1,982862	0,5527	138
"-"-	75°	1,826896	0,4145	1868
"-"-	60°	1,703630	0,3061	3226
Квадратная	75°	1,512864	0,1423	5330
"-"-	45°	1,393416	0,0333	6655
Квадратная с задним углом	75°	1,907478	0,4622	1000
"-"-	45°	1,523978	0,1402	5221
Неправильная трехгранная с отверстием и стружечными канавками	92°	2,249333	0,7398	-2752
Квадратная с отверстием и стружечными канавками	45°	1,590473	0,1898	4497
Пятигранная с отверстием и стружечными канавками	60°	1,681234	0,2768	34805

Продолжение табл.4.3

1	2	3	4	5
Шестигранная с отверстием и стружечными канавками	45°	1,478145	0,1035	5724
Ромбическая с отверстием и стружечными канавками	95°	3,352046	1,6871	-14856
Параллелограммная с отверстием и стружечными канавками	93°	3,540230	1,8010	-16934

казана экономическая эффективность замены напайных резцов резцами с СМП всех исследованных форм и конструкций. Из них следует, что резцы конструкции ВАЗ в любом случае дают положительный экономический эффект. С увеличением угла ϕ величина эффекта уменьшается. Более экономичной формой СМП являются пластины без задних углов.

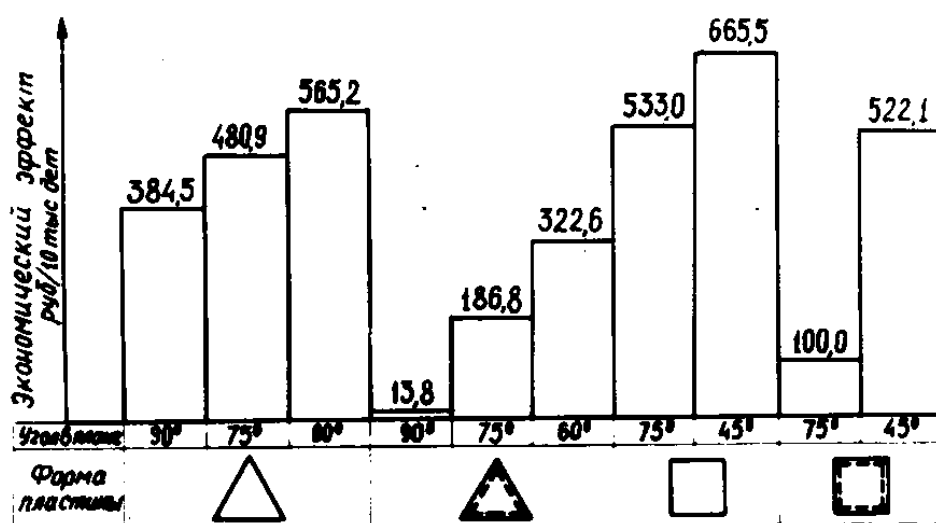


Рис.4.1. Экономическая эффективность замены напайных резцов резцами с многогранными пластинами конструкции ВАЗ

Среди резцов конструкции ВНИИинструмента (см.рис.4.2) положительный эффект дали пластины четырех-, пяти- и шестигранной формы, а резцы с пластинами неправильной трехгранной, ромбической и параллелограммной форм в принятых условиях показали себя неэффективными. Последнее обусловлено большим удельным расходом твердого сплава на одну вершину пластины.

4.3 Эффективность применения методов повышения стойкости резцов с СМП

По результатам табл.4.3 можно оценить эффект от замены резцов с механическим креплением трех-, четырех-, пяти- и шестигранных пластин с отверстием и стружечными канавками резцами, оснащенными пластинами

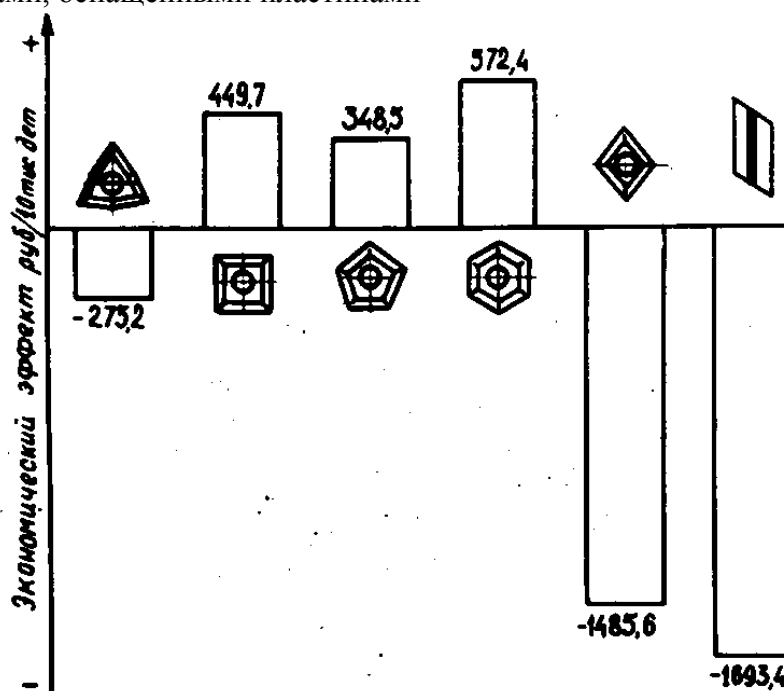


Рис.4.2. Экономическая эффективность замены напайных резцов резцами с многогранными пластинами конструкции ВНИИинструмента с плоской передней поверхностью. При этом неправильная трехгранная и пятигранная пластина заменяются трехгранными, а квадратная и шестигранная - квадратными без отверстия, имеющими соответствующий угол в плане. Суммарный годовой экономический эффект от подобной замены для принятой базы сравнения составляет 11850 руб.

Прямолинейный участок переходного режущего лезвия повышает стойкость вершины многогранной пластины (см.рис.3.20) на 40 %. Учитывая, что в этом случае необходимо дополнительное шлифование пластин, повышающее их стоимость на 25 %, получим экономический эффект от внедрения этого мероприятия в размере 2870 руб.

Расчеты показали, что повышение стойкости за счет применения высокоточных пластин не дает существенного преимущества вследствие одновременного возрастания цены пластины почти на 50 % (см.табл.4.2). Здесь более важны технические преимущества: повышение точности обработки и снижение шероховатости поверхности.

Применение многогранных пластин с покрытием из карбида титана повышает стойкость единичной вершины до 7 раз. С другой стороны, пластины с износостойким покрытием имеют повышенную стоимость. Так по данным Sandvik - МКТС основа цены на покрытие пластины равна

$$Ц_0^П = Ц_0 \cdot 1,37 + 186, \text{ руб.}, \quad (4.30)$$

где $Ц_0$ - цена 1 кг многогранных пластин по прейскуранту.

Расчеты, приведенные для резца конструкции ВАЗ с квадратной пластиной и углом в плане $\varphi = 75^\circ$, показали, что применение покрытия дает экономический эффект в размере 6000 руб./год на каждые 10 тыс. деталей указанных характеристик.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

На основе результатов исследований, проведенных в данной работе, можно сделать следующие выводы:

1. Конструктивные особенности резцов сборных с механическим креплением СМП, обусловившие их преимущества по сравнению с напаянными резцами, одновременно привели к необходимости решения ряда задач, а именно: расчета геометрии лезвия в зависимости от геометрии СМП и способа ее ориентации в корпусе резца; минимизации специфической составляющей погрешности обработки, вызванной поворотом или сменой СМП; новой постановки проблемы оптимизации геометрических параметров режущей части, повышения жесткости конструкции сборного резца и других.

2. На основе изучения закономерностей изнашивания СМП установлено, что сложная топография износа передней поверхности является результатом совместного влияния режима резания, геометрических параметров лезвия, направления схода стружки, формы пятна силового контакта между стружкой и передней поверхностью, а также физической природы этого контакта. При этом возможно также сочетание этих факторов, когда наблюдается своеобразный баланс между износом передней и износом задней поверхности, которому соответствует максимальное использование режущих свойств СМП.

3. Предложенные в работе математические модели и методики аппроксимации экспериментальных зависимостей процесса резания металлов позволяют с заданной точностью описать факторное производство любой сложности и создать емкие базы данных нормативного характера.

4. Выдвинутое предположение о влиянии условий теплоотвода на показатель относительной стойкости позволило объяснить наблюдаемый в полученных зависимостях «веер» стойкостных кривых и, более того, может стать основой для установления причин немонотонности кривых «стойкость- скорость резания».

5. Полученные обобщенные эмпирические формулы для сборных резцов с СМП и результаты расчетов показывают, что специфика этого вида инструментов не позволяет механически переносить данные по напаянным и затачиваемым резцам на сборные.

6. Приведенные в работе результаты позволяют целенаправленно совершенствовать конструкции сборных резцов и проектировать новые формы сменных многогранных пластин высокого качества.

В заключение авторы приносят глубокую благодарность научной школе резания металлов МВТУ им. Н.Э. Баумана времен 70-х - 90-х годов в лице ее представителей Г.И. Грановского, Е.К. Зверева, Б.Д. Баклунова, К.П. Панченко, Л.А. Рождественского, В.П. Покровского, Н.П. Малевского, А.Е. Древалю, Б.Д. Даниленко и других за становление научных взглядов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Аваков А.А. Неперетачиваемые резцы. - Ростов -на -Дону: Ростовское книжное издательство, 1965. - 126 с.
2. Автоматизированное проектирование сборных инструментов со сменными перетачиваемыми пластинами./ Лашнев С.И., Борисов А.Н., Емельянов С.Г.// Исследования в области инструментального производства и обработки металлов резанием. - Тула: Изд. ТПИ, 1990. - С.5-10

3. Акимов А.В. Прогрессивные конструкции резцов. - М.: Машгиз, 1962.- 232 с.
4. Андреев В.Н. Совершенствование режущего инструмента. М.: - Машиностроение, 1993. - 240 с.
5. Артамонов Е.В., Смолин Н.И. Сборный режущий инструмент со сменными многогранными пластинами: Учебное пособие. - Тюмень: Изд. ТюмИИ, 1993. - 110 с.
6. Бетанели А. И. Прочность и надежность режущего инструмента. -Тбилиси :Сабчота сакартвело,1973.-172 с.
7. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов. -М.: Машиностроение, 1975.-344 с.
8. Бобрович И.М., Петрушин С.И., Реутов И.А. САПР токарных инструментов, оснащенных сменными многогранными пластинами. // СТИН - 1998. - № 2. - С.34-37
9. Бобрович И.М., Петрушин С.И., Реутов И.А. О компьютерном моделировании равнопрочного профиля передней поверхности многогранных пластин.//Тезисы докладов 9-й научной конференции Филиала ТПУ в г.Юрге. - 1996.- С. 29.
10. Воробьев А.Ю., Петрушин С.И. О точности обработки деталей резцами.// Известия вузов. Машиностроение - 1977. №2.- С. 138-141
11. ГОСТ 19042-80 - ГОСТ 19086-80, ГОСТ 24247-80 - ГОСТ 24257-80. Пластины сменные многогранные твердосплавные. - М.: Изд-во стандартов.- 215 с.
12. ГОСТ 26476-85. Резцы токарные и резцы - вставки с механическим креплением режущих сменных многогранных пластин. - М.: Изд-во стандартов, 1988. - 96 с.
13. ГОСТ 18878-73. Резцы токарные сборные проходные с механическим креплением многогранных твердосплавных пластин. Конструкция и размеры. - М.: Изд-во стандартов, 1977. - 82 с.
14. Грановский Г.И. Обработка результатов экспериментальных исследований резания металлов. - М.: Машиностроение, 1982. - 112 с.
15. Грановский Г.И., Грановский В. Г. Резание металлов. -М.: Высшая школа, 1985.-304 с.
16. Грановский Г.И., Кальнер В.Д., Зверев Е.К. и др. Исследование износа твердосплавных резцов при точении чугунов с пластинчатой формой графита.// Вестник машиностроения - 1977. - №10. - С.65-69.
17. Гречишников В. А., Малыгин В.И., Перфильев П.В. Оценка динамической точности настройки сборного инструмента на стадии проектирования.// Вестник машиностроения. - 1996, №6. - С. 24-27.
18. Грубый С.В. Последовательное снижение погрешностей полиномиальных моделей стойкости резцов. //Известия вузов. Машиностроение, 1986 - №2, С. 146-150.
19. Грубый С.В. Повышение эффективности применения резцов, оснащенных безвольфрамовыми твердыми сплавами.// Вестник машиностроения - 1986. - №7. - С. 40-42.
20. Грубый С.В. Сила резания и энергозатраты при точении стали резцами из безвольфрамовых твердых сплавов. //Известия вузов. Машиностроение, 1983. - №6. - С. 109-113.
21. Грубый С.В., Зверев Е.К. Режущие свойства резцов, оснащенных безвольфрамовыми твердыми сплавами.// Вестник машиностроения. - 1983. - №12, С.41-45.
22. Грубый С.В., Зверев Е.К., Подураев В.Н. Определение стойкости резцов с использованием полиномиальных моделей.// Известия вузов. Машиностроение. - 1983. - №10, С. 119-125.
23. Грубый С.В., Петрушин С.И. Обработка резанием серого чугуна резцами с многогранными пластинами./ Рациональная обработка резанием: Сб. науч. трудов МВТУ №363. - М.: Изд. МВТУ, 1981. - С.50-77
24. Диданов М.Ц., Зверев Е.К. Повышение режущих свойств резцов для контурного точения.// Известия вузов. Машиностроение.-1977.-№7.- С.125-129
25. Зверев Е. К. Оптимальная геометрия резцов. - М.: Оргинформация, 1935, № 11. - 32 с.
26. Зверев Е.К. Влияние геометрии и профиля режущей кромки резца на скорость резания.// Вестник металлопромышленности. - 1940, № 11 - 12.- С. 35 - 44.

27. Зверев Е.К. и др. Пути повышения стойкости неперетачиваемых твердосплавных пластин.// Автомобильная промышленность - 1973. - №11. - С.33-36
28. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике. - М.: Наука, 1973. - 832 с.
29. Ларин М. Н. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструментов. - М.: Оборонгиз, 1953.-147с.
30. Лецкий Э.К. Последовательные алгоритмы вычисления коэффициентов регрессионной модели . - В кн.: Проблемы планирования эксперимента/ Под ред. Г.К. Круга. - М.: Наука, 1969. - С. 28-36.
31. Литваков Б.М. Об одном итерационном методе в задаче аппроксимации функций по конечному числу наблюдений. - Автоматика и телемеханика. - 1966. - №4, С. 104-113.
32. Малевский Н.П. Математическая модель САПР режущей части инструментов с многогранными пластинами: Учебное пособие. - М.: МВТУ им. Н.Э. Баумана, 1986. - 54 с.
33. Малышко В.Ю. Углы резца, оснащенного неперетачиваемой пластиной.// Известия вузов. Машиностроение. - 1975. - №4. - С.162-165
34. Музыкант Я.А. Металлорежущий инструмент: номенклатурный каталог. В 4-х ч. Ч.1. Токарный инструмент. - М.: Машиностроение, 1995. - 416 с.
35. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. - М.: Машиностроение. - София: Техника, 1980. - 304 с.
36. Петрушин С. И. Расчет геометрических параметров резцов с многогранными пластинами.// Известия вузов. Машиностроение, -1978. -№1.-С.166-172.
37. Петрушин С.И. Определение массы изношенной части резцов, оснащенных многогранными пластинами.// Вестник машиностроения. - 1978, №11. - С. 67-69
38. Петрушин С.И. Математическое обеспечение САПР режущих инструментов с многогранными пластинами.// Известия вузов. Машиностроение. - 1989,№3.- С.126-128.
39. Петрушин С.И. Введение в теорию несвободного резания: Учебное пособие. - Томск: Изд. ТПУ, 1999. - 97 с.
40. Петрушин С.И., Бобрович И.М., Корчуганова М.А. Оптимальное проектирование формы режущей части лезвийных инструментов: Учебное пособие. - Томск: Изд. ТПУ, 1999. - 92 с.
41. Петрушин С.И., Даниленко Б.Д., Ретюнский О.Ю. Оптимизация свойств в композиционной режущей части лезвийных инструментов: Учебное пособие. - Томск: Изд. ТПУ, 1999. - 99 с.
42. Проников А.С. Надежность машин. - М.: Машиностроение. -1978.-292с.
43. Расчеты экономической эффективности новой техники: Справочник. /Под ред. К.М. Великанова. -Л.: Машиностроение, 1990.- 448 с.
44. Резников Н.И. Механика износа режущих инструментов/ Инструментальные режущие материалы. -М.: Изд. АН СССР, 1960. - С. 92-105
45. Родин П.Р., Раевская Н.С., Лапин Д.В. Проектирование резцов с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин.// Резание и инструмент. - Харьков, 1989.- №39.- С. 3-7.
46. Таблицы планов эксперимента для факторных и полиномиальных моделей. /Под ред. В.В. Налимова. - М.: Металлургия, 1982. - 751 с.
47. Флид К.Д. Производство неперетачиваемого инструмента: Обзор. - М.: Изд. НИИМАШ, 1972. - 62 с.
48. Фролов М.В. Расчет геометрических параметров резца с механическим креплением сменных многогранных пластин.// Известия вузов. Машиностроение. - 1989. - №1. С. 122-125
49. Хагт Г.Л., Гах В.М., Громаков К.Г. Сборный твердосплавный инструмент: Библиотека инструментальщика. - М.: Машиностроение, 1989. - 294 с.

50. Coromant Turning Tools 93/94: Catalogue.- Sandviken: AB Sandvik Coromant, 1993.- 576 s.
51. Coromant Rotating Tools 94/95: Catalogue. - Sandviken: AB Sandvik Coromant, 1994.- 584 s.
52. Материалы заводов: АМО-ЗИЛ, ГАЗ, ВАЗ, «Юрмаш». - 1973 - 1999 гг.

ПРИЛОЖЕНИЕ 2. Методика определения направлений схода стружки и эффективной толщины срезаемого слоя

Направление схода стружки по передней поверхности режущей пластины для случая обработки сталей сборными резцами изучали с учетом влияния элементов резания и геометрических параметров использованных резцов.

Направление схода стружки задавали между вектором суммарной скорости стружки по передней поверхности и перпендикуляром, проведенным к главной режущей кромке. На рис.П.1 приведена схема углов и векторов, поясняющая последовательность определения угла схода стружки.

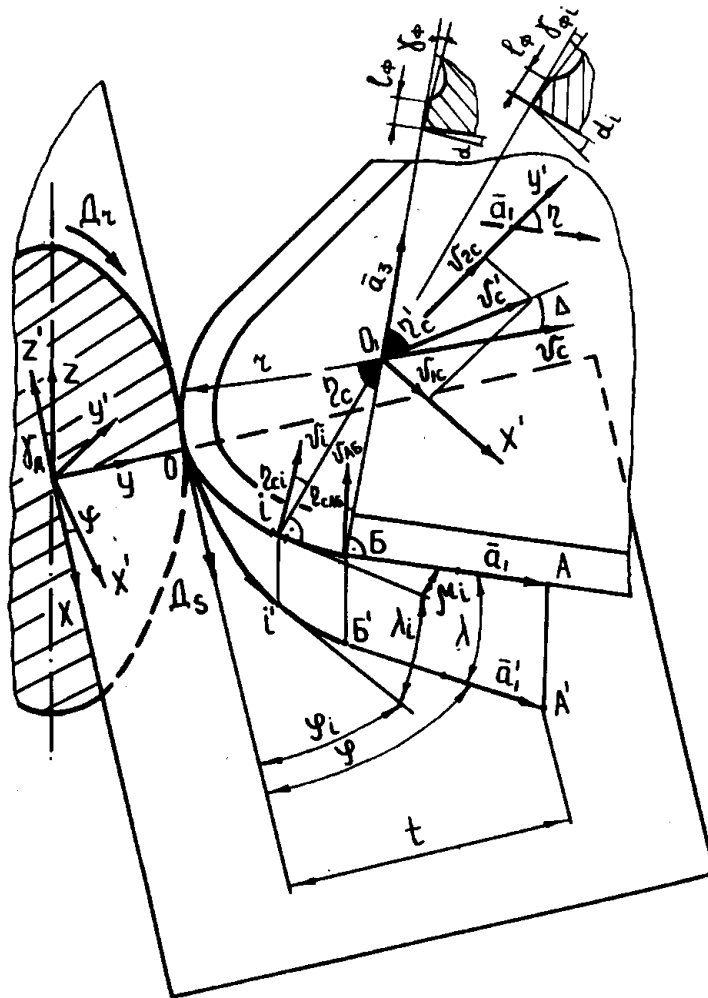


Рис.П.1. Общая схема к определению угла схода стружки

Рассмотрена система координат XYZ , связанная с заготовкой, и система координат $X'Y'Z'$, связанная с режущей пластиной так, как это показано на рис. 1.10. Углы установка пластины в корпусе γ_d , ψ , η могут быть рассчитаны по (1.2) и приняты известными для типовых конструкций резцов. Формулы (1.1) позволяют определить углы α , γ_ϕ , ϕ , λ на главной режущей кромке, где γ_ϕ – передний угол на фаске, и аналогичные углы на прямолинейном участке вспомогательной режущей кромки в зависимости от углов γ_d , ψ , η .

С целью определения геометрических параметров на радиусном участке режущей кромки введена угловая координата элементарного участка μ_i (рис.П.1) и по аналогии с (1.1) получена система формул для расчета углов, которая после выполненных преобразований и упрощений имеет вид:

$$\begin{aligned}
 \operatorname{tg} \alpha_i &= -\operatorname{tg} \gamma_d \cdot \sin(\eta + \mu_i); \\
 \operatorname{tg} \phi_i &= \operatorname{tg} \gamma_d \cdot \sin(\eta + \mu_i); \\
 \sin \phi_i &= \sin(\eta + \mu_i) \cdot \sin \psi + \cos(\eta + \mu_i) \cdot \cos \gamma_d \cdot \cos \psi; \\
 \sin \lambda_i &= -\sin \gamma_d \cdot \cos(\eta + \mu_i)
 \end{aligned} \tag{П.1}$$

Расчеты по (П.1) показали, что углы изменяются вдоль криволинейного участка режущей кромки, причем наиболее значительно – угол в плане и угол наклона кромки – рис.П.2.

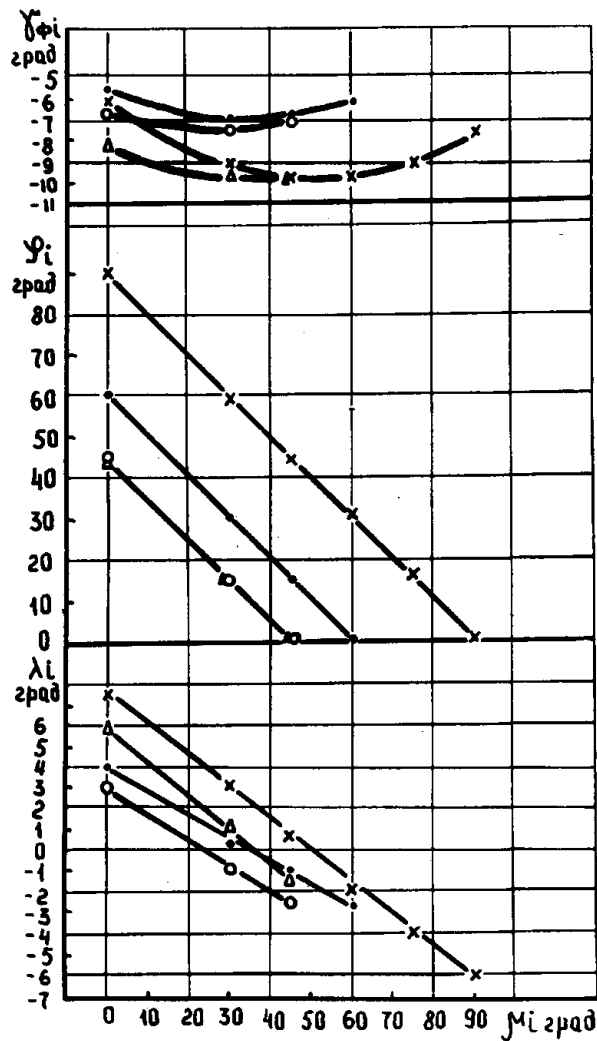


Рис.П.2. Изменение углов на радиусном участке режущей кромки СМП:
 × -шестигранной формы с углом 80°; φ=90°; • - пятигранной формы, φ=60°; Δ -
 пятигранной формы, φ=45°; о - квадратной формы, φ=45°

Вектор суммарной скорости стружки по передней поверхности вычисляли по расчетным зависимостям с учетом сделанных допущений:

условный угол схода стружки на элементарном участке режущей кромки равен

$$\operatorname{tg} \eta_{ci} = \operatorname{tg} \lambda_i \cdot \cos \gamma_i ;$$

величина элементарного вектора скорости схода пропорциональна толщине среза на участке режущей кромки

$$V_i = V_{AB} \cdot a_i / a_{AB} = V_{AB} \cdot \sin \varphi_i / \sin \varphi ,$$

где v_{AB} – скорость схода стружки по прямолинейному участку AB;

суммарный вектор схода стружки определяется из выражения

$$V'_c = \sum_{i=1}^k V_i + m \cdot V_{AB} , \tag{П.2}$$

где суммирование производится по k точкам на радиусном участке режущей кромки, а число m выбирается в зависимости от соотношения активных длин прямолинейного и радиусного участков, и выбранного k:

$$m = \{ [t - r \cdot (1 - \cos \varphi)] / [r \cdot (1 - \cos \varphi)] \} \cdot k .$$

Проекции суммарного вектора схода стружки на оси O'X' и O'Y' соответственно равны

$$V_{1c} = -\left\{ \sum_{i=1}^k [\sin \varphi_1 \cdot \cos(\eta + \mu_i - \eta_{ci})] + \right. \\ \left. + m \cdot \sin \varphi \cdot \cos(\eta - \eta_{сАБ}) \right\} \cdot V_{АБ} / \sin \varphi, \quad (П.3)$$

$$V_{2c} = \left\{ \sum_{i=1}^k [\sin \varphi_1 \cdot \sin(\eta + \mu_i - \eta_{ci})] + \right. \\ \left. + m \cdot \sin \varphi \cdot \sin(\eta - \eta_{сАБ}) \right\} \cdot V_{АБ} / \sin \varphi, \quad (П.4)$$

где $\eta_{сАБ}$ – угол схода стружки по прямолинейному участку.

Тогда, как следует из рис.П.1, угол схода стружки равен

$$\eta_c + \Delta = \eta - \text{arccctg}(-v_{1c} / v_{2c}) + \Delta, \text{ град}, \quad (П.5)$$

где угол Δ учитывает дополнительное влияние на направление схода контакта стружки с передней поверхностью. В табл.П.1 приведены полученные экспериментально значения Δ для резцов с пластинами различных форм и геометрических параметров.

Таблица П.1

Геометрические параметры и углы Δ для сборных резцов

Пластина режущая				φ, град	Δ, град
Форма	Углы установка, град				
	γ _д	ψ	η		
02114–100412	–10	40	40	90	–10.0
02114–100412	–10	15	45	60	–9.5
03114–150412	–7.5	22	67	45	–5.5
10114–110416	–10	8	53	45	–6.5

Расчетные углы схода стружки с достаточной точностью согласуются с углами, измеренными на изношенных пластинах. Существенное влияние на угол схода стружки оказывает глубина резания – рис.П.3 - П.4. При этом существует тесная связь между направлением схода стружки и износом резцов.

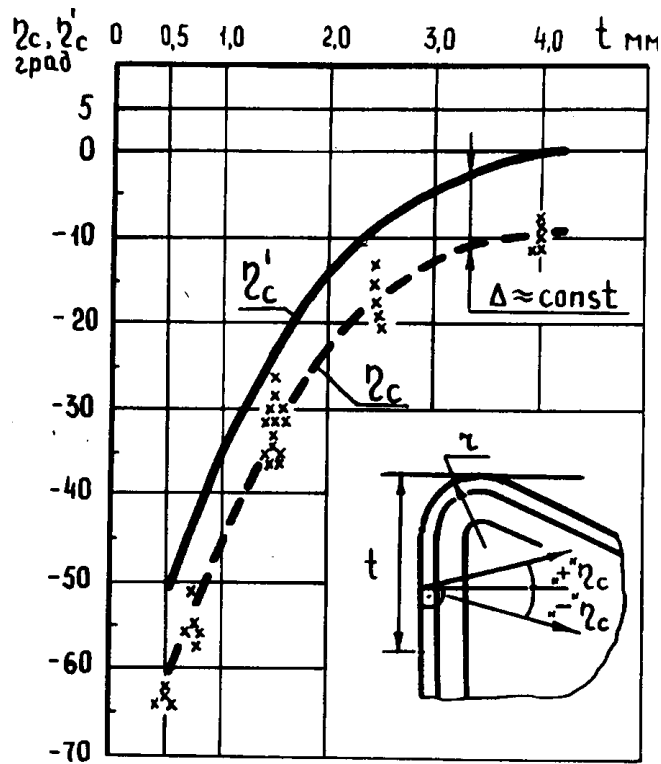


Рис.П.3. Изменение угла схода стружки в зависимости от глубины резания:
 × - замеры по изношенным пластинам по (П.6)

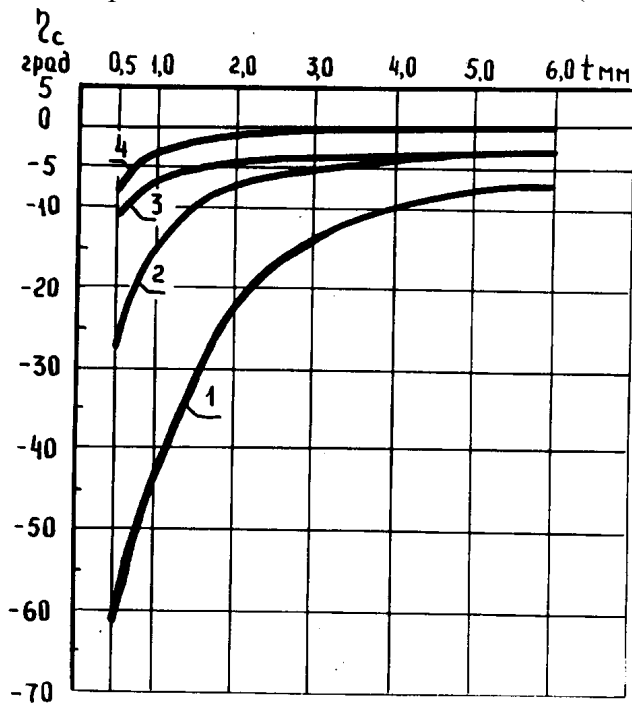


Рис.П.4. Влияние глубины резания на угол схода стружки для резцов с пластинами различных форм: трехгранной с углом 80° , 1 - $\varphi=90^\circ$; 2 - $\varphi=60^\circ$; 3 - квадратной, $\varphi=45^\circ$; 4 - пятигранной, $\varphi=45^\circ$

Например, интенсивность изнашивания по главной задней поверхности резцов снижается с уменьшением угла схода стружки. Так при одинаковых условиях резания наименьшая интенсивность изнашивания наблюдается для резца с пластиной пятигранной формы 10114-110416, угол в плане 45° . В этом случае стружка незначительно отклоняется от перпендикуляра к главной режущей кромки и отмечается минимальный угол схода стружки по сравнению с резцами, оснащенными пластинами других форм.

Определение угла схода стружки для резцов с многогранными режущими пластинами позволяет определить эффективную (среднюю) толщину срезаемого слоя как обобщенный параметр, характеризующий сечение срезаемого слоя и геометрические параметры резцов. Эффективная толщина срезаемого слоя определена в плоскости, совпадающей с направлением схода стружки. Для упрощения формул практически без потери точности расчетов принято, что углы схода стружки по передней поверхности пластины и основной плоскости реза совпадают. Тогда выражение, определяющее эффективную толщину среза, примет вид

$$a_{эф} = \left[\sum_{i=1}^k \sin \varphi_i / \cos(\eta_c + \mu_i) + m \cdot \sin \varphi / \cos \eta_c \right] \cdot s / (k + m), \quad (\text{П.6})$$

где суммирование осуществляется по k точкам на радиусном участке и эквивалентному числу m на прямолинейном участке режущей кромки, η_c – угол схода стружки по (П.5).

Как следует из (П.6), толщина срезаемого слоя изменяется пропорционально подаче. Глубина резания оказывает более сложное влияние – рис.П.5. Для резцов с пластинами различных форм эффективная толщина

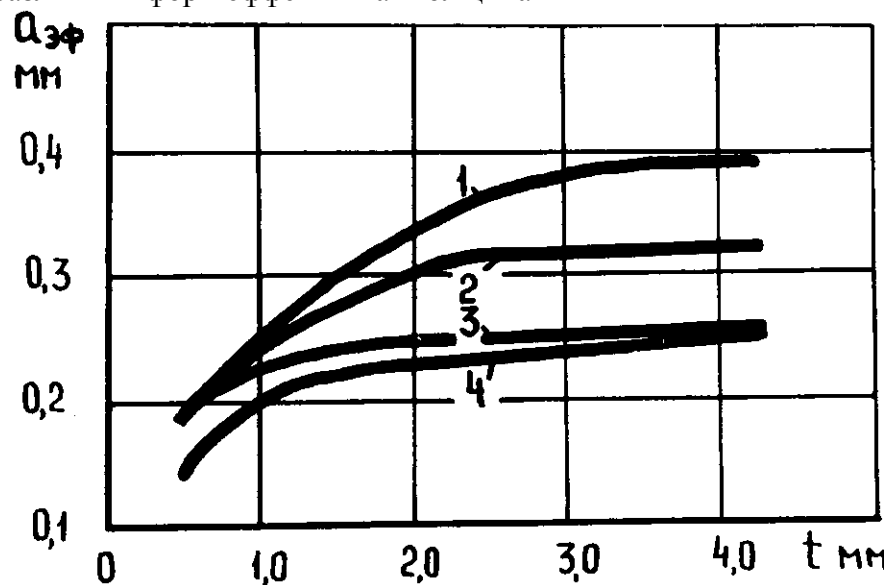


Рис.П.5. Влияние глубины резания на эффективную толщину среза для резцов с пластинами различных форм: трехгранной с углом 80° ; 1 - $\varphi=90^\circ$; 2 - $\varphi=60^\circ$; 3 - квадратной, $\varphi=45^\circ$; 4 - пятигранной, $\varphi=45^\circ$; $S=0,4$ мм/об

увеличивается с возрастанием глубины резания, причём в значительной степени для малых глубин резания.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аваков А.А. Неперетачиваемые резцы. - Ростов -на -Дону: Ростовское книжное издательство, 1965. - 126 с.
2. Автоматизированное проектирование сборных инструментов со сменными неперетачиваемыми пластинами./ Лашнев С.И., Борисов А.Н., Емельянов С.Г.// Исследования в области инструментального производства и обработки металлов резанием. - Тула: Изд. ТПИ, 1990. - С.5-10
3. Акимов А.В. Прогрессивные конструкции резцов. - М.: Машгиз, 1962.- 232 с.
4. Андреев В.Н. Совершенствование режущего инструмента. М. - Машиностроение, 1993. - 240 с.
5. Артомонов Е.В., Смолин Н.И. Сборный режущий инструмент со сменными многогранными пластинами: Учебное пособие. - Тюмень: Изд. ТюмИИ, 1993. - 110 с.
6. Бетанели А. И. Прочность и надежность режущего инструмента. -Тбилиси :Сабчота сакартвело,1973.-172 с.
7. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов. -М.: Машиностроение, 1975.-344 с.
8. Бобрович И.М., Петрушин С.И., Реутов И.А. САПР токарных инструментов, оснащенных сменными многогранными пластинами. // СТИН - 1998. - № 2. - С.34-37
9. Бобрович И.М., Петрушин С.И., Реутов И.А. О компьютерном моделировании равнопрочного профиля передней поверхности многогранных пластин.//Тезисы докладов 9-й научной конференции Филиала ТПУ в г.Юрге. - 1996.- с. 29.
10. Воробьев А.Ю., Петрушин С.И. О точности обработки деталей резцами.// Известия высших учебных заведений. Машиностроение - 1977. №2.- с. 138-141
11. ГОСТ 19042-80 - ГОСТ 19086-80, ГОСТ 24247-80 - ГОСТ 24257-80. Пластины сменные многогранные твердосплавные. - М.: Изд-во стандартов. - 215 с.
12. ГОСТ 26476-85. Резцы токарные и резцы - вставки с механическим креплением режущих сменных многогранных пластин. - М.: Изд-во стандартов, 1988. - 96 с.
13. ГОСТ 18878-73. Резцы токарные сборные проходные с механическим креплением многогранных твердосплавных пластин. Конструкция и размеры. М.: Изд-во стандартов, 1977. - 82 с.
14. Грановский Г.И. Обработка результатов экспериментальных исследований резания металлов. - М.: Машиностроение, 1982. - 112 с.
15. Грановский Г.И., Грановский В. Г. Резание металлов. -М.: Высшая школа, 1985.-304 с.
16. Грановский Г.И., Кальнер В.Д., Зверев Е.К. и др. Исследование износа твердосплавных резцов при точении чугунов с пластинчатой формой графита.// Вестник машиностроения - 1977. - №10. - С.65-69.
17. Гречишников В. А., Малыгин В.И., Перфильев П.В. Оценка динамической точности настройки сборного инструмента на стадии проектирования.// Вестник машиностроения. - 1996, №6. - с. 24-27.
18. Грубый С.В. Последовательное снижение погрешностей полиномиальных моделей стойкости резцов. - Известия вузов. Машиностроение, 1986 - №2, с. 146-150.
19. Грубый С.В. Повышение эффективности применения резцов, оснащенных безвольфрамовыми твердыми сплавами.// Вестник машиностроения - 1986. - №7. - с. 40-42.
20. Грубый С.В. Сила резания и энергозатраты при точении стали резцами из безвольфрамовых твердых сплавов. - Известия вузов. Машиностроение, 1983. - №6. - с. 109-113.
21. Грубый С.В., Зверев Е.К. Режущие свойства резцов, оснащенных безвольфрамовыми твердыми сплавами.// Вестник машиностроения. - 1983. - №12, с.41-45.
22. Грубый С.В., Зверев Е.К., Подураев В.Н. Определение стойкости резцов с использованием полиномиальных моделей.// Известия вузов. Машиностроение. - 1983. - №10, с. 119-125.

23. Грубый С.В., Петрушин С.И. Обработка резанием серого чугуна резцами с многогранными пластинами./ Рациональная обработка резанием: Сб. науч. трудов МВТУ №363. - М.: Изд-во МВТУ им. Н.Э. Баумана, 1981. - с.50-77
24. Диданов М.Ц., Зверев Е.К. Повышение режущих свойств резцов для контурного точения.// Известия высших учебных заведений. Машиностроение. - 1977. - №7. - С. 125-129
25. Зверев Е. К. Оптимальная геометрия резцов. - М.: Оргинформация, 1935, № 11. - 32 с.
26. Зверев Е.К. Влияние геометрии и профиля режущей кромки резца на скорость резания.// Вестник металлопромышленности. - 1940, № 11 - 12. - с. 35 - 44.
27. Зверев Е.К. и др. Пути повышения стойкости неперетачиваемых твердосплавных пластин.// Автомобильная промышленность - 1973. - №11. - С. 33-36
28. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике. - М.: Наука, 1973. - 832 С.
29. Ларин М. Н. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструментов. - М.: Оборонгиз, 1953.-147с.
30. Лецкий Э.К. Последовательные алгоритмы вычисления коэффициентов регрессионной модели . - В кн.: Проблемы планирования эксперимента/ Под ред. Г.К. Круга. - М.: Наука, 1969. - с. 28-36.
31. Литваков Б.М. Об одном итерационном методе в задаче аппроксимации функций по конечному числу наблюдений. - Автоматика и телемеханика. - 1966. - №4, с. 104-113.
32. Малевский Н.П. Математическая модель САПР режущей части инструментов с многогранными пластинами: Учебное пособие. - М.: МВТУ им. Н.Э. Баумана, 1986. - 54 с.
33. Малышко В.Ю. Углы резца, оснащенного неперетачиваемой пластиной.// Известия высших учебных заведений. Машиностроение. - 1975. - №4. - С.162-165
34. Музыкант Я.А. Металлорежущий инструмент: номенклатурный каталог. В 4-х ч. Ч.1. Токарный инструмент. - М.: Машиностроение, 1995. - 416 с.
35. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов. - М.: Машиностроение. - София: Техника, 1980. - 304 с.
36. Петрушин С. И. Расчет геометрических параметров резцов с многогранными пластинами.// Известия высших учебных заведений. Машиностроение, -1978. -№1. - с.166-172.
37. Петрушин С.И. Определение массы изношенной части резцов, оснащенных многогранными пластинами.// Вестник машиностроения. - 1978, №11. - С. 67-69
38. Петрушин С.И. Математическое обеспечение САПР режущих инструментов с многогранными пластинами.// Известия высших учебных заведений. Машиностроение. - 1989,№3.- с.126-128.
39. Петрушин С.И. Введение в теорию несвободного резания: Учебное пособие. - Томск: Изд. ТПУ, 1999. - 97 с.
40. Петрушин С.И., Бобрович И.М., Корчуганова М.А. Оптимальное проектирование формы режущей части лезвийных инструментов: Учебное пособие. - Томск: Изд. ТПУ, 1999. - 92 с.
41. Петрушин С.И., Даниленко Б.Д., Ретюнский О.Ю. Оптимизация свойств в композиционной режущей части лезвийных инструментов: Учебное пособие. - Томск: Изд. ТПУ, 1999. - 99 с.
42. Проников А.С. Надежность машин. М.: Машиностроение. -1978. - 292с.
43. Расчеты экономической эффективности новой техники: Справочник. /Под ред. К.М. Великанова. -Л.: Машиностроение, 1990.- 448 с.
44. Резников Н.И. Механика износа режущих инструментов/ Инструментальные режущие материалы. -М.: Изд. АН СССР, 1960. - С. 92-105
45. Родин П.Р., Раевская Н.С., Лапин Д.В. Проектирование резцов с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин.// Резание и инструмент. - Харьков, 1989.- №39.- С. 3-7.

46. Таблицы планов эксперимента для факторных и полиномиальных моделей. /Под ред. В.В. Налимова. - М.: Металлургия, 1982. - 751 с.
47. Флид К.Д. Производство неперетачиваемого инструмента: Обзор. - М.: Изд. НИИМАШ, 1972. - 62 с.
48. Фролов М.В. Расчет геометрических параметров резца с механическим креплением сменных многогранных пластин.// Известия высших учебных заведений. Машиностроение. - 1989. - №1. С. 122-125
49. ХаеТ Г.Л., Гах В.М., Громаков К.Г. Сборный твердосплавный инструмент: Библиотека инструментальщика. - М.: Машиностроение, 1989. - 294 с.
50. Coromant Turning Tools 93/94: Catalogue.- Sandviken: AB Sandvik Coromant, 1993.- 576 s.
51. Coromant Rotating Tools 94/95: Catalogue. - Sandviken: AB Sandvik Coromant, 1994.- 584 s.
52. Материалы заводов: АМО-ЗИЛ, ГАЗ, ВАЗ, «Юрмаш». - 1973 - 1999 гг.

Сергей Иванович Петрушин
Сергей Витальевич Грубый

ОБРАБОТКА ЧУГУНОВ И СТАЛЕЙ СБОРНЫМИ РЕЗЦАМИ СО СМЕННЫМИ
МНОГОГРАННЫМИ ПЛАСТИНАМИ

Научный редактор доктор технических наук С.И. Петрушин

Редактор Р.Д. Игнатова

Подписано к печати .
Формат 60×84/16. Бумага ксероксная.
Плоская печать. Усл.-печ. л.9,18. Уч. изд. л.8,32.
Тираж 200 экз. Заказ № . Цена свободная.
ИПФ ТПУ. Лицензия ЛТ№1 от 18.07.94.
Типография ТПУ 634034, Томск, пр. Ленина, 30.