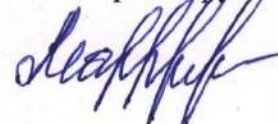


Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования «Владимирский государственный университет имени
Александра Григорьевича и Николая Григорьевича Столетовых» (ВлГУ)

На правах рукописи



Леквеишвили Мария Анатольевна

ПОВЫШЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ ПУТЕМ РАСЧЕТНО-
ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОБОСНОВАНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ
ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА

Специальность 2.5.5 – Технология и оборудование механической и физико-
технической обработки

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук, профессор
Давыдов Николай Николаевич

Владимир 2024

Содержание

Введение	4
Глава 1 Аналитическое исследование методов и средств проектирования геометрических параметров режущей части рабочего инструмента	11
1.1 Тенденции совершенствования режущего рабочего инструмента	11
1.2 Анализ методов проектирования геометрических параметров режущей части концевых фрез.....	17
1.3 Постановка задачи	25
1.4 Выводы по главе 1.....	26
Глава 2 Разработка и исследование расчетно-аналитических средств методического обеспечения процесса проектирования геометрических параметров режущей части концевых фрез	28
2.1 Модель расчета силовых параметров при косоугольном резании заготовки..	28
2.2 Методика расчета силовых параметров резания при обработке уступа.....	38
2.3 Методика расчета силовых параметров резания при засверливании заготовки с осевой подачей инструмента	46
2.4 Средства программного обеспечения методики расчета силовых параметров процесса резания.....	51
2.5 Расчетно-аналитическое исследование взаимосвязи силовых параметров резания с геометрическими параметрами режущей части концевой фрезы	58
2.6 Исследование погрешности расчетно-аналитического определения силовых параметров резания концевыми фрезами	66
2.7 Выводы по главе 2	73
Глава 3 Разработка средств методического сопровождения и технического обеспечения процессов экспериментального исследования силовых параметров резания концевыми фрезами	74
3.1 Метод, средства и результаты экспериментального исследования силовых параметров резания	74
3.1.1 Контрольно-измерительные приборы для определения силовых параметров резания.....	74

3.1.2 Структура экспериментальной установки	79
3.1.3 Экспериментальный режущий инструмент.....	81
3.1.4 Методика экспериментального исследования.....	83
3.1.5 Методика обработки опытных данных.....	87
3.1.6 Результаты экспериментального исследования	94
3.2 Исследование физико-механических свойств стали 45 и титанового сплава ВТ6	101
3.2.1 Процесс упрочнения структуры опытных образцов из стали 45 и титанового сплава ВТ6	101
3.2.2 Определение удельной работы разрушения для стали 45 и титанового сплава ВТ6	109
3.3 Выводы по главе 3	115
Глава 4 Разработка и создание фрезы с повышенным периодом стойкости для обработки титанового сплава ВТ6.....	117
4.1 Определение параметров режущей кромки зубьев опытной фрезы при обработке титанового сплава ВТ6.....	117
4.2 Выбор и обоснование конструкционных параметров и изготовление опытной фрезы	122
4.3 Метод и средства испытаний концевых фрез на стойкость.....	125
4.4 Результаты испытаний концевых фрез на стойкость	129
4.5 Выводы по главе 4.....	134
Заключение	135
Список литературы	137
Приложение А Акт практической реализации	162
Приложение Б Акт о практическом использовании в научном процессе...	163
Приложение В Акт о практическом использовании в учебном процессе ..	164
Приложение Г Коэффициенты чувствительности при обработке уступа...	165
Приложение Д Коэффициенты чувствительности при засверливании с осевой подачей	167

Введение

Актуальность темы исследования. Достижения современного материаловедения и последовательное расширение сферы промышленного применения перспективных методов механической обработки заготовок определяют необходимость совершенствования не только конструкции режущего инструмента, но и методов и средств моделирования, а также расчетно-аналитического проектирования, методического обеспечения и информационно-технологического сопровождения процессов модернизации технологической оснастки.

Повышение эффективности механической обработки за счет сокращения оперативного времени путем увеличения стойкости инструмента возможно при корректном назначении геометрических параметров режущей части.

Экспериментальный подход является одним из основных и надежных методов при назначении геометрических параметров режущей части инструмента. Однако экспериментальные исследования требуют значительных материальных и временных затрат на подготовку и выполнение работ.

Значительное снижение продолжительности и улучшение информативности расчета процесса резания достигается использованием моделей, основанных на физических уравнениях, описывающих процессы механической деформации материала обрабатываемой заготовки. Применение аналитических моделей анализа и разработанных на их основе методик и алгоритмов определяют возможность прогнозирования силы резания и мощности привода станка, технологических параметров обработки и геометрии режущей части инструмента. В связи с этим создание более эффективного инструмента посредством определения и научно-обоснованного выбора геометрических параметров режущей части является важной и актуальной задачей, представляющей как научный, так и практический интерес.

Работа выполнена в рамках государственного задания в сфере научной деятельности Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (тема FZUN-2024-0004, гос. задание ВлГУ).

Степень разработанности темы исследования. Особый вклад в развитие теоретических основ резания металла, моделирования и экспериментального исследования технологических процессов механической обработки заготовок внесли советские и российские ученые и их ученики И. А. Тиме, К. А. Зворыкин, А. А. Брикс, А. М. Розенберг, Ю. А. Розенберг, Н. Н. Зорев, С. С. Силин, Ю. А. Цеханов, В. С. Кушнер, Л. Д. Оленин, А. Л. Воронцов, С. В. Михайлов, И. А. Киселев, а также такие зарубежные авторы методов и средств механической обработки, как М. Е. Merchant, Р. L. В Oxley, Y. Altintas, A. G. Atkins, V. Astakhov, E. H. Lee, B. W. Shaffer, K. Ocushima, K. Hitomi, P. Albrecht и др. При этом необходимым условием успешного развития теоретических основ механической обработки изделий машиностроения является изучение и применение методов физико-математического моделирования и экспериментального исследования процессов преобразования заготовок с использованием передовых достижений информационных технологий.

Объектом исследования являются современные технические и технологические решения рабочего инструмента, предназначенного для механической обработки пластичных металлов.

Предмет исследования – методы проектирования, моделирования и создания рабочего режущего инструмента для механической обработки пластичных металлов.

Цель работы: совершенствование методики расчетно-аналитического и экспериментального исследования геометрических параметров режущей части торцовых и винтовых зубьев при проектировании износостойких цельных концевых фрез, предназначенных для механической обработки пластичных металлических материалов.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие **задачи:**

1. Выполнить аналитические исследования методов и средств определения геометрических параметров режущей части рабочего инструмента при проектировании цельной концевой фрезы и изучить физико-механические свойства пластичных металлических материалов.

2. Исследовать схемы и режимы резания пластичных металлов вращающимся инструментом – концевой фрезой.

3. Разработать методику оценки силовых параметров процесса резания пластичных металлических материалов концевыми фрезами.

4. Разработать средства алгоритмического и программного обеспечения методики расчета геометрических параметров режущей части зубьев концевой фрезы.

5. Выполнить сравнительные испытания стойкости модернизированных концевых фрез для титанового сплава ВТ6 в опытно-экспериментальном производстве.

Соответствие паспорту специальности - содержание диссертации соответствует пунктам 1, 2, 4, 6 Паспорта научной специальности 2.5.5 – «Технология и оборудование механической и физико-технической обработки».

Научная новизна результатов решения поставленных задач:

1. Разработана расчетно-экспериментальная методика определения силовых параметров резания концевыми фрезами, учитывающая деформационное упрочнение и удельную работу разрушения обрабатываемого материала, связанную с образованием новых поверхностей.

2. Созданы алгоритмы и программный комплекс расчета и выбора переднего угла для винтового и торцового зуба режущей части из условия минимальной силы резания.

3. Экспериментальным путем определена удельная работа разрушения конструкционной стали 45 и титанового сплава ВТ6, затрачиваемая на образование двух новых поверхностей при резании.

Теоретическая значимость. Теоретическая значимость заключается в разработке методики и алгоритмов расчета силовых параметров режима

фрезерования при обработке уступа и засверливания заготовки с осевой подачей инструмента. Методика обеспечивает оценку силовых параметров процесса фрезерования концевыми фрезами и определение геометрических параметров режущей части зубьев концевой фрезы при обработке пластичных металлических материалов.

Практическая значимость. С целью повышения достоверности определения параметров рабочего инструмента для механической фрезерной обработки пластичных материалов и сокращения временных и материальных затрат на начальном этапе его проектирования, разработаны алгоритмы и программное обеспечение по оценке геометрических параметров режущей части зубьев концевой фрезы. Научно-техническая новизна и практическая значимость достигнутых результатов исследования подтверждена Свидетельством РФ № 2024614116 о государственной регистрации программного комплекса «EndMills» для ЭВМ и Патентом РФ № 226849 на полезную модель износостойкой концевой фрезы. Достигнутые научно-технические результаты внедрены и используются в производственном процессе промышленного предприятия «Технологические покрытия» (см. Приложение А), а также в инновационной научной деятельности и в образовательном процессе высшего учебного заведения (см. Приложение Б и Приложение В).

Методология и методы исследования. Теоретические исследования базируются на положениях теории резания и механики пластического течения материала, характеризующегося деформационным упрочнением, на методах моделирования и экспериментального исследования процессов механической обработки, на методах проектирования, расчета и определения геометрических параметров режущей части рабочего инструмента, а также на методах математического анализа, численной оценки и расчета параметров, на основах теории планирования эксперимента.

Для научно-практической реализации результатов теоретического исследования объекта диссертационной работы и разработанных алгоритмов и программ для ЭВМ применялись современные методы объектно-ориентированного

программирования на языке «С# 2.0», а также программный комплекс «Matlab» и средства автоматизированного проектирования «КОМПАС-3D» и «AutoCAD».

Положения, выносимые на защиту:

1) Разработанные методика и алгоритмы расширяют область практического применения средств проектирования геометрических параметров режущей части рабочего инструмента для процессов фрезерования за счет верификации мощности вязкого разрушения, затрачиваемой на образование двух новых поверхностей и динамики изменения напряжения течения в процессе деформирования материала.

2) Разработанная методика обеспечивает расчет силовых параметров с погрешностью не более 25 % относительно экспериментальных значений, полученных в процессе резания концевой фрезой при обработке уступа, и не более 15 % при засверливании заготовки с осевой подачей.

3) Алгоритмы расчета на основе критериев минимальных значений силовых параметров для заданных условий фрезерной обработки обеспечивают повышение оперативности принятия решения при выборе геометрических параметров режущей части зубьев концевой фрезы.

4) Данные сравнительных испытаний спроектированной концевой фрезы при обработке титанового сплава ВТ6 подтверждают увеличения периода стойкости до 15 % при обработке уступа и до 36 % при обработке кармана с засверливанием.

Достоверность результатов исследования и рекомендаций основана на корректном использовании данных экспериментальных исследований и испытаний, выполненных на стендах и опытных образцах в лабораторных и производственных условиях; на сравнении расчетных данных с известными экспериментальными данными авторитетных ученых и научных школ, а также на апробации и обсуждении достигнутых результатов исследования на научных всероссийских и международных конференциях и форумах. Достоверность достижения научных результатов подтверждена положительными результатами

независимой экспертизы опубликованных трудов в ведущих рецензируемых российских и международных изданиях.

Апробация и внедрение результатов исследования. Основные положения и результаты диссертационной работы докладывались и обсуждались на следующих научно-технических конференциях: IX международный технологический форум «Инновации. Технологии. Производство», г. Рыбинск, Россия, 20-21 апреля 2023; Двенадцатая всероссийская конференция молодых ученых и специалистов «Будущее машиностроения России», г. Москва, Россия, 24-27 сентября 2019 года; Десятая всероссийская конференция молодых ученых и специалистов «Будущее машиностроения России», г. Москва, Россия, 25-28 сентября 2017 года; Восьмая всероссийская конференция молодых ученых и специалистов «Будущее машиностроения России», г. Москва, Россия, 23-26 сентября 2015 года; Международная научно-техническая конференция «Инноватика в технологии конструкционных материалов», г. Москва, Россия, 27 марта 2014 года; Шестая всероссийская конференция молодых ученых и специалистов «Будущее машиностроения России», г. Москва, Россия, 25-28 сентября 2013 года; Четвертая всероссийская конференция молодых ученых и специалистов «Будущее машиностроения России», г. Москва, Россия, 29-30 сентября 2011 года.

Результаты исследований приняты к практическому использованию в образовательной и в научно-производственной деятельности предприятий и учебных учреждений.

Публикации. По результатам выполненных исследований опубликовано самостоятельно и в соавторстве 13 работ, в том числе 5 работ в рецензируемых научных изданиях ВАК, характеризующихся квартилями К1, К2 и К3, получены Свидетельство РФ на программу для ЭВМ и Патент РФ на полезную модель, издано 5 тезисов докладов в сборниках трудов международных и всероссийских научно-технических конференций.

Личный вклад в науку. Научные проблемы и задачи, подлежащие решению в диссертационной работе, а также достигнутые теоретические,

прикладные и опытно-внедренческие результаты исследования сформулированы и обоснованы соискателем лично. Информационно-патентные исследования объекта и предмета научной работы, а также структурно-функциональная разработка средств технического оснащения и планов проведения экспериментальных исследований выполнены при непосредственном участии соискателя ученой степени. Соавторы отдельных результатов выполненных научно-практических работ отмечены в ссылках на совместные публикации.

Глава 1 Аналитическое исследование методов и средств проектирования геометрических параметров режущей части рабочего инструмента

1.1 Тенденции совершенствования режущего рабочего инструмента

Часть современных операций механической обработки выполняется в условиях неэффективного производства. Одним из факторов, влияющих на снижение эффективности, является некорректное применение инструмента для заданных условий обработки [97], что ведет к преждевременной потере режущих свойств инструмента.

По мере того как режущая кромка инструмента затупляется или повреждается его свойство удалять материал с поверхности заготовки ухудшается. В результате использования изношенного инструмента снижается качество поверхности обрабатываемых деталей, что проявляется в виде повышенной шероховатости, царапин и других дефектов. Простои оборудования при смене изношенного или разрушенного инструмента ведут к увеличению оперативного времени обработки и, как следствие, к снижению показателей производительности [44, 105, 182].

В настоящее время по некоторым оценкам [97] доля простоев среднестатистического станка из-за необходимости смены изношенного инструмента составляет до 6,8 %. При разрушении режущего инструмента к числу возникающих потерь относятся:

- стоимость заменяемого рабочего инструмента;
- стоимость бракованной детали, учитывающая затраты на материал, на изготовление заготовки и на операции предшествующей обработки;
- время простоя оборудования, связанное с заменой бракованной детали, со снятием разрушенного инструмента и с установкой нового.

Сокращение оперативного времени обработки заготовок возможно при увеличении периода стойкости инструмента, обусловленного более редкими сменами инструмента [44, 88-89].

При обработке металла режущим инструментом значительная часть подводимой механической энергии превращается в тепловую энергию. В данном случае источниками выделения тепла являются процессы пластической деформации материала в зоне обработки, трение стружки о переднюю поверхность инструмента, трение задней поверхности инструмента об обработанную поверхность. Теплота, возникающая в процессе стружкообразования, нагревает рабочий инструмент, стружку и обрабатываемую заготовку. Возрастание температуры в зоне обработки металла приводит к увеличению деформации и механических напряжений, что в итоге является причиной потери режущих свойств зубьев или разрушения инструмента [1, 11, 30, 34].

Величина выделяемой тепловой энергии зависит от физико-механических свойств материала обрабатываемой заготовки, режимов обработки и от геометрических параметров лезвия режущей части инструмента. Контроль и управление тепловыделением при резании имеет решающее значение для достижения качественной обработки и продления срока службы инструмента [21, 29, 97].

В настоящее время фирмы-изготовители инструмента, такие как «Sandvik Coromant», «Iscar», «Dormer», «Walter», ЗАО «НИР», АО «Кировградский завод твердых сплавов», ООО «Вириал» и другие, активно ведут разработки по следующим основным направлениям:

- разработка новых и совершенствование имеющихся износостойких покрытий материала рабочего инструмента;
- уменьшение размера зерна твердых сплавов вплоть до наноструктур;
- совершенствование геометрических параметров режущей части инструмента.

При механической обработке заготовок инструментом из твердых сплавов достигается максимальная эффективность производства при работе на высоких скоростях и с увеличенной подачей инструмента. Твердосплавный инструментальный материал состоит из частиц карбида (карбидов вольфрама, титана, тантала или некоторых их комбинаций), связанных вместе обычно кобальтом [146]. С увеличением размера зерен карбидов возрастает прочность твердого сплава. Уменьшение размера зерен карбидов твердого сплава в совокупности с небольшим количеством связки приводит к увеличению его твердости.

Кроме традиционных марок твердого сплава все более широкое применение имеют новые инструментальные материалы, такие как керметы, керамика, кубический алмаз, способствующие повышению производительности [4].

Износостойкие покрытия увеличивают срок службы инструмента и повышают его эксплуатационные характеристики при высокоскоростном резании с увеличенной подачей, а также при обработке труднообрабатываемых материалов. Инструмент с покрытием обладает повышенной износостойкостью, а также химической инертностью к обрабатываемому материалу. Развитие в области износостойких покрытий позволило получить наноструктурированные многослойные покрытия, состоящие из нескольких основных слоев, разделенных тонкими промежуточными слоями. Использование технологии нанесения многослойных покрытий придает инструменту характеристики, необходимые для конкретных условий обработки, и дополняет физико-механические свойства основы инструментального материала [45, 99].

Геометрические параметры режущей части инструмента оказывают следующее воздействие на процесс резания [49, 99, 146]:

- определяют вид стружки и направление потока стружки;
- определяют величину и направление силы резания и ее составляющих, скорость скольжения стружки на границе контакта с передней поверхностью инструмента, распределение тепловой энергии, выделяющейся при обработке, распределение температуры в режущем инструменте;

– влияют на остаточные напряжения и качество обработанной поверхности.

Передний угол режущей части инструмента оказывает непосредственное влияние на процесс стружкообразования. Проведено немало количество экспериментальных исследований по установлению взаимосвязи между силовыми параметрами и периодом стойкости инструмента в зависимости от переднего угла режущей части [109, 118, 156, 165, 177, 183].

В работе [118] авторы исследовали влияние переднего угла на главную составляющую силы резания, проведя эксперименты с заготовкой из материала AISI 1040 (российский аналог конструкционная сталь 40). Авторы сравнили экспериментальные результаты с эмпирическими расчетами, полученными по зависимостям О. Kienzle [127]. Установлено, что по мере увеличения переднего угла режущей части инструмента от отрицательных до положительных значений главная составляющая силы резания уменьшается.

Работа [133] посвящена исследованию влияния переднего угла режущей части инструмента и свойств обрабатываемого материала на процесс образования стружки. Установлено, что наибольший период стойкости получен при обработке инструментом с передним углом наклона 20° , по сравнению с инструментами, где передние углы меньше.

Автор работы [124] изучал зависимость периода стойкости инструмента от различных значений переднего угла режущей части при токарной обработке низкоуглеродистой стали. Исследования выполнены инструментом с передними углами 0° , 5° , 10° и 15° и 20° . Установлено, что инструмент с передним углом 20° характеризуется наибольшим периодом стойкости при непрерывном образовании стружки и улучшенной чистоте поверхности детали.

В работе [165] проведены эксперименты по обработке низкоуглеродистой стали инструментом из быстрорежущей стали. Передние углы режущей части инструмента составили 0° , 1° , 3° и 6° . Установлено, что инструмент с передним углом 6° имеет наивысшую стойкость по сравнению с инструментом, характеризующимся передними углами 0° , 1° и 3° .

Профессор Shaw M. C. [166] в своих исследованиях получил результаты, подтверждающее, что мощность резания уменьшается примерно на 1 % при увеличении переднего угла на 1°. В работе Н. Saglam и др. [160] экспериментально установлено, что при увеличении переднего угла снижается сила резания при одновременном снижении температуры резания. Профессор Tetsuji O. и др. [177] в ходе испытания инструмента при резании горных пород установили, что усилие резания инструмента с передним углом +20° уменьшилось на 30-80 % по сравнению с усилием резания инструмента с передним углом - 20°.

В работе [101] Balaji J. H. с коллегами провели обширные исследования процесса высокоскоростного точения титанового сплава Ti Grade 2 (аналог российского сплава BT1-0). Цель экспериментов – исследование зависимости режимов обработки от силовых параметров при различных значениях передних углов заточки инструмента, которые составили -5°, 0°, 5°, 8°. Полученные результаты показали, что силы резания уменьшаются с увеличением переднего угла для различных значений скоростей. Такое изменение обусловлено тем, что при уменьшении переднего угла инструмента увеличивается сила контактного давления и трения между инструментом и стружкой. В свою очередь увеличение трения предопределяет рост затрат энергии, необходимой в процессе резания, что и приводит к увеличению силы резания. Поэтому при резании титановых сплавов отрицательный передний угол не рекомендован при точении на высоких скоростях. В связи с этим авторы считают, что для улучшения обрабатываемости титановых сплавов необходимо выбирать положительный передний угол.

Физический смысл влияния положительного переднего угла на процесс стружкообразования объясняется тем [101], что чем больше передний угол, тем больше угол сдвига; это и приводит к снижению коэффициента усадки стружки. При этом установлено, что пластическая деформация зависит от коэффициента усадки стружки, то есть снижение коэффициента усадки стружки ведет к снижению пластической деформации, а, следовательно, к уменьшению мощности резания, которая затрачивается на пластическую деформацию в зоне стружкообразования [30, 74].

Выявлено [97], что мощность, затрачиваемая на пластическую деформацию обрабатываемого материала при его преобразовании в стружку во время механической обработки, может составлять до 75 % от общей мощности резания. При этом изменение мощности резания, затрачиваемой на пластическую деформацию, приводит к изменению величины мощности резания, затрачиваемой на весь процесс резания.

Полученные данные по влиянию передних углов на процесс резания являются основой для разработки современных режущих инструментов с увеличенными передними углами, характеризующихся повышенной производительностью по сравнению с инструментами с малыми передними углам [50, 98].

Одной из наиболее применяемых технологических операций в современном машиностроении является механическая фрезерная обработка. Высокая точность фрезерной обработки при использовании оборудования с числовым программным управлением предопределяет требуемое качество готовой продукции. Данная технология применяется в авиационной и автомобильной промышленности, в ракетостроении и машиностроении, при производстве рабочего инструмента для различных отраслей промышленности.

Концевые фрезы являются наиболее широко используемым режущим инструментом в процессах механической обработки, так как предопределяют возможность фрезерования пазов, уступов и канавок, а также профильное и осевое фрезерование с возможностью засверливания.

Как правило разработчики инструмента при выборе передних углов режущей кромки концевых фрез применяют устаревшие табличные данные [65, 78, 82], что зачастую мало приемлемо при использовании в современном производстве новых труднообрабатываемых материалов.

В работах [118, 156] рекомендованные передние углы определяются экспериментально. Экспериментальные методы при отработке геометрических параметров режущей части концевых фрез являются распространенными и надежными способами для достижения поставленной цели. Однако такие методы

характеризуются значительными временными затратами на подготовку и проведение лабораторных исследований. При этом требуются существенные запасы расходуемого материала. По данным инструментальной фирмы «Guhring» в её лаборатории при проведении экспериментальных исследований тратится безвозвратно порядка 40 тонн конструкционной стали ежегодно. Сроки на отработку геометрических параметров режущей части эффективных концевых фрез можно существенно сократить, если использовать научно обоснованные методики расчета процесса резания. Такие научно обоснованные методики имеют первостепенное значение для развития современных технологий механической обработки и режущего инструмента [39А, 97].

1.2 Анализ методов проектирования геометрических параметров режущей части концевых фрез

При моделировании процесса фрезерования концевыми фрезами используют следующие методы [123]:

- аналитический, основанный на описании термомеханических явлений, происходящих во время резания;
- механический, использующий данные экспериментальных исследований;
- численный, основанный, как правило, на методе конечных элементов.

Метод конечных элементов применяется для моделирования процесса резания с начала 1970-тых годов. Ранние исследования сосредоточены в основном на двухмерных моделях процесса ортогонального резания для таких обрабатываемых материалов, как низкоуглеродистые стали, медь, нержавеющие и закаленные стали, сплавы на титановой и никелевой основе. Одна из первых моделей предложена и исследована профессором Тау А. О. и др. [176]. Используя модель, вычисляется влияние температуры на силовые параметры при ортогональном резании. Однако для расчетов необходимо знать скорость деформации, которую авторы предлагают определять экспериментально.

Дальнейшее развитие численных моделей направлено на разработку более сложных трехмерных моделей, учитывающих не только деформацию в плоскости сдвига, но и другие процессы, происходящие при резании. Например, исследователи Strenkowski J. S. и Carroll J. T. [173] предложили модель, которая учитывает влияние трения на процессы тепловыделения, а также процесс разрушения при стружкообразовании. Strenkowski J. S. и Moon K. J. [174] предложили модель расчета длины контакта инструмента со стружкой, а также оценки температуры в заготовке, в стружке и в инструменте. В 1990 году Shih A. J. M. и др. [167] разработали модель для ортогонального резания, которая учитывает наличие пластического участка и упругого на контакте взаимодействия инструмента со стружкой, а также влияние скорости деформации на процесс резания и тепловыделение.

Трехмерная модель для прогнозирования распределения механических напряжений и температуры при стружкообразовании с учетом скорости износа передней поверхности режущего инструмента представлена Maekawa K. и др. [139]. Далее вклад в трехмерное моделирование внесли Li R. и Shih A. J. [137]. Они оценили влияние геометрии режущего инструмента и режимов обработки на силы резания, температуру и процесс завивания стружки для титанового сплава.

В настоящее время при моделировании процессов резания методом конечных элементов интерес направлен на исследование состояния поверхностного слоя детали после обработки (для определения остаточных напряжений и микроструктуры материала), а также на моделирование процессов микрорезания [107, 138, 168] и изучение нетрадиционных методов механической обработки материала [103, 139, 141].

При моделировании процессов резания методом конечных элементов достигнуты значительные успехи, однако метод отличается высокой трудоемкостью, что ограничивает его широкое применение. Для применения метода конечных элементов требуется мощное вычислительное оборудование и достаточно широкие временные ресурсы [123, 154, 164].

Наибольшее распространение для определения сил резания, возникающих при обработке концевыми фрезами, получил так называемый механический подход [93, 159]. В этом случае расчет силы резания ведется по зависимости, предложенной Altintas Y. [91]:

$$F_t = K_t \cdot a \cdot h, \quad (1.1)$$

где F_t – главная составляющая силы резания при фрезеровании; K_t – коэффициент резания; a – глубина резания; h – толщина стружки.

Коэффициент резания K_t или коэффициент пропорциональности в зависимости (1.1), определяемый эмпирическим методом, является функцией многих переменных, в том числе физико-механических свойств обрабатываемого материала, геометрических параметров режущей кромки инструмента, условий обработки. Погрешность расчета силы резания при механическом подходе зависит от точности определения коэффициента резания K_t .

Исследование механических параметров и характеристик процесса фрезерования профессор Martellottim M. E. начал в 1941 году [143]. Его работы были направлены на изучение траектории движения режущих кромок инструмента, кинематические процессы резания концевыми фрезами и на рассмотрение вопросов качества поверхности обрабатываемой детали. Профессор Zheng L. и др. [186] разработали механическую модель прогнозирования усилия резания, возникающего при фрезеровании инструментом с винтовой режущей кромкой алюминиевого сплава 7075-T6. Модель учитывает физико-механические свойства обрабатываемого материала, режимы обработки и геометрические параметры режущей части фрезы. Сила резания определяется с учетом длины контакта режущей кромки инструмента с обрабатываемым материалом.

Авторы работы [106] предложили универсальные методы определения коэффициентов резания для концевое фрезерования. Они показали, что коэффициенты резания для фрезерования концевыми фрезами с различными параметрами режущей кромки можно получить из экспериментов по ортогональному и косоугольному резанию.

Фрезерование титанового сплава на повышенных скоростях резания рассмотрено в работе профессора Talekar V. [175]. Экспериментально подтверждено, что применение модели, предложенной профессором Talekar V., позволяет уменьшить вибрации и улучшить динамические характеристики как при черновой, так и при чистовой обработке.

Механический метод расчёта силовых параметров фрезерования применяется в работах [8, 92, 129, 130, 158, 178, 185] и в др. В таких моделях режущая кромка концевой фрезы условно разделяется на бесконечно малые режущие элементы, осуществляющие обработку в условиях косоугольного резания. Силы резания рассчитываются по аналогии с зависимостью (1.1) с учетом толщины стружки, условий резания и коэффициентов резания.

Механический метод, в котором параметры рабочего инструмента уточняются в результате испытания на резание, обеспечивает высокую точность прогнозирования, однако необходимость проведения испытаний приводит к существенным временным затратам.

Основные работы в области механики процесса резания посвящены аналитическим моделям. Эти модели описывают физические и механические процессы резания материалов посредством математических уравнений. Аналитические зависимости позволяют в режиме реального времени спрогнозировать силы, температуру и мощность резания, режимы обработки, геометрические параметры лезвия режущего инструмента и их влияние на процесс резания. Исследования в области механики резания в настоящее время не прекращаются с целью создания более надежных и точных аналитических моделей [169, 172А, 184].

Как и в механическом методе при использовании аналитического подхода к расчету силовых параметров, возникающих в процессе фрезерования, режущая кромка разбивается на бесконечно малые режущие элементы. Каждый малый режущий элемент исследуется в условиях более простого режима – ортогонального или косоугольного резания. При аналитическом подходе расчет сил резания осуществляется при использовании физических уравнений,

полученных в ходе аналитического исследования механики деформирования [23, 104, 116-117, 136, 149].

Основоположниками изучения процессов механического резания являются Тиме И. А., Зворыкин К. А. и Брикс А. А. [46А, 47, 172А]. Профессор Тиме И. А. [80] предложил схему обработки с единой плоскостью сдвига, которая стала основной схемой при описании процесса резания. Эта схема используется в работах [6, 26, 51, 63, 68, 69, 83] и в др.

Профессор Зворыкин К. А. [28], используя предложенную Тиме И. А. схему с единой плоскостью сдвига, предложил зависимость для угла сдвига и первым применил принцип минимума мощности при описании процесса резания.

Профессор Брикс А. [3] предложил использовать диаграмму действующих сил при изучении процесса резания. Затем американский ученый Merchant M. E. [144, 145] повторил выводы Брикса А. А. и предложил похожую систему равновесия сил, показанную на рисунке 1.1, которая известна под названием «диаграмма сил по Мерчанту» [170].

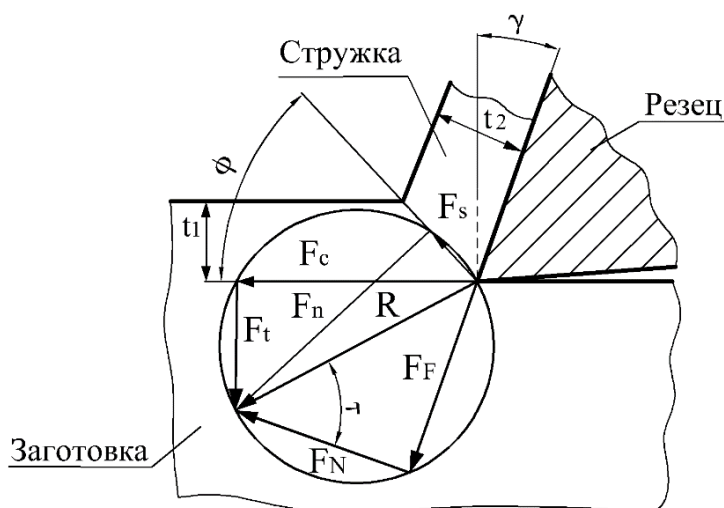


Рисунок 1.1 – Диаграмма действующих сил в процессе резания по Merchant M. E.

На основе системы равновесия сил, в которой учитывается только процесс пластической деформации в зоне сдвига и трение на передней поверхности,

главную составляющую силы резания F_C (P_Z по ГОСТ 25762-83 [13]) можно определить геометрически по рисунку 1.1, исходя из схемы с единой плоскостью сдвига, а именно:

- найти равнодействующую силу R через силу сдвига F_S в зоне стружкообразования, затем выразить главную составляющую силы резания F_C (P_Z) через равнодействующую силу R (см. [3, 5, 30, 76, 94, 120, 125, 144, 147-149, 153]). Для расчета необходимо знать угол сдвига ϕ , касательное напряжение в плоскости сдвига t_s и угол трения τ ;

- найти равнодействующую силу R через силу трения F_F , действующую вдоль передней поверхности инструмента, затем выразить главную составляющую силы резания F_C (P_Z) через равнодействующую силу R [70]. Для расчета необходимо знать касательное напряжение, действующее на передней поверхности инструмента, угол трения τ и длину контакта стружки с передней поверхностью инструмента;

- найти через две касательные силы, а именно через силу сдвига F_S в зоне стружкообразования и силу трения F_F , действующую вдоль передней поверхности [38]. Для расчета необходимо знать касательное напряжение в плоскости сдвига, касательное напряжение, действующее на передней поверхности инструмента и длину контакта стружки с передней поверхностью инструмента.

Существенно, что в перечисленных работах авторами не учитывается влияние мощности, связанной с образованием новых поверхностей в плоскости резания, которая вносит весомый вклад в процесс резания [100, 110].

Используя энергетический метод, авторы работы [96] вывели уравнение для мощности, расходуемой на процесс резания. Предложенное ими уравнение энергетического баланса процесса резания содержит, помимо прочих, мощность, связанную с образованием новых поверхностей в плоскости сдвига.

По расчетам Atkins A. [100] работа вязкого разрушения может достигать более 50 % от общей работы, затрачиваемой на процесс резания, поэтому игнорировать эту составляющую некорректно. Автор сделал попытку учесть работу разрушения при стружкообразовании. Для этого в работе используется показатель ударной вязкости.

Большинство аналитических моделей описывают ортогональное резание, то есть резание без учета наклона режущей кромки. Эти модели не пригодны для использования в качестве основы расчета вращающегося инструмента. Как правило вращающийся инструмент изготавливают с углом наклона главной режущей кромки для беспрепятственного удаления стружки из зоны обработки. Поэтому для изучения механики резания вращающимся инструментом требуются модели, учитывающие влияние угла наклона режущей кромки.

Модель, предложенная профессором Олениным Л. Д. [55-57], учитывает общий случай резания с углом наклона главной режущей кромки. Решение основано на уравнении энергетического баланса. Принято, что мощность в процессе резания расходуется на пластическую деформацию в плоскости сдвига, на преодоление сил трения по передней и задней поверхностям и на работу разрушения, связанную с образованием новых поверхностей в плоскости резания. Оговорено, что при стружкообразовании необходимо учитывать по крайней мере две таких поверхности, а именно обрабатываемую поверхность и наружную поверхность стружки.

С появлением точных контрольно-измерительных приборов и средств было установлено, что зона стружкообразования имеет клиновидную форму, а сдвиг происходит по кривым линиям [37, 64, 108, 155].

В работах авторов [3, 52, 71, 75, 121, 125, 135, 142, 151, 153] были предложены схемы с объемной зоной деформации для изучения процесса резания.

Аналитические исследования на основе моделей с зоной пластической деформации более сложны по сравнению с моделями, содержащими единую плоскость сдвига. Эти модели в большинстве случаев требуют принятия дополнительных решений и введения неопределенных параметров.

Использование схем с объемной зоной деформации предопределяет необходимость анализа напряженно-деформированного состояния на границах контактирования [9]. Анализ ведется в основном методом линий скольжения [114, 140].

Имеются работы, где считается, что основной механизм стружкообразования обусловлен не сдвигом. Впервые об этом заявил французский исследователь Tresca Н. Е. [181]. В противовес Тиме И. А. он рассматривал процесс резания как процесс пластического сжатия, принимая, что механизм стружкообразования обусловлен деформацией сжатия срезаемого слоя. Его идеи развили и на их основе авторы получили аналитическое уравнение силы резания в работах [33, 36, 157].

По рассмотренным выше аналитическим моделям автором настоящей диссертации выполнены расчеты главной составляющей силы резания P_z при ортогональном точении стали 20Х. На рисунке 1.2 приведена сравнительная диаграмма расчетных значений с экспериментальными данными, которые заимствованы из источника [30].

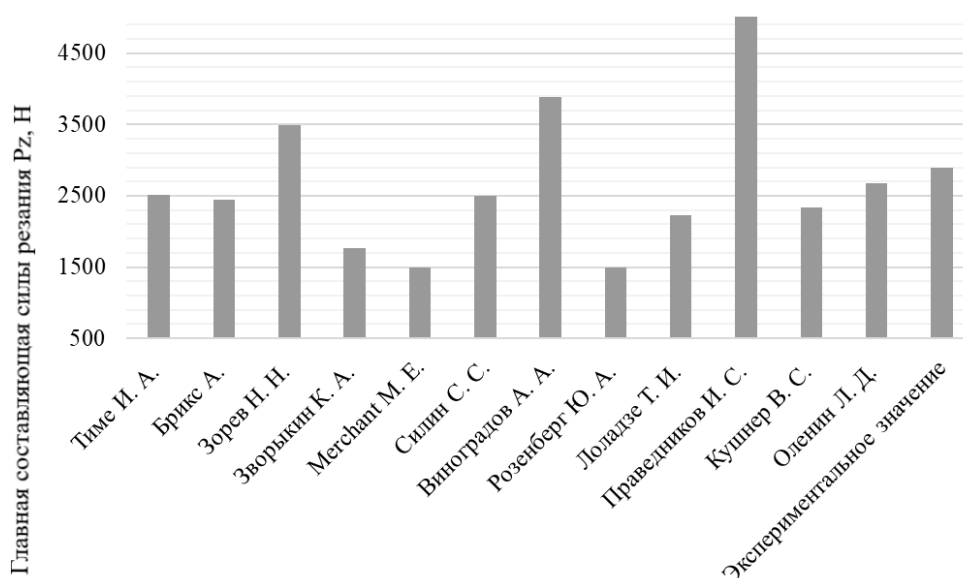


Рисунок 1.2 – Сравнение расчетных значений главной составляющей силы резания P_z с экспериментальными данными: сталь 20Х, глубина резания 0,1 мм, ширина резания 10 мм, скорость резания 0,75 м/мин, $\gamma = 20^\circ$

Наиболее близкое к экспериментальному является значение, полученное в ходе расчета по модели, предложенной Олениным Л. Д.: расхождение составляет не более 8 %.

1.3 Постановка задачи

Разработка и исследование методов и средств проектирования геометрических параметров режущей части рабочего инструмента относится к числу наиболее востребованных направлений развития технологии и оборудования механической фрезерной обработки материалов современного машиностроения. В связи с непрерывно возрастающим уровнем требований к физико-механическим и теплофизическим свойствам конструкционных материалов изделий атомной, авиационной, медицинской и других специализированных отраслей промышленности возрастает актуальность создания высокопроизводительного и стойкого режущего инструмента, предназначенного для формообразования труднообрабатываемых металлических сплавов. При этом первостепенное внимание должно быть уделено совершенствованию именно методов и средств проектирования геометрических параметров режущей части инструмента.

Применительно к технологии фрезерной обработки металла концевыми фрезами и в контексте вышеобозначенной проблемы создания стойкого режущего инструмента необходимо выполнить теоретические и прикладные исследования расчетно-аналитических средств и методического обеспечения процесса проектирования геометрических параметров режущей части инструмента, в том числе:

- выполнить моделирование процедуры расчета силовых параметров при косоугольном резании заготовки вращающимся инструментом – концевой фрезой;

- разработать средства программного обеспечения методики расчета силовых параметров процесса резания;

- определить взаимосвязь силовых параметров резания с геометрическими параметрами режущей части концевой фрезы;
- исследовать погрешность расчетно-аналитического определения силовых параметров резания концевыми фрезами;
- разработать средства методического сопровождения и технического обеспечения процессов экспериментального исследования силовых параметров резания концевыми фрезами;
- исследовать физико-механические свойства пластичных металлических материалов;
- определить геометрические параметры режущей части цельной концевой фрезы;
- спроектировать и создать опытный образец фрезы с повышенным периодом стойкости для обработки титанового сплава ВТ6;
- определить направление дальнейшего развития тематики научного исследования методов и средств фрезерной обработки, востребованных на предприятиях реального сектора промышленности.

1.4 Выводы по главе 1

1) Результаты аналитического исследования состояния современных режущих инструментов, а также методов определения геометрических параметров режущей части концевых фрез подтвердили актуальность необходимости увеличения периода стойкости и повышения оперативности проектирования рабочего инструмента, предназначенного для механической фрезерной обработки пластичных металлов.

2) Сформулированы основные научные задачи, подлежащие решению и предопределяющие необходимость выполнения теоретических и прикладных исследований в части:

- разработки методики и алгоритмов выбора геометрических параметров режущей части концевой фрезы в условиях фрезерования уступа и засверливания с осевой подачей, при использовании расчетно-аналитических методик;
- разработки средств методического сопровождения и технического обеспечения процессов экспериментального исследования силовых параметров резания концевыми фрезами;
- разработки и создания фрезы с повышенным периодом стойкости для обработки титанового сплава ВТ6 для сравнительных испытаний на стойкость.

Глава 2 Разработка и исследование расчетно-аналитических средств методического обеспечения процесса проектирования геометрических параметров режущей части концевых фрез

2.1 Модель расчета силовых параметров при косоугольном резании заготовки

Аналитическая модель косоугольного резания, предложенная профессором Олениным Л. Д. [55-58А], построена в предположение о том, что резание является процессом непрерывного пластического деформирования. Принято, что обрабатываемый материал жесткопластичный, подверженный деформационному упрочнению, что соответствует условиям полной холодной деформации.

Поле скоростей при стружкообразовании разрывно и определяется на основе схемы резания с единой плоскостью сдвига (см. рисунок 2.1, а). Плоскость сдвига является границей разрыва скоростей, при переходе через которую нормальная скорость сохраняет свое значение, а тангенциальные скорости терпят разрыв [85] (см. рисунок 2.1, б).

На рисунке 2.1 введены следующие обозначения: v – вектор скорости резания; v_n – нормальная составляющая вектора скорости резания; v_τ – тангенциальная (касательная) составляющая вектора скорости резания; v_1 – скорость схода стружки; v_{n1} – нормальная составляющая вектора скорости схода стружки; $v_{\tau 1}$ – тангенциальная (касательная) составляющая вектора скорости схода стружки; β_1 – угол сдвига между плоскостью сдвига АВ и вектором скорости резания v ; γ – передний угол лезвия режущей кромки; α – задний угол лезвия режущей кромки; h_3 – площадка износа по задней поверхности [55].

Трение на передней и задней поверхностях режущего клина не достигает предельной величины и принимается пропорционально нормальному давлению на контакте, то есть описывается законом Кулона-Амонтона:

$$\tau_{\mu} = \mu \cdot \sigma_n,$$

где τ_{μ} – контактное трение; μ – коэффициент трения; σ_n – нормальное напряжение на контакте.

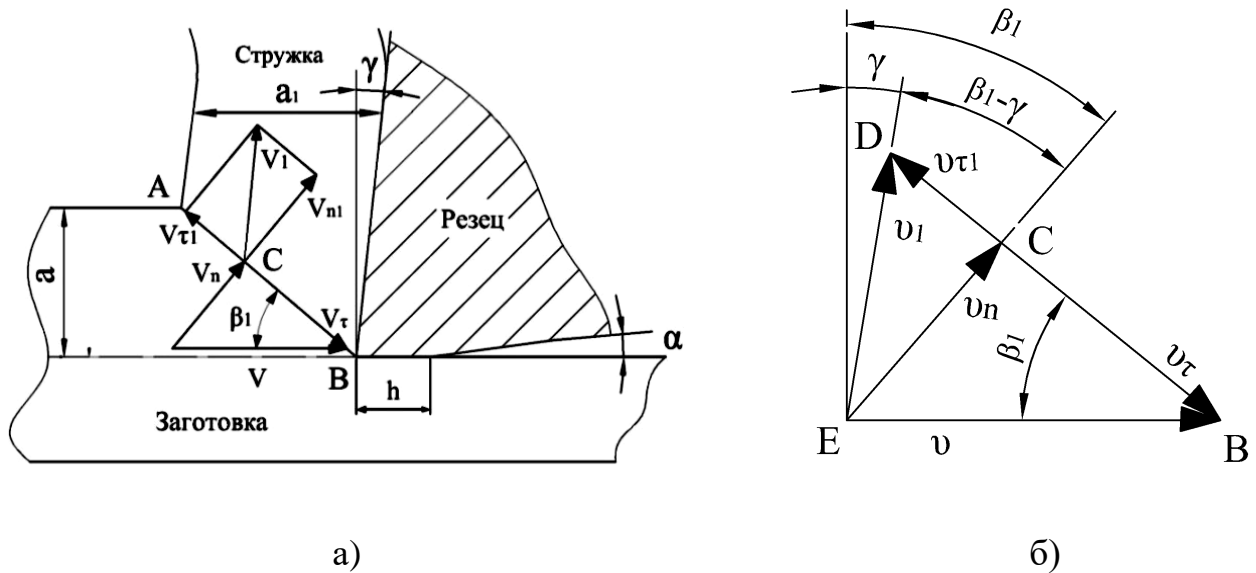


Рисунок 2.1 – Резание острозаточенным инструментом: а – схема стружкообразования с единой плоскостью сдвига; б – план скоростей

Контакт по задней поверхности режущего клина ограничивается площадками износа.

Кривая упрочнения аппроксимирована линейной функцией вида:

$$\sigma_s = \sigma_{s0}(1 + b \cdot \varepsilon_l), \quad (2.1)$$

где σ_s – напряжение течения; σ_{s0} – экстраполированный предел текучести; b – коэффициент, характеризующий наклон кривой упрочнения; ε_l – логарифмическая деформация.

Нормальное давление на задней поверхности режущего клина q_{n3} определяется на основе задачи о вдавливании плоского негладкого пуансона в полупространство [54]:

$$q_{n3} = \frac{1 + \frac{\pi}{2}}{1 - 1,36 \cdot \mu}. \quad (2.2)$$

Относительная скорость схода стружки ζ определяется аналитически, исходя из условия минимума мощности, силы или давления резания, подводимых через переднюю поверхность.

В соответствии с теорией пластического течения интенсивность скорости деформации равна [58А]:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\varepsilon}_x - \dot{\varepsilon}_y)^2 + (\dot{\varepsilon}_y - \dot{\varepsilon}_z)^2 + (\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_x)^2 + \frac{3}{2}(\dot{\gamma}_{xy}^2 + \dot{\gamma}_{zy}^2 + \dot{\gamma}_{zx}^2)}, \quad (2.3)$$

где $\dot{\varepsilon}_x, \dot{\varepsilon}_y, \dot{\varepsilon}_z$ – линейные компоненты скорости деформации; $\dot{\gamma}_{xy}, \dot{\gamma}_{zx}, \dot{\gamma}_{zy}$ – угловые (сдвиговые) компоненты скорости деформации.

В случае косоугольного резания схема деформаций не является плоской. При этом компоненты скорости деформации равны:

$$\dot{\varepsilon}_x = \dot{\varepsilon}_y = \dot{\varepsilon}_z = \dot{\gamma}_{zx} = 0,$$

$$\dot{\gamma}_{xy} = \frac{\lambda}{\Delta \tau_1}, \quad (2.4)$$

$$\dot{\gamma}_{zy} = \frac{\bar{\gamma}_{zy}}{\Delta \tau_1}, \quad (2.5)$$

где $\bar{\gamma}_{zy}$ – компонента деформации относительного сдвига; $\Delta \tau_1$ – время, за которое отделяемая от заготовки частица пересекает физический слой сдвига, который является очагом деформации в зоне стружкообразования.

При подстановке величины составляющих скорости деформации в уравнение (2.3), получается уравнение для определения величины интенсивности скорости деформации при стружкообразовании:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\dot{\gamma}_{zy}^2 + \dot{\gamma}_{xy}^2}. \quad (2.6)$$

По определению скорость деформации равна:

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{\Delta \varepsilon_i}{\Delta \tau_1}. \quad (2.7)$$

Подставляя $\dot{\varepsilon}_i$ из уравнения (2.7), $\dot{\gamma}_{xy}$ из уравнения (2.4), а $\dot{\gamma}_{zy}$ из уравнения (2.5) в уравнение (2.6), получится:

$$\frac{\Delta \varepsilon_i}{\Delta \tau_1} = \frac{1}{\sqrt{3} \Delta \tau_1} \sqrt{\bar{\gamma}_{zy}^2 + \lambda^2}. \quad (2.8)$$

Из уравнения (2.8) определяется деформация при стружкообразовании:

$$\Delta \varepsilon_i = \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{\bar{\gamma}_{zy}^2 + \lambda^2}. \quad (2.9)$$

Деформация сдвига $\bar{\gamma}_{zy}$ в плоскости ZY получена в соответствии с приведенным на рисунке 2.1 планом скоростей:

$$\bar{\gamma}_{zy} = \frac{1}{\cos(\gamma)} \left(\zeta + \frac{1}{\zeta} - 2 \sin(\gamma) \right). \quad (2.10)$$

Подставляя в уравнение (2.9) значение деформация сдвига $\bar{\gamma}_{zy}$ из уравнения (2.10), получается другая запись уравнения деформации при стружкообразовании:

$$\Delta \varepsilon_i = \frac{1}{\sqrt{3} \cos(\gamma)} \sqrt{\left(\zeta + \frac{1}{\zeta} - 2 \sin(\gamma) \right)^2 + \lambda^2 \cos^2(\gamma)}. \quad (2.11)$$

Уравнение энергетического баланса процесса резания определяется уравнением:

$$P_z \cdot v = \dot{A}_z = \dot{A}_\varepsilon + \dot{A}_{\mu 1} + \dot{A}_{\mu 3} + \dot{A}_p, \quad (2.12)$$

где P_z – сила резания; \dot{A}_z – мощность, необходимая для процесса резания; \dot{A}_ε – мощность, затрачиваемая на пластическую деформацию в плоскости сдвига; $\dot{A}_{\mu 1}$ – мощность, затрачиваемая на трение стружки о переднюю поверхность инструмента; $\dot{A}_{\mu 3}$ – мощность, затрачиваемая на трение задней поверхности инструмента о деталь; \dot{A}_p – мощность, связанная с образованием новых поверхностей.

Разделив все составляющие уравнения (2.12) на величину скорости резания v , получится уравнение энергетического баланса в терминах силы резания:

$$P_z = \Delta P_\varepsilon + \Delta P_{\mu 1} + \Delta P_{\mu 3} + \Delta P_p, \quad (2.13)$$

где ΔP_ε – доля силы резания, затрачиваемая на пластическую деформацию; $\Delta P_{\mu 1}$ – доля силы резания, затрачиваемая на трение стружки о переднюю поверхность инструмента; $\Delta P_{\mu 3}$ – доля силы резания, затрачиваемая на трение задней поверхности инструмента о деталь; ΔP_p – доля силы резания, связанная с образованием новых поверхностей.

Разделив уравнение (2.13) на произведение $s \cdot t \cdot \sigma_b$, получается удельное давление резания в безразмерном виде:

$$\frac{P_z}{s \cdot t \cdot \sigma_b} = q_z = \Delta q_\varepsilon + \Delta q_{\mu 1} + \Delta q_{\mu 3} + \Delta q_p, \quad (2.14)$$

где s – подача; t – глубина резания; σ_b – предел прочности обрабатываемого материала; q_z – давление резания; Δq_ε – доля давления резания, расходуемого на пластическую деформацию; $\Delta q_{\mu 1}$ – доля давления резания, затрачиваемого на трение стружки о переднюю поверхность инструмента; $\Delta q_{\mu 3}$ – доля давления резания, затрачиваемого на трение задней поверхности инструмента о деталь; Δq_p – доля давления резания, затрачиваемого на образование новых поверхностей.

Доля давления резания, расходуемого на пластическую деформацию в плоскости сдвига, определяются через мощность пластической деформации. В общем случае работа пластической деформации упрочняемого материала равна интегралу по деформации:

$$A_\varepsilon = \int_\varepsilon \sigma_s \cdot W \cdot d\varepsilon_1,$$

где A_ε – работа пластической деформации; W – деформируемый объем.

Для аналитического расчета рассматривается не вся кривая упрочнения, а ее участок (см. рисунок 2.2). Считается, что при стружкообразовании деформированию подвергается материал, деформированный на предыдущем проходе (ε_1) [59А, 152А]. При пересечении плоскости сдвига к этой деформации добавляется величина $\Delta\varepsilon$. Накопленная деформация в стружке равна:

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_1 + \Delta\varepsilon,$$

где ε_1 – значение логарифмической деформации исходного металла в начале рассматриваемого отрезка кривой упрочнения; ε_2 – значение логарифмической деформации деформированного металла в конце отрезка кривой упрочнения.

Работа пластической деформации на рассматриваемом участке кривой упрочнения равна площади трапеции высотой $\Delta\varepsilon$ с основаниями σ_1 и σ_2 (см. рисунок 2.2):

$$A_\varepsilon = W \cdot \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \cdot \Delta\varepsilon, \quad (2.15)$$

где σ_1 и σ_2 – напряжения течения исходного и деформированного металла в начале рассматриваемого отрезка кривой и в его конце.

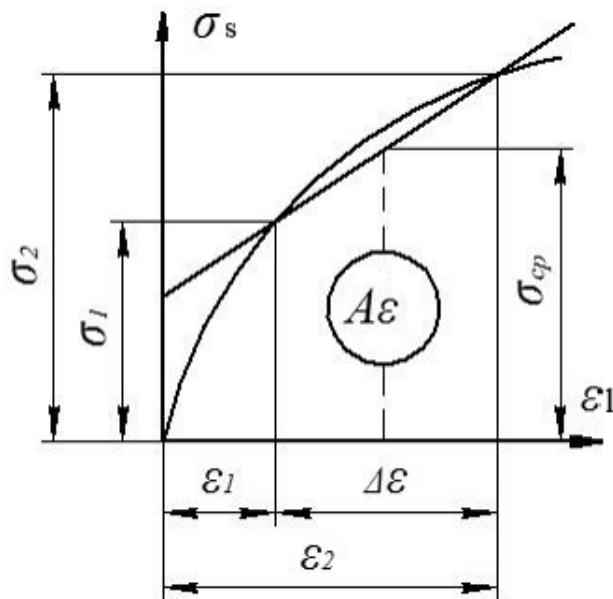


Рисунок 2.2 – Схема линейной аппроксимации кривой упрочнения обрабатываемого материала

Напряжения течения на входе и выходе с рассматриваемого отрезка кривой упрочнения (см. рисунок 2.2) в соответствии с уравнением (2.1) равны:

$$\sigma_1 = \sigma_0(1 + b \cdot \varepsilon_1), \quad (2.16)$$

$$\sigma_2 = \sigma_0(1 + b \cdot \varepsilon_2). \quad (2.17)$$

Из уравнений (2.16) и (2.17) получается выражение для коэффициента, характеризующего наклон кривой упрочнения:

$$b = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\sigma_1 \cdot \Delta \varepsilon}.$$

Подставив значение σ_1 и σ_2 из уравнений (2.16) и (2.17) в уравнение (2.15), получается другая запись для работы пластической деформации на выделенном участке:

$$A_\varepsilon = W \cdot \sigma_1 \left(1 + b \frac{\Delta \varepsilon}{2} \right) \cdot \Delta \varepsilon.$$

Мощность пластической деформации равна:

$$\dot{A}_\varepsilon = \dot{W} \cdot \sigma_1 \left(1 + b \frac{\Delta \varepsilon}{2} \right) \cdot \Delta \varepsilon, \quad (2.18)$$

где $\dot{W} = s \cdot t \cdot v$ – скорость съёма стружки или расход через плоскость сдвига.

Разделив уравнение (2.18) на выражение $v \cdot s \cdot t \cdot \sigma_b$, получается доля давления резания, расходуемого на пластическую деформацию:

$$\Delta q_\varepsilon = \left(1 + b \cdot \frac{\Delta \varepsilon}{2} \right) \cdot \Delta \varepsilon. \quad (2.19)$$

При стружкообразовании непрерывно образуются две новые поверхности: обработанная поверхность и наружная поверхность стружки. Процесс образования новых поверхностей при резании рассматривается на примере испытаний образца на ударный изгиб.

В результате испытаний образца на ударный изгиб образуются две новые поверхности F_1 и F_2 (см. рисунок 2.3).

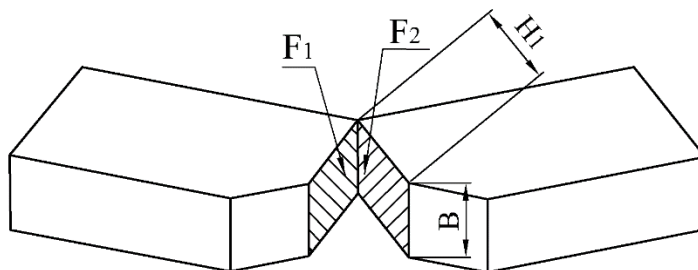


Рисунок 2.3 – Надрезанный образец после испытания на ударный изгиб

Площадь каждой из этих поверхностей равна площади разрушенного сечения. Соответственно площадь разрушенного сечения равна половине суммы вновь образовавшихся поверхностей:

$$F_p = \frac{1}{2}(F_1 + F_2),$$

где F_p – площадь разрушенного сечения; F_1 и F_2 – новые поверхности, которые образовались в результате разрушения.

При этом работа удара K прямо пропорциональна её протяжённости по фронту B и глубине распространения H_1 :

$$K = a_p \cdot B \cdot H_1,$$

где a_p – удельная работа, расходуемая на разрушение, связанное с образованием новых поверхностей.

По аналогии мощность, расходуемая на разрушение, равна:

$$\dot{A}_p = a_p \cdot B \cdot H_1 \cdot v = a_p \cdot \dot{H}_p,$$

где \dot{A}_p – мощность, расходуемая на разрушение, связанное с образованием двух новых поверхностей; v – скорость распространения трещины в глубину; \dot{H}_p – скорость приращения площади разрушаемого сечения.

Уравнение для скорости приращения разрушенного сечения записывается, как полусумма скоростей вновь образующихся поверхностей:

$$\dot{H}_p = \frac{\dot{F}_1 + \dot{F}_2}{2},$$

где \dot{F}_1 – скорость приращения обрабатываемой поверхности; \dot{F}_2 – скорость приращения наружной поверхности стружки.

Исходя из того, что скорость схода стружки меньше скорости резания, при стружкообразовании обработанная поверхность больше наружной поверхности стружки:

$$v_1 = v \cdot \zeta.$$

Мощность, затрачиваемая на образование новых поверхностей в плоскости резания, равна:

$$\dot{A}_p = a_p \cdot v \cdot \frac{1 + \zeta}{2} \cdot B.$$

Откуда доля давления резания, затрачиваемого на образование новых поверхностей, равна:

$$\Delta q_p = \frac{a_p}{s \cdot t \cdot \sigma_b} \cdot \frac{1 + \zeta}{2} \cdot B. \quad (2.20)$$

Мощность, затрачиваемая на трение по передней поверхности, равна:

$$\dot{A}_{\mu 1} = T_1 \cdot v_1 = T_1 \cdot v \cdot \zeta, \quad (2.21)$$

где T_1 – сила трения на передней поверхности.

На основании схемы на рисунке 2.4 значение силы трения T_1 равно:

$$T_1 = \frac{\Delta P_{z1} \cdot \sin(\rho)}{\cos(\gamma - \rho)}, \quad (2.22)$$

$$C_\rho = \frac{\sin(\rho)}{\cos(\gamma - \rho)}, \quad (2.23)$$

где $\rho = \arctg(\mu)$ – угол трения; ΔP_{z1} – доля силы резания, подводимой через переднюю поверхность; C_ρ – приведенный коэффициент контактного трения на передней поверхности.

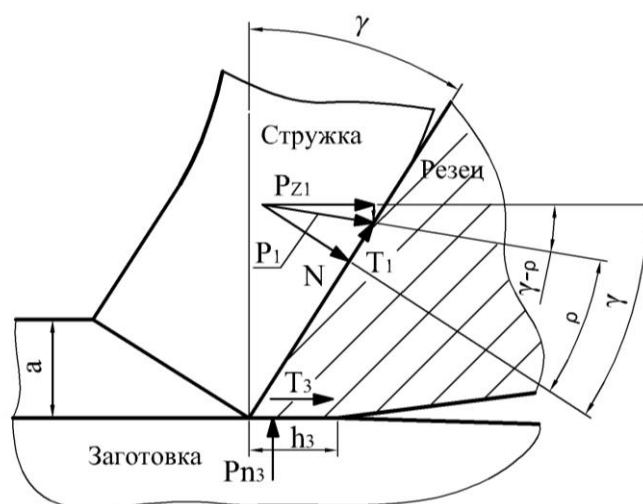


Рисунок 2.4 – Силы, действующие на режущий клин

Перепишав уравнение (2.21) с учетом уравнений (2.22) и (2.23) получается другая запись уравнения для мощности, затрачиваемой на трение по передней поверхности:

$$\dot{A}_{\mu 1} = \Delta P_{z1} \cdot C_{\rho} \cdot v \cdot \zeta .$$

Откуда получается уравнение для доли силы, затрачиваемой на трение по передней поверхности:

$$\Delta P_{\mu 1} = \Delta P_{z1} \cdot C_{\rho} \cdot \zeta . \quad (2.24)$$

На основании уравнения энергетического баланса процесса резания (2.13), сила резания, подводимая через переднюю поверхность, состоит из следующих слагаемых:

$$\Delta P_{z1} = \Delta P_{\varepsilon} + \Delta P_{\mu 1} + \Delta P_p . \quad (2.25)$$

В уравнении (2.25) отсутствует доля силы резания, затрачиваемая на трение задней поверхности инструмента о деталь, так как эта сила не подводится через переднюю поверхность и не участвует в стружкообразовании.

С учетом уравнения (2.24) уравнение (2.25) примет вид:

$$\Delta P_{z1} = \Delta P_{\varepsilon} + \Delta P_{z1} \cdot C_{\rho} \cdot \zeta + \Delta P_p .$$

Откуда доля силы резания, подводимой через переднюю поверхность, которая определена с учетом силы трения на передней поверхности, а также доля давления резания, равны:

$$\begin{aligned} \Delta P_{z1} &= \frac{\Delta P_{\varepsilon} + \Delta P_p}{1 - C_{\rho} \cdot \zeta} , \\ \Delta q_{z1} &= \frac{\Delta q_{\varepsilon} + \Delta q_p}{1 - C_{\rho} \cdot \zeta} . \end{aligned} \quad (2.26)$$

Приведенные выше формулы позволяют рассчитать силу резания и ее составляющие при условии, что кривая упрочнения обрабатываемого материала и удельная работа разрушения на образование новых поверхностей при резании являются известными. Имеющиеся в открытых источниках кривые упрочнения построены для значений логарифмической деформации $\varepsilon_i \leq 0,7$, что соответствует

начальному участку кривой упрочнения [35], поэтому они не пригодны для использования в технологических расчетах. При стружкообразовании деформации достигают величины $\varepsilon_i \geq 1,2-1,7$. Кроме того кривые упрочения из открытых источников [2, 153] построены в системе координат, которая отличается от принятых в механике деформирования [59А].

Рассмотрение справочной литературы о физико-механических свойствах пластичных металлических материалов показало отсутствие численных значений удельной работы разрушения, связанной с образованием новых поверхностей.

2.2 Методика расчета силовых параметров резания при обработке уступа

Методика расчета силовых параметров резания при обработке уступа выполнена на основе аналитической модели косоугольного резания профессора Оленина Л. Д.

Режущая кромка бокового режущего участка концевой фрезы представляется совокупностью бесконечно малых элементов, осуществляющих косоугольное резание. Для каждого бесконечно малого элемента определяются геометрические параметры режущей части, условия резания и силовые параметры. Результирующая окружная сила резания и сила нормального давления, действующая на обработанную поверхность, определяются интегрированием вдоль режущей кромки по углу охвата.

При расчете силовых параметров для случая обработки уступа учитывается зависимость сечения срезаемого слоя и изменение силовых параметров от угла охвата (изменения по фазе), изменение кинематических углов (углов резания) в зависимости от величины подачи, а также угол наклона главной режущей кромки.

Встречное фрезерование уступа концевой фрезой показано на рисунке 2.5. При данной фрезерной операции основной съем металла совершают винтовые зубья, расположенные на режущей кромке бокового режущего участка. Точки, расположенные на режущей кромке бокового режущего участка, входят в зацепление с обрабатываемым материалом не одновременно, а последовательно.

Параметры фрезы определяются в системе координат XYZ с началом в точке O у вершины инструмента. Кинематические элементы и характеристики резания следующие (см. рисунок 2.5, 2.7 и 2.8): D_r – главное движение резания; v – скорость главного движения резания; D_s – движение подачи; v_s – скорость движения подачи; S_z – подача на зуб; v_e – скорость результирующего движения резания; t – глубина резания; B – ширина резания.

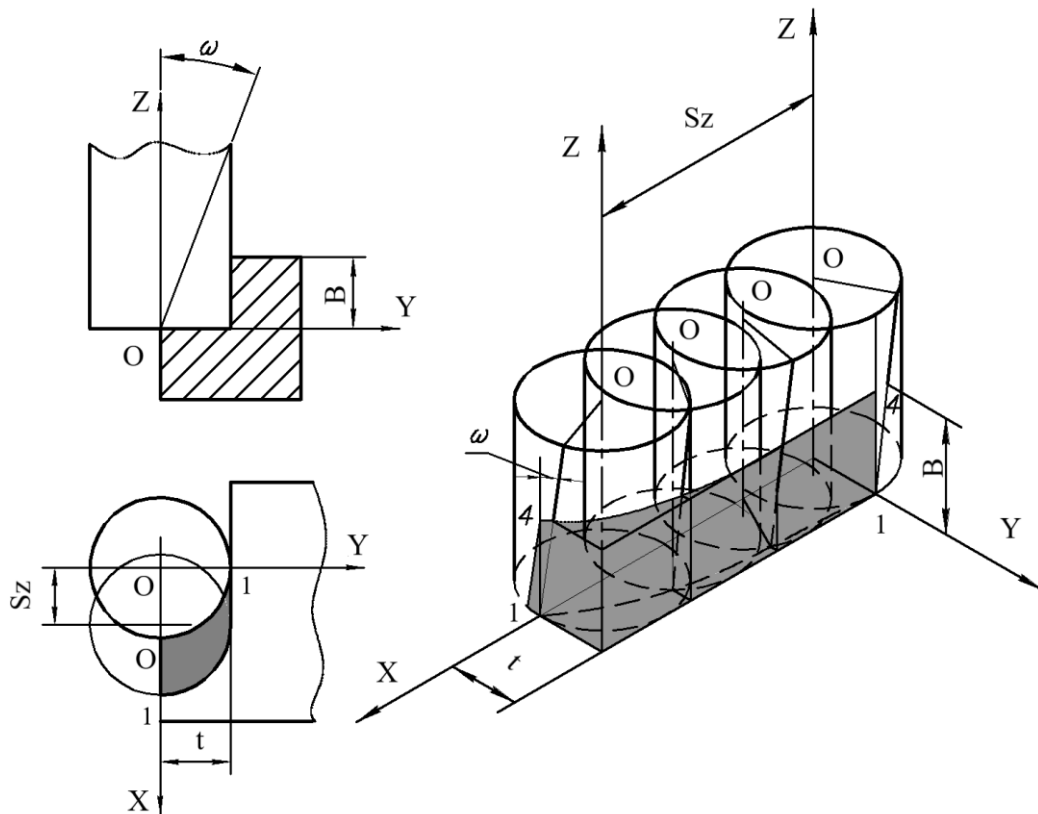


Рисунок 2.5 – Эскиз схемы обработки уступа

На рисунке 2.6 приведена система сил, действующих на режущий элемент с вершиной в точке P : T_1 – сила трения, действующая на переднюю поверхность режущего элемента; N – сила нормального давления, действующая на переднюю поверхность режущего элемента; P_1 – сила резания, подводимая через переднюю поверхность режущего элемента; T_3 – сила трения, действующая на заднюю поверхность режущего элемента; P_{n3} – нормальная сила, действующая на заднюю

поверхность режущего элемента; P_ψ – окружная сила; $\gamma_{Бк}$ – кинематический передний угол винтового зуба.

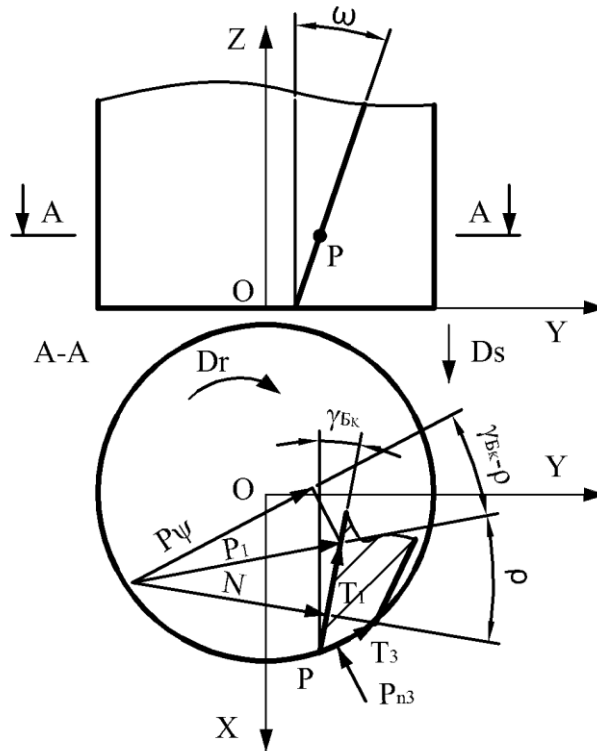


Рисунок 2.6 – Силы, действующие на винтовой зуб концевой фрезы

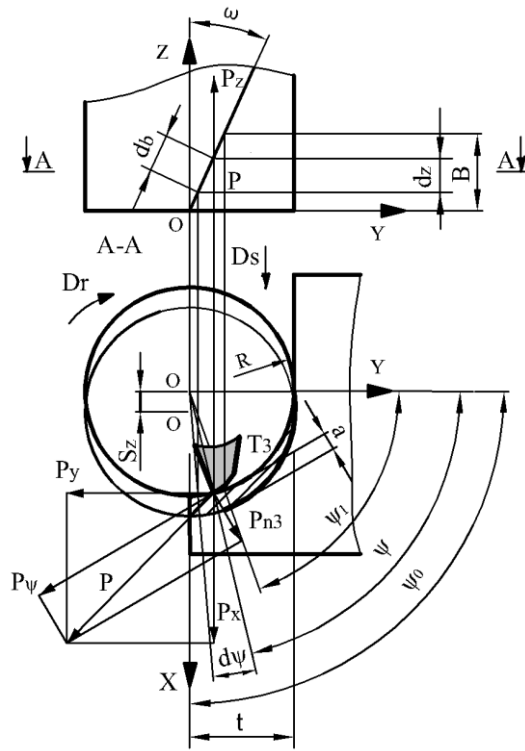
На рисунке 2.7, а, показаны графические элементы схемы резания для встречного фрезерования уступа и технологические составляющие силы резания P_x , P_y , P_z , а в соответствии с рисунком 2.7, б определяется элементарная ширина фрезерования dz .

Вовлеченная в резание режущая кромка бокового режущего участка (с постоянным углом наклона ω) разбивается на бесконечно малые элементы.

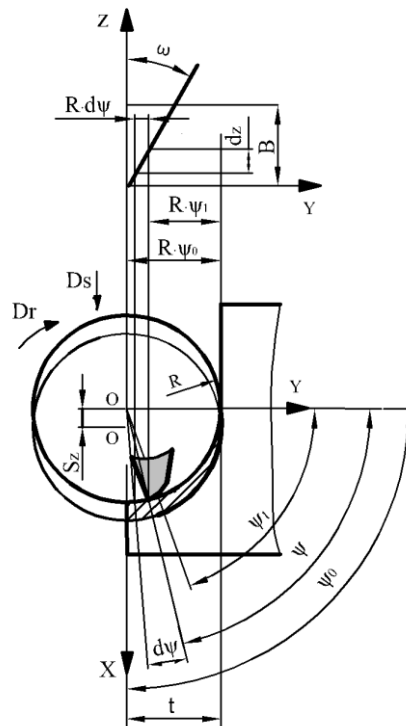
Элементарная площадь сечения срезаемого слоя df равна:

$$df = a \cdot dz,$$

где a – толщина срезаемого слоя; dz – элементарная ширина фрезерования.



а)



б)

Рисунок 2.7 – Встречное фрезерование уступа: а – графические элементы схемы резания и технологические составляющие силы резания; б – к определению элементарной ширины d_z

Толщина срезаемого слоя a , которая занимает на дуге контакта угловое положение ψ , определяется из уравнения (2.27) при допущении, что траектория движения кромки зуба фрезы не циклоида, а прямая линия:

$$a = S_Z \cdot \sin(\psi). \quad (2.27)$$

Впервые уравнение (2.27) было предложено в 1990 году Фишером и используется при рассмотрении процесса фрезерования [66, 115, 122].

Исходя из рисунка 2.7, б, элементарная ширина фрезерования dz выражается через элементарный угол охвата $d\psi$:

$$dz = R \cdot \operatorname{ctg}(\omega) \cdot d\psi.$$

Угол охвата фрезы ψ_0 зависит от радиуса фрезы, а также от заданной глубины резания t :

$$\cos(\psi_0) = \left(\frac{R-t}{R} \right).$$

Элементарная окружная сила резания dP_ψ и элементарная нормальная сила dP_{n3} , определены из уравнений:

$$dP_\psi = \Delta q_{z1} \cdot \sigma_b \cdot a \cdot dz + q_{n3} \cdot \sigma_b \cdot \mu \cdot h_3 \cdot dz,$$

$$dP_{n3} = q_{n3} \cdot \sigma_b \cdot h_3 \cdot dz,$$

$$\Delta q_{z1} = \frac{\Delta q_\varepsilon + \Delta q_p}{1 - C_\rho \cdot \zeta},$$

$$\Delta q_p = \frac{a_p}{\sigma_b \cdot a \cdot dz} \cdot db \cdot \frac{1 + \zeta}{2},$$

$$\Delta \varepsilon_i = \frac{1}{\sqrt{3} \cdot \cos(\gamma_{Bk})} \cdot \sqrt{\left(\zeta + \frac{1}{\zeta} - 2 \cdot \sin(\gamma_{Bk}) \right)^2 + (\omega^2 \cdot \cos^2(\gamma_{Bk}))}.$$

В приведенных выше зависимостях величины q_{n3} , Δq_ε и C_ρ определяются соответственно по формулам (2.2), (2.19), (2.23). Силы, действующие со стороны вовлеченного в резание винтового зуба, определяются интегральным исчислением:

$$P_\psi = \sigma_b \int_{\psi_1}^{\psi_0} \Delta q_{z1} \cdot S_Z \cdot \sin(\psi) \cdot R \cdot \operatorname{ctg}(\omega) \cdot d\psi + q_{n3} \cdot \mu \cdot h_3 \cdot R \cdot \operatorname{ctg}(\omega) \cdot d\psi, \quad (2.28)$$

$$P_{n3} = q_{n3} \cdot \sigma_b \cdot h_3 \int_{\psi_1}^{\psi_0} R \cdot \operatorname{ctg}(\omega) \cdot d\psi. \quad (2.29)$$

Интегрируя уравнения (2.28) и (2.29) в пределах изменения переменной ψ от $\psi_1=0$ до $\psi_2=\psi_0$ получаются значения окружной силы резания P_ψ и нормальной силы P_{n3} в пределах угла охвата.

Составляющие силы резания в станочной системе координат определены как проекции окружной силы резания P_ψ и нормальной силы P_{n3} , действующей на задней поверхности инструмента, на координатные оси станка:

$$P_x = \pm P_\psi \cdot \cos(\psi) + P_{n3} \cdot \sin(\psi), \quad (2.30)$$

$$P_y = \mp P_\psi \cdot \sin(\psi) + P_{n3} \cdot \cos(\psi), \quad (2.31)$$

$$P_z = P_\psi \cdot \operatorname{tg}(\omega - \rho).$$

В уравнениях (2.30) и (2.31) верхние алгебраические знаки, стоящие перед окружной силой, соответствуют встречному фрезерованию, а нижние – попутному.

В случае, когда движение подачи D_s равно нулю, передний угол винтового зуба $\gamma_{Бс}$ и задние углы $\alpha_{Б1с}$, $\alpha_{Б2с}$ рассматриваются в статической системе координат и называются статическими (см. рисунок 2.8). Когда появляется движения подачи D_s , за счет суммирования двух движений главного $v_{окр}$ и подачи v_s , вектор скорости результирующего движения v_e поворачивается на угол η , и переходит в кинематическую систему координат. Это приводит к тому, что все углы резания изменяются.

Кинематический передний угол $\gamma_{Бк}$ и кинематические задние углы $\alpha_{Б1к}$ и $\alpha_{Б2к}$ отличаются от статических углов на величину η и равны (см. рисунок 2.8):

$$\gamma_{Бк} = \gamma_{Бс} + \eta,$$

$$\alpha_{Б1к} = \alpha_{Б1с} - \eta,$$

$$\alpha_{Б2к} = \alpha_{Б2с} - \eta.$$

Значение угла η определяется из рисунка 2.8:

$$\operatorname{tg}(\eta) = \frac{v_s}{v_{\text{окр}}},$$

$$\eta = \operatorname{arctg}\left(\frac{S_z \cdot z}{2 \cdot \pi \cdot \rho}\right).$$

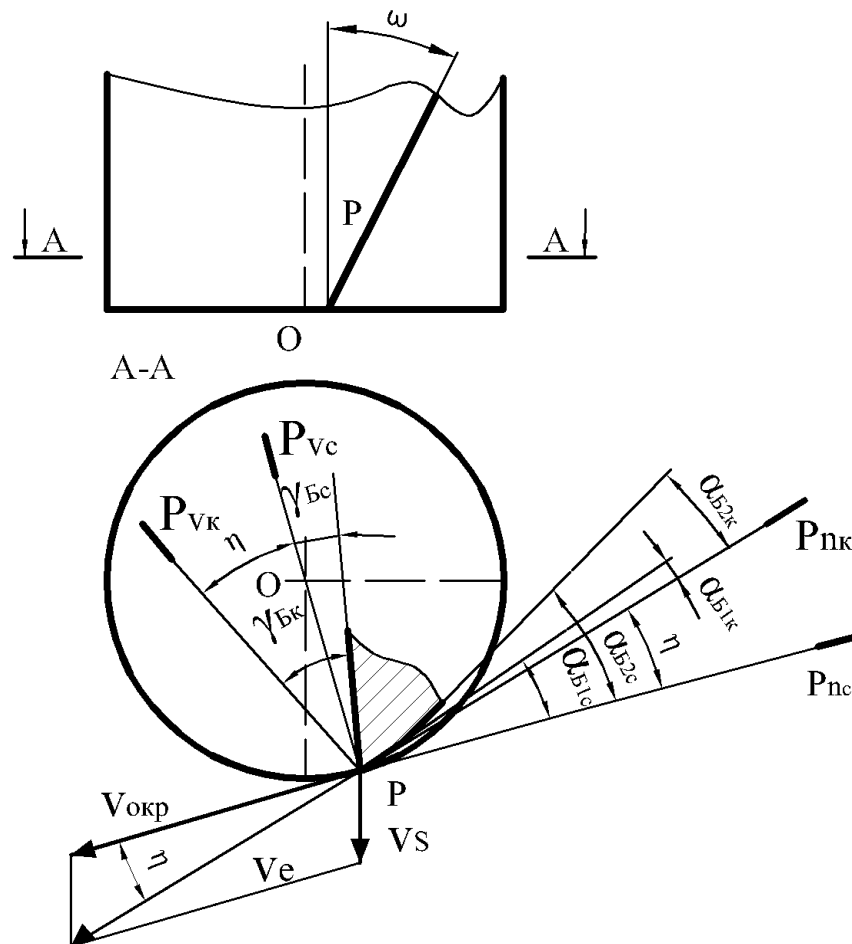


Рисунок 2.8 – К определению кинематических углов на винтовом зубе фрезы

На основании полученных физических уравнений составлен алгоритм расчета силовых параметров резания для случая обработки уступа, приведенный на рисунке 2.9. Штрихпунктирной линией очерчены предлагаемые и вводимые в структуру алгоритма расчетные и логические блоки.

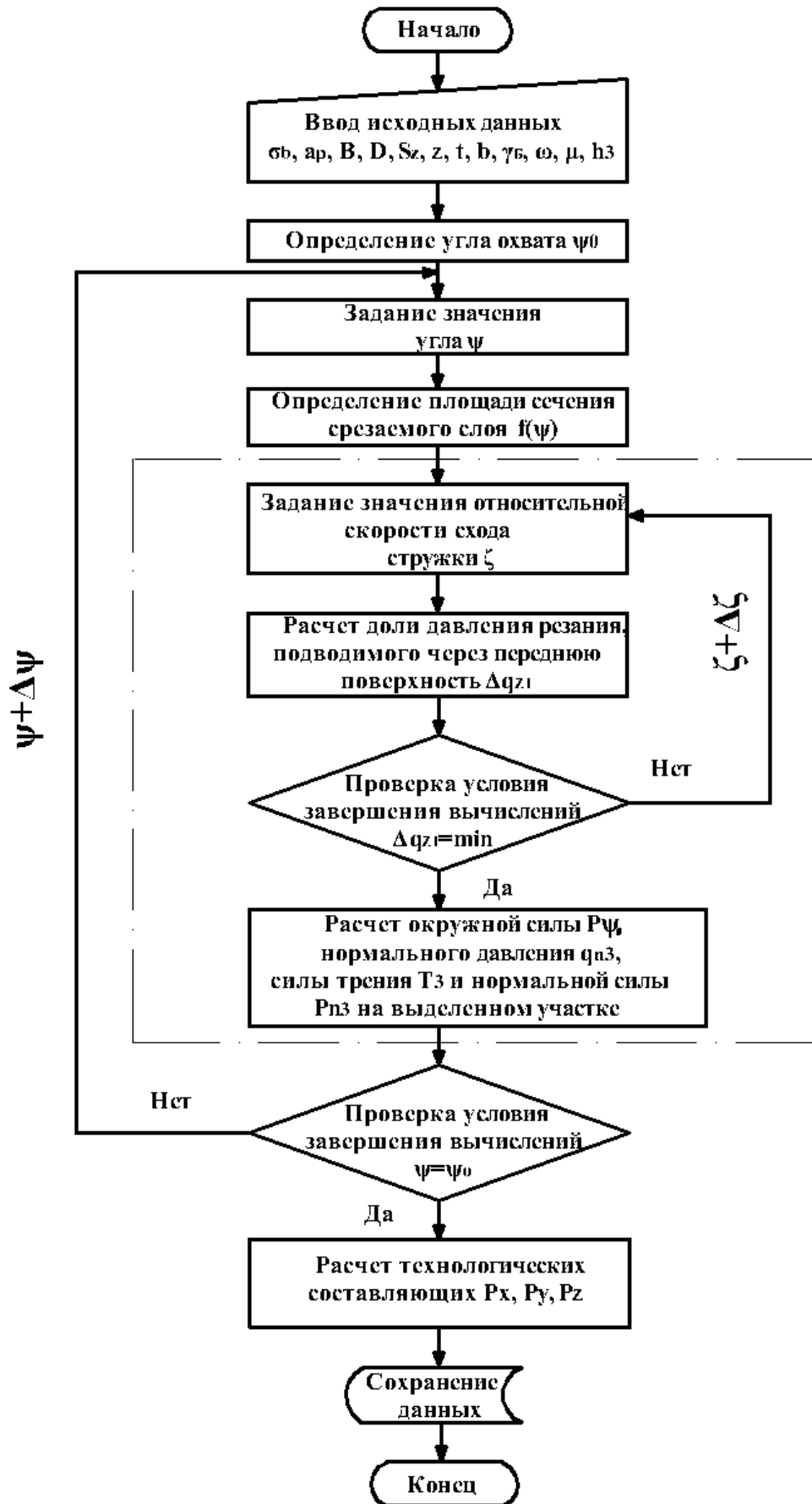


Рисунок 2.9 – Алгоритм расчета сил резания при обработке уступа

2.3 Методика расчета силовых параметров резания при засверливании заготовки с осевой подачей инструмента

Методика расчета силовых параметров резания при засверливании с осевой подачей базируется на аналитической модели косоугольного резания профессора Оленина Л. Д.

Торцовая кромка представляется совокупностью бесконечно малых элементов, осуществляющих косоугольное резание. Силовые параметры на режущей кромки определяются суммированием составляющих для каждого элемента вдоль всей режущей кромки.

При расчете силовых параметров в случае засверливания с осевой подачей, учитывается изменение деформации при стружкообразовании, кинематических углов и осевой силы в любой точке торцовой режущей кромки.

Элементы схемы резания при засверливании представлены на рисунке 2.10. Параметры фрезы определяются в системе координат XYZ с началом в точке O, расположенной у вершины инструмента. Кинематические элементы и характеристики резания следующие: D_r – главноа движение резания; v – скорость главного движения резания; D_s – движение подачи; v_s – скорость движения подачи; S_z – подача на зуб; v_e – скорость результирующего движения резания.

Режущая кромка, доходящая до центра фрезы, на участке 0–1 удаляет срезаемый слой, площадь которого определяется в соответствии с уравнением:

$$df_{i1}(\rho) = 2S_z \cdot d\rho,$$

где $d\rho$ – элементарная длина режущего элемента.

Площадь сечения срезаемого слоя на участке 1–2 рассчитывается по зависимости:

$$df_{i2}(\rho) = S_z \cdot d\rho. \quad (2.32)$$

Площадь сечения срезаемого слоя $df_{t3}(\rho)$, которую снимает вторая режущая кромка, не доходящая до центра фрезы, определяется из уравнения (2.32).

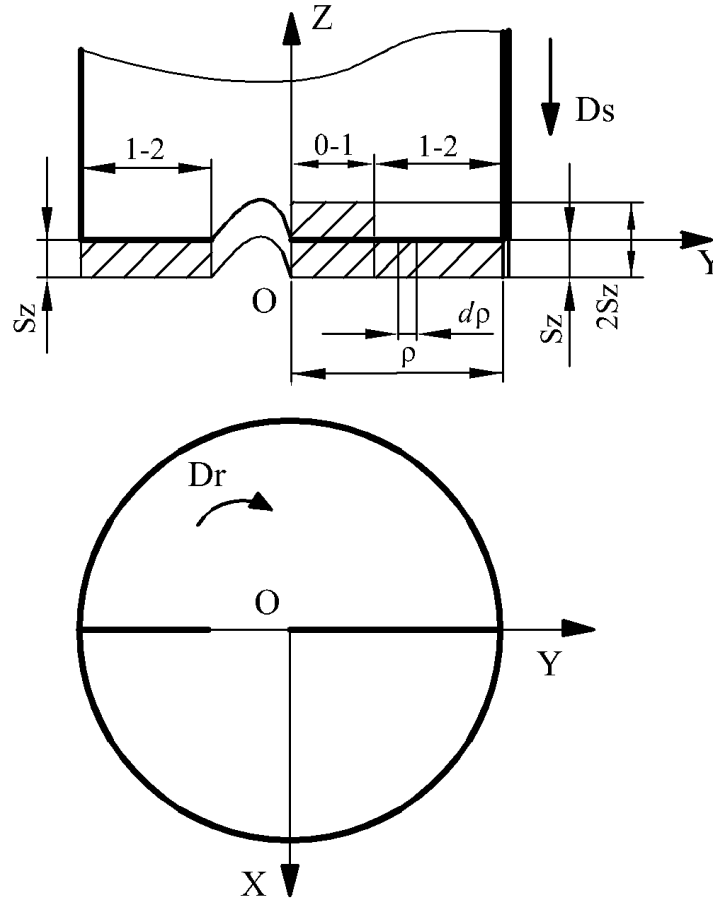


Рисунок 2.10 – Элементы схемы резания при засверливании

Величина деформации при стружкообразовании и приведенный коэффициент контактного трения на передней поверхности C_ρ рассчитываются с учетом изменения передних кинематических углов торцового режущего зуба в зависимости от положения на режущей кромке:

$$\Delta \varepsilon_i(\rho) = \frac{1}{\sqrt{3} \cdot \cos(\gamma_{Tk})} \cdot \sqrt{\left(\zeta + \frac{1}{\zeta} - 2 \cdot \sin(\gamma_{Tk}) \right)^2 + (\lambda^2 \cdot \cos^2(\gamma_{Tk}))},$$

$$C_\rho(\rho) = \frac{\sin(\rho)}{\cos(\gamma_{Tk} - \rho)},$$

где γ_{Tk} – кинематический передний угол торцового режущего зуба.

Элементарные осевые силы dP_{Z1} и dP_{Z2} , действующие на заготовку со стороны режущей кромки, доходящей до центра фрезы, на участках 0–1 и 1–2, определяются по зависимостям:

$$\begin{aligned} dP_{Z1} &= \Delta q_{Z1} \cdot \sigma_b \cdot 2S_Z \cdot d\rho + q_{n3} \cdot \sigma_b \cdot \mu \cdot h_3 \cdot d\rho, \\ dP_{Z2} &= \Delta q_{Z1} \cdot \sigma_b \cdot S_Z \cdot d\rho + q_{n3} \cdot \sigma_b \cdot \mu \cdot h_3 \cdot d\rho. \end{aligned} \quad (2.33)$$

Доля давления резания Δq_{Z1} , подводимого через переднюю поверхность, вычисляется по аналогии с уравнением (2.26), нормальное давление q_{n3} , действующее на заднюю поверхность инструмента, вычисляется по аналогии с уравнением (2.2). Элементарная осевая сила dP_{Z3} , действующая на заготовку со стороны бесконечно малого режущего элемента кромки, не доходящей до центра фрезы, определяется по аналогии с уравнением (2.33). Суммарные осевые силы P_{Z1} и P_{Z2} , действующие на участках 0–1 и 1–2 со стороны режущей кромки, доходящей до центра фрезы, рассчитываются из уравнений:

$$\begin{aligned} P_{Z1} &= -\sigma_b \int_{R_0}^{R1} \Delta q_{Z1} \cdot 2S_Z \cdot d\rho + q_{n3} \cdot \mu \cdot h_3 \cdot d\rho, \\ P_{Z2} &= -\sigma_b \int_{R1}^{R2} \Delta q_{Z1} \cdot S_Z \cdot d\rho + q_{n3} \cdot \mu \cdot h_3 \cdot d\rho. \end{aligned} \quad (2.34)$$

Суммарная осевая сила P_{Z3} , действующая на заготовку со стороны режущей кромки, не доходящей до центра фрезы, определяется по аналогии с уравнением (2.34). Результирующая осевая сила определяется суммированием ее составляющих:

$$P_z = P_{z1} + P_{z2} + P_{z3}.$$

В случае, когда движение подачи D_s равно нулю, углы торцового зуба γ_{Tc} , α_{T1c} , α_{T2c} рассматриваются в статической системе координат и называются статическими (см. рисунок 2.11). Когда появляется движения подачи D_s , за счет суммирования двух движений главного $v_{окр}$ и подачи v_s , вектор скорости

результатирующего движения v_e поворачивается на угол η , и переходит в кинематическую систему координат. Это приводит к тому, что все углы резания изменяются.

Кинематический передний γ_{Tk} и кинематические задние углы α_{T1k} и α_{T2k} отличаются от статических углов на величину η . Угол η зависит от радиуса, который в каждой точке на торцовой режущей кромке меняет свое значение (см. рисунок 2.11). Кинематические углы получены из следующих уравнений:

$$\gamma_{Tc} = const,$$

$$\gamma_{Tk}(\rho) = \gamma_{Tc} + \eta(\rho),$$

$$\alpha_{T1k}(\rho) = \alpha_{T1c} - \eta(\rho),$$

$$\alpha_{T2k}(\rho) = \alpha_{T2c} - \eta(\rho),$$

$$tg(\eta(\rho)) = \frac{v_s}{v_{окр}},$$

$$\eta(\rho) = \text{arctg}\left(\frac{S_0}{2 \cdot \pi \cdot \rho}\right).$$

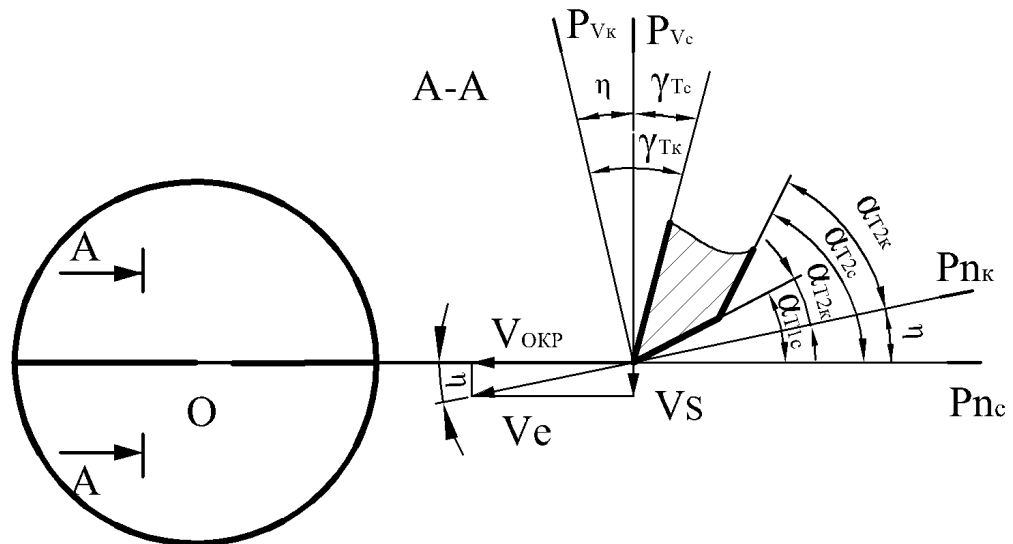


Рисунок 2.11 – К определению кинематических углов на торцовом зубе фрезы

Алгоритм расчета силовых параметров резания концевыми фрезами при засверливании с осевой подачей представлен на рисунке 2.12. Штрихпунктирной

линией очерчены предлагаемые и вводимые в структуру алгоритма расчетные и логические блоки.

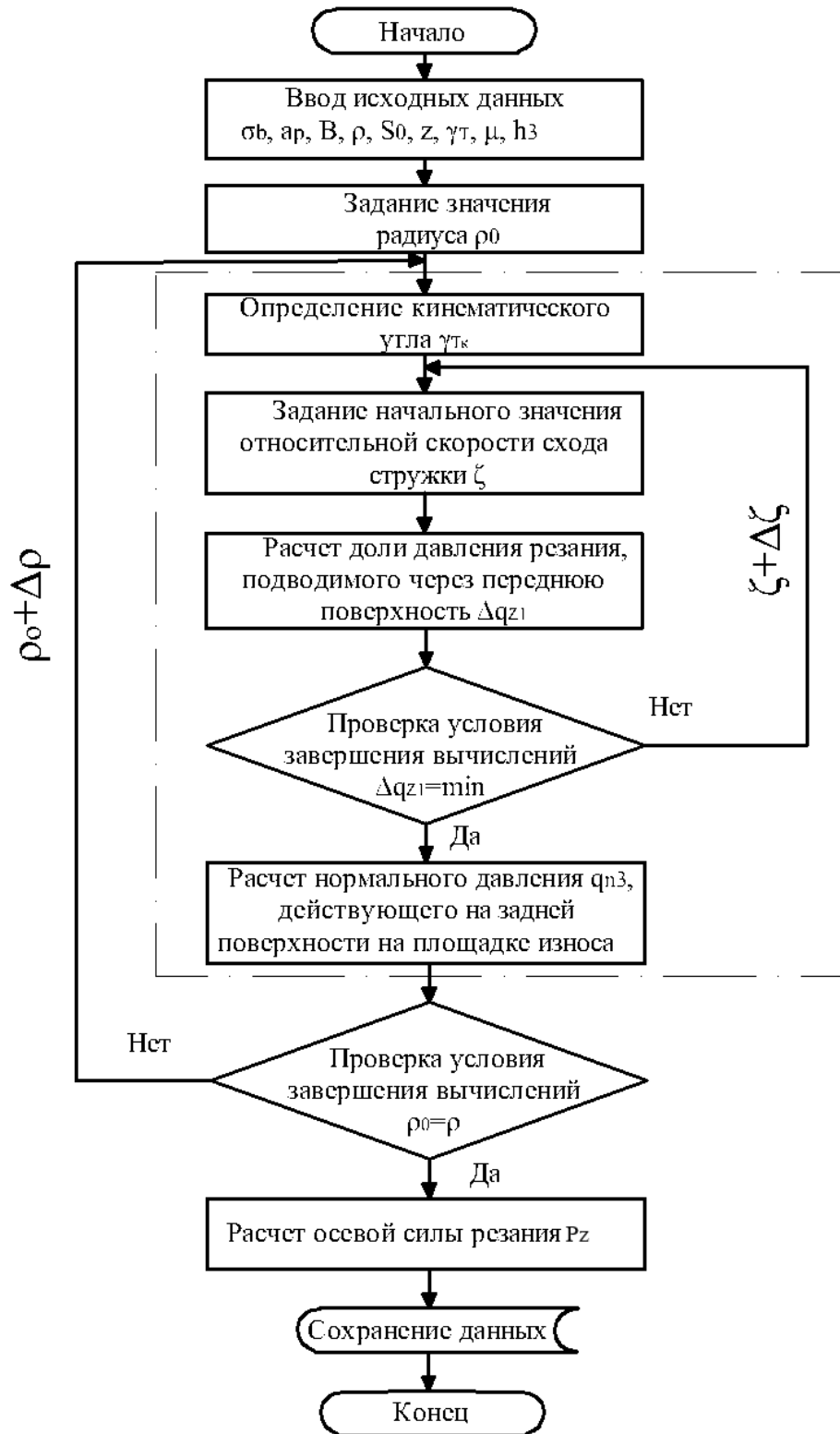


Рисунок 2.12 – Алгоритм расчета сил резания при засверливании заготовки

2.4 Средства программного обеспечения методики расчета силовых параметров процесса резания

Разработанная методика расчета силовых параметров резания легла в основу программного комплекса «EndMills», предназначенного для расчета силовых параметров процесса резания концевыми фрезами.

Программное обеспечение позволяет оперативно оценить силовые параметры резания и их зависимость от режимов обработки и геометрических параметров винтового и торцового режущих зубьев концевых фрез для заданных условий обработки.

Составлена программа на языке программирования «С#» для рабочей среды «Dot Net Frame Work». На программу имеется свидетельство о регистрации программы ЭВМ № 2024614116 [72А]. Программа состоит из двух основных окон: «Начальные данные» и «Результаты расчета».

На рисунках 2.13-2.15 представлены копии экранов программного обеспечения «EndMills». На первом этапе необходимо определиться со схемой обработки и выбрать одну из трех фрезерных операций:

- обработка уступа – попутное фрезерование;
- обработка уступа – встречное фрезерование;
- засверливание с осевой подачей.

Затем для расчета необходимо заполнить следующие вкладки:

1. Вкладка «Обрабатываемый материал» – содержит физико-механические характеристики обрабатываемого материала, в том числе численные значения напряжений течения и деформаций с кривой упрочнения, достигаемых при резании, и удельной работы разрушения.
2. Вкладка «Режимы резания» – содержит данные о режимах резания.
3. Вкладка «Инструмент» – содержит конструкционные и лезвийные параметры концевых фрез (см. рисунок 2.14).

4. Вкладка «Трение/износ» – содержит данные о значении коэффициента трения и ширины фаски износа по задней поверхности.

На основании введенных данных рассчитываются силовые параметры обработки. Во вкладке «Режимы резания и параметры инструмента» представлена зависимость силовых параметров резания от режимов обработки и от геометрических параметров режущей части зубьев концевых фрез (см. рисунок 2.15).

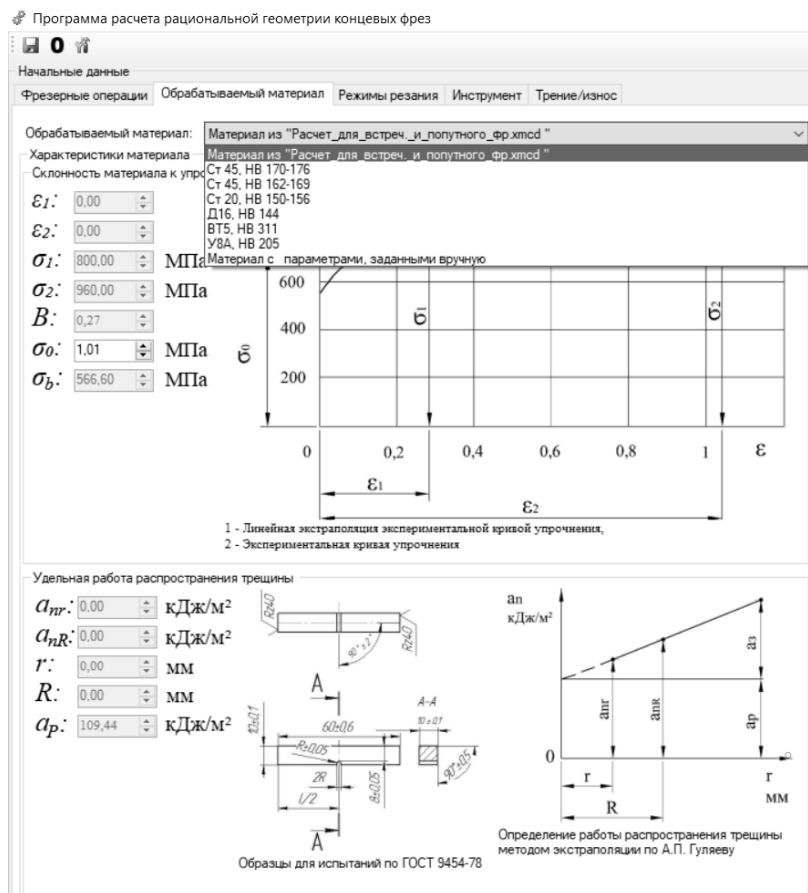


Рисунок 2.13 – Ввод исходных данных по механическим характеристикам обрабатываемого материала

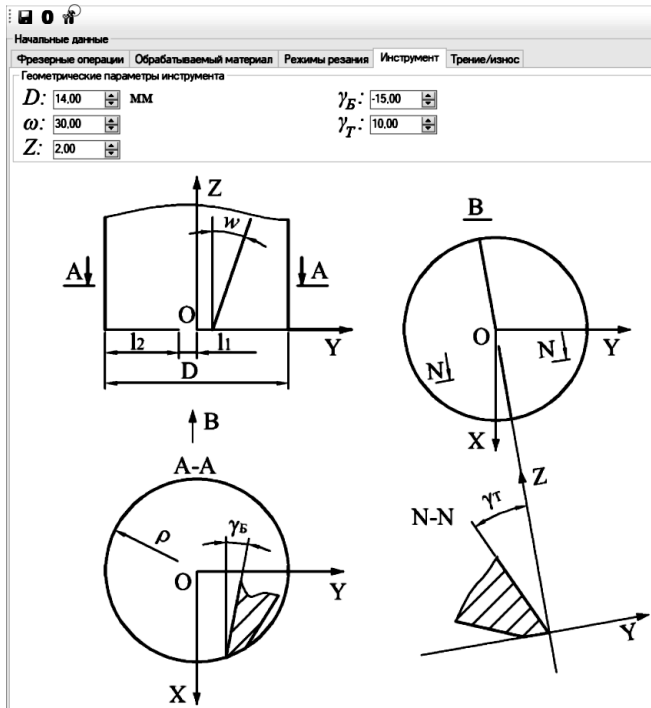


Рисунок 2.14 – Ввод

геометрических и конструктивных параметров концевой фрезы

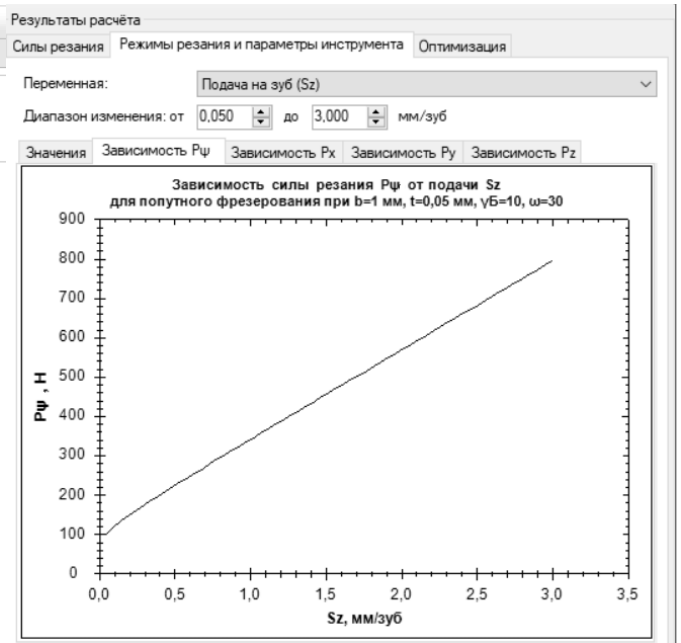


Рисунок 2.15 – Зависимость

окружной силы резания от подачи при обработке уступа

Результаты тестовых расчетов в программе «EndMills» приведены ниже. Для определения механических характеристик обрабатываемых материалов, необходимых для расчета по программе «EndMills», проведены экспериментальные исследования, которые изложены в третьей главе. Механические характеристики, полученные в ходе экспериментальных исследований, для стали 45 и титанового сплава ВТ6 представлены в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Физико-механические характеристики стали 45 и титанового сплава ВТ6

Материал	Твердость HV	Экстраполированный предел текучести σ_{s0} , МПа	Коэффициент, характеризующий наклон кривой упрочнения b	Удельная работа разрушения a_p , Дж/см ²
Сталь 45	162-169	787	0,41	10,94
ВТ6	301	1100	0,1	43,463

На рисунке 2.16 показана зависимость окружной силы резания P_ψ при встречном фрезеровании уступа из стали 45 от ширины резания B и подачи на зуб S_z . Окружная сила резания P_ψ увеличивается с ростом ширины резания B . Это увеличение пропорционально растущему объему снимаемого материала.

С увеличением подачи на зуб S_z так же происходит рост окружной силы резания P_ψ из-за увеличения толщины срезаемого слоя a (см. рисунок 2.16 и 2.17). Толщина срезаемого слоя a прямо пропорциональна подаче S_z (см. уравнение 2.2). Увеличение толщины срезаемого слоя a ведет к увеличению объема снимаемого материала, что является следствием увеличения силы резания. При росте ширины резания B окружная сила P_ψ возрастет интенсивнее, чем при росте подачи на зуб S_z . Увеличение ширины резания B ведет к возрастанию активной длины режущей кромки, что приводит к росту силы трения, действующей на заднюю поверхность режущего инструмента.

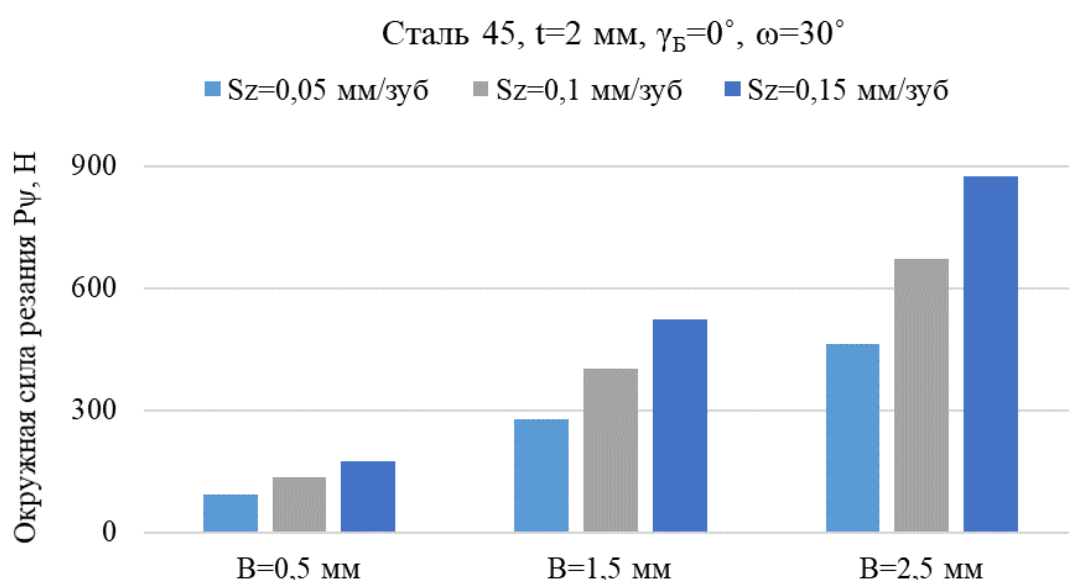


Рисунок 2.16 – Зависимость окружной силы P_ψ от ширины резания B и подачи на зуб S_z

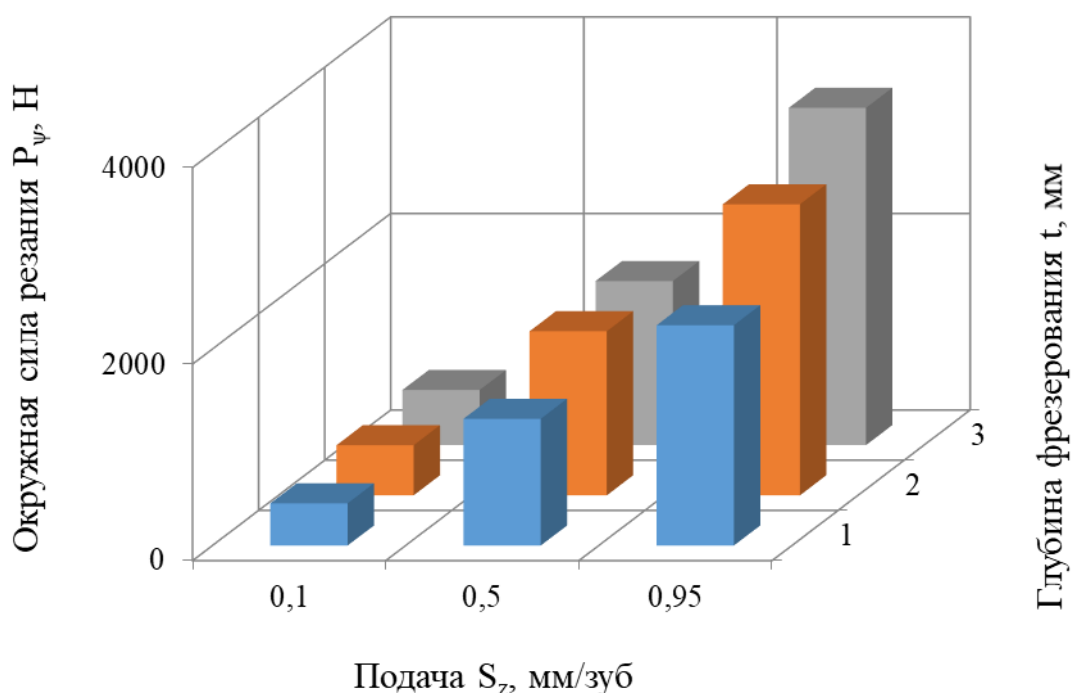


Рисунок 2.17 – Зависимость окружной силы резания P_ψ от поддачи S_z и глубины фрезерования t : сталь 45, $B=2$ мм, $\gamma_B=5^\circ$, $\omega=30^\circ$

На рисунке 2.18 приведено влияние механических характеристик обрабатываемого материала на окружную силу резания: чем выше предел прочности σ_b и твердость материала, тем больше его сопротивление резанию, что ведет к увеличению силовых параметров резания.

При обработке титанового сплава ВТ6 большой вклад в долю давления резания Δq_{z1} , подводимого через переднюю поверхность, вносит не доля давления резания Δq_ε , затраченного на пластическую деформацию в плоскости стружкообразования, как в случае обработки стали 45, а доля давления резания Δq_p , затраченного на образование новых поверхностей в плоскости резания (см. рисунок 2.19).

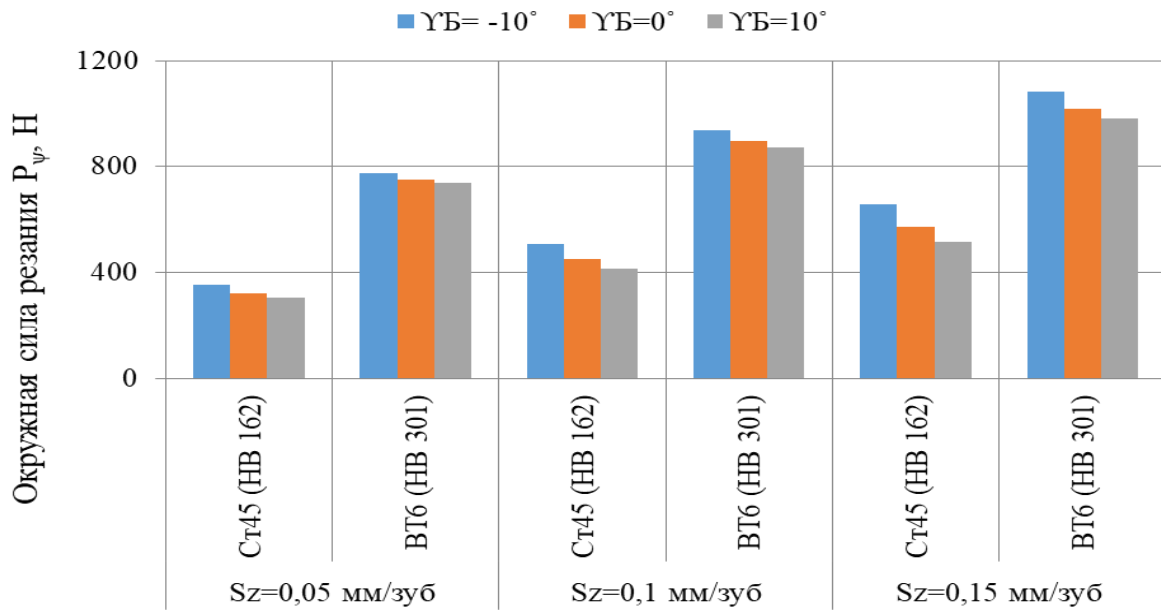


Рисунок 2.18 – Зависимость окружной силы при встречном фрезеровании уступа из стали 45 и титанового сплава ВТ6 от механических свойств материала и подачи на зуб S_z : $B=2$ мм, $t=1$ мм, $\omega=30^\circ$

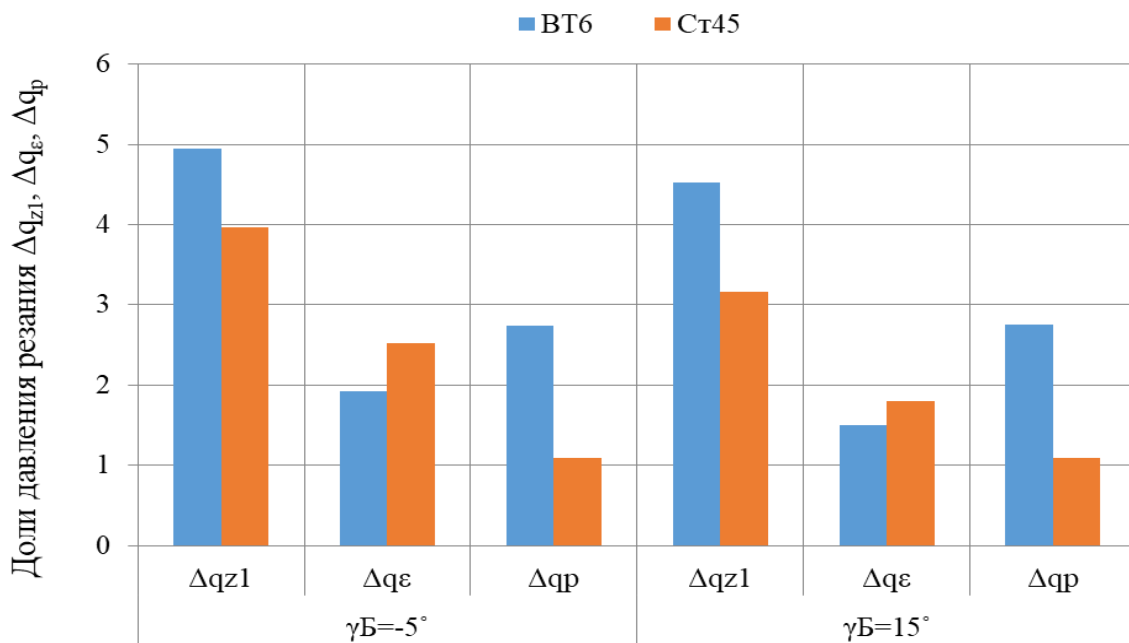


Рисунок 2.19 – Зависимость долей давления резания Δq_{zl} , Δq_ϵ и Δq_p от механических свойств материала стали 45 и титанового сплава ВТ6: $B=2$ мм, $t=3$ мм, $S_z=0,15$ мм/зуб, $\omega=30^\circ$

Увеличение угла наклона главной режущей кромки ω ведет к увеличению доли давления резания Δq_{z1} , подводимого через переднюю поверхность и его составляющей Δq_ϵ , что приведено на рисунке 2.20. При увеличении угла наклона главной режущей кромки ω с 1° до 55° доля давления резания Δq_ϵ , затраченного на пластическую деформацию в плоскости стружкообразования, увеличивается на 24%. Это связано с тем, что, если угол наклона главной режущей кромки ω не равен нулю (случай косоугольного резания), схема деформаций не является плоской, как в случае ортогонального резания. При косоугольном резании деформация сдвига реализуется не в одной, а в двух плоскостях: в плоскости резания P_n и в плоскости ZY [58А]. Наличие угла наклона главной режущей кромки ω приводит к увеличению деформации при стружкообразовании для случая косоугольного резания, каким является процесс фрезерования.

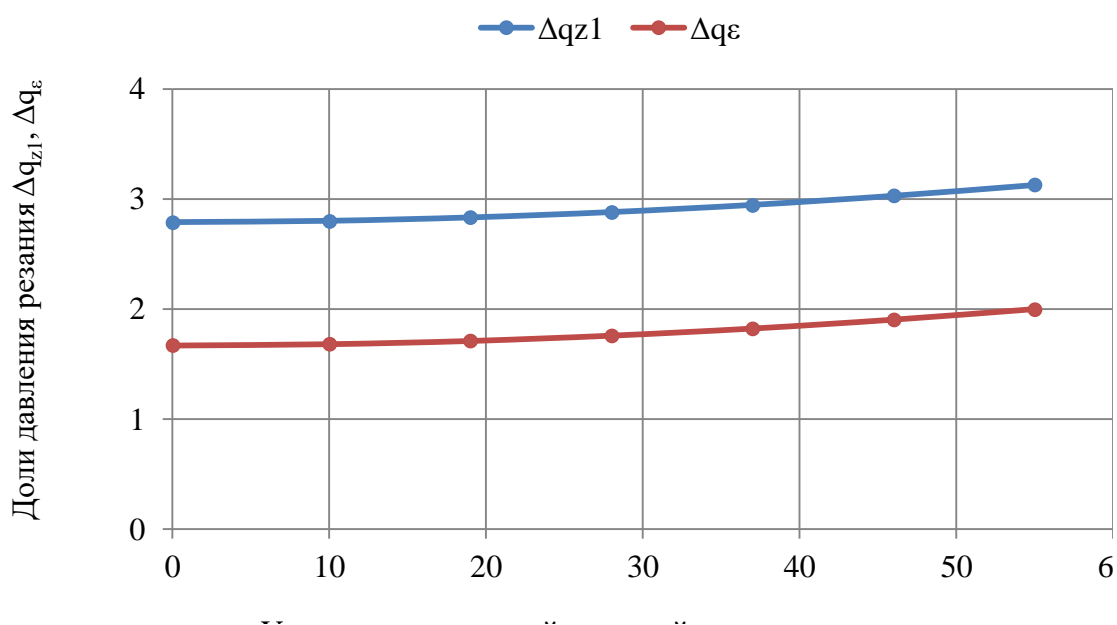


Рисунок 2.20 – Зависимость долей давления резания Δq_{z1} и Δq_ϵ при обработке стали 45 от угла наклона главной режущей кромки ω : $B=2$ мм, $t=3$ мм, $S_z=0,15$ мм/зуб, $\gamma=15^\circ$

2.5 Расчетно-аналитическое исследование взаимосвязи силовых параметров резания с геометрическими параметрами режущей части концевой фрезы

Зависимость осевой силы резания P_z от переднего угла γ_T на торцевой режущей кромке при фрезеровании с различной осевой подачей для стали 45 приведена на рисунке 2.21. При уменьшении переднего угла от 0° до -40° при подаче $S_z=0,05$ мм/зуб, окружная сила резания увеличивается почти в 2 раза. С увеличением переднего угла становится меньше деформация, которую должен претерпеть срезаемый слой при превращении в стружку. В свою очередь снижение величины деформации ведет к уменьшению мощности, а значит и силы, затрачиваемой на пластическую деформацию.

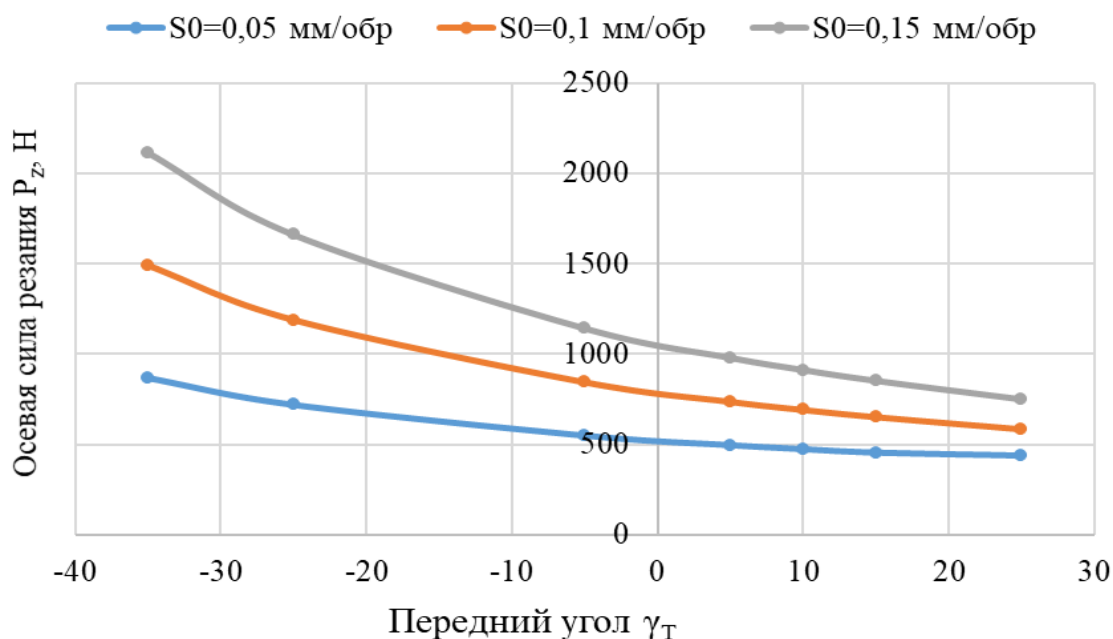


Рисунок 2.21 – Влияние переднего угла γ_T на осевую силу при засверливании с осевой подачей: сталь 45, НВ 162

На рисунке 2.22 представлено влияние переднего угла γ_B винтового зуба на технологическую составляющую силу резания P_x при обработке уступа из

титанового сплава ВТ6 для различных значений подачи на зуб S_z . Максимальная сила резания соответствует переднему углу $\gamma_B = -15^\circ$. С ростом переднего угла сила резания P_x уменьшается, и принимает минимальное значение при $\gamma_B = 15^\circ$. Затем с увеличением переднего γ_B начинает возрастать сила резания P_x . Таким образом, результаты расчетов свидетельствуют о том, что зависимость силы резания от переднего угла при прочих равных условиях имеет экстремум.

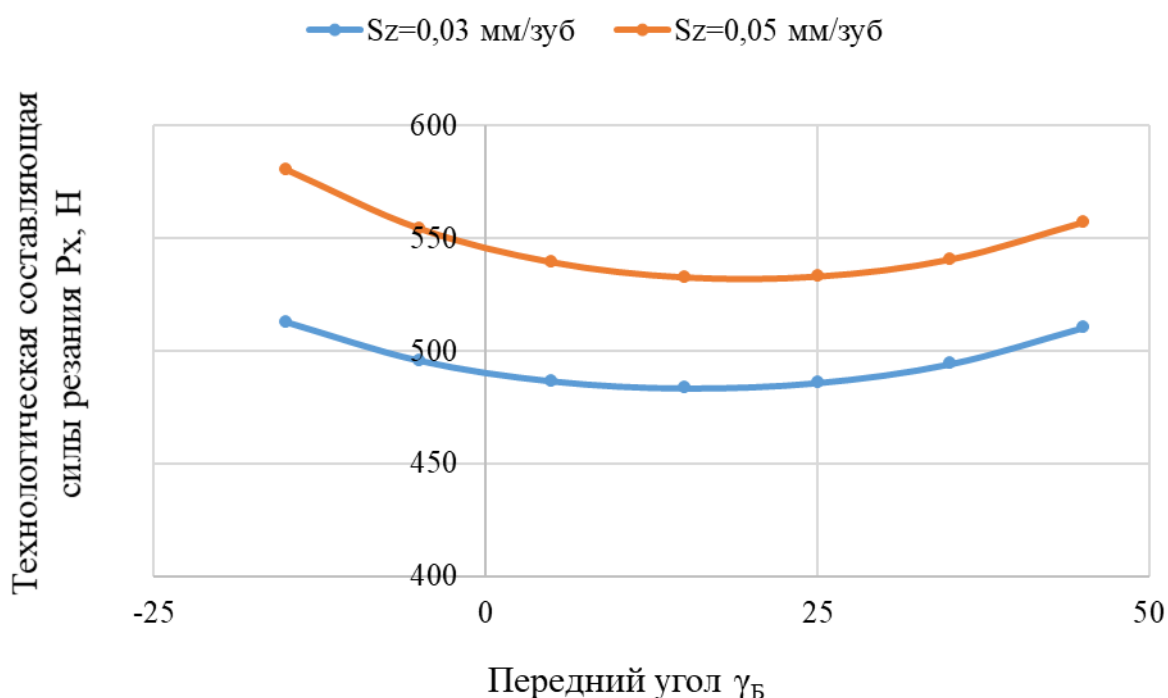


Рисунок 2.22 – Влияние переднего угла γ_B на технологическую составляющую силы резания P_x при стружкообразовании: титановый сплав ВТ6, НВ 301, $t=1$ мм, $B=2$ мм

На рисунке 2.23 приведены графики зависимости доли давления резания Δq_{z1} , подводимого через переднюю поверхность, доли давления резания Δq_p , затрачиваемого на образование новых поверхностей в плоскости резания, доли давления резания Δq_ε , затрачиваемого на пластическую деформацию в плоскости

стружкообразования, и усадки стружки ξ от переднего угла винтового зуба γ_B при обработке уступа из стали 45 при коэффициенте трения $\mu=0,12$.

При увеличении переднего угла γ_B от 0° до 40° увеличивается угол сдвига, что приводит к уменьшению коэффициента усадки стружки ξ . Снижение коэффициента усадки стружки ξ ведет к снижению пластической деформации, а, следовательно, к уменьшению доли давления резания Δq_ϵ , затрачиваемого на пластическую деформацию в плоскости стружкообразования. Доля давления резания Δq_p , затрачиваемого на образование новых поверхностей в плоскости резания, при увеличении переднего угла γ_B от 0° до 40° , растет. При этом уменьшение доли давления резания Δq_ϵ , затрачиваемого на пластическую деформацию в плоскости стружкообразования, приводит к снижению доли давления резания Δq_{z1} , подводимого через переднюю поверхность.

При изменении переднего угла γ_B от 40° до 70° продолжается уменьшение коэффициента усадки стружки ξ и доли давления резания Δq_ϵ , затрачиваемого на пластическую деформацию в плоскости стружкообразования, а также рост доли давления резания Δq_p , затрачиваемого на образование новых поверхностей в плоскости резания. Однако, начиная со значения переднего угла $\gamma_B=40^\circ$ доля давления резания Δq_{z1} , подводимого через переднюю поверхность, начинает увеличиваться. Происходит этот рост потому, что при увеличении переднего угла вклад доли давления резания Δq_ϵ , затрачиваемого на пластическую деформацию в плоскости стружкообразования, в долю давления резания Δq_{z1} , подводимого через переднюю поверхность, падает, а вклад доли давления резания Δq_p , затрачиваемого на образование новых поверхностей в плоскости резания, возрастает.

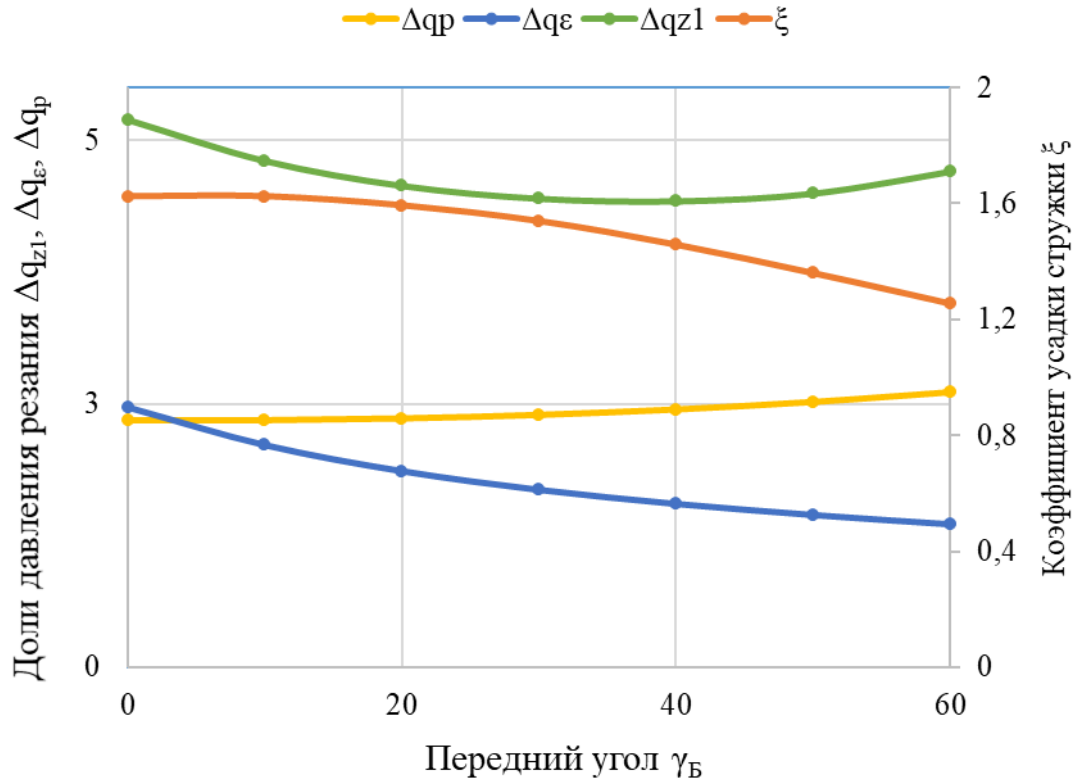


Рисунок 2.23 – Зависимость долей давления резания Δq_{zl} , Δq_ϵ и Δq_p и коэффициента усадки стружки ξ от переднего угла винтового зуба γ_B : сталь 45, $\omega=30^\circ$, $\mu=0,12$

На рисунке 2.24 приведены зависимости доли давления резания Δq_{zl} , подводимого через переднюю поверхность, доли давления резания Δq_p , затрачиваемого на образование новых поверхностей в плоскости резания, доли давления резания Δq_ϵ , затрачиваемого на пластическую деформацию в плоскости стружкообразования, и усадки стружки ξ от переднего угла винтового зуба γ_B при обработке уступа из стали 45 при коэффициенте трения $\mu=0,5$. Увеличение коэффициента трения приводит к общему росту долей давлений резания и коэффициента усадки стружки ξ , однако вид зависимостей на рисунке 2.24 совпадает с видом зависимостей на рисунке 2.23.

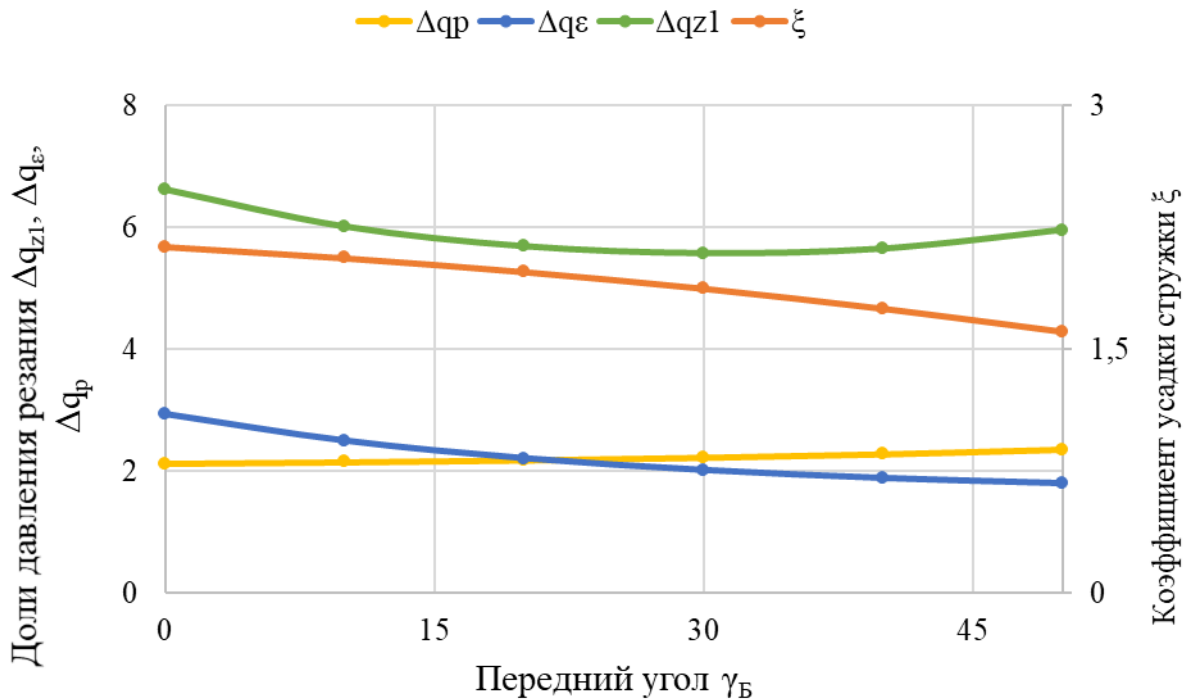


Рисунок 2.24 – Зависимость долей давления резания Δq_{zl} , Δq_ϵ и Δq_p и коэффициента усадки стружки ξ от переднего угла винтового зуба γ_B : сталь 45, $\omega=30^\circ$, $\mu=0,5$

Программа «EndMills» содержит вкладку «Оптимизация», которая показывает диапазон передних углов винтового зуба и торцового зуба, при которых силовые параметры резания для заданных условий наименьшие. Выбор значения переднего угла происходит, исходя из условия минимума сил для заданного режима обработки. В качестве целевой функции (критерия выбора варианта) принято минимальное значение силы резания, расходуемое для заданных условий обработки [12]. Целевая функция выглядит следующим образом:

$$P(X) \rightarrow \min .$$

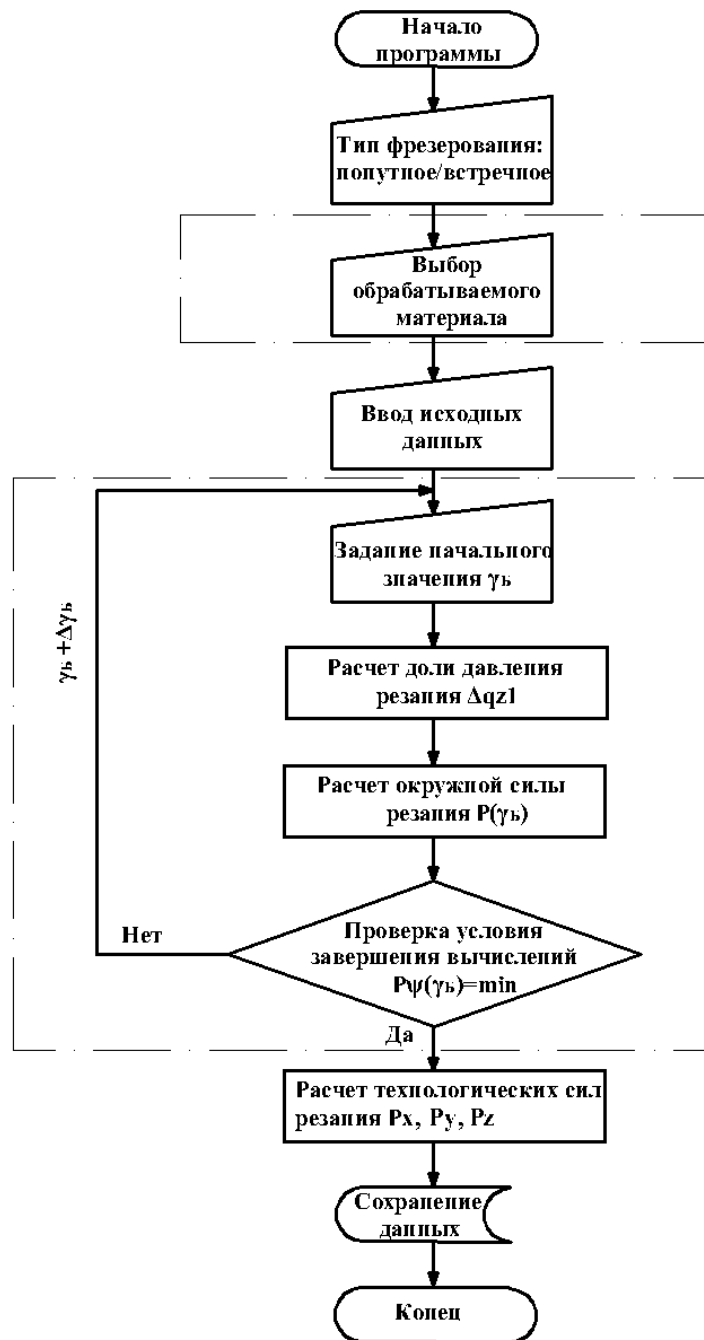
Оптимизирующими параметрами для случая обработки уступа являются передний угол винтового зуба γ_B , а для случая засверливания – передний угол торцового зуба γ_T :

$$X = \{\gamma_B, \gamma_T\}.$$

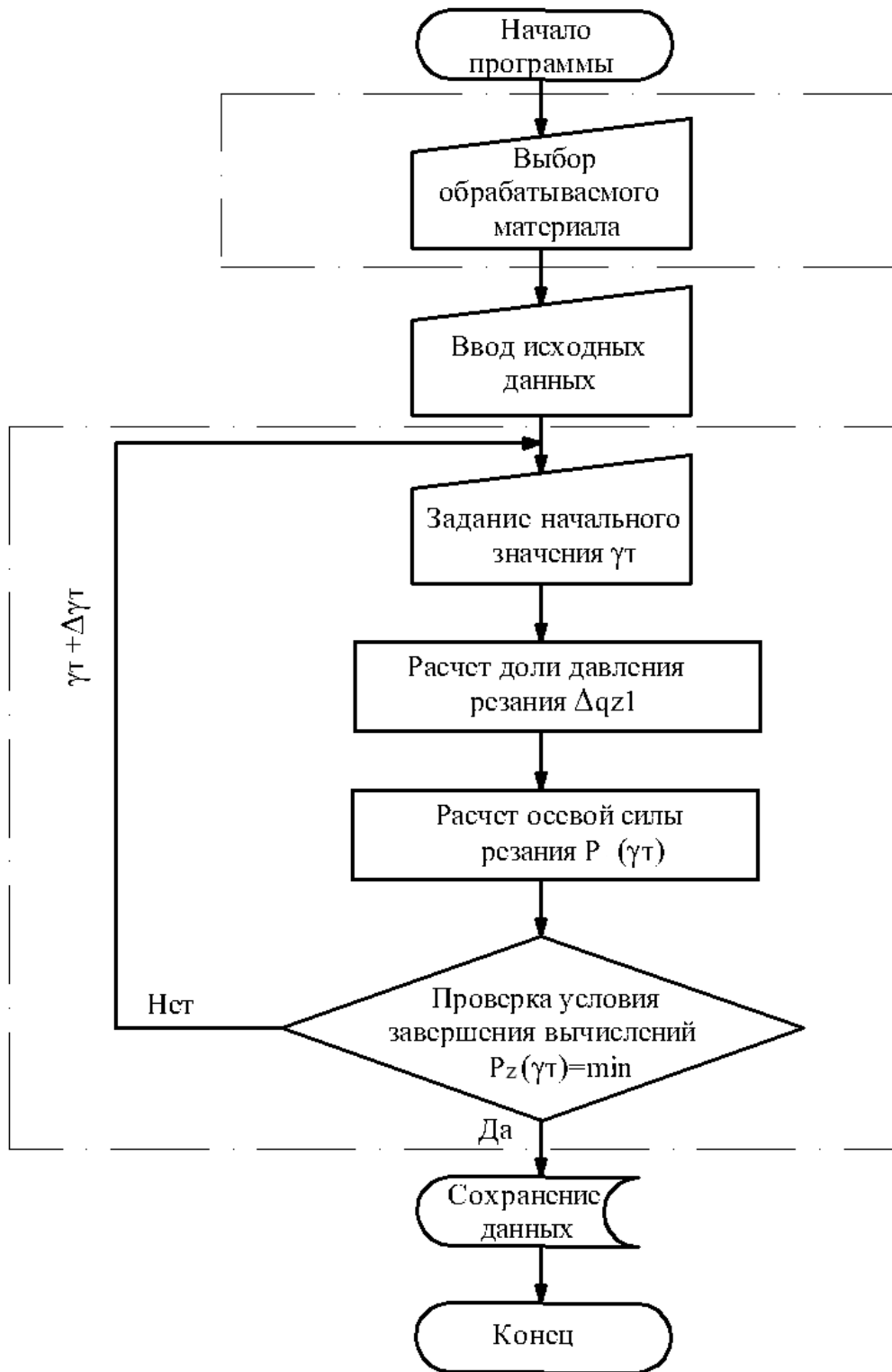
Ограничения, предъявляемые к оптимизирующим параметрам, следующие:

$$\left\{ \begin{array}{l} -50^\circ \leq \gamma_B \leq 80^\circ \\ -50^\circ \leq \gamma_T \leq 80^\circ \end{array} \right\}.$$

На рисунке 2.25, а представлен алгоритм определения переднего угла на винтовых зубьях, а на рисунке 2.25, б алгоритм определения переднего угла на торцовых зубьях. Штрихпунктирной линией очерчены предлагаемые и вводимые в структуру алгоритма расчетные и логические блоки.



а)



б)

Рисунок 2.25 – Алгоритмы программного комплекса «EndMills» расчетного определения передних углов режущей кромки из условия минимальной силы резания: а – переднего угла γ_B на винтовой режущей кромке, б – переднего угла γ_T на торцовой режущей кромке

Внешний вид вкладки «Оптимизация» представлен на рисунке 2.26. Голубым цветом выделено значение переднего угла для выбранных условий, при котором силы резания принимают минимальное значение.

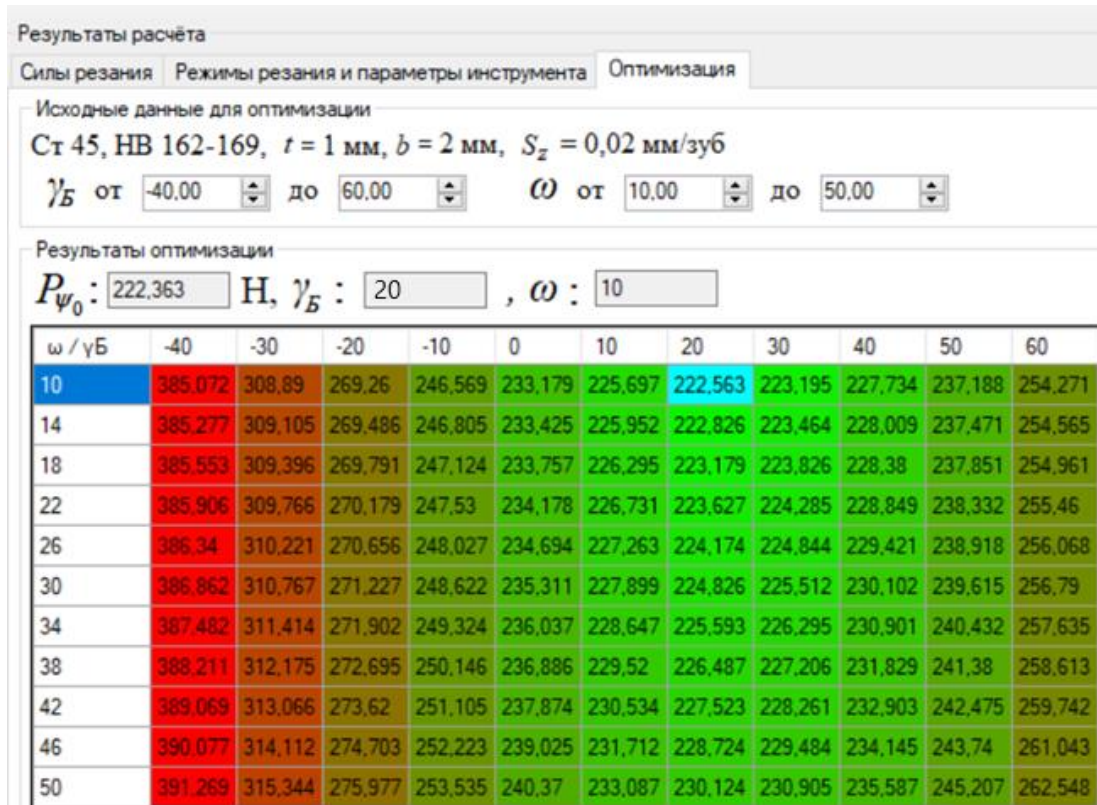


Рисунок 2.26 – Реализация вкладки «Оптимизация»

На рисунке 2.27 приведена зависимость силы резания от подачи при различных значениях передних углов. Из диаграммы видно, что интенсивное увеличение силы резания происходит при меньших значениях передних углов. Так, при изменении подачи с 0,03 до 0,08 мм/зуб при переднем угле $\gamma_B = -30^\circ$ происходит увеличение окружной силы резания на 29%, при переднем угле $\gamma_B = 14^\circ$ на 20 %, а при $\gamma_B = 50^\circ$ на 18 %. В работах [118, 156, 160, 162] этот эффект объясняется тем, что с повышением подачи при больших значениях передних углов увеличение сил, возникающих в зоне деформации заготовки, которая распространяется под инструментом после деформации стружки, происходит интенсивнее, чем увеличение сил резания. Силы, возникающие в зоне

деформации заготовки, которая распространяется под инструментом после деформации стружки, называются «силами подмятия» (ploughing force) [90, 132].

Снижение влияния величины подачи на силу резания при увеличенных передних углах сохраняется и при расчетах для обработки стали 45.

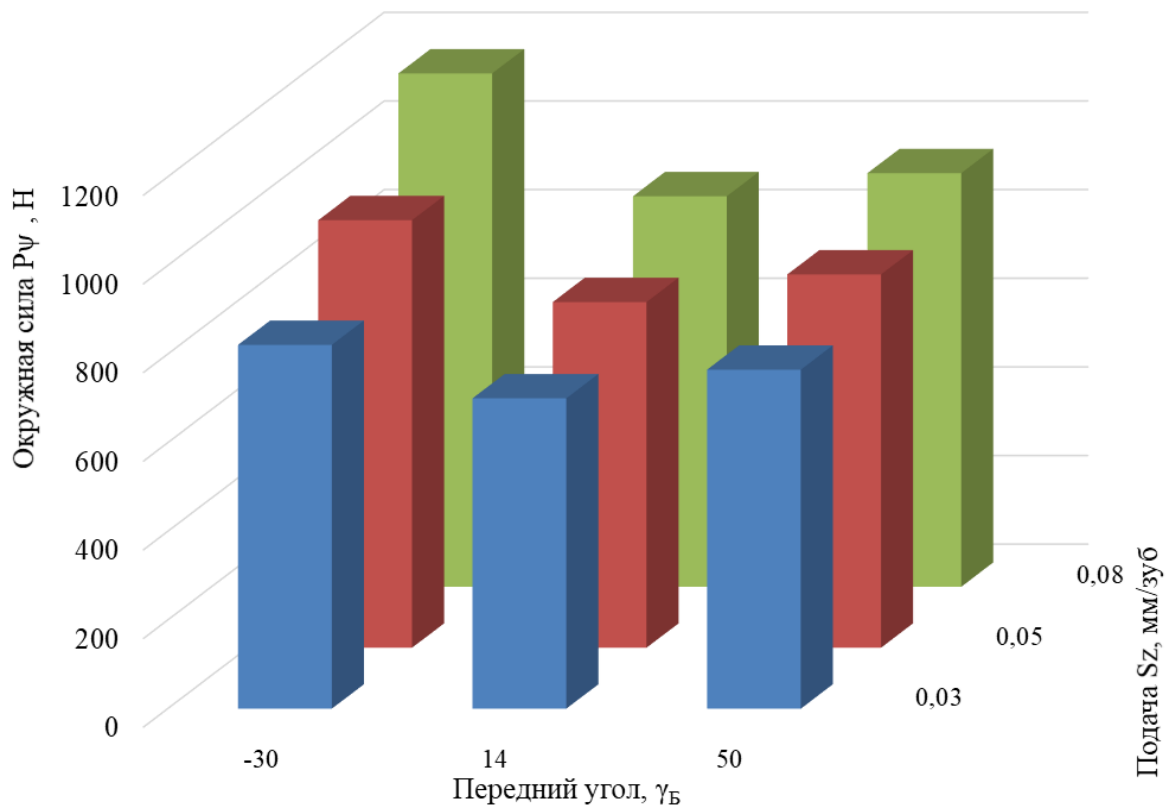


Рисунок 2.27 – Влияние на окружную силу резания подачи при разных передних углах при обработке титанового сплава ВТ6

2.6 Исследование погрешности расчетно-аналитического определения силовых параметров резания концевыми фрезами

Адекватность предложенной методики расчета силовых параметров резания концевыми фрезами с реальными условиями определяется путем сравнения экспериментальных значений силовых параметров резания с расчетными значениями. Такой метод определения адекватности и работоспособности расчетных моделей используется в работах отечественных и зарубежных авторов [29, 67, 153, 171] и др.

С целью получения экспериментальных значений, необходимых для сравнения с расчетными, проведены исследования процесса резания стали 45 вращающимся инструментом – концевой фрезой, которые изложены в третьей главе.

В таблице 2.2 приведены результаты сравнения экспериментальных технологических составляющих сил резания P_x , P_y и P_z с расчетными силами для встречного фрезерования уступа стали 45.

Таблица 2.2 – Сравнение расчетных и экспериментальных технологических составляющих сил при обработке уступа

Режимы обработки				Технологические составляющие силы		Ошибка, %
Скорость резания v , м/мин	Ширина резания B , мм	Глубина резания t , мм	Подача S_z , мм/зуб	P_x, P_y, P_z , Н		
				Расчетные	Экспериментальные	
Фреза №1 ($\gamma_B=5^\circ/\gamma_T=5^\circ$)						
50	1	2	0,05	$P_{xP} = 147,07$	$P_{xЭ} = 161,2$	8,764
				$P_{yP} = 99,84$	$P_{yЭ} = 107$	6,691
				$P_{zP} = 78,94$	$P_{zЭ} = 99,5$	20,66
			0,1	$P_{xP} = 230,54$	$P_{xЭ} = 272,54$	15,411
				$P_{yP} = 134,48$	$P_{yЭ} = 180$	25,287
				$P_{zP} = 110,69$	$P_{zЭ} = 145$	23,663
		0,15	$P_{xP} = 283,46$	$P_{xЭ} = 344,18$	17,642	
			$P_{yP} = 186,34$	$P_{yЭ} = 218,3$	14,642	
			$P_{zP} = 142,38$	$P_{zЭ} = 190$	25,063	
		1	0,05	$P_{xP} = 141,62$	$P_{xЭ} = 124,5$	-13,75
				$P_{yP} = 65,75$	$P_{yЭ} = 87,9$	25,202
				$P_{zP} = 64,6$	$P_{zЭ} = 77$	16,1
0,5	0,05	$P_{xP} = 140,5$	$P_{xЭ} = 120,8$	-16,306		

				$P_{yP} = 61$	$P_{y\varnothing} = 79,88$	23,63
				$P_{zP} = 59,14$	$P_{z\varnothing} = 75,8$	21,984
100	1	2	0,05	$P_{xP} = 147,07$	$P_{x\varnothing} = 167,3$	12,091
				$P_{yP} = 99,84$	$P_{y\varnothing} = 120$	16,799
				$P_{zP} = 78,94$	$P_{z\varnothing} = 104,56$	24,497
150	1	2	0,05	$P_{xP} = 147,07$	$P_{x\varnothing} = 158$	6,916
				$P_{yP} = 99,84$	$P_{y\varnothing} = 116,7$	14,446
				$P_{zP} = 78,94$	$P_{z\varnothing} = 104$	24,093
50	2	2	0,05	$P_{xP} = 299,75$	$P_{x\varnothing} = 356,9$	16,012
				$P_{yP} = 202,3$	$P_{y\varnothing} = 189,9$	-6,529
				$P_{zP} = 152,14$	$P_{z\varnothing} = 160,2$	5,034
			0,1	$P_{xP} = 409,8$	$P_{x\varnothing} = 500$	18,041
				$P_{yP} = 310,12$	$P_{y\varnothing} = 298,4$	-3,927
				$P_{zP} = 218,03$	$P_{z\varnothing} = 220,46$	1,104
		0,15	$P_{xP} = 1079,78$	$P_{x\varnothing} = 987,17$	-9,382	
			$P_{yP} = 338,82$	$P_{y\varnothing} = 445,4$	23,929	
			$P_{zP} = 318,27$	$P_{z\varnothing} = 395,6$	19,548	
		1	0,05	$P_{xP} = 298,63$	$P_{x\varnothing} = 284,65$	-4,91
				$P_{yP} = 144,51$	$P_{y\varnothing} = 175$	17,426
				$P_{zP} = 138,7$	$P_{z\varnothing} = 154,05$	9,968
		0,5	0,05	$P_{xP} = 224,52$	$P_{x\varnothing} = 239$	6,058
				$P_{yP} = 104,53$	$P_{y\varnothing} = 106,5$	1,851
				$P_{zP} = 90,01$	$P_{z\varnothing} = 102,7$	12,354
100	2	2	0,05	$P_{xP} = 299,75$	$P_{x\varnothing} = 370$	18,985
				$P_{yP} = 202,3$	$P_{y\varnothing} = 269,42$	24,913
				$P_{zP} = 152,14$	$P_{z\varnothing} = 217,8$	30,149
150	2	2	0,05	$P_{xP} = 299,75$	$P_{x\varnothing} = 358,33$	16,348

				$P_{yP} = 202,3$	$P_{y\mathcal{D}} = 167,9$	-20,452
				$P_{zP} = 152,14$	$P_{z\mathcal{D}} = 132$	-15,254
Фреза №2 ($\gamma_B = 10^\circ / \gamma_T = 5^\circ$)						
50	1	2	0,05	$P_{xP} = 145,98$	$P_{x\mathcal{D}} = 159,4$	8,422
				$P_{yP} = 97,33$	$P_{y\mathcal{D}} = 106,2$	8,355
				$P_{zP} = 73,73$	$P_{z\mathcal{D}} = 98$	24,764
			0,1	$P_{xP} = 210,49$	$P_{x\mathcal{D}} = 260$	19,04
				$P_{yP} = 137,36$	$P_{y\mathcal{D}} = 170$	19,202
				$P_{zP} = 104,56$	$P_{z\mathcal{D}} = 139,4$	24,989
			0,15	$P_{xP} = 281,01$	$P_{x\mathcal{D}} = 288,1$	2,461
				$P_{yP} = 162,91$	$P_{y\mathcal{D}} = 211,85$	23,1
				$P_{zP} = 138,31$	$P_{z\mathcal{D}} = 159$	13,013
		1	0,05	$P_{xP} = 138,17$	$P_{x\mathcal{D}} = 120,8$	-14,38
				$P_{yP} = 63,67$	$P_{y\mathcal{D}} = 73,2$	13,014
				$P_{zP} = 62,93$	$P_{z\mathcal{D}} = 58,98$	-6,695
		0,5	0,05	$P_{xP} = 137,85$	$P_{x\mathcal{D}} = 118$	-16,821
				$P_{yP} = 60,37$	$P_{y\mathcal{D}} = 70$	13,761
				$P_{zP} = 57,92$	$P_{z\mathcal{D}} = 52,6$	-10,105
100	1	2	0,05	$P_{xP} = 145,98$	$P_{x\mathcal{D}} = 164$	10,99
				$P_{yP} = 97,33$	$P_{y\mathcal{D}} = 110$	11,521
				$P_{zP} = 73,73$	$P_{z\mathcal{D}} = 105$	29,78
150	1	2	0,05	$P_{xP} = 145,98$	$P_{x\mathcal{D}} = 156$	6,426
				$P_{yP} = 97,33$	$P_{y\mathcal{D}} = 101,5$	4,111
				$P_{zP} = 73,73$	$P_{z\mathcal{D}} = 88,5$	16,688
50	2	2	0,05	$P_{xP} = 291,95$	$P_{x\mathcal{D}} = 344,2$	15,18
				$P_{yP} = 194,65$	$P_{y\mathcal{D}} = 184,1$	-5,732
				$P_{zP} = 147,46$	$P_{z\mathcal{D}} = 154,3$	4,432

			0,1	$P_{xP} = 393,99$	$P_{x\mathcal{D}} = 441,9$	10,84
				$P_{yP} = 294,64$	$P_{y\mathcal{D}} = 269,5$	-9,328
				$P_{zP} = 208,57$	$P_{z\mathcal{D}} = 217,8$	4,238
			0,15	$P_{xP} = 609,51$	$P_{x\mathcal{D}} = 743,2$	17,988
				$P_{yP} = 313,79$	$P_{y\mathcal{D}} = 396,97$	20,954
				$P_{zP} = 265,3$	$P_{z\mathcal{D}} = 226,6$	-16,959
		1	0,05	$P_{xP} = 276,34$	$P_{x\mathcal{D}} = 276,1$	-0,088
				$P_{yP} = 127,35$	$P_{y\mathcal{D}} = 170,65$	25,374
				$P_{zP} = 125,86$	$P_{z\mathcal{D}} = 130,68$	3,689
		0,5	0,05	$P_{xP} = 222,81$	$P_{x\mathcal{D}} = 188$	-18,517
				$P_{yP} = 104,74$	$P_{y\mathcal{D}} = 99,42$	-5,346
				$P_{zP} = 89,26$	$P_{z\mathcal{D}} = 94,72$	5,749
100	2	2	0,05	$P_{xP} = 291,95$	$P_{x\mathcal{D}} = 360$	18,903
				$P_{yP} = 194,65$	$P_{y\mathcal{D}} = 237,5$	18,04
				$P_{zP} = 147,46$	$P_{z\mathcal{D}} = 187,5$	21,353
150	2	2	0,05	$P_{xP} = 291,95$	$P_{x\mathcal{D}} = 349,6$	16,49
				$P_{yP} = 194,65$	$P_{y\mathcal{D}} = 165$	-17,972
				$P_{zP} = 147,46$	$P_{z\mathcal{D}} = 125,5$	-17,5
Фреза №3 ($\gamma_B = 15^\circ / \gamma_T = 5^\circ$)						
50	1	2	0,05	$P_{xP} = 142,97$	$P_{x\mathcal{D}} = 140$	-2,12
				$P_{yP} = 94,38$	$P_{y\mathcal{D}} = 105$	10,113
				$P_{zP} = 71,93$	$P_{z\mathcal{D}} = 90$	20,077
			0,1	$P_{xP} = 216,36$	$P_{x\mathcal{D}} = 254,4$	14,954
				$P_{yP} = 120,59$	$P_{y\mathcal{D}} = 157,2$	23,291
				$P_{zP} = 102,2$	$P_{z\mathcal{D}} = 130,9$	21,928
			0,15	$P_{xP} = 280,45$	$P_{x\mathcal{D}} = 265$	-5,832
				$P_{yP} = 142,01$	$P_{y\mathcal{D}} = 167$	14,966

				$P_{zP} = 135,26$	$P_{z\mathcal{D}} = 145$	6,719
		1	0,05	$P_{xP} = 136,61$	$P_{x\mathcal{D}} = 117,48$	-16,285
				$P_{yP} = 62,41$	$P_{y\mathcal{D}} = 72$	13,317
				$P_{zP} = 60,39$	$P_{z\mathcal{D}} = 56,91$	-6,107
		0,5	0,05	$P_{xP} = 135,93$	$P_{x\mathcal{D}} = 114$	-19,232
				$P_{yP} = 59,69$	$P_{y\mathcal{D}} = 68$	12,212
				$P_{zP} = 57,03$	$P_{z\mathcal{D}} = 52$	-9,671
100	1	2	0,05	$P_{xP} = 142,97$	$P_{x\mathcal{D}} = 160,5$	10,923
				$P_{yP} = 94,38$	$P_{y\mathcal{D}} = 106$	10,961
				$P_{zP} = 71,93$	$P_{z\mathcal{D}} = 94,25$	23,68
150	1	2	0,05	$P_{xP} = 142,97$	$P_{x\mathcal{D}} = 151,3$	5,506
				$P_{yP} = 94,38$	$P_{y\mathcal{D}} = 100$	5,619
				$P_{zP} = 71,93$	$P_{z\mathcal{D}} = 84,35$	14,723
50	2	2	0,05	$P_{xP} = 285,94$	$P_{x\mathcal{D}} = 251,5$	-13,693
				$P_{yP} = 188,76$	$P_{y\mathcal{D}} = 164,8$	-14,54
				$P_{zP} = 143,86$	$P_{z\mathcal{D}} = 139$	-3,498
			0,1	$P_{xP} = 381,43$	$P_{x\mathcal{D}} = 439$	13,114
				$P_{yP} = 282,32$	$P_{y\mathcal{D}} = 264,24$	-6,842
				$P_{zP} = 201,04$	$P_{z\mathcal{D}} = 203,81$	1,356
		0,15	$P_{xP} = 575,22$	$P_{x\mathcal{D}} = 646$	10,957	
			$P_{yP} = 289,4$	$P_{y\mathcal{D}} = 272,47$	-6,215	
			$P_{zP} = 262,37$	$P_{z\mathcal{D}} = 224,6$	-16,814	
		1	0,05	$P_{xP} = 248,97$	$P_{x\mathcal{D}} = 218,25$	-14,074
				$P_{yP} = 149,61$	$P_{y\mathcal{D}} = 155$	3,477
				$P_{zP} = 124,24$	$P_{z\mathcal{D}} = 130$	4,435
0,5	0,05	$P_{xP} = 190,62$	$P_{x\mathcal{D}} = 161,6$	-17,955		
		$P_{yP} = 102,63$	$P_{y\mathcal{D}} = 97,4$	-5,37		
		$P_{zP} = 87,55$	$P_{z\mathcal{D}} = 86,24$	-1,513		

100	2	2	0,05	$P_{xP} = 285,94$	$P_{xЭ} = 340,6$	16,049
				$P_{yP} = 188,76$	$P_{yЭ} = 166,17$	-13,596
				$P_{zP} = 143,86$	$P_{zЭ} = 142,1$	-1,24
150	2	2	0,05	$P_{xP} = 285,94$	$P_{xЭ} = 329,3$	13,168
				$P_{yP} = 188,76$	$P_{yЭ} = 153$	-23,374
				$P_{zP} = 143,86$	$P_{zЭ} = 123$	-16,961

Наименьшее расхождение между расчетными и экспериментальными технологическими составляющими силы достигается при сравнении силы резания P_x (погрешность составляет около 19 %). При сравнение расчетных горизонтальной P_y и вертикальной P_z составляющих компонент результирующей силы с экспериментальными данными получены расхождения, не превышающие 25 %.

В таблице 2.3 приведены результаты сравнения экспериментальных осевых сил резания P_z с расчетными силами для засверливания с осевой подачей стали 45 фрезой № 2 ($\gamma_B = 10^\circ / \gamma_T = 5^\circ$).

Таблица 2.3 – Сравнение расчетных и экспериментальных осевых сил при засверливании фрезой № 2 ($\gamma_B = 10^\circ / \gamma_T = 5^\circ$)

Режимы обработки			Осовая сила P_z , Н		Ошибка, %
Скорость резания v , м/мин	Глубина резания t , мм	Подача S_z , мм/зуб	Расчетная	Экспериментальная	
50	4	0,025	$P_{zP} = 645$	$P_{zЭ} = 706,1$	8,9
100	4	0,025	$P_{zP} = 661$	$P_{zЭ} = 746$	12,9
	4	0,05	$P_{zP} = 825$	$P_{zЭ} = 911$	10,4
150	4	0,025	$P_{zP} = 661$	$P_{zЭ} = 644$	2,4

При засверливании наибольшая разница в осевых силах резания, определяемых экспериментально или расчетом, составила менее 15%.

2.7 Выводы по главе 2

- 1) Обоснованы методы и средства расчета силовых параметров резания концевыми фрезами.
- 2) Исследованы и разработаны методика и алгоритмы расчета силовых параметров резания при обработке уступа и при засверливании с осевой подачей.
- 3) Впервые разработано программное обеспечение методики расчета силовых параметров и геометрических параметров режущей части концевой фрезы (см. Свидетельство №2024614116).
- 4) Исследована погрешность расчетно-аналитического определения силовых параметров резания концевыми фрезами путем сравнения расчетных и экспериментальных значений.

Глава 3 Разработка средств методического сопровождения и технического обеспечения процессов экспериментального исследования силовых параметров резания концевыми фрезами

3.1 Метод, средства и результаты экспериментального исследования силовых параметров резания

В параграфе 3.1 описываются материалы и методы экспериментального исследования, на основании которого получены зависимости технологических составляющих силы резания в направлениях X, Y и Z при обработке уступа и осевых сил резания при засверливании от режимов обработки и геометрических параметров режущей части зубьев концевых фрез, а также обработка полученных экспериментальных эпюр и результаты [39А-43А].

3.1.1 Контрольно-измерительные приборы для определения силовых параметров резания

Структура контрольно-измерительной системы состоит из динамометра, усилителя, адаптера для передачи аналогового сигнала на аналого-цифровой преобразователь, аналого-цифрового преобразователя, программного обеспечения обработки данных и персонального компьютера (см. рисунок 3.1).

По принципу действия применяемых датчиков динамометры подразделяются на гидравлические, механические, пневматические, оптические и электрические [61]. Главным преимуществом электрических динамометров является их малая инерционность, что позволяет с помощью осциллографа производить запись быстропротекающих динамических процессов [24, 25]. В электрических динамометрах используются датчики, преобразующие деформацию или перемещение упругих элементов в электрический сигнал.

Чаще всего при измерении сил резания используются электрические динамометры с пьезоэлектрическими или тензометрическими преобразователями [10, 62, 111].



Рисунок 3.1 – Экспериментальная измерительная система

В работе технологические составляющие силы резания измеряются четырехкомпонентным пьезоэлектрическим динамометром швейцарской фирмы Kistler модели 9272. Принцип действия пьезоэлектрического динамометра основан на свойстве кристаллов кварца электрически поляризоваться при механическом воздействии на них. Чувствительными элементами в динамометре являются два кварцевых кольца для определения силы и момента в направлении оси Z и два кварцевых кольца для определения сил, действующих в направлении осей X и Y (см рисунок 3.2). При воздействии нагрузки на пьезокварцевые

кольца происходит деформация кристаллической решетки, которая ведет к смещению электрических зарядов. Измерение технологических сил для каждой оси координат отдельно возможно при различной ориентации кристалла кварцевых дисков.

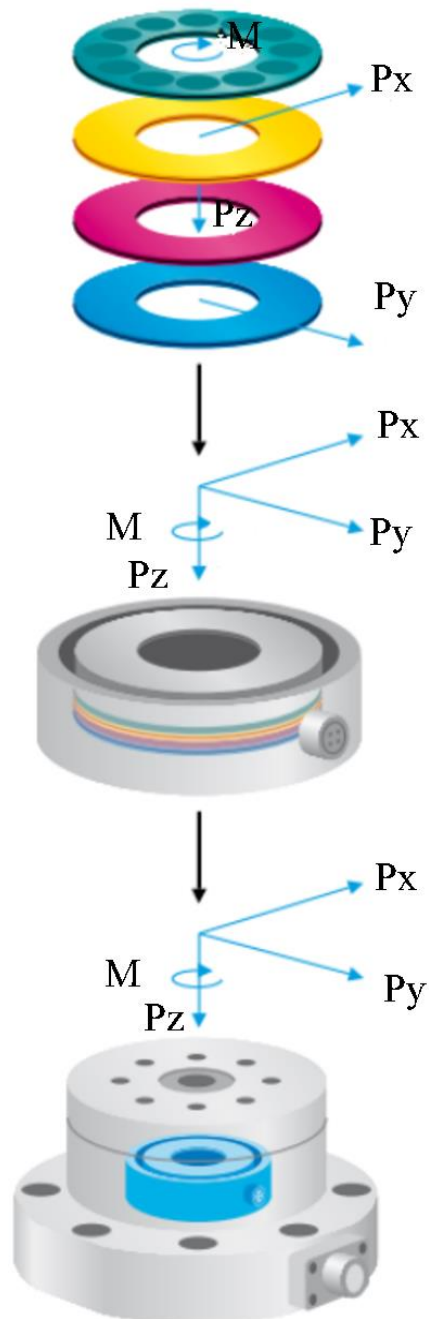


Рисунок 3.2 – Принцип работы пьезоэлектрического динамометра Kistler модели 9272 [128]

Конструкция динамометра приведена в руководстве по эксплуатации [128] (см. рисунок 3.3). Динамометр состоит из 4-компонентного датчика 1, расположенного с высоким предварительным натягом между опорной плитой 2 и верхней пластиной 3. Внешняя нагрузка на датчик 1, который представляет шайбу с четырьмя расположенными в ней кварцевыми кольцами, передается через верхнюю пластину 3. Одно из кварцевых колец чувствительно к деформации сжатия, а два других кольца – к деформации сдвига в направлении осей X и Y . Дополнительный набор кварцевых колец, чувствительных к деформации сдвига, расположен таким образом, чтобы создавать электрический заряд, пропорциональный моменту вокруг оси датчика. Действующая внешняя сила разделяется на три составляющие. Электрические заряды, которые возникают на поверхностях кварцевых колец, собираются с помощью электродов, которые подсоединены к разъему датчика. Выходной сигнал с динамометра в виде электрического заряда через кабель передачи данных, подсоединенный к динамометру через штекер 4, поступает на высокочастотный канал усилителя.

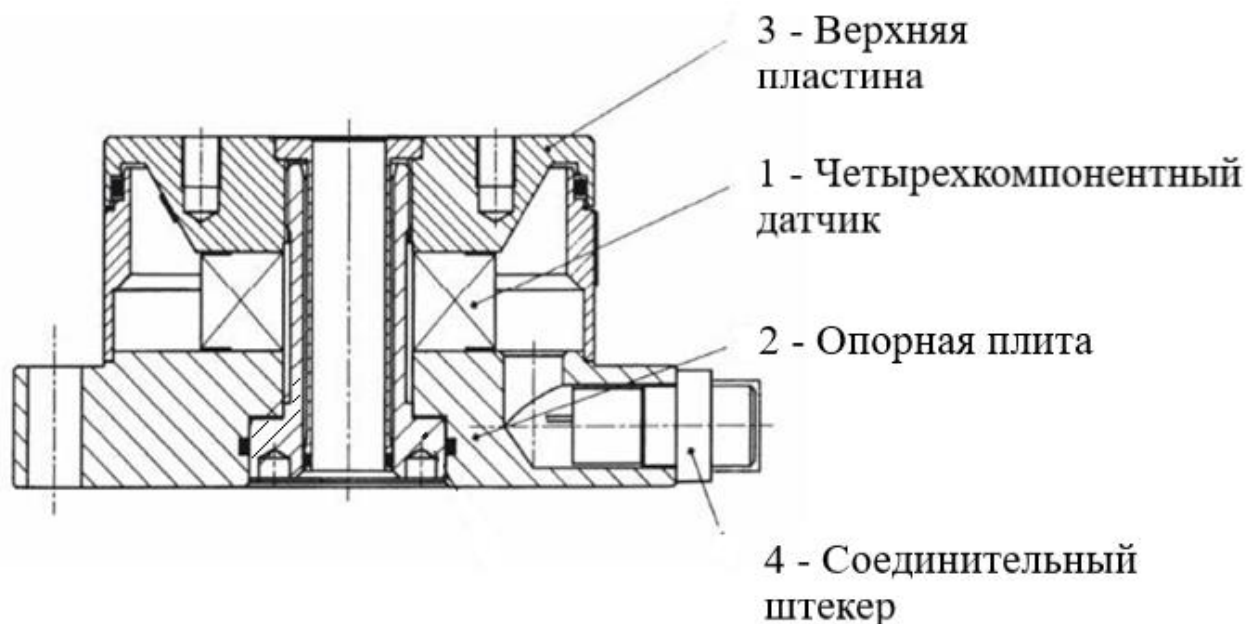


Рисунок 3.3 – Конструкция пьезодинамометра Kistler 9272 [128]

Для усиления и преобразования электрического заряда в напряжение, которое пропорционально действующей силе, используется усилитель заряда фирмы Kistler модели 5070A. Прибор имеет жидкокристаллический дисплей, на который информация выводится в графическом виде.

Для передачи аналогового сигнала с усилителя на аналого-цифровой преобразователь используется адаптер фирмы National Instrument BNC -2110. С целью преобразования аналогового сигнала в цифровой применяется преобразователь фирмы National Instrument модели NI USB-6259 BNC.

Для сбора, визуализации, оценки и работы с сигналом используется программное обеспечение LabView. Программа позволяет сохранять файлы в программе Microsoft Excel для работы на персональном компьютере.

Суммарная погрешность измерительной системы определена по методике, изложенной в работе [60]. Данные для расчета взяты из руководства по эксплуатации приборов [128, 150].

Максимальная относительная погрешности преобразования измерительной системы определяется как сумма относительных погрешностей приборов, из которых она состоит:

$$\delta_{IC\max} = \delta_{D\max} + \delta_{Y\max} + \delta_{АЦП\max},$$

где $\delta_{IC\max}$ – максимальная погрешность измерительной системы; $\delta_{D\max}$ – максимальная относительная погрешность динамометра; $\delta_{Y\max}$ – максимальная относительная погрешность усилителя; $\delta_{АЦП\max}$ – максимальная систематическая погрешность аналого-цифрового преобразователя [60].

С учетом значений погрешностей приборов, которые взяты из руководства по эксплуатации, относительная погрешности преобразования измерительной системы равна:

$$\delta_{IC\max} = \pm 2 \pm 1,5 + 0,2 = 3,7\% .$$

3.1.2 Структура экспериментальной установки

Эксперименты проведены в лаборатории Института станков, Штутгарт, Германия, на сверлильно-фрезерном 3-х осевом обрабатывающем центре фирмы Hermle модели UWF 1202 H (см. таблицу 3.1), без применения смазочно-охлаждающей жидкости.

Таблица 3.1 – Характеристики обрабатывающего центра Hermle модели UWF 1202 H

Наименование	Параметры
Система управления	Heidenhain TNC 430M
Перемещение по осям X/Y/Z, мм	710x550x500
Максимальная нагрузка на стол, кг	600
Обороты шпинделя, об/мин	100-18000
Скорость рабочей подачи, м/мин	30
Мощность шпинделя, кВт	5,5-7,5
Автоматически сменных инструментов, шт	30
Время смены инструмента, с	5

Для эксперимента выбрана заготовка с размерами $D \times B \times H = 80 \times 60 \times 100$ мм. Материал заготовки – низкоуглеродистая конструкционная сталь 45 (C: 0.45; Si: 0,21; Mn: 0.6; Cr: 0,1; Ni: 0,22; Cu: 0,2) [17]. Сталь 45 используется в машиностроении и автомобилестроении для изготовления деталей повышенной прочности – винты, болты, валы, кулачки, оси, цилиндры, шпиндели и другие изделия. Сталь 45 принимают за эталонный материал с коэффициентом обрабатываемости, равным единице [31, 77]. Информация по физико-механическим характеристиками стали 45 известна и доступна в открытых источниках [17, 77].

Экспериментальная установка представлена на рисунке 3.4. К шпинделю крепится термоматрон с установленным в нем инструментом. Заготовка закрепляется в трехкулачковом патроне, который, в свою очередь, фиксируется в динамометре. Динамометр устанавливается на столе станка и зажимается прихватами, закрепленными на рабочем столе станка с помощью винтов и пазов.

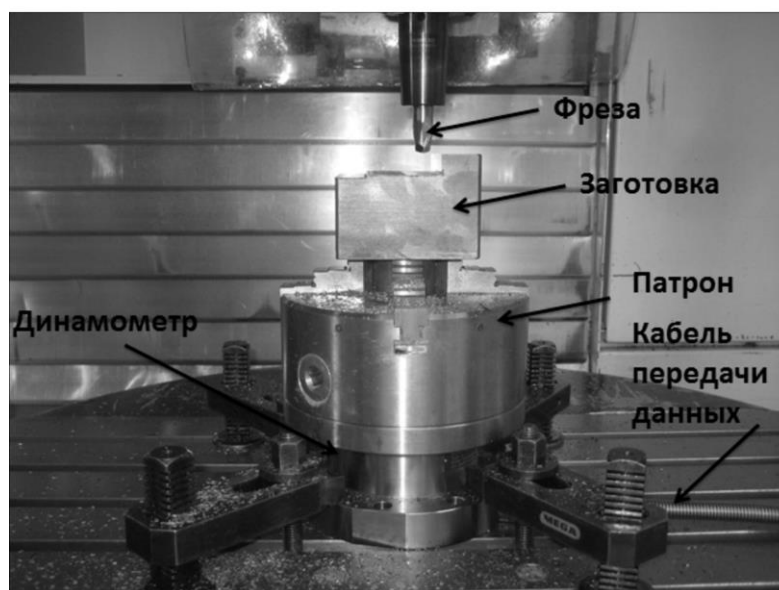


Рисунок 3.4 – Экспериментальная установка для проведения исследований процесса резания вращающимся инструментом

Фрезы крепятся в термopatроне с хвостовиком конус 40. Применение термopatрона обеспечивает точность базирования и жесткость в процессе обработки. Для зажима и разжима фрез в патроне применяется индукционная термозажимная установка фирмы Rocolm (см. рисунок 3.5). Перед началом обработки измеряется вылет фрезы с помощью прибора для настройки инструмента вне станка фирмы Kelch (см. рисунок 3.6).

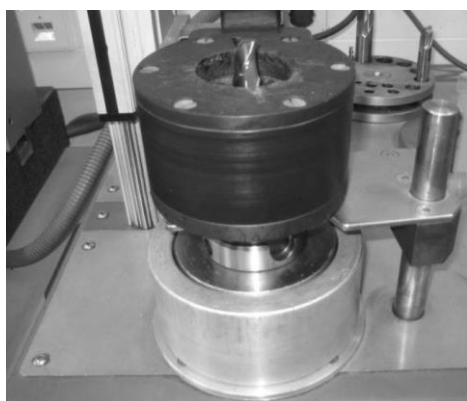


Рисунок 3.5 – Зажим фрезы в термopatроне



Рисунок 3.6 – Определение вылета инструмента

3.1.3 Экспериментальный режущий инструмент

Для эксперимента на инструментальной фирме ООО «Технологические покрытия» изготовлены двузубые фрезы из сплава Т14К8 без покрытия. Согласно ГОСТ 3882-74 [14] сплав Т14К8 относится к титановольфрамовой группе и предназначен для фрезерования сплошных поверхностей углеродистых и легированных сталей. Фрезы выполнены двузубыми для того, чтобы увеличить пространство для отвода стружки (см. рисунок 3.7).

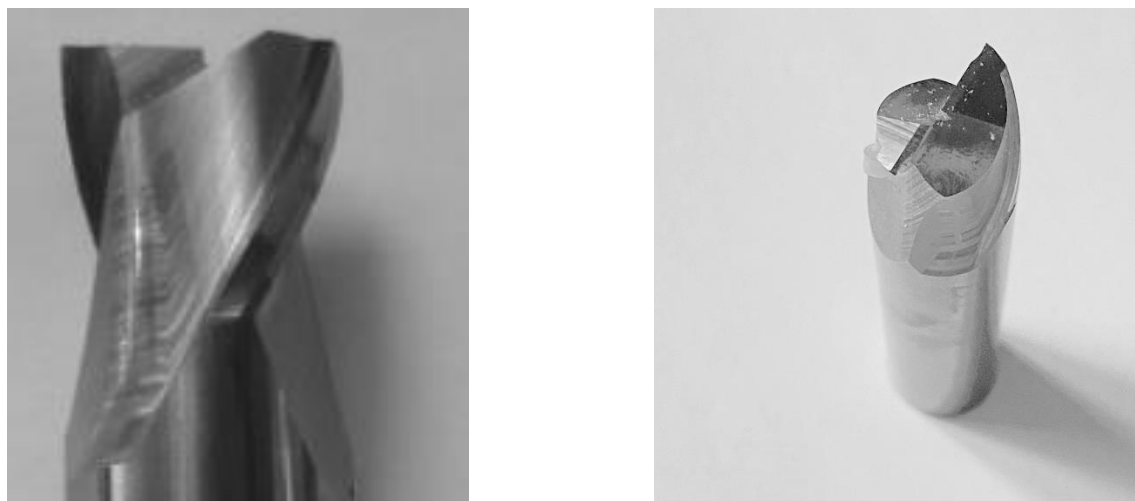


Рисунок 3.7 – Фрезы экспериментальные

В эксперименте участвует 3 типа фрез, которые изготовлены с разным передним углом винтового режущего зуба (см. таблицу 3.2).

Таблица 3.2 – Значения переднего угла на винтовом зубе экспериментальных фрез

Значение переднего угла на винтовом зубе γ_B , град		
Фреза №1	Фреза № 2	Фреза № 3
5	10	15

Конструктивные размеры и геометрические параметры экспериментальных фрез приведены в таблице 3.3.

Таблица 3.3 – Конструктивные размеры и геометрические параметры экспериментальных фрез

Наименование	Размеры
Диаметр фрезы d_1 , мм	14
Диаметр хвостовика d_2 , мм	14
Общая длина l_1 , мм	80
Длина режущей части l_2 , мм	14
Количество зубьев z , шт	2
Угол наклона винтовой канавки ω , град	30
Фаска при вершине зуба $C \times 45^\circ$	0,2x45
Угол поднутрения торцовых зубьев, град	1
Передний угол торцового зуба γ_T , град	5
Задние углы винтового зуба $\lambda_{B1} / \lambda_{B2}$, град	10/20
Задние углы торцового зуба $\lambda_{T1} / \lambda_{T2}$, град	8/16

С целью увеличения прочности, винтовые и торцовые зубья выполнены остроконечными с ломаной спинкой (см. рисунок 3.8) [32].

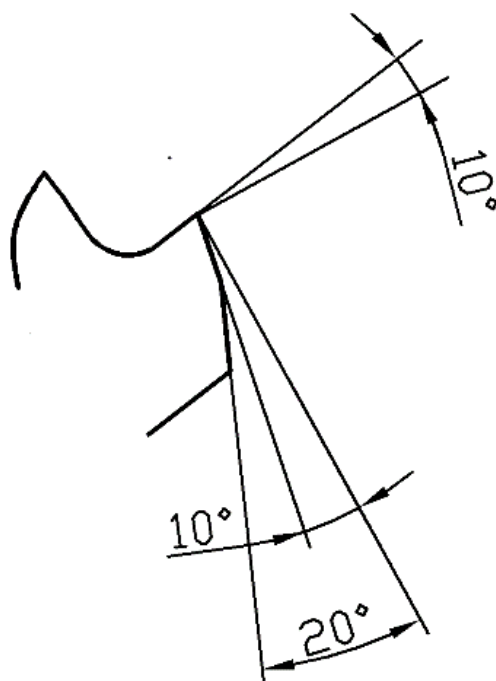


Рисунок 3.8 – Форма винтового зуба и значения переднего и задних углов фрезы №2

3.1.4 Методика экспериментального исследования

В ходе эксперимента исследуется два вида фрезерования – встречное фрезерование уступа и засверливание с осевой подачей.

Схема обработки уступа при встречном фрезеровании приведена на рисунке 3.9.



Рисунок 3.9 – Схема фрезерования уступа

Целью исследований является определение зависимости технологических составляющих силы резания P_x , P_y , P_z от переднего угла винтового зуба γ_B и режимов обработки. Скорость резания v составила 50/100/150 м/мин, глубина резания $t=0,5/1/2$ мм, ширина фрезерования $B=1/2$ мм, подача на зуб $S_z=0,05/0,1/0,15$ мм/зуб. Матрица эксперимента приведена в таблице 3.4.

Для фрез трех типов заготовка обрабатывается по три раза с каждой комбинацией параметров, чтобы избежать погрешностей, которые могут возникнуть в ходе исследований или в ходе обработки данных. Контроль износа инструмента ведется перед сменой очередного переменного фактора.

Таблица 3.4 – Матрица эксперимента для случая обработки уступа

	Ширина резания B , мм	Скорость резания v , м/мин	Глубина резания t , мм	Подача на зуб S_z , мм/зуб			
Фреза № 1	1	50	0,5	0,05	0,1	0,15	
			1	0,05	0,1	0,15	
			2	0,05	0,1	0,15	
		100	2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			
		150	2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			
	2	50	0,5	0,05	0,1	0,15	
			1	0,05	0,1	0,15	
			2	0,05	0,1	0,15	
		100	2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			
		150	2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			
	Фреза № 2	1	50	0,5	0,05	0,1	0,15
				1	0,05	0,1	0,15
				2	0,05	0,1	0,15
			100	2	0,05		
				2	0,05		
				2	0,05		
150			2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			
2		50	0,5	0,05	0,1	0,15	
			1	0,05	0,1	0,15	
			2	0,05	0,1	0,15	
		100	2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			
		150	2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			
Фреза № 3		1	50	0,5	0,05	0,1	0,15
				1	0,05	0,1	0,15
				2	0,05	0,1	0,15
			100	2	0,05		
				2	0,05		
				2	0,05		
	150		2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			

	2	50	0,5	0,05	0,1	0,15	
			1	0,05	0,1	0,15	
			2	0,05	0,1	0,15	
		100	2	0,05			
			2	0,05			
			2	0,05			
	150	2	0,05				
		2	0,05				
		2	0,05				

Фреза проверяется на износ визуально с помощью микроскопа с восьмикратным увеличением фирмы Sandvik (Art. – Nr. 4233). За критерий износа принята ширина фаски износа по задней поверхности винтовых режущих зубьев $h_3=0,15$ мм. В случае достижения критерия износа производится замена фрезы.

Значения частоты вращения шпинделя n и минутной подачи S_M (см. таблицу 3.5), которые заносятся в программу числового управления станка, рассчитываются, согласно уравнениям:

$$n = \frac{v}{\pi \cdot d} \cdot 1000, \quad (3.1)$$

$$S_M = S_Z \cdot z \cdot n. \quad (3.2)$$

Схема засверливания с осевой подачей приведена на рисунке 3.10. Для экспериментов использовалась фреза № 2 ($\gamma_B=10^\circ$, $\gamma_T=5^\circ$).

Таблица 3.5 – Значения частоты вращения n и минутной подачи S_M для случая обработки уступа

Ширина резания B , мм	Подача на зуб S_Z , мм/зуб	Скорость резания v , м/мин	Частота вращения n , об/мин	Минутная подача S_M , м/мин
1	0,05	50	1137	114
		100	2274	227
		150	3410	341
	0,1	50	1137	227
	0,15	50	1137	341
2	0,05	50	1137	114

		100	2274	227
		150	3410	341
	0,1	50	1137	227
	0,15	50	1137	341

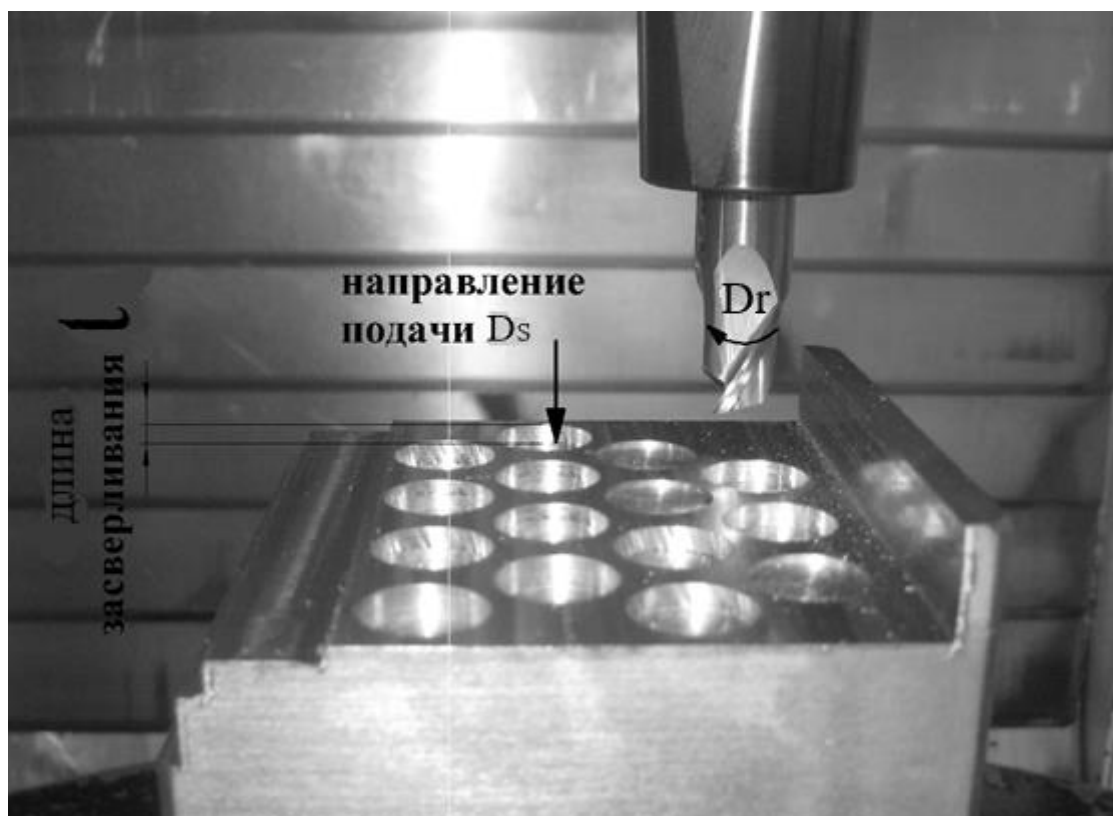


Рисунок 3.10 – Схема засверливания с осевой подачей

Целью исследований является определение зависимости осевой силы резания P_z от режимов обработки. При проведении экспериментов подача на зуб S_z составила 0,025/0,05 мм/зуб, скорость резания $v=50/100/150$ м/мин, длина резания $l=4$ мм. Матрица эксперимента приведена в таблице 3.6.

Для каждого сочетания значений подачи инструмента и скорости резания кратность выполнения экспериментальных исследований равна 3 проходам. Фреза проверяется на износ визуально с помощью микроскопа с восьмикратным увеличением фирмы Sandvik (Art. – Nr. 4233). За критерий износа принята ширина фаски износа по задней поверхности торцовых режущих зубьев $h_3=0,15$ мм. При достижении заданной величины износа производится замена фрезы.

Таблица 3.6 – Матрица эксперимента для засверливания с осевой подачей

Скорость резания v , м/мин	Длина резания l , мм	Подача на зуб S_z , мм/зуб	
50	4	0,025	
	4	0,025	
	4	0,025	
100	4	0,025	0,05
	4	0,025	0,05
	4	0,025	0,05
150	4	0,025	
	4	0,025	
	4	0,025	

Значения частоты вращения n и минутной подачи S_M рассчитаны по уравнениям 3.1 и 3.2 (см. таблицу 3.7).

Таблица 3.7 – Значения частоты вращения n и минутной подачи S_M для случая засверливания с осевой подачей

Подача на зуб S_z , мм/зуб	Скорость резания v , м/мин		
	50	100	150
	Частота вращения n , об/мин		
	1137	2274	3410
Минутная подача S_M , м/мин			
0,025	57	114	171
0,05	-	227	-

3.1.5 Методика обработки опытных данных

По результатам экспериментальных исследований получены файлы в формате .txt с измеренными сигналами напряжения в направлениях X , Y , Z для случая обработки уступа и в направлении Z вокруг оси инструмента для засверливания с осевой подачей. При встречном фрезеровании уступа всего

записано 210 экспериментальных эпюр, а при засверливании с осевой подачей – 21 экспериментальная эпюра.

Обработка экспериментальных данных ведется в программе Microsoft Excel. Соответствующие значения технологических составляющих силы резания P_x , P_y , P_z при обработке уступа и осевой силы P_z при засверливании рассчитываются по измеренному сигналу напряжения согласно выражениям:

$$P_{x,y,z} = U \cdot k ,$$

$$P_z = U \cdot k ,$$

где U – значение напряжения, измеренное в ходе эксперимента; k – коэффициент чувствительности, установленный в ходе эксперимента.

Таблица с коэффициентами чувствительности для случая обработки уступа представлена в Приложении Г, а для засверливания с осевой подачей – в Приложении Д.

Как пример, на рисунке 3.11 показан массив экспериментальных данных, полученный для первого прохода при обработке фрезой №3 на следующих режимах: $v = 50$ м/мин, $B = 1$ мм, $t = 2$ мм, $S_z = 0,1$ мм/зуб.

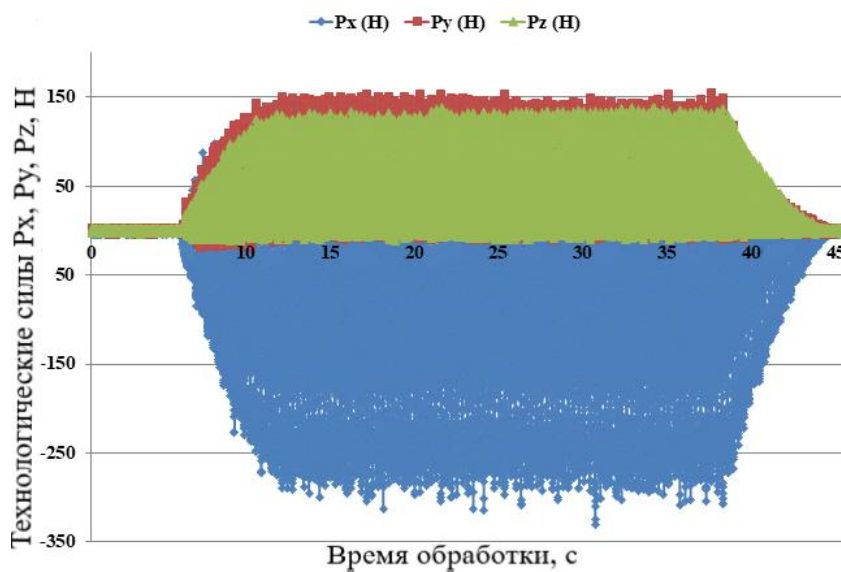


Рисунок 3.11 – Рабочий массив экспериментальных данных: сталь 45, встречное фрезерование уступа, фреза № 3, $v=50$ м/мин, $B=1$ мм, $t=2$ мм, $S_z=0,1$ мм/зуб

Экспериментальные значения сил для сравнения с расчетными значениями получены в соответствии со схемой, представленной на рисунке 3.12.

	P _{min} , P _{max} , P _{ср} для заданных параметров								
Усредненные значения P _{min} /P _{max} /P _{ср}									
	Проход 1			Проход 2			Проход 3		
Усредненные значения P _{min} /P _{max} /P _{ср}									
	Область 1	Область 2	Область 3	Область 1	Область 2	Область 3	Область 1	Область 2	Область 3
P _{min} P _{max} P _{ср}									
	3 точки	3 точки	3 точки	3 точки	3 точки	3 точки	3 точки	3 точки	3 точки

Рисунок 3.12 – Обработка результатов, полученных в ходе эксперимента

Весь рабочий массив экспериментальных данных без нарастающего и спадающего участков делится на три области. Например, на рисунке 3.13 первая область начинается после 10 секунд обработки, вторая область - после 20 секунд, а третья – после 30 секунд обработки. В зависимости от установленной частоты дискретизации начало областей для каждого конкретного случая обработки может меняться.

Затем первая область увеличивается до момента, когда виден каждый самостоятельный рез винтового зуба фрезы (см. рисунок 3.14).

На рисунке 3.14 показано, как входят в контакт с заготовкой первый и второй винтовые зубья фрезы. Силы резания на экспериментальной эпюре изменяются от минимального значения до максимального. Такое изменение происходит из-за того, что при обработке уступа толщина срезаемого слоя a

варьируется от минимального значения до максимального в зависимости от угла охвата.

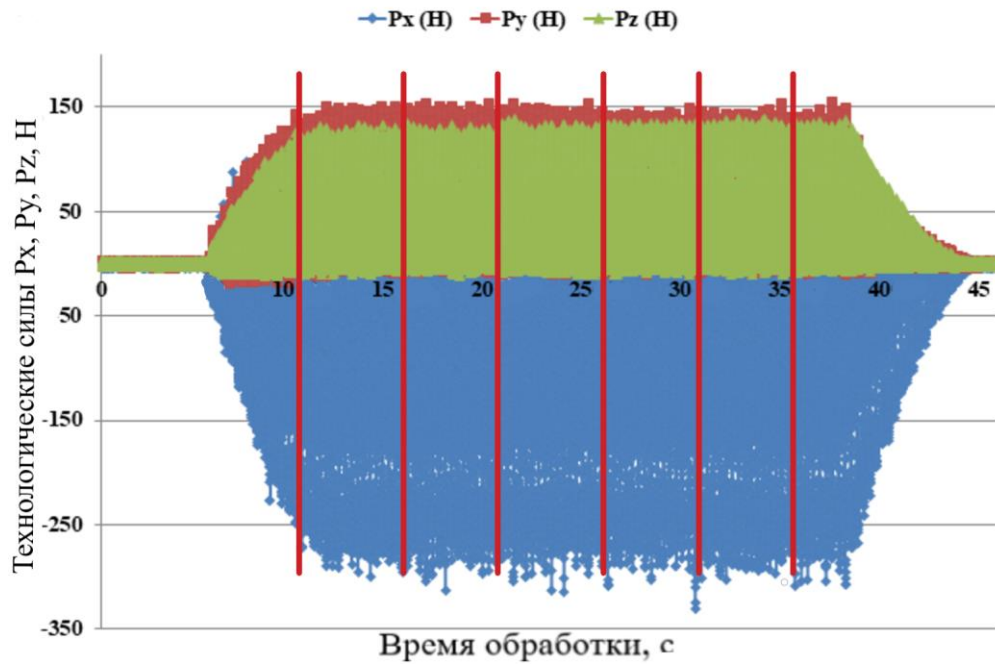


Рисунок 3.13 – Три выделенные области для обработки экспериментальных данных

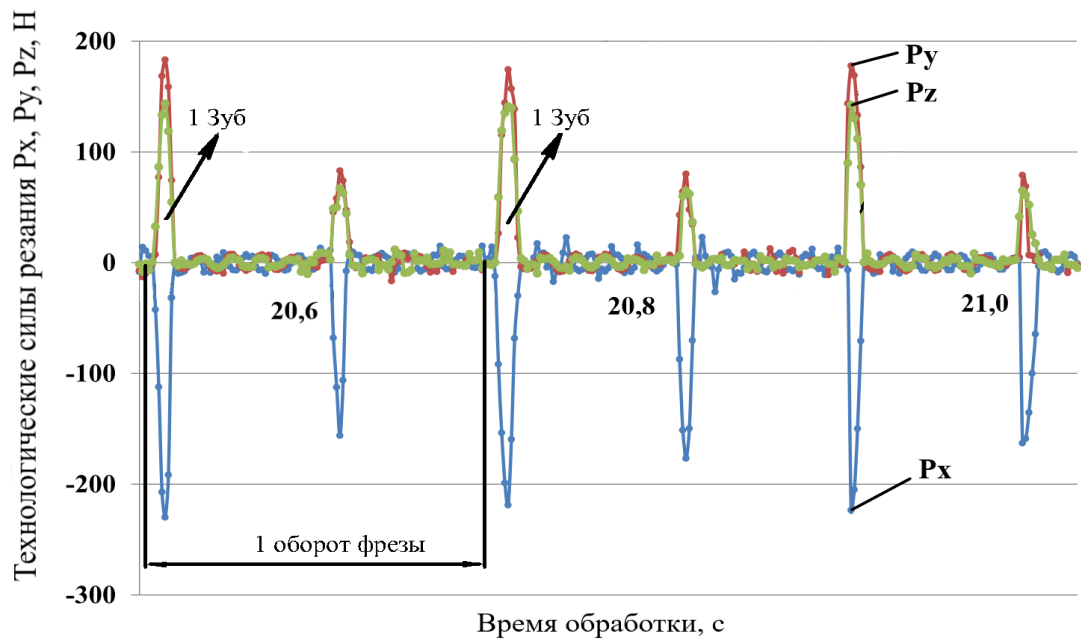


Рисунок 3.14 – Резы отдельных зубьев при встречном фрезеровании уступа:
фреза № 3, $v=50$ м/мин, $B=1$ мм, $t=2$ мм, $S_z=0,1$ мм/зуб

Сигнал, при котором значения технологических составляющих силы резания P_x , P_y , P_z близки к нулевым значениям, возникает в промежутке между обработкой, когда один зуб вышел из контакта с заготовкой, а другой еще не вошел. Регулярная разница в амплитуде сигналов от первого и второго зубьев возникает из-за того, что зубья имеют различную высоту. В процессе обработки один зуб снимает площадь сечения срезаемого слоя, которая по величине превосходит площадь сечения срезаемого слоя, снимаемую вторым зубом.

Таблица, приведенная на рисунке 3.12, заполняется для каждой технологической силы резания отдельно. С экспериментальных эпюр выбираются значения технологических составляющих силы резания для максимального угла контакта.

Из первой области экспериментальной эпюры выбираются три значения технологической составляющей силы резания P_x и записываются в выделенную желтым цветом ячейку. Среди выбранных трех значений для первой области первого прохода определяется максимальное, минимальное и среднее значение. Выбранные значения заносятся в соответствующую ячейку, где изображена красная стрелка. Затем определяются максимальные, минимальные и средние значения технологической составляющей силы резания P_x для второй и третьей областей первого прохода.

Максимальные, минимальные и средние значения технологической составляющей силы резания P_x для первого прохода определяются как усредненные значения по трем выделенным областям и записываются в ячейку, где изображена зеленая стрелка.

По описанному выше методу определяются усредненные по трем областям значения максимальной, минимальной и средней величин сил резания P_x для второго и третьего проходов.

Итоговые значения максимальной, минимальной и средней силы резания P_x , с которыми сравниваются расчетные данные, определены как средние значения по трем проходам.

В таблице 3.8 в качестве примера приведены максимальные, минимальные и средние значения технологических составляющих сил резания P_x , P_y , P_z , полученные в ходе обработки экспериментальных эпюр при обработке уступа фрезой № 3 на режимах $v=50$ м/мин, $B=1$ мм, $t=2$ мм, $S_z=0,1$ мм/зуб.

Таблица 3.8 – Значения технологических составляющих силы резания, полученные в ходе обработки экспериментальных данных при фрезеровании уступа фрезой №3

Сила P_x , Н			Сила P_y , Н			Сила P_z , Н		
$P_{x\max}$	$P_{y\min}$	P_{xcp}	$P_{y\max}$	$P_{y\min}$	P_{ycp}	$P_{z\max}$	$P_{z\min}$	P_{zcp}
260,9	246,5	254,4	164,2	150,5	157,2	138,4	126,7	130,9

Экспериментальная эпюра, полученная в ходе засверливания с осевой подачей, приведена на рисунке 3.15.

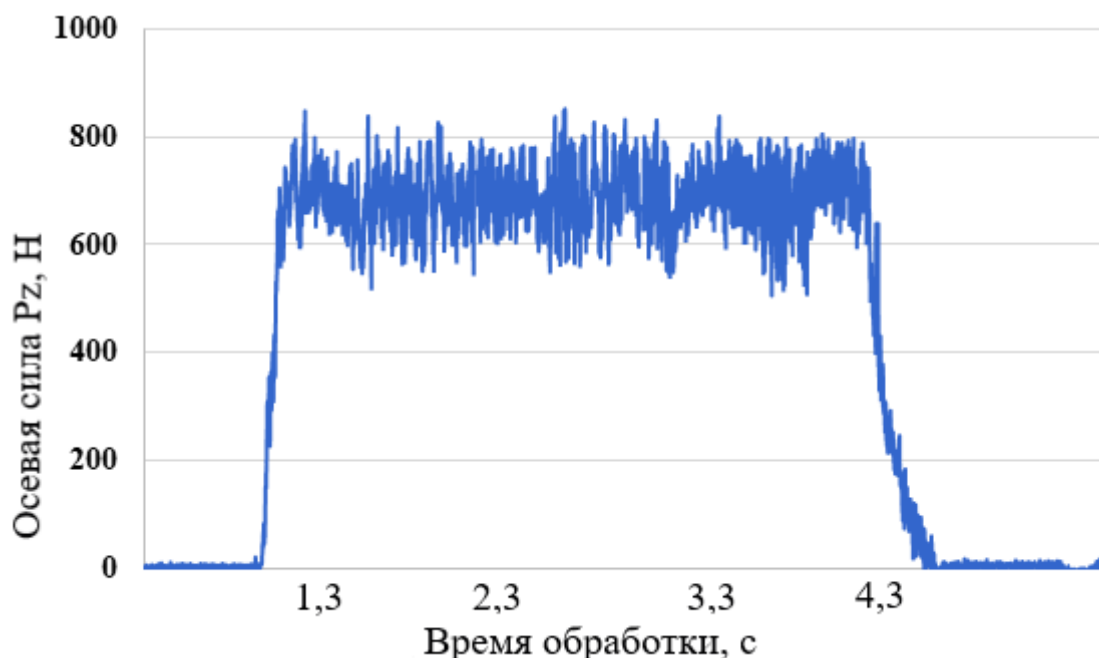


Рисунок 3.15 – Массив экспериментальных данных при засверливании: сталь 45, фреза № 2, $v=100$ м/мин, $S_o=0,05$ мм/об, $l=4$ мм

При засверливании с осевой подачей площадь сечения срезаемого слоя не изменяется, поэтому виден стабильный сигнал осевой силы резания P_z . Эпюра с установившимся сигналом приведена на рисунке 3.16. Обработка экспериментальных эпюр для случая засверливания с осевой подачей ведется аналогичным образом, что и для случая обработки уступа, в соответствие с таблицей на рисунке 3.12. Значения осевой силы резания, полученные в ходе обработки экспериментальных данных при засверливании, приведены в таблице 3.9.

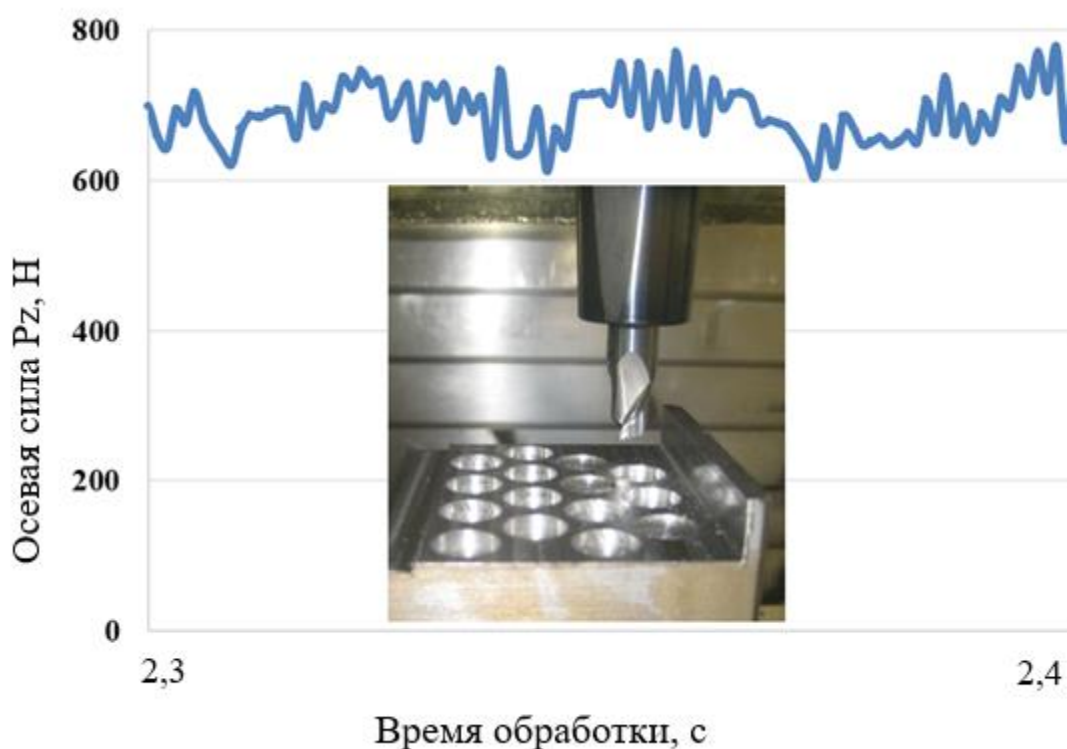


Рисунок 3.16 – Установившийся сигнал при засверливании: сталь 45, $v=100$ м/мин, $S_o = 0,05$ мм/об, $l=4$ мм

Таблица 3.9 – Значения осевой силы резания, полученной в ходе обработки экспериментальных данных при засверливании

Скорость резания v , м/мин	Длина резания l , мм	Подача на зуб S_z , мм/зуб	Значения осевой силы P_z , Н		
			$P_{z \max}$	$P_{z \min}$	$P_{z \text{ср}}$
50	4	0,025	750	696	706,1

100		0,025	758	739	746
		0,05	928	916	911
150		0,025	662	639	644

3.1.6 Результаты экспериментального исследования

На рисунке 3.17 представлен шлиф стружки, полученной во время экспериментальных исследований. Полученная форма сечения стружки подтверждает, что толщина срезаемого слоя при фрезеровании уступа изменяется от нуля до максимального значения в зависимости от угла охвата.

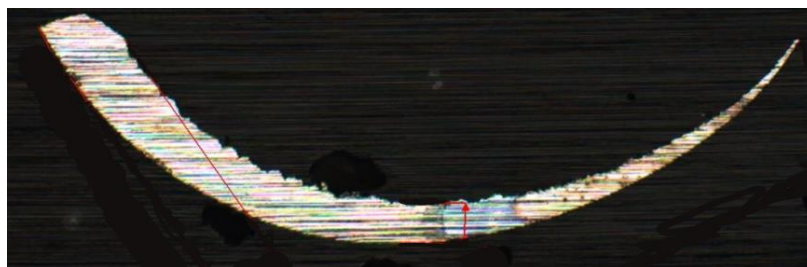
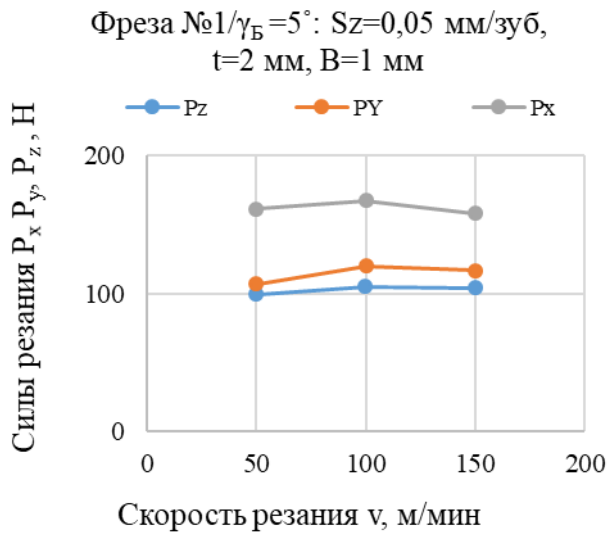


Рисунок 3.17 – Стружка, полученная во время исследований

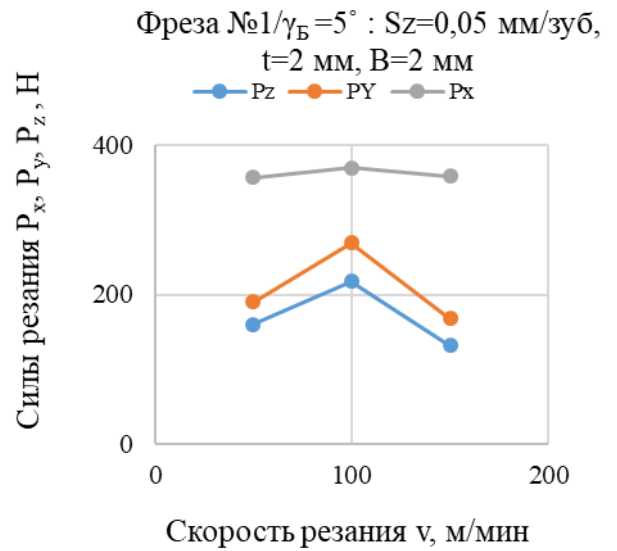
Экспериментальные исследования зависимости технологических составляющих силы резания P_x , P_y , P_z от скорости резания v для случая обработки уступа при изменяющихся ширине фрезерования B и переднем угле винтового зуба γ_B представлены на рисунках 3.18-3.20.

Технологические составляющие силы резания P_x , P_y , P_z увеличиваются при повышении скорости резания v с 50 до 100 м/мин. При низких скоростях резания образование слоя металла на передней поверхности инструмента, так называемой застойной зоны [29, 30], может влиять на увеличение технологических сил [38].

При увеличении скорости резания v со 100 до 150 м/мин технологические составляющие силы резания P_x , P_y , P_z уменьшаются. Увеличение скорости резания обычно сопровождается повышением температуры резания, что приводит к размягчению материала и, следовательно, к уменьшению сил [30, 38, 134].

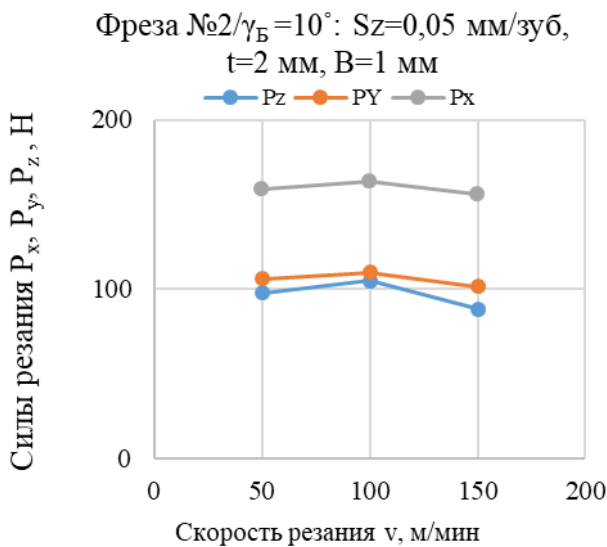


а)

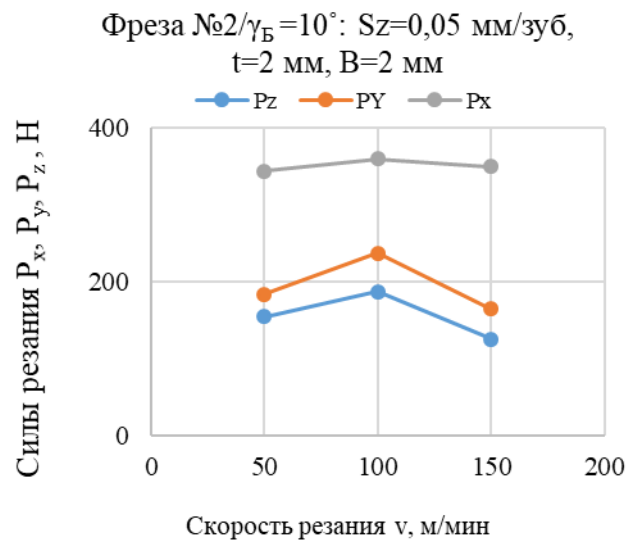


б)

Рисунок 3.18 – Зависимость технологических составляющих силы P_x, P_y, P_z от скорости резания v : а – ширина фрезерования $B=1$ мм; б – ширина фрезерования $B=2$ мм

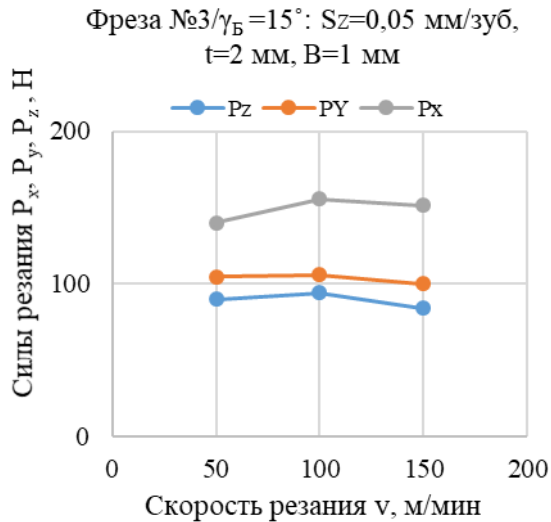


а)

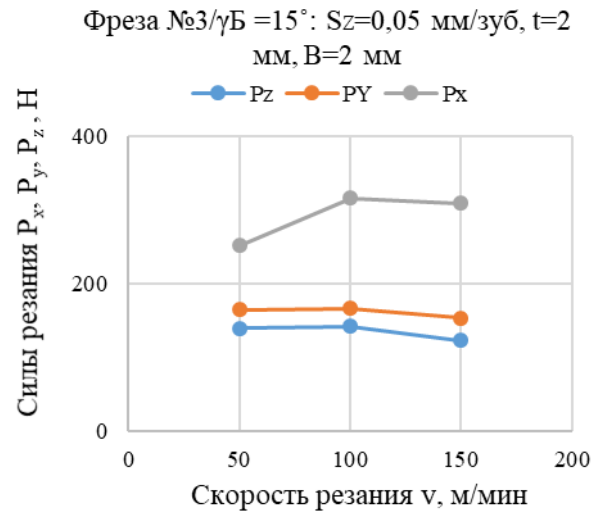


б)

Рисунок 3.19 – Зависимость технологических составляющих силы P_x, P_y, P_z от скорости резания v : а – ширина фрезерования $B=1$ мм; б – ширина фрезерования $B=2$ мм



а)



б)

Рисунок 3.20 – Зависимость технологических составляющих силы P_x , P_y , P_z от скорости резания v : а – ширина фрезерования $B=1$ мм; б – ширина фрезерования $B=2$ мм

Увеличение осевой силы резания P_z при увеличении скорости резания v с 50 до 100 м/мин, а затем ее снижение при увеличении скорости резания v со 100 до 150 м/мин происходит и при засверливании с осевой подачей (см. рисунок 3.21).

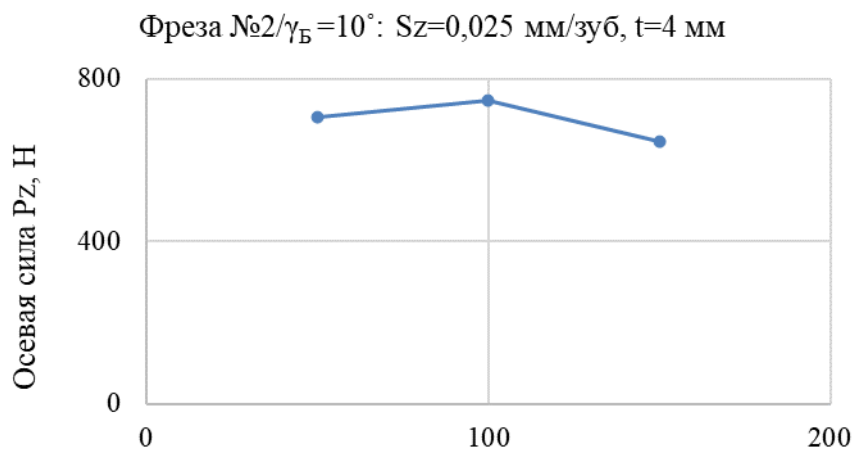


Рисунок 3.21 – Зависимость осевой силы P_z от скорости резания v

Диаграммы на рисунках 3.22-3.24 иллюстрируют изменение технологических составляющих силы резания P_x , P_y , P_z с увеличением глубины t и ширины B при фрезеровании уступа фрезами с передним углом винтового зуба $\gamma_B = 5^\circ/10^\circ/15^\circ$.

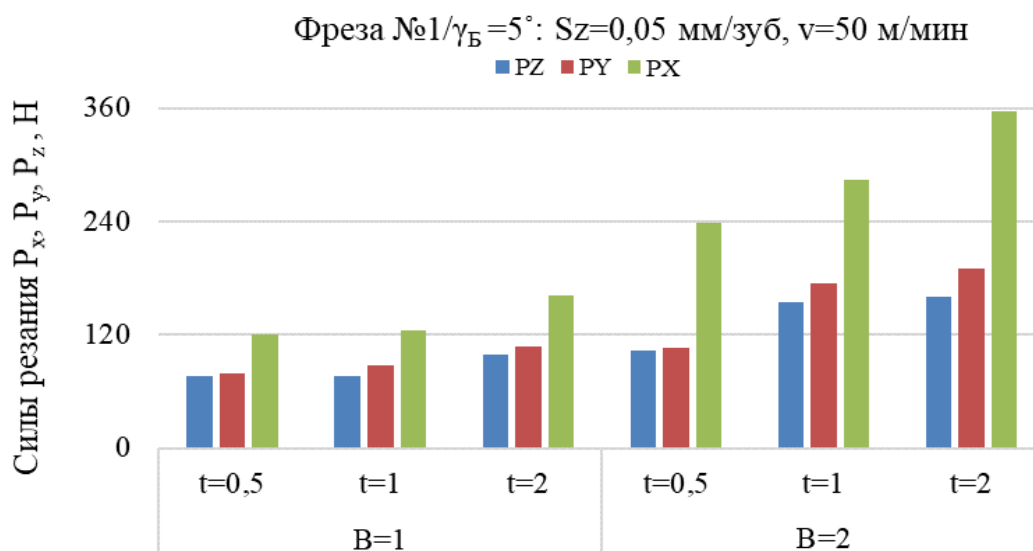


Рисунок 3.22 – Зависимость сил P_x , P_y , P_z от глубины резания t и ширины B : фреза № 1, $v = 50$ м/мин, $S_z = 0,05$ мм/зуб

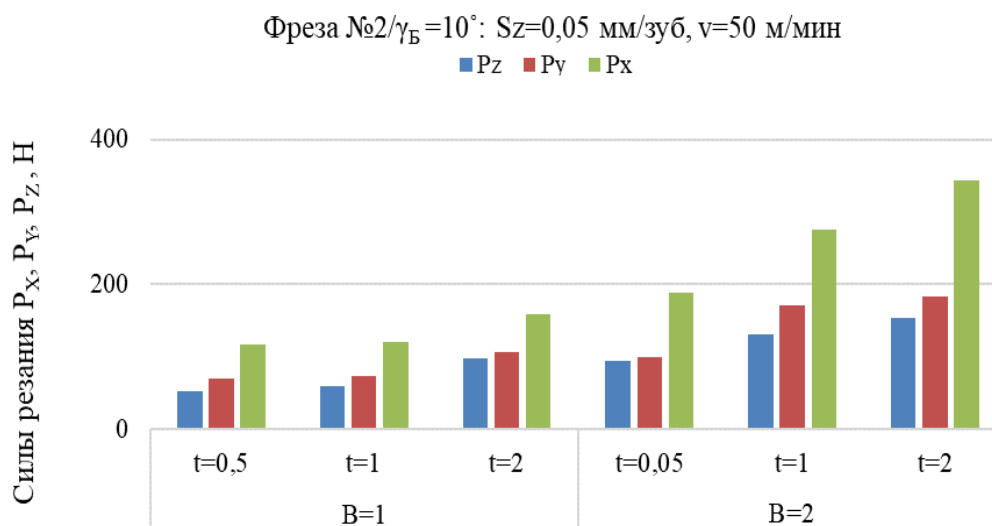


Рисунок 3.23 – Зависимость сил P_x , P_y , P_z от глубины резания t и ширины B : фреза № 2, $v = 50$ м/мин, $S_z = 0,05$ мм/зуб

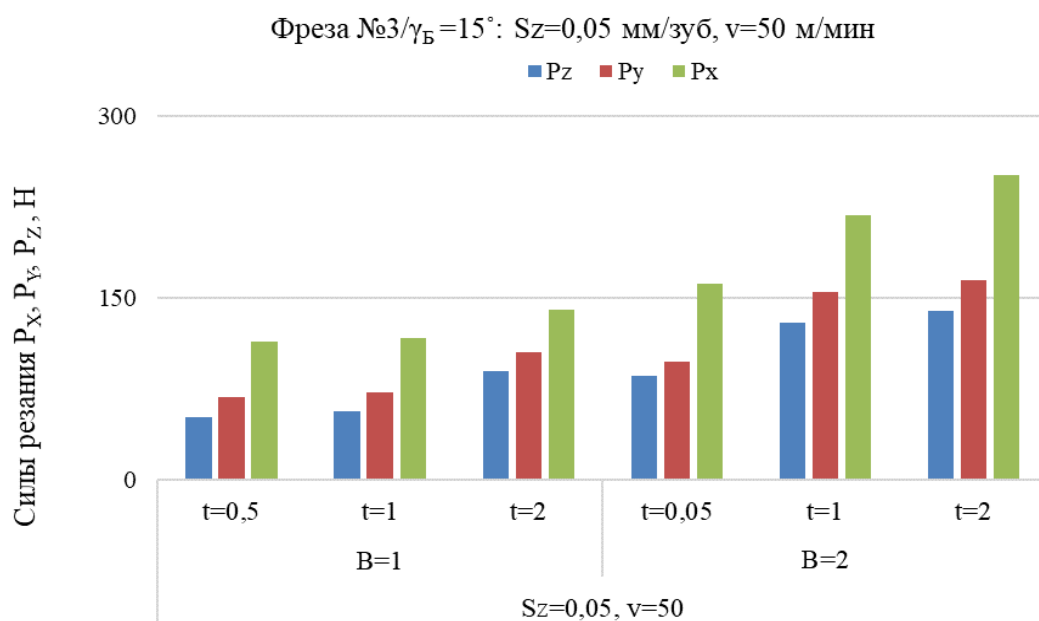


Рисунок 3.24 – Зависимость сил P_x , P_y , P_z от глубины резания t и ширины B :
фреза № 3, $v=50$ м/мин, $S_z=0,05$ мм/зуб

Увеличение ширины B и глубины t фрезерования приводит к увеличению технологических сил P_x , P_y , P_z . Это явление может быть объяснено увеличением объема материала, снимаемого в единицу времени.

Изменение технологических составляющих силы резания P_x , P_y , P_z с увеличением подачи S_z при фрезеровании уступа с передним углом винтового зуба $\gamma_B=5^\circ/10^\circ/15^\circ$ представлено на рисунках 3.25-3.27.

Увеличение подачи S_z в два раза приводит к увеличению возникающей силы также почти вдвое. Этот эффект можно объяснить следующим образом: из-за увеличения подачи увеличивается объем материала, срезаемого в единицу времени. С одной стороны, это приводит к увеличению производительности резания, а с другой стороны, требует увеличения сил, действующих во время обработки.

Фреза №1/ $\gamma_B=5^\circ$: $S_z=0,05$ мм/зуб, $v=50$ м/мин

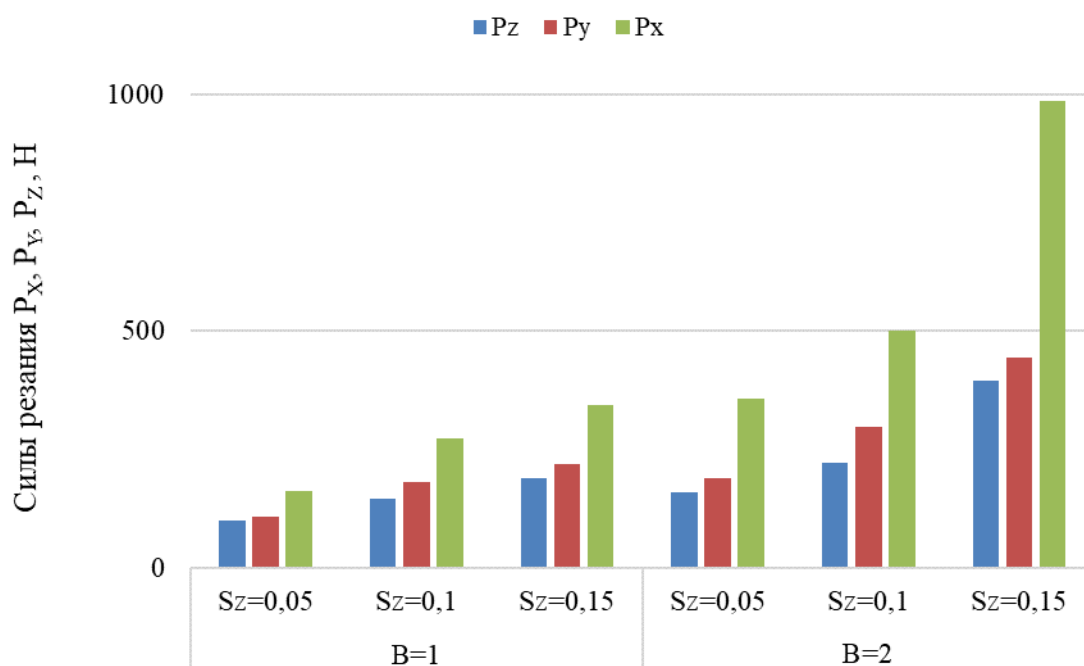


Рисунок 3.25 – Зависимость сил P_x , P_y , P_z от подачи S_z : фреза № 1, $v=50$ м/мин,
 $t=2$ мм

Фреза №2/ $\gamma_B=10^\circ$: $S_z=0,05$ мм/зуб, $v=50$ м/мин

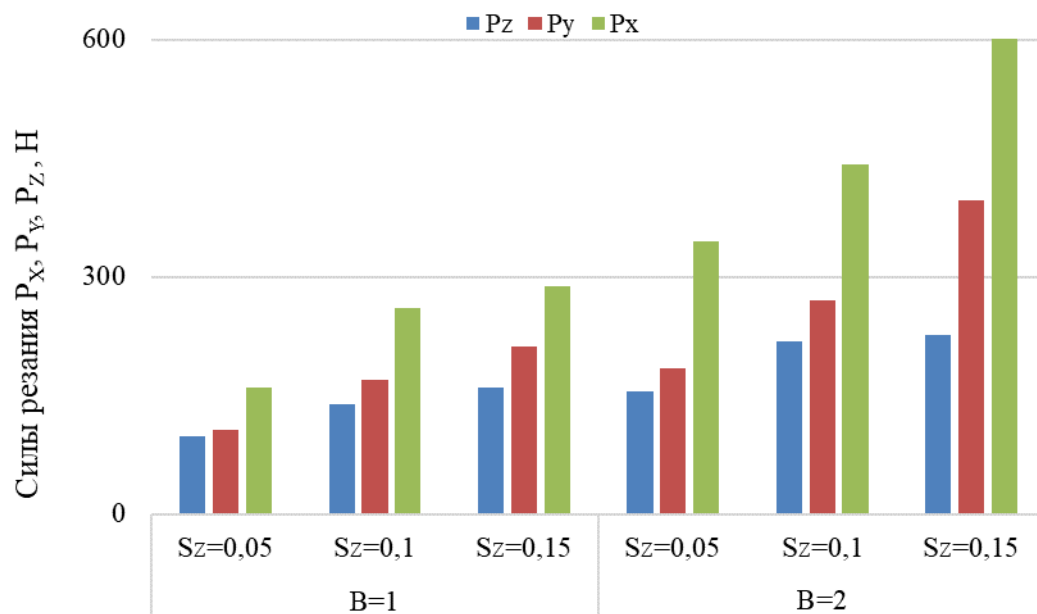


Рисунок 3.26 – Зависимость сил P_x , P_y , P_z от подачи S_z : фреза № 2, $v=50$ м/мин,
 $t=2$ мм

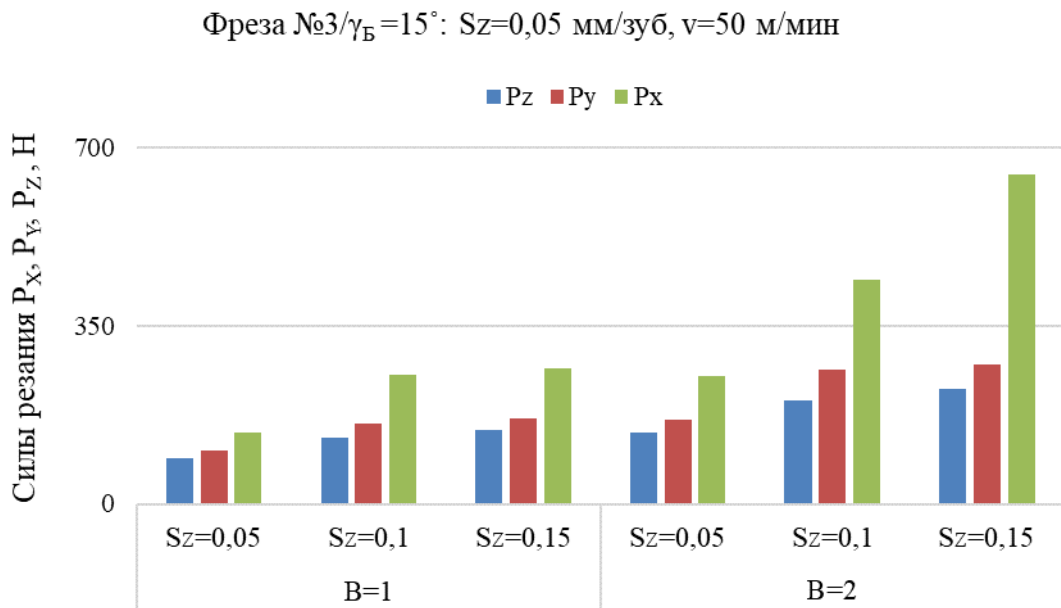


Рисунок 3.27 – Зависимость сил P_x , P_y , P_z от подачи S_z : фреза № 3, $v=50$ м/мин,
 $t=2$ мм

Увеличение осевой силы резания P_z при увеличении подачи S_z наблюдается и при засверливании с осевой подачей (см. рисунок 3.28).

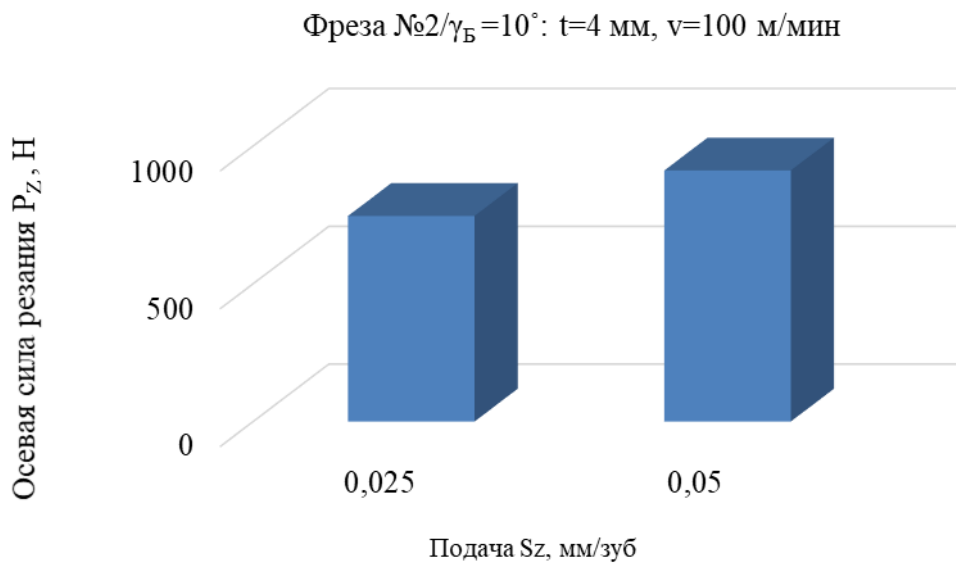


Рисунок 3.28 – Зависимость осевой силы P_z от подачи S_z при засверливании
фрезой №2 ($\gamma_B=10^\circ$): $t=4$ мм, $v=100$ м/мин

Зависимость технологической составляющей силы резания P_x от переднего угла винтового зуба при различных значениях подачи S_z и ширины фрезерования B представлена на рисунке 3.29. Увеличение переднего угла винтового зуба γ_B с 5° до 15° ведет к уменьшению силы резания P_x . Происходит это из-за того, что при увеличении переднего угла уменьшается усадка стружки, увеличивается угол сдвига, что приводит к уменьшению деформации при стружкообразовании [29].

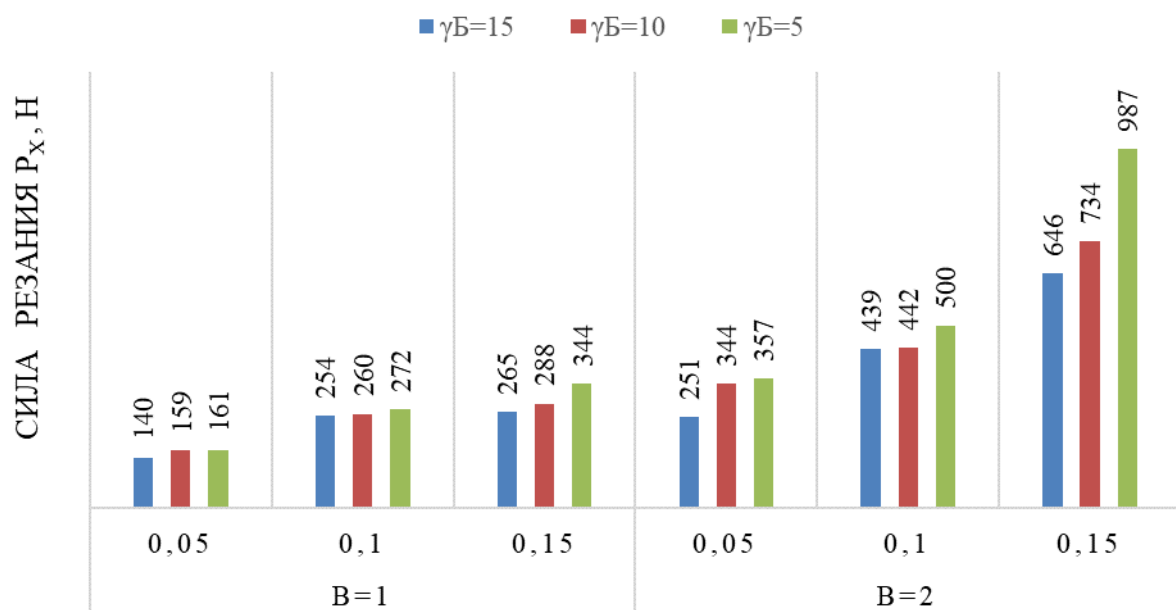


Рисунок 3.29 – Зависимость силы P_x от подачи S_z , ширины фрезерования B и переднего угла винтового зуба γ_B

3.2 Исследование физико-механических свойств стали 45 и титанового сплава ВТ6

3.2.1 Процесс упрочнения структуры опытных образцов из стали 45 и титанового сплава ВТ6

Для построения экспериментальных кривых упрочнения до больших деформаций, реализуемых при резании, в работе применяется метод осадки цилиндрического образца. Используются образцы с выточками, позволяющие выполнить осадку в условиях жидкостного трения [59А, 152А]. В выточки заливается парафин, благодаря которому давление по всей площади торца имеет одинаковую величину, а трение на торцах отсутствует. При осадке плоскими плитами обычный цилиндрический образец теряет свою правильную форму и принимает форму «бочки». Это происходит из-за того, что на контактах с плитами действуют значительные касательные напряжения, вызванные силами контактного трения (см. рисунок 3.30). Касательные напряжения в объёме образца максимальны на контактах с плитами и уменьшаются по мере удаления от его торцов. Вначале процесса осадки образцов со смазкой, залитой в выточки, выточки немного сминаются, обеспечивая высокую герметичность торцовых полостей. Несмотря на это, излишки парафина выдавливаются. В оставшемся тонком слое смазки действует по существу гидростатическое давление, которое, в соответствии с законом Торричелли, передается во все стороны без изменения [81]. Поэтому давление на всем торце образца одинаковое, а осевые напряжения имеют одинаковую величину по всему объёму. В результате для определения напряжения течения необходимо осевую силу поделить на поперечное сечение осаживаемого образца. Схема осадки образца показана на рисунке 3.30.

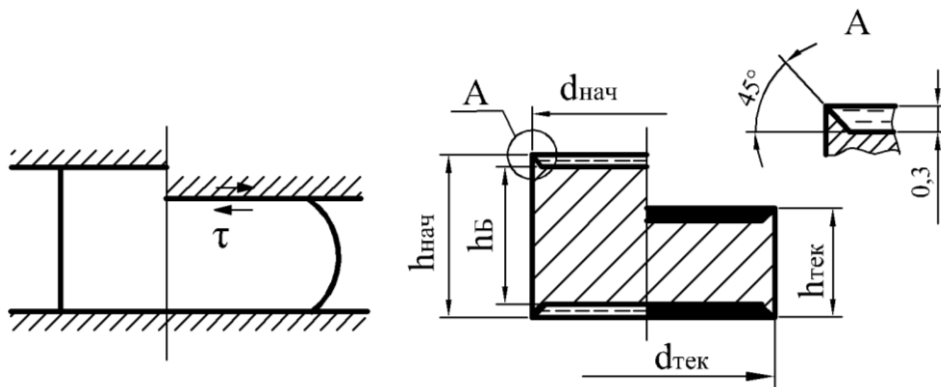


Рисунок 3.30 – Схема осадки образца без выточек и образец с выточками

Испытания проведены по ГОСТ 25.503-97 [15]. Изготовлены образцы в соответствии с рисунком 3.31 для стали 45 и титанового сплава ВТ6. Количество испытываемых образцов для каждого исследуемого материала составляет 5 штук.

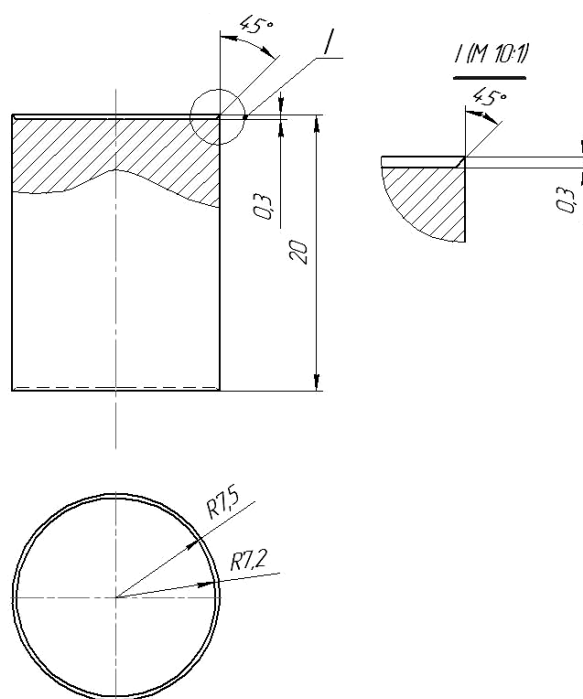


Рисунок 3.31 – Экспериментальные образцы для осадки

С помощью скобы рычажной с диапазоном измерений 0-25 мм и ценой деления отсчетного устройства 0,002 мм измерены основные конструктивные параметры образцов (см. рисунок 3.32, а). Твердость образцов измерена твердомером фирмы Galileo Ergotest DIGI (см. рисунок 3.32, б). Результаты измерений приведены в таблице 3.10.

Таблица 3.10 – Конструктивные размеры и твердость экспериментальных образцов

Образцы	Диаметр образца $d_{нач}$, мм	Высота образца $h_{нач}$, мм	Высота образца без буртика h_B , мм	Твердость НВ
Ст45, образец №1	14,95	19,74	19,2	167
Ст45, образец №2	15,11	19,87	19,25	164
Ст45, образец №3	15,12	19,7	19,13	164
Ст45, образец №4	15,15	19,98	19,34	163
Ст45, образец №5	15	19,94	19,3	168
ВТ6, образец №1	14,6	19,86	19,64	279

ВТ6, образец №2	14,7	19,5	19,23	301
ВТ6, образец №3	14,8	19,73	19,16	306
ВТ6, образец №4	14,9	19,7	19,1	301
ВТ6, образец №5	14,8	19,84	19,26	298



а)



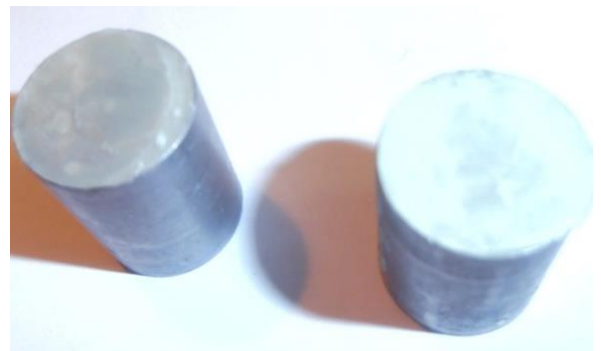
б)

Рисунок 3.32 – Измерение экспериментальных образцов: а – линейные размеры;
б – твердость

Перед началом испытаний в выточки образцов заливается парафин (см. рисунок 3.33).



а)



б)

Рисунок 3.33 – Экспериментальные образцы: а – без парафина; б – с залитым в выточки парафином

Образцы осаживались на испытательной машине со 100 тонным гидравлическим прессом. В ходе испытаний регистрировалось значение осевой сжимающей нагрузки от перемещения ползуна. Образцы из стали 45 после осаживания представлены на рисунке 3.34.



Рисунок 3.34 – Образцы после осадки

Напряжение течения σ_s и логарифмическая деформация ε_l для построения экспериментальных кривых упрочнения определяются по зависимостям:

$$\sigma_s = \frac{F_{ТЕК}}{A_{ТЕК}},$$

$$\varepsilon_l = \ln\left(\frac{h_B}{h_{ТЕК}}\right),$$

где $F_{ТЕК}$ – текущее значение осевой сжимающей нагрузки; $A_{ТЕК}$ – текущая площадь образца; $h_{ТЕК}$ – текущая высота образца.

В общем случае площадь цилиндрического образца A рассчитывается по зависимости:

$$A = \frac{\pi \cdot d^2}{4}, \quad (3.3)$$

где d – диаметр образца.

В случае осадки цилиндрического образца для определения текущей площади по формуле (3.3) необходимо знать текущее изменение диаметра образца, что затруднительно осуществить в лабораторных условиях. С учетом закона постоянства объема [79], текущая площадь образца определяется через текущее изменение высоты:

$$A_{ТЕК} = \frac{\pi \cdot d_{нач}^2 \cdot h_{Б}}{4 \cdot h_{ТЕК}}.$$

Для примера в таблице 3.11 приведены данные для построения экспериментальной кривой упрочнения образца №5 из стали 45.

Таблица 3.11 – Данные для построения экспериментальной кривой упрочнения, сталь 45, образец №5

Текущая высота образца $h_{ТЕК}$, мм	Диаметр образца $d_{нач}$, мм	Текущая площадь образца $A_{ТЕК}$, мм ²	Текущее значение нагрузки $F_{ТЕК}$, кН	Логарифмическая деформация ε_l	Напряжение течения σ_s , кгс/мм ²
18,3	15	186,17799	121,1	0,052167229	65,04528244
17,3		196,93972	139,7	0,108361788	70,9354095
16,3		209,02192	152,2	0,167903181	72,81533096
15,3		222,68348	166,7	0,231215461	74,85961713
14,3		238,25575	183,4	0,298808752	76,97610638
13,3		256,16972	198,3	0,371304254	77,40961832
12,3		276,99652	219,1	0,449469027	79,0984658
11,3		301,50949	238,6	0,534265563	79,13515435
10,3		330,78226	266,9	0,626924394	80,68752041
9,3		366,35024	301,3	0,729053889	82,24370207
8,3		410,48882	354,3	0,842812774	86,31172883
7,3		466,72017	411,3	0,971193941	88,1256109
6,3		540,80274	500	1,118518656	92,45515366

5,3		642,84099	655,9	1,291361469	102,031453
4,3		792,33889	1000	1,500453266	126,3348311

На рисунке 3.35 приведены полученные экспериментальные кривые упрочнения для стали 45 по пяти осаженным образцам.

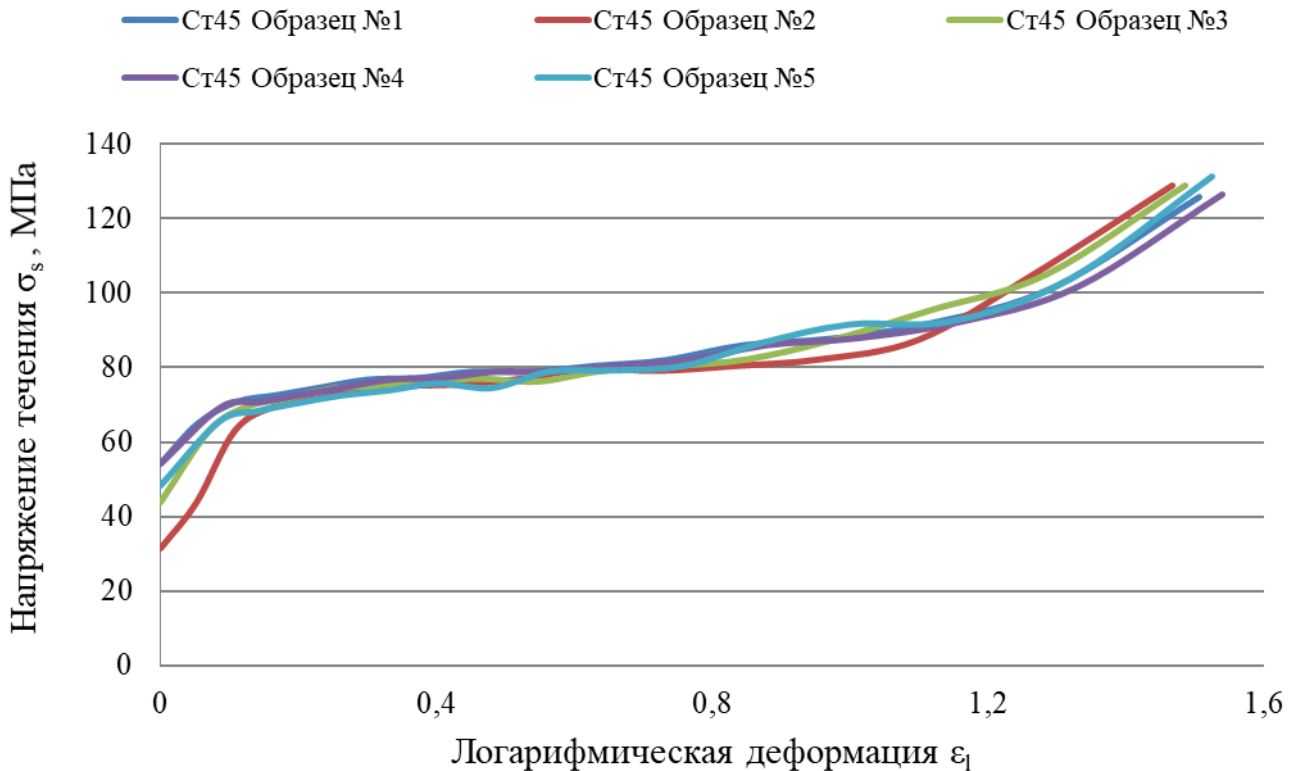


Рисунок 3.35 – Экспериментальные кривые упрочнения, полученные при осадке 5 образцов из стали 45

Для использования полученных экспериментальных кривых упрочнения в аналитических расчета процесса резания применяется линейная аппроксимация (см. уравнение 2.1). На экспериментальной кривой выделяется рабочий участок [59А]. Для этого на построенной кривой выделяют две точки со значениями аргумента ε_1 и ε_2 . Точки назначаются, исходя из условий резания. Принято, что при стружкообразовании деформированию подвергается материал, предварительно деформированный на предыдущем проходе, с логарифмической деформацией примерно $\varepsilon_1 = 0,7$. На выходе из зоны деформирования к этой

деформации добавляется величина $\Delta\varepsilon$. Отделяемый от заготовки слой деформируется до значений логарифмической деформации $\varepsilon_2 = 1,2 \dots 1,7$. В этом диапазоне чаще всего ведут обработку [59А, 152А].

На рисунке 3.36 представлена экспериментальная зависимость напряжения течения σ_s от логарифмической деформации ε_l для стали 45 (1) и ее линейная аппроксимация (2). Логарифмическая деформация в начале выделенного участка равна $\varepsilon_1 = 0,7$, а конечная деформация равна $\varepsilon_2 = 1,3$. Значение напряжения течения исходного металла равно $\sigma_1 = 820,16$ МПа, а значение напряжения течения деформированного металла $\sigma_2 = 1020,1$ МПа. Экстраполированный предел текучести равен $\sigma_{s0} = 787$ МПа.

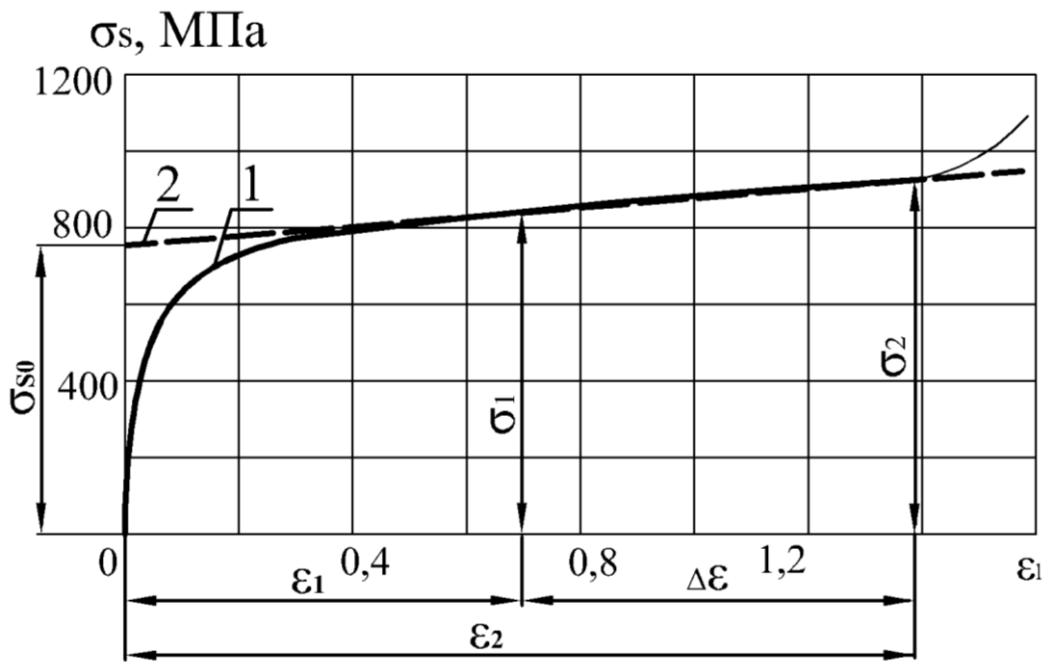


Рисунок 3.36 – Материал сталь 45: 1 – экспериментальная кривая упрочнения; 2 – линейная аппроксимация

На рисунке 3.37 представлена экспериментальная кривая упрочнения для титанового сплава ВТ6 (1) и ее линейная аппроксимация (2). На кривой для аналитического расчета выделен рабочий участок: логарифмическая деформация в начале выделенного участка равна $\varepsilon_1 = 0,7$, а конечная деформация равна

$\varepsilon_2=1,25$. Значение напряжения течения исходного металла равно $\sigma_1=1101,4$ МПа, а значение напряжения течения деформированного металла $\sigma_2=1162,2$ МПа. Экстраполированный предел текучести равен $\sigma_{s0}=1100$ МПа.

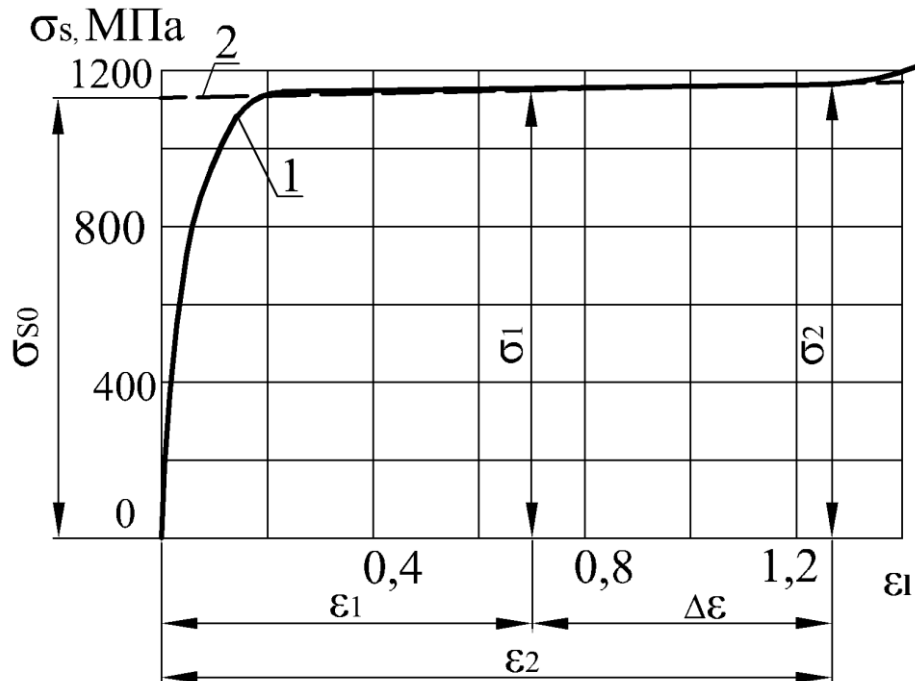


Рисунок 3.37 – Материал титановый сплав ВТ6: 1 – экспериментальная кривая упрочнения; 2 – линейная аппроксимация

3.2.2 Определение удельной работы разрушения для стали 45 и титанового сплава ВТ6

Удельная работа разрушения a_p определена по аналогии с испытаниями на ударный изгиб [85А]. В общем случае ударная вязкость и удельная работа разрушения связаны следующей зависимостью [22]:

$$KC = a_3 + a_p,$$

где KC – ударная вязкость, a_3 – работа зарождения трещины; a_p – удельная работа разрушения.

Под работой зарождения трещины подразумевается работа, затраченная на макродеформацию образца до зарождения трещины на дне надреза. Для конкретного материала работа зарождения трещины прямо пропорциональна деформированному объему, который при прочих равных условиях прямо пропорционален радиусу надреза: чем больше радиус надреза, тем больше работа зарождения трещины a_z . Гуляев А. П. предложил метод по определению удельной работы разрушения: необходимо испытать образцы с разной остротой надреза. Экстраполируя полученные значения ударной вязкости на нуль радиуса надреза по схеме, показанной на рисунке 3.38, получается удельная работа разрушения a_p . Это значение соответствует ударной вязкости образца с надрезом равным нулю или с трещиной, то есть, по существу, чистой работе распространения трещины a_p [22].

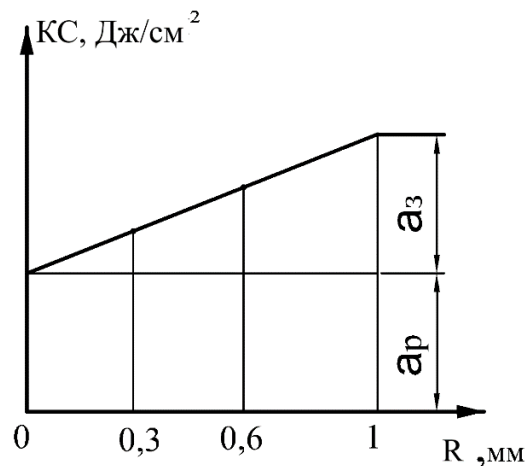


Рисунок 3.38 – Графический метод определения работы распространения трещины a_p по А.П Гуляеву [22]

Для проведения эксперимента подготовлены стандартные образцы квадратного сечения по ГОСТ 9454-78 [16] (см. рисунок 3.39) из стали 45 и титанового сплава ВТ6 двух типов с радиусом концентратора вида U :

- образцы первого типа с радиусом концентратора $R = 0,6$;
- образцы второго типа с радиусом концентратора $R = 0,3$.

Всего изготовлено по 5 штук каждого радиуса концентратора для стали 45 и по 5 штук каждого радиуса концентратора для титанового сплава ВТ6.

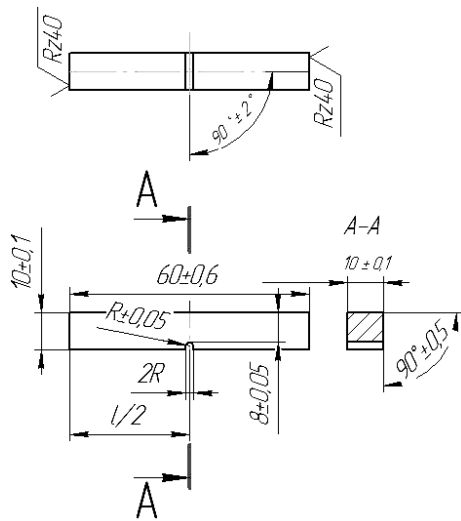
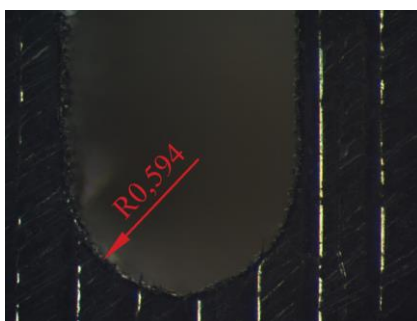
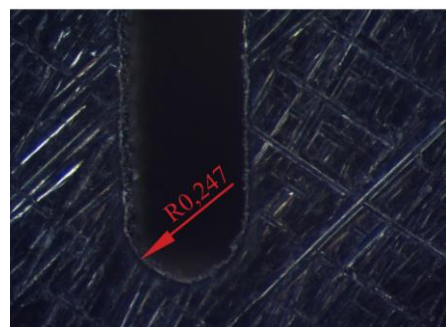


Рисунок 3.39 – Образцы для испытаний на ударный изгиб

Перед испытаниями у образцов с помощью скобы рычажной с диапазоном измерений 0-25 мм и ценой деления отсчетного устройства 0,002 мм замерена ширина B . Радиус концентратора R и высота рабочего сечения H_1 измерены с помощью микроскопа (см. рисунок 3.40). Твердость измерена на твердомере фирмы Galileo Ergotest DIGI. Измеренные данные экспериментальных образцов приведены в таблице 3.12.



а)



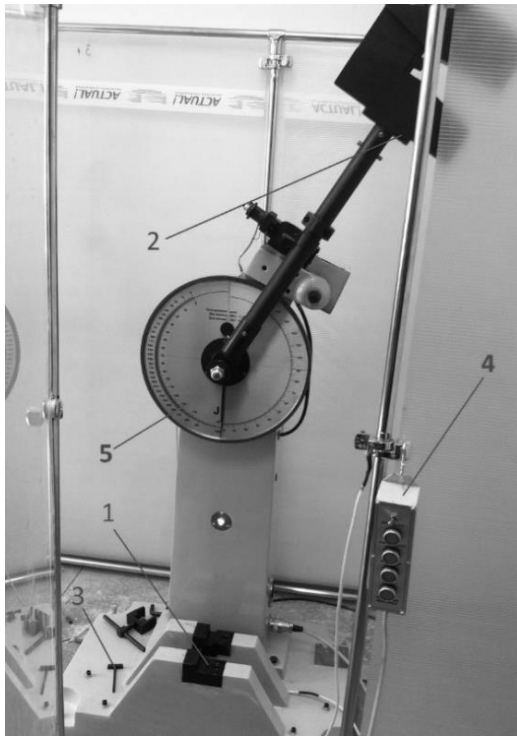
б)

Рисунок 3.40 – Измерение радиуса концентратора экспериментальных образцов из ВТ6: а – образцы первого типа; б – образцы второго типа

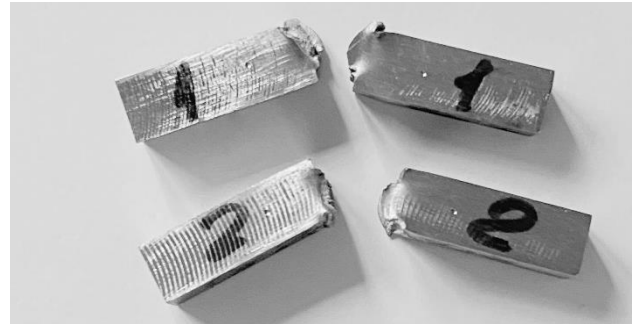
Таблица 3.12 – Геометрические параметры и твердость экспериментальных образцов

Тип образца	Сталь 45, образцы первого типа				
Номер образца	Образец 1	Образец 2	Образец 3	Образец 4	Образец 5
Твердость НВ	165	163	162	164	168
Радиус концентратора R , мм	0,574	0,594	0,603	0,577	0,593
Ширина образца B , мм	10,135	10,114	10,176	10,155	10,145
Высота рабочего сечения H_1 , мм	8,115	8,115	8,141	8,088	8,103
Тип образца	Сталь 45, образцы второго типа				
Номер образца	Образец 1	Образец 2	Образец 3	Образец 4	Образец 5
Твердость, НВ	163	166	162	163	169
Радиус концентратора R , мм	0,264	0,247	0,246	0,249	0,252
Ширина образца B , мм	10,135	10,104	10,127	10,181	10,120
Высота рабочего сечения H_1 , мм	8,082	8,066	8,186	8,122	8,118
Тип образца	ВТ6, образцы первого типа				
Номер образца	Образец 1	Образец 2	Образец 3	Образец 4	Образец 5
Твердость, НВ	302	298	301	297	300
Радиус концентратора R , мм	0,517	0,509	0,500	0,500	0,509
Ширина образца B , мм	9,860	9,930	9,990	9,930	9,650
Высота рабочего сечения H_1 , мм	8,134	7,488	7,631	7,692	7,966
Тип образца	ВТ6, образцы второго типа				
Номер образца	Образец 1	Образец 2	Образец 3	Образец 4	Образец 5
Твердость, НВ	301	297	299	301	298
Радиус концентратора R , мм	0,254	0,262	0,246	0,246	0,246
Ширина образца B , мм	10,100	9,620	10,040	9,600	9,600
Высота рабочего сечения H_1 , мм	8,019	7,645	7,667	8,009	7,729

Испытания на изгиб проведены на маятниковом копре МК-300 с максимальной энергией удара маятника 300 Дж (см. рисунок 3.41). В ходе испытаний замерялась работа удара маятника K .



а)



б)

Рисунок 3.41 – Проведение испытаний по определению ударной вязкости: а – маятниковый копер для испытаний на ударную вязкость: 1 – опоры копра, 2 – маятник, 3 – шаблон, 4 – пульт управления, 5 – шкала; б – пример разрушенного образца

Ударная вязкость определена по зависимости:

$$KCU = \frac{K}{S_o},$$

где K – работа удара; S_o – начальная площадь поперечного сечения образца в месте концентратора.

Начальная площадь поперечного сечения образца в месте концентратора определяется по зависимости:

$$S_o = B \cdot H_1,$$

где B – ширина; H_1 – высота рабочего сечения.

Удельная работа разрушения a_p определена графически в соответствии со схемой на рисунке 3.37. Необходимое значение ударной вязкости KCU для

графического определения удельной работы разрушения a_p рассчитано как среднее арифметическое по 5 значениям для образцов с радиусом концентратора $R = 0,6$ мм и по 5 значениям для образцов с радиусом концентратора $R = 0,3$ мм. Измеренные и рассчитанные параметры приведены в таблице 3.13.

Таблица 3.13 – Данные для определения удельной работы разрушения

Тип образца	Сталь 45, образцы первого типа				
Номер образца	Образец 1	Образец 2	Образец 3	Образец 4	Образец 5
Площадь поперечного сечения S_o , мм ²	82,24	82,072	82,839	82,134	82,2
Работа удара K , Дж	31,760	31,910	46,000	38,940	43,240
Ударная вязкость KCU , Дж/см ²	38,619	38,881	55,529	47,411	52,603
Тип образца	Сталь 45, образцы второго типа				
Номер образца	Образец 1	Образец 2	Образец 3	Образец 4	Образец 5
Площадь поперечного сечения S_o , мм ²	81,9	81,499	82,896	82,687	82,15
Работа удара K , Дж	22,3	24,420	15,220	22,060	23,63
Ударная вязкость KCU , Дж/см ²	27,228	29,964	18,360	26,679	28,764
Тип образца	ВТ6, образцы первого типа				
Номер образца	Образец 1	Образец 2	Образец 3	Образец 4	Образец 5
Площадь поперечного сечения S_o , мм ²	80,197	74,352	76,231	76,379	76,875
Работа удара K , Дж	33,900	29,200	30,000	54,600	56,600
Ударная вязкость KCU , Дж/см ²	42,271	39,273	39,354	71,486	73,626
Тип образца	ВТ6, образцы второго типа				
Номер образца	Образец 1	Образец 2	Образец 3	Образец 4	Образец 5
Площадь поперечного сечения S_o , мм ²	80,991	73,544	76,977	76,886	74,194
Работа удара K , Дж	39,000	31,120	34,500	37,300	42,700
Ударная вязкость KCU , Дж/см ²	48,153	42,315	44,819	48,513	57,552

По полученным усредненным значениям ударной вязкости KCU построены графики для определения удельной работы разрушения a_p для стали 45 (см. рисунок 3.42, а) и для титанового сплава ВТ6 (см. рисунок 3,42 б).

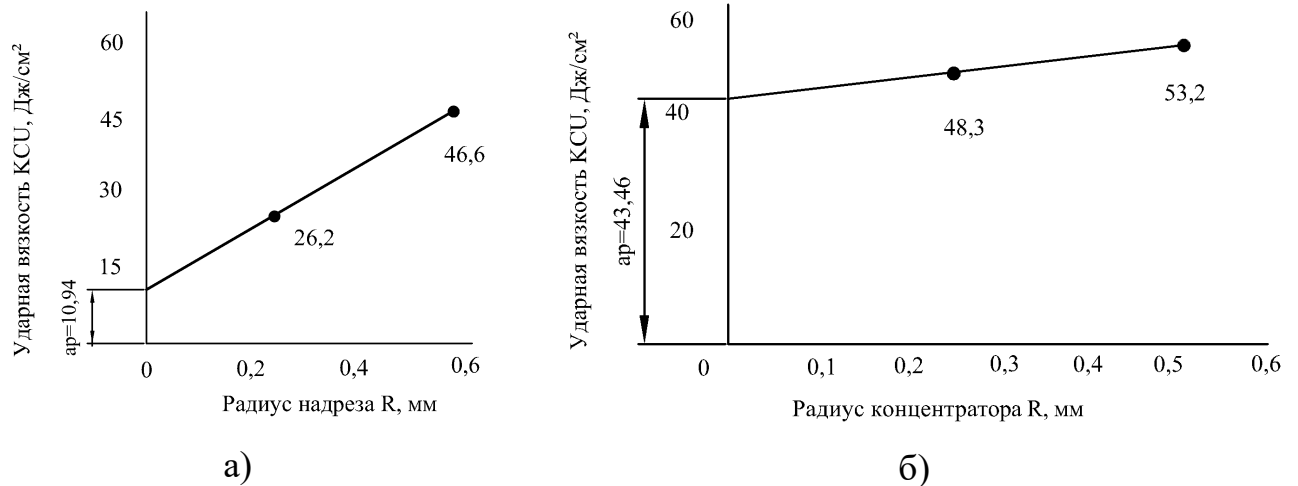


Рисунок 3.42 – Графический метод определения удельной работы разрушения a_p :

а – для стали 45; б – для титанового сплава ВТ6

Для стали 45 значение удельной работы разрушения составляет $a_p=10,94$ Дж/см², а для титанового сплава ВТ6 $a_p=43,463$ Дж/см².

3.3 Выводы по главе 3

1) Разработана структура измерительной системы технологических составляющих силы резания при обработке уступа и осевой силы резания при засверливании с осевой подачей, состоящая из пьезоэлектрического динамометра, усилителя, аналого-цифрового преобразователя, персонального компьютера с встроенной программой обработки и визуализации полученных данных.

2) Разработана методика экспериментального исследования и обработки экспериментальных данных при исследовании резания вращающимся инструментом – концевой двузубой фрезой.

3) Установлены зависимости технологических составляющих силы резания P_x , P_y , P_z от скорости резания, подачи, глубины и ширины резания и от переднего угла винтового зуба при обработке уступа и осевой силы резания P_z от скорости резания и подачи при засверливании.

4) Проведены экспериментальные исследования по определению физико-механических характеристиках материалов, обрабатываемых резанием. В ходе осадки цилиндрических образцов из стали 45 и титанового сплава ВТ6 определено сопротивление напряжения течения от логарифмической деформации. По испытаниям на ударную вязкость определена удельная работа разрушения для стали 45 и титанового сплава ВТ6.

Глава 4 Разработка и создание фрезы с повышенным периодом стойкости для обработки титанового сплава ВТ6

4.1 Определение параметров режущей кромки зубьев опытной фрезы при обработке титанового сплава ВТ6

Титановый сплав ВТ6 является одним из самых востребованных в России и за рубежом [53, 87, 112, 163]. Сплав используется для изготовления деталей военных и гражданских самолетов, авиационных двигателей, теплообменников, судовых гребных винтов, элементов ракет и космических аппаратов, а также изделий медицинского назначения. Зарубежными аналогами сплава ВТ6 являются: DIN, WNr 3.7164, 3.7165 из Германии; AFNOR T-A6V, Ti-P.63 из Франции; BS Ti-Al-V из Великобритании; 6Al-4V Grade5 из США; JIS SAT-64, Ti-6Al-4V из Японии.

Титановый сплав марки ВТ6 характеризуется высокими эксплуатационными качествами и физико-механическими свойствами. В состав сплава входит ванадий, способный повысить прочность металла и сделать его более пластичным, и алюминий, способствующий повышению жаропрочности. Кроме этого продукция из этого материала имеет легкий вес, высокую устойчивость к агрессивным средам, отсутствие коррозии и разрушения. Совокупность этих свойств приводит к увеличению срока эксплуатации деталей из титанового сплава ВТ6, чем у деталей, изготовленных из других материалов.

Однако, обработка титанового сплава ВТ6 отличается сложностью из-за его физико-механических свойств [27, 34, 95, 101, 112, 119, 131]:

– титановый сплав ВТ6 имеет низкую удельную теплоемкость и низкий коэффициент теплопроводности по сравнению со сплавами на основе железа, алюминия и никеля. Поэтому температуры, возникающие при обработке сплава

BT6, в 2-3 раза превосходят температуры, которые возникают при обработке сплавов на основе железа и алюминия, и могут достигать 1500 °С;

– титановый сплав BT6 обладает невысокой пластичностью (относительное удлинение изменяется от 2 до 25 %). При резании сплава образуется сливная стружка, которая, при высоких скоростях, переходит в элементную. Срезаемая стружка имеет малую усадку, а площадь контакта стружки с поверхностью режущего клина в 1,5-2,0 раза меньше, чем при резании углеродистых сталей. Это приводит к увеличению нормальных контактных напряжений и концентрации теплоты на режущих кромках инструмента и, как следствие, к повышенному его износу;

– высокая химическая активности титанового сплава BT6 по отношению к кислороду и азоту воздуха приводит к его более интенсивному упрочнению, чем у сплавов на основе никеля и железа. Прочностные свойства титанового сплава BT6 в процессе обработки возрастают в 2-4 раза. С увеличением скорости резания, когда происходит рост температуры в зоне резания, скорость диффузии кислорода и азота в поверхностный слой титанового сплава BT6 возрастает;

– повышенная истирающая способность титанового сплава BT6 приводит к более интенсивному износу инструмента. Интенсивное истирание контактных поверхностей режущего инструмента является следствием высокой химической активности сплава с окружающей средой, что приводит к его упрочнению;

– неоднородная пластическая деформация в зоне стружкообразования, приводит к тому, что резание титанового сплава BT6 сопровождается вибрациями, которые способствуют быстрому выходу из строя режущего инструмента;

– образование тонкой стружки толщиной порядка 0,04—0,07 мм при обработке титанового сплава BT6 может привести к ее воспламенению. При

назначении режимов обработки необходимо учитывать свойство воспламенения титанового сплава ВТ6 в целях соблюдения пожарной безопасности.

Для обработки титановых сплавов, и в частности, титанового сплава ВТ6, предложены следующие монолитные концевые фрезы:

– фрезы из быстрорежущей стали (ГОСТ 23248-78 [18], Промышленная компания МИОН (Россия), Инструментальное производство Minicut (Россия)). Экспериментально установлено, что при обработке титановых сплавов инструмент, изготовленный из быстрорежущей стали, изнашивается интенсивнее, чем инструмент из твердосплавного сплава. Применение быстрорежущей стали при резании титановых сплавов возможно лишь в том случае, если отсутствуют возможности использовать твердосплавный инструмент [34];

– фрезы из твердого сплава универсального применения, предназначенные для фрезерования труднообрабатываемых материалов, таких как нержавеющие стали, сплавы на никелевой и титановой основе (Mitsubishi (Япония), STOCK (Германия), НИР (Россия), YG-1 (Корея), Томский инструментальный завод (Россия)). Из-за специфических физико-механических свойств титанового сплава ВТ6 его обрабатываемость отличается от обрабатываемости сплавов на никелевой основе и на основе железа [34]. Учитывая широкое распространение титанового сплава марки ВТ6 в машиностроении и совокупность его эксплуатационных качеств, целесообразно при фрезеровании деталей применять концевые фрезы, предназначенные для обработки именно титанового сплава ВТ6.

На этапе проектирования опытной концевой фрезы для сплава ВТ6 значение геометрических параметров зубьев режущих кромок назначено, исходя из расчета по программе «EndMills».

Для расчета переднего угла винтового зуба назначены следующие начальные данные:

1. Фрезерная операция: обработка уступа – встречное фрезерование.

2. Обрабатываемый материал – ВТ6: $\varepsilon_1 = 0,7$; $\varepsilon_2 = 1,25$; $\sigma_1 = 1101,4$ МПа; $\sigma_2 = 1162,2$ МПа; $\sigma_b = 1003$ МПа; $b = 0,1$; $a_p = 43,463$ Дж/см².

3. Режимы резания: $S_z = 0,03$ мм/зуб; $t = 1,5$ мм; $B = 2$ мм. Режимы резания назначены по рекомендациям из источника [34] для полуступенчатой обработки титановых сплавов. При расчете по программе «EndMills» назначаются минимальные значения режимов резания, рекомендованные для заданных обрабатываемых материалов. При фрезеровании титановых сплавов рекомендуется назначать подачу на зуб в диапазоне от 0,03 – 0,08 мм/зуб. Для расчета принимается минимальное значение подачи $S_z = 0,03$ мм/зуб.

4. Геометрические параметры инструмента: $d_1 = 10$ мм; $\omega = 45^\circ$; $z = 2$. Угол наклона винтовой канавки назначен, исходя из рекомендаций, приведенных в источнике [34].

5. Трение/износ: $\mu = 0,13$; $h_3 = 0,01$ мм.

На рисунке 4.1, а представлена графическая, а на рисунке 4.1, б в табличной форме зависимость окружной силы резания P_ψ от переднего угла γ_B на винтовом зубе для заданных условий. Как видно из рисунка при значении переднего угла винтового зуба, равного $\gamma_B = 15^\circ$, наблюдается минимальная окружная сила резания.

Для расчета переднего угла торцевой режущей кромке концевой фрезы при обработке титанового сплава ВТ6 назначены следующие исходные данные:

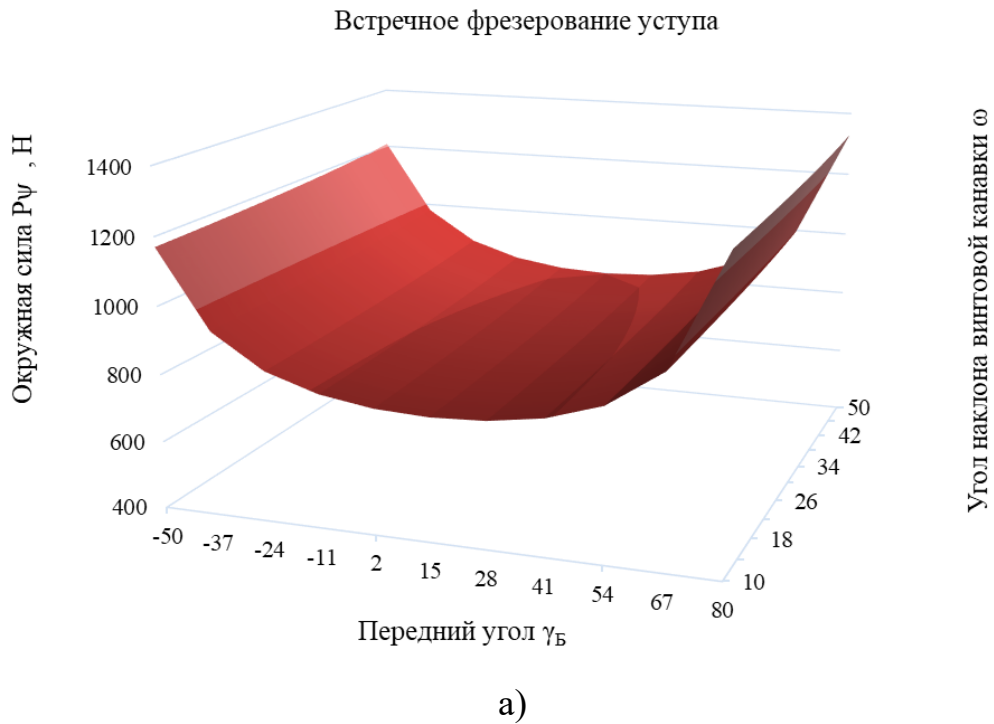
1. Фрезерная операция: засверливание.

2. Обрабатываемый материал – ВТ6: $\varepsilon_1 = 0,7$; $\varepsilon_2 = 1,25$; $\sigma_1 = 1101,4$ МПа; $\sigma_2 = 1162,2$ МПа; $\sigma_b = 1003$ МПа; $b = 0,1$; $a_p = 43,463$ Дж/см².

3. Режимы резания: $S_z = 0,025$ мм/зуб; $l = 1$ мм.

4. Геометрические параметры инструмента: $d_1 = 10$ мм; $\omega = 45^\circ$; $z = 2$. Угол наклона винтовой канавки назначен, исходя из рекомендаций, приведенных в источнике [34].

5. Трение/износ: $\mu = 0,13$; $h_3 = 0,01$ мм.



Результаты расчёта

Силы резания: Режимы резания и параметры инструмента Оптимизация

Исходные данные для оптимизации

BT6, HB 301, $t = 1,5$ мм, $B = 2$ мм, $S_z = 0,03$ мм/зуб

γ_B от -50,00 до 80,00 ω от 10,00 до 50,00

Результаты оптимизации

P_ψ : 712,007 Н, γ_B : 14,765 , ω : 10

ω / γ_B	-50	-37	-24	-11	2	15	28	41	54	67	80
10	1158,576	905,79	798,444	745,277	719,592	712,009	720,216	747,072	803,68	926,466	1322,963
14	1158,789	906,022	798,695	745,545	719,873	712,299	720,511	747,368	803,975	926,766	1323,31
18	1159,079	906,338	799,036	745,908	720,253	712,691	720,909	747,768	804,375	927,171	1323,777
22	1159,45	906,742	799,471	746,37	720,736	713,19	721,416	748,277	804,883	927,686	1324,37
26	1159,911	907,24	800,007	746,938	721,331	713,802	722,037	748,901	805,506	928,319	1325,095
30	1160,469	907,844	800,654	747,623	722,045	714,537	722,783	749,649	806,254	929,077	1325,96
34	1161,139	908,565	801,424	748,436	722,892	715,407	723,665	750,535	807,138	929,973	1326,978
38	1161,936	909,42	802,334	749,395	723,888	716,428	724,701	751,574	808,177	931,025	1328,166
42	1162,885	910,433	803,409	750,522	725,057	717,625	725,912	752,789	809,391	932,254	1329,545
46	1164,018	911,635	804,678	751,849	726,429	719,028	727,331	754,212	810,813	933,692	1331,148
50	1165,379	913,073	806,188	753,422	728,05	720,682	729,003	755,888	812,487	935,384	1333,078

б)

Рисунок 4.1 – Зависимость окружной силы от переднего угла на винтовом зубе:

а – в графическом виде; б – в табличном виде

Из результатов расчета следует, что при переднем угле торцового зуба, равным $\gamma_B = 13^\circ$, обеспечивается минимум осевой силы резания.

4.2 Выбор и обоснование конструкционных параметров и изготовление опытной фрезы

Фреза концевая монолитная из твердого сплава с назначенными передними углами винтового и торцового зубьев предназначена для обработки заготовок из титанового сплава ВТ6 [73А]. Фреза выполнена из твердого сплава ВК8 ГОСТ 3882-74 [14] в соответствии с рекомендациями источника [34]. В случае обработки титанового сплава по корке сплав ВК8, который более твердый, чем сплавы ВК11 и ВК15, и менее твердый и хрупкий по сравнению со сплавами Т15К6, Т5К10, ВК2, ВК4, ВК6М, имеет износ в основном по задней поверхности и меньшую величину, чем у инструмента, из указанных твердых сплавов [34].

В случае полустойковой обработки сплав ВК8 подвержен выкрашиванию и сколам в меньшей степени, чем твердые сплавы ВК4, ВК6М, ВК6. Кроме того эти операции выполняются на скоростях резания, при которых процесс износа у сплава ВК8 протекает весьма медленно, что приводит к тому, что его стойкость оказывается достаточной для осуществления производительного резания при заданных условиях [34].

Химический состав твердого сплава ВК8 и его механические свойства представлены в таблице 4.1.

Таблица 4.1 – Химический состав и механические свойства твердого сплава ВК8

Химический состав		Механические свойства	
Элемент	%	Свойство	Значение
Вольфрам, W	91,7	Предел прочности при изгибе, МПа	1666
Кобальт, Со	7,4-8	Плотность, г/см ³	14,5-14,8
Углерод, С	0,6-0,66	Вязкость, кДж/м ²	35
Железо, Fe	0,3	Твердость, HRA	88

На опытную фрезу наносится износостойкое нанокomпозиционное покрытие TiAlN . Нанокomпозитная структура представляет собой нанокристаллические зерна материала покрытия на базе Ti, Al, внедренные в аморфную матрицу [45]. При увеличении твердости одновременно увеличивается и эластичность покрытия, хотя эти два параметра являются взаимно исключаящими. Покрытие TiAlN рекомендовано наносить на твердосплавный инструмент при фрезеровании сплавов на титановой и никелевой основе.

Конструкционные и геометрические параметры опытной фрезы для обработки титанового сплава ВТ6 приведены в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Параметры опытной фрезы

Номер на чертеже фрезы	Конструктивные и геометрические параметры фрезы
1	Диаметр фрезы d_1 , мм [19]
2	Диаметр хвостовика d_2 , мм [19]
3	Общая длина l_1 , мм [19]
4	Длина режущей части l_2 , мм [19]
5	Угол наклона винтовой канавки $\omega = 45^\circ$ [34, 161]
6	Число зубьев z [19]
7	Окружной шаг φ , в градусах [19]
8	Длина длинного зуба на торце, мм [18]
9	Длина короткого зуба на торце, мм [18]
10	Ширина 1-й задней поверхности винтового зуба f , мм [18]
11	Радиус r_1 , мм [18]
12	Глубина канавки, мм [18]
13	Передний угол винтового зуба γ_B (назначается расчетом по программе «EndMills»)
14	1-й задний угол винтового зуба α_{B1} [34, 161]
15	2-й задний угол винтового зуба α_{B2} [34, 161]
16	Ширина 1-й задней поверхности торцового зуба f , мм [18]
17	Передний угол на торце γ_T (назначается расчетом по программе «EndMills»)
18	1-й задний угол на торце α_{T1} [34], [161]
19	2-й задний угол на торце α_{T2} [34], [161]
20	Угол поднутрения [18]
21	Ширина фаски на торце, мм [18]
22	Угол фаски на торце [18]
23	Глубина канавки на торце [18]

Описанные в таблице 4.2 параметры фрезы обозначены на четырех эскизах, в соответствии с присвоенным им порядковым номером, на рисунках 4.2-4.5.

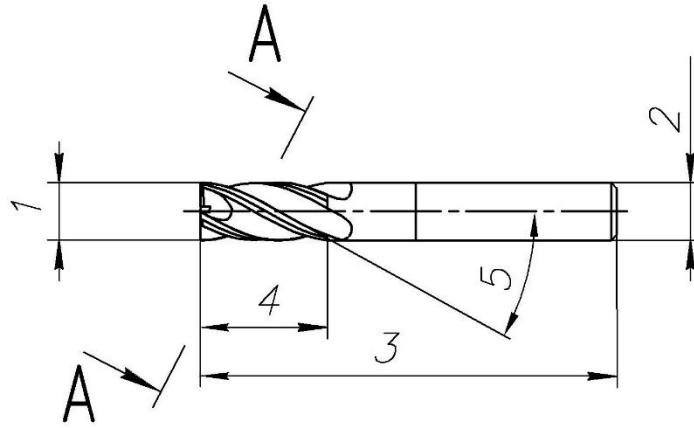


Рисунок 4.2 – Общий вид фрезы

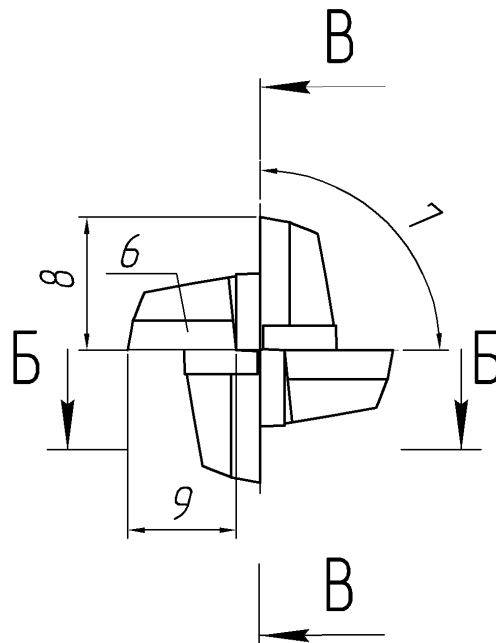


Рисунок 4.3 – Вид фрезы с торца

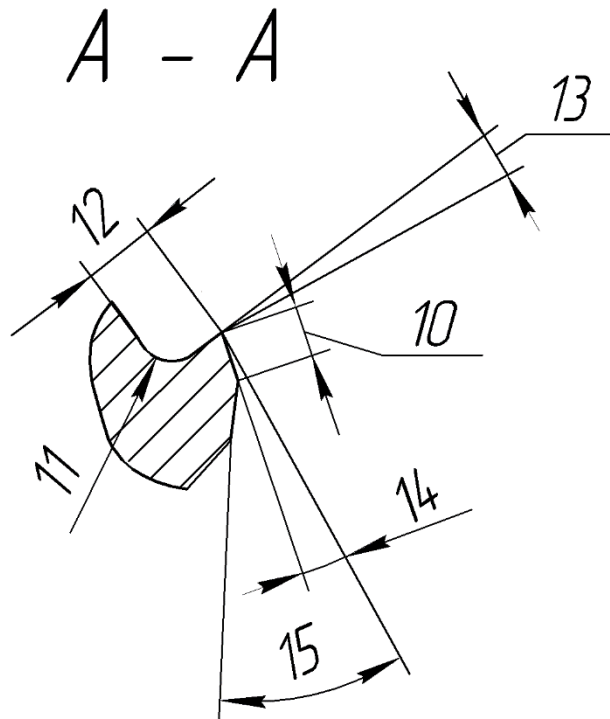


Рисунок 4.4 – Параметры винтового режущего зуба

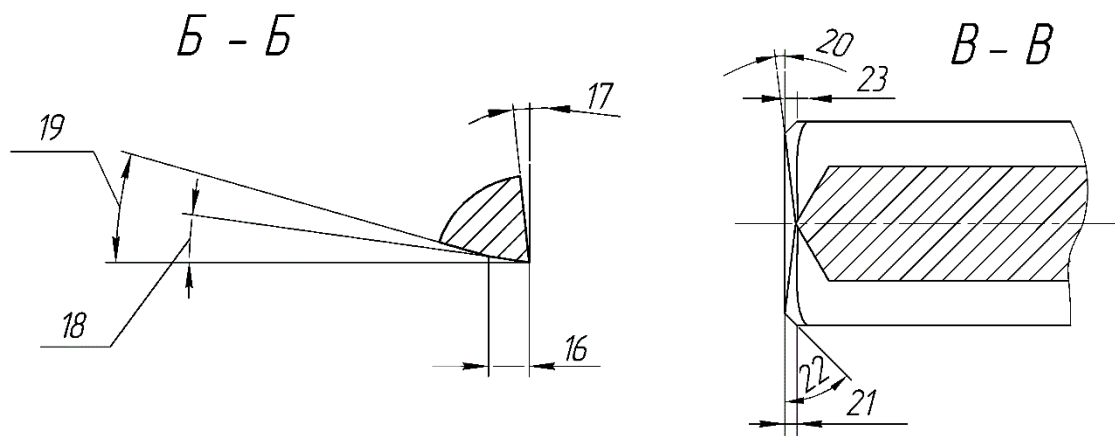


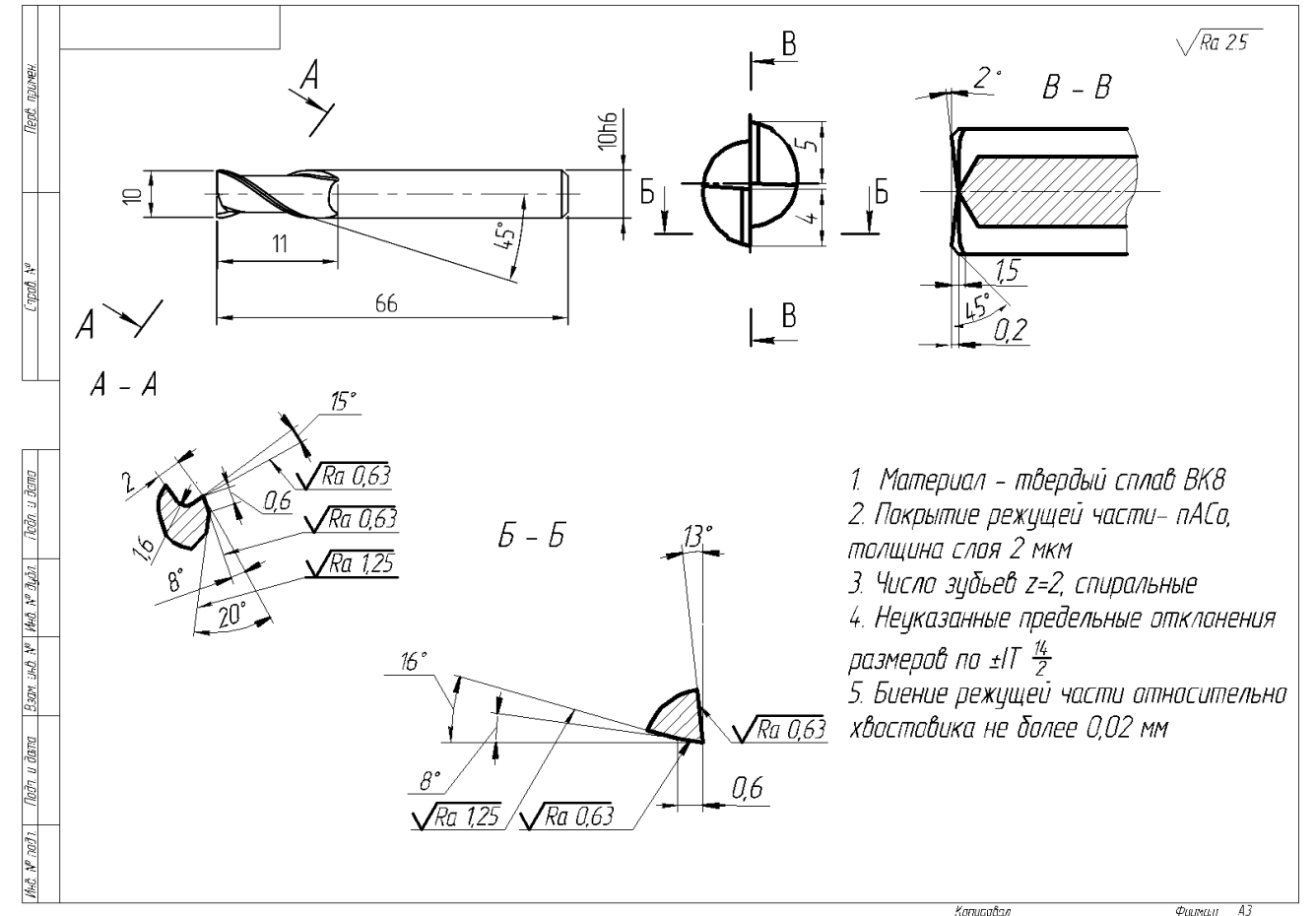
Рисунок 4.5 – Параметры торцового режущего зуба

Для усиления винтовые и торцовые зубья выполнены с ломанной спинкой [32].

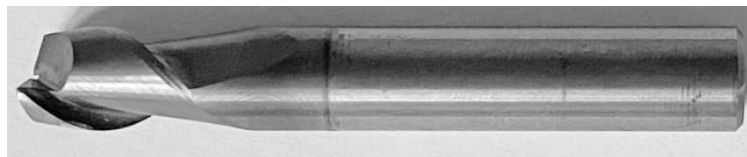
4.3 Метод и средства испытаний концевых фрез на стойкость

Элементы конструкции и геометрические параметры модернизированной

двузубой фрезы с диаметром $d_1 = 10$ мм для титанового сплава ВТ6 представлены на рисунке 4.6.



а)



б)

Рисунок 4.6 – Модернизированная фреза для обработки титанового сплава ВТ6: а – эскиз фрезы с размерами; б – изготовленная фреза

С целью сопоставления результатов фрезерования заготовки из титанового сплава ВТ6 опытной фрезой по сравнению с результатами фрезерования стандартными фрезами проведены исследовательские оценочные испытания

[20, 42А]. С целью сокращения затрат и времени проведены ускоренные испытания [48, 84].

Передние углы на винтовом и торцовом зубе у стандартных фрез назначены по рекомендациям, изложенным в каталоге фирмы «Sandvik Coromant» [161] и в книге по обработке титановых сплавов резанием [34]. Геометрические параметры режущей части зубьев испытываемых фрез следующие:

- фреза модернизированная: $\gamma_B = 15^\circ$ и $\gamma_T = 13^\circ$ (см. рисунок 4.6);
- фреза стандартная: $\gamma_B = 10^\circ$ и $\gamma_T = 12^\circ$ [161];
- фреза стандартная: $\gamma_B = 5^\circ$ и $\gamma_T = 0^\circ$ [34].

Фрезы для экспериментальных исследований изготовлены на предприятии ООО «Технологические покрытия» на пятикоординатном заточном станке с ЧПУ фирмы Schuette WU 305.

В качестве заготовок взяты технологические образцы из титанового сплава ВТ6 размером: ДхВхГ=50х10х30 мм. Химические свойства титанового сплава ВТ6 приведены в таблице 4.3, а механические характеристики – в таблице 2.1.

Таблица 4.3 – Химический состав титанового сплава ВТ6

Содержание основных компонентов в % (основное титан)					Содержание примесей в %, не более					
Al	Cr	Mo	V	Mn	Fe	Si	C	O ₂	N ₂	H ₂
4,5-6,5	-	-	3,5-4,5	-	0,3	0,15	0,1	0,15	0,05	0,015

Фрезерование выполнено на вертикально-фрезерном станке с ЧПУ фирмы Dugard EAGLE 1500 с применением смазочно-охлаждающей жидкости. Экспериментальная установка показана на рисунке 4.7.



Рисунок 4.7 – Экспериментальная установка

Фрезерование выполнено по двум схемам: попутное фрезерование уступа и обработка кармана с предварительным засверливанием.

Ускорение процесса испытания стойкости спроектированной фрезы обеспечено предельными режимами по скорости резания:

- попутное фрезерование уступа: скорость резания $v - 110$ м/мин [34], глубина фрезерования $t - 1,5$ мм, подача на зуб $s_z - 0,03$ мм/зуб, ширина резания $B - 2$ мм;
- обработка кармана с предварительным засверливанием: $v - 60$ м/мин, подача на зуб $s_z - 0,025$ мм/зуб, длина засверливания $l - 1$ мм.

Контроль величины износа и выкрашиваний инструмента проведен с помощью лупы с 8-кратным увеличением (Art.-Nr.4233 Sandvik Coromant). Вид и состояние режущих кромок по каждому зубу фрезы зафиксировано в электронном виде на фото с помощью микроскопа Zeiss Axio. Критерием предельного износа

для полуступенчатой обработки титанового сплава ВТ6 принята ширина фаски износа по задней поверхности $h_3=0,3$ мм [34].

4.4 Результаты испытаний концевых фрез на стойкость

При обработке уступа фреза перемещалась с подачей вдоль оси Y (см. рисунок 4.8), каждый раз углубляясь на 2 мм относительно торца заготовки. Время одного прохода составило 15 секунд. Через каждые 30 секунд осуществлялся визуальный контроль винтовых зубьев с помощью микроскопа с восьмикратным увеличением.

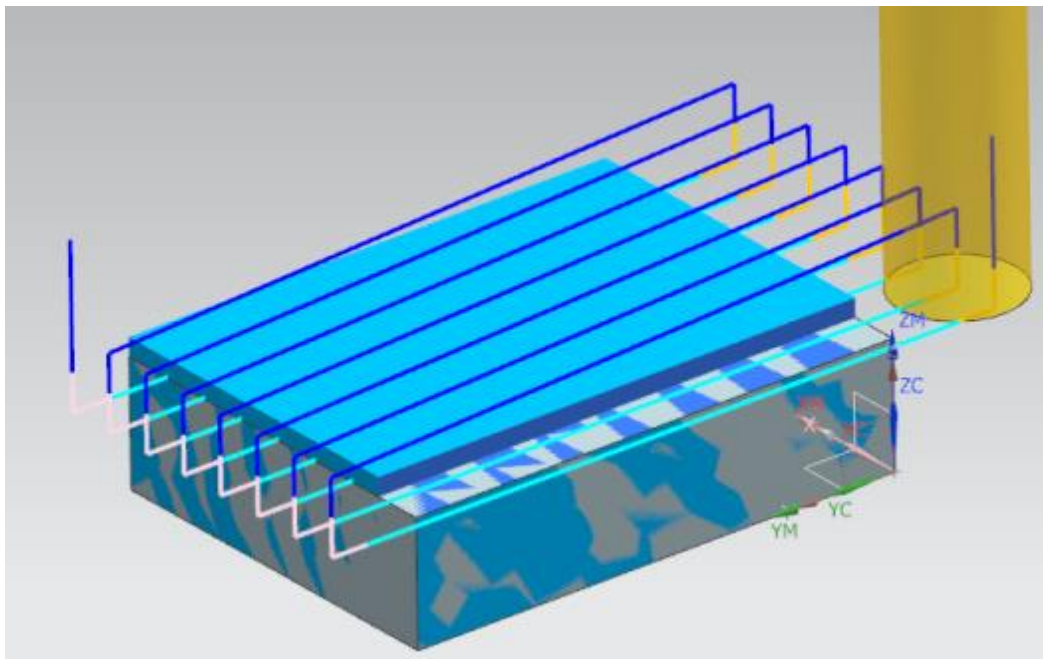
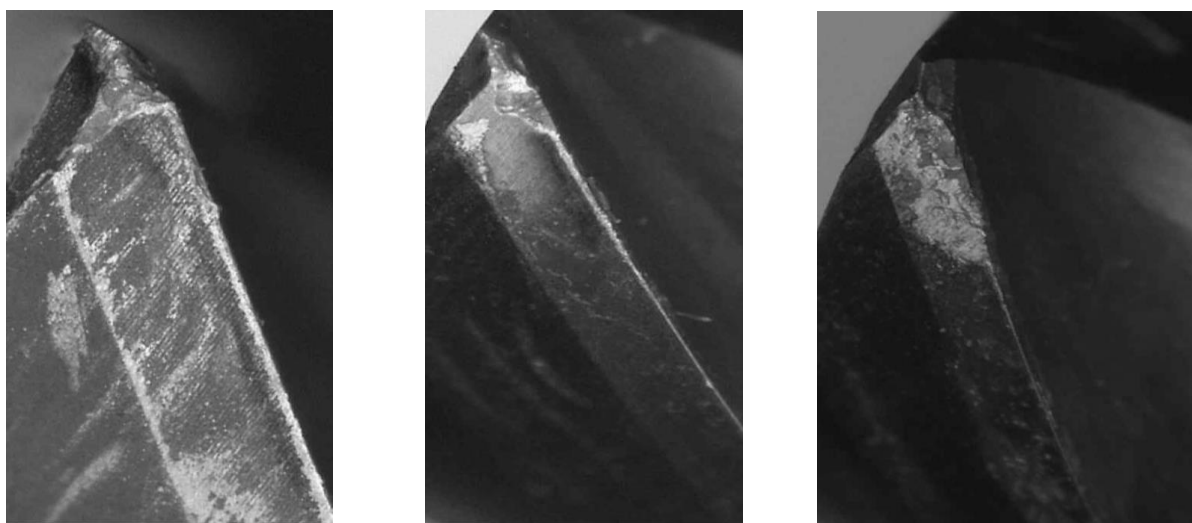


Рисунок 4.8 – Схема обработки для случая фрезерования уступа

По результатам фрезерования уступа у фрезы с передними углами $\gamma_B = 5^\circ$ и $\gamma_T = 0^\circ$ после 7,6 минут обработки на зубьях образовались выкрашивания по уголкам винтовых режущих зубьев размером 0,4 мм и износ по задней поверхности, равный 0,36 мм.

У фрезы с передними углами $\gamma_B = 10^\circ$ и $\gamma_T = 12^\circ$ после 8 минут обработки на винтовых режущих зубьях образовался износ по задней поверхности 0,33 мм и выкрашивания размером 0,25 мм.

У фрезы с передними углами $\gamma_B = 15^\circ$ и $\gamma_T = 13^\circ$ после 8,75 минут на одном из винтовых режущих зубьев образовались выкрашивания размером 0,2 мм и износ по задней поверхности, равный 0,32 мм. Состояние зубьев испытуемых фрез при обработке уступа показано на рисунке 4.9.



а)

б)

в)

Рисунок 4.9 – Состояние режущих зубьев испытуемых фрез: а – фреза с $\gamma_B = 5^\circ$ и $\gamma_T = 0^\circ$ ($T=7,6$ мин); б – фреза с $\gamma_B = 10^\circ$ и $\gamma_T = 12^\circ$ ($T=8$ мин); в – фреза с $\gamma_B = 15^\circ$ и $\gamma_T = 13^\circ$ ($T=8,75$ мин)

При обработке кармана с осевой подачей, засверливание фрезы происходило вдоль оси Z, затем осуществлялась обработка карман (рисунок 4.10). Время одного прохода составило 30 секунд. Через каждые 30 секунд осуществлялся визуальный контроль торцовых зубьев с помощью микроскопа с восьмикратным увеличением.

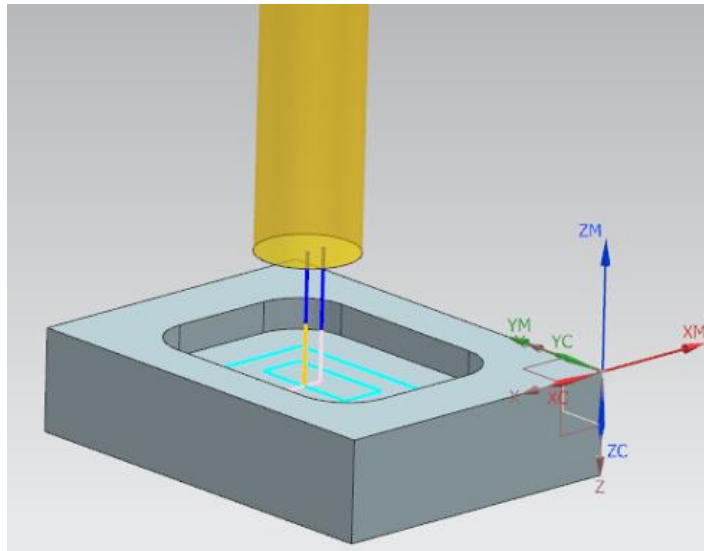
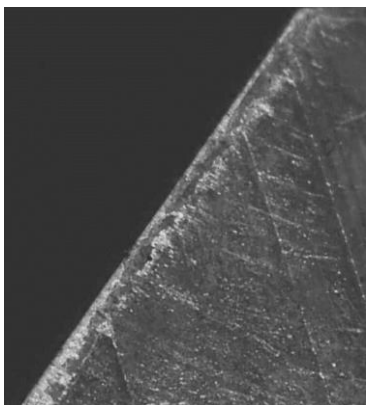


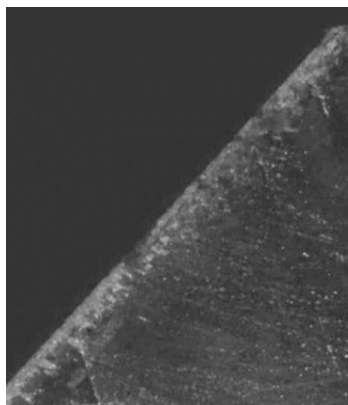
Рисунок 4.10 – Схема обработки для случая фрезерования кармана с предварительным засверливанием

При фрезеровании кармана с предварительным засверливанием после 3,3 минут обработки у фрезы с передними углами $\gamma_B = 5^\circ$ и $\gamma_T = 0^\circ$ на задней поверхности торцевого режущего зуба образовался износ, размером 0,34 мм. У фрезы с передними углами $\gamma_B = 10^\circ$ и $\gamma_T = 12^\circ$ после 3,5 минут работы на задней поверхности зуба на торце образовался износ равный 0,32. У фрезы с передними углами $\gamma_B = 15^\circ$ и $\gamma_T = 13^\circ$ после 4,5 минут работы на задней поверхности зуба на торце появился износ, равный 0,31 мм.

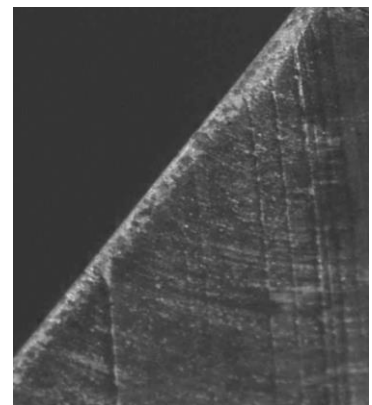
На рисунке 4.11 приведено состояние торцовых зубьев испытуемых фрез при фрезеровании кармана с предварительным засверливанием.



а)



б)



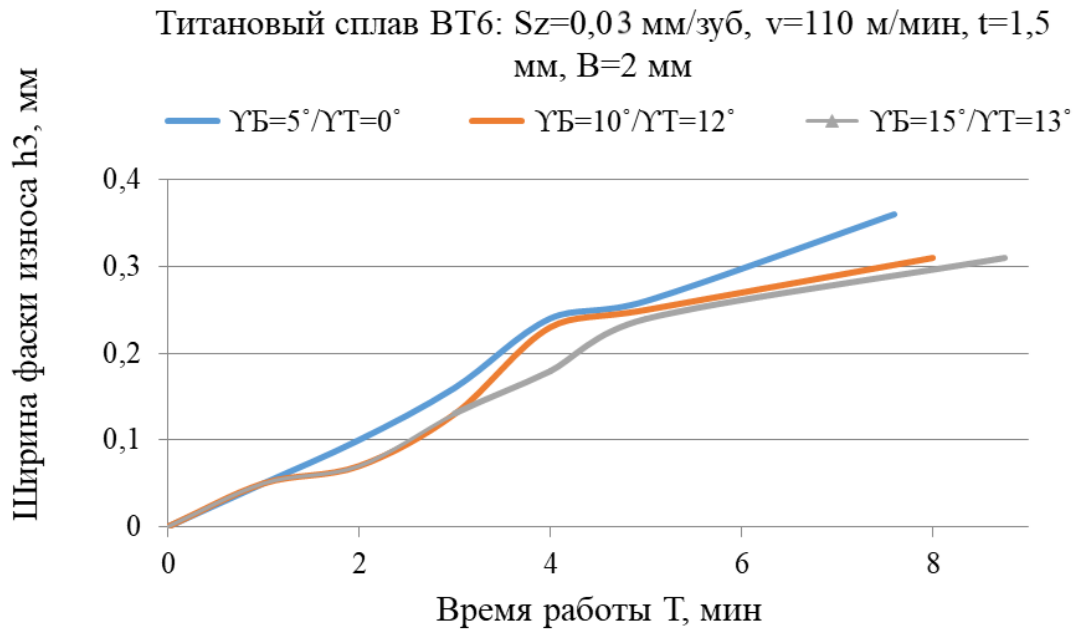
в)

Рисунок 4.11 – Состояние торцовых зубьев: а – фреза с $\gamma_B = 5^\circ$ и $\gamma_T = 0^\circ$ ($T=3,3$ мин); б – фреза с $\gamma_B = 10^\circ$ и $\gamma_T = 12^\circ$ ($T=3,5$ мин), в – фреза с $\gamma_B = 15^\circ$ и $\gamma_T = 14^\circ$ ($T=4,5$ мин)

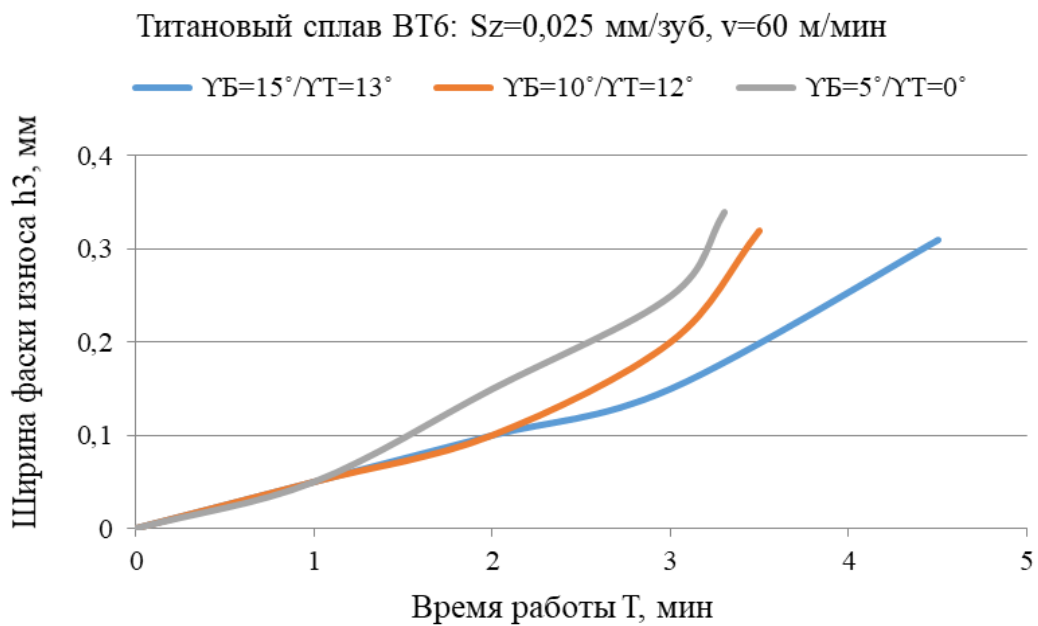
На рисунке 4.12, а представлена зависимость ширины фаски износа h_3 испытуемых фрез от продолжительности фрезерования при обработке уступа, а на рисунке 4.12, б – при обработке кармана с предварительным засверливанием.

Кривые изменения износа, представленные на рисунке 4.12, имеют вид кривых износа при обработке титановых сплавов, приведенных в источниках [34, 102]. В начальный период резания вследствие трения между обработанной поверхностью и задними поверхностями винтового и торцового зубьев вдоль режущих кромок наблюдаются характерные штрихи износа. При дальнейшем резании из узкой ленточки штрихов развивается выраженная фаска износа, при этом наблюдается установившийся процесс изнашивания. По мере увеличения продолжительности фрезерования износ развивается интенсивнее, что ведет не только к истиранию режущей кромки, но и к ее выкрашиванию [34].

Повышенная интенсивность износа инструмента при фрезеровании на высоких скоростях связана с повышенной температурой, характерной при обработке титанового сплава ВТ6. Из-за увеличения скорости резания температура в зоне пластических деформаций возрастает, что ведет к снижению прочностных характеристик титанового сплава в зоне обработки и механической прочности инструмента на поверхностях контакта. Однако, снижение прочности поверхностных слоев обрабатываемого титанового сплава из-за его физико-механических свойств происходит менее интенсивнее, чем у контактных поверхностей инструмента [34].



а)



б)

Рисунок 4.12 – Зависимость ширины фаски износа h_3 испытуемых фрез от продолжительности фрезерования: а – при обработке уступа; б – при обработке кармана с предварительным засверливанием

В ходе сравнительных испытаний стойкости режущего инструмента при обработке уступа установлено, что период стойкости фрезы с передними углами $\gamma_B = 15^\circ$ и $\gamma_T = 13^\circ$, назначенными по программе «EndMills», на 9,38 % превышает

период стойкости фрезы с передними углами $\gamma_B = 10^\circ$ и $\gamma_T = 12^\circ$ и на 15,13 % превышает период стойкости фрезы с передними углами $\gamma_B = 5^\circ$ и $\gamma_T = 0^\circ$.

При засверливании с осевой подачей установлено, что период стойкости фрезы с передними углами $\gamma_B = 15^\circ$ и $\gamma_T = 13^\circ$, назначенными по программе «EndMills», на 28,57 % превышает период стойкости фрезы с передними углами $\gamma_B = 10^\circ$ и $\gamma_T = 12^\circ$ и на 36,36 % превышает период стойкости фрезы с передними углами $\gamma_B = 5^\circ$ и $\gamma_T = 0^\circ$.

4.5 Выводы по главе 4

1) Разработана и спроектирована опытная концевая фреза для обработки титанового сплава ВТ6 (Патент на полезную модель № 226849).

2) Выполнено сопоставление результатов фрезерования заготовки из титанового сплава ВТ6 модернизированной фрезой по сравнению с результатами фрезерования стандартными фрезами.

3) Достигнуто повышение периода стойкости модернизированной концевой фрезы на 15 % при обработке уступа и до 36 % при обработке кармана с предварительным засверливанием титанового сплава ВТ6.

4) Подтверждена востребованность и практическая значимость аппаратно-программных средств определения силовых параметров и геометрических параметров режущей части концевой фрезы для использования в инновационной научной, образовательной и производственной деятельности учебных заведений и промышленных предприятий.

Заключение

В диссертации решена актуальная для предприятий современного отечественного машиностроения задача совершенствования методики расчетно-аналитического и экспериментального исследования геометрических параметров режущей части фрезы и увеличения периода стойкости рабочего режущего инструмента, предназначенного для использования в технологических процессах фрезерной обработки пластичных металлических материалов.

Основные результаты выполненных исследований состоят в следующем:

- обоснована актуальность разработки методики расчета силовых параметров резания пластичных металлов концевыми фрезами;

- экспериментально исследована взаимозависимость процессов упрочнения и деформации материала при резании стали 45 и титанового сплава ВТ6. Предложен дополнительный исходный параметр расчета и определена удельная работа разрушения в материале для стали 45 и титанового сплава ВТ6;

- разработаны средства методического обеспечения и расчетно-графические модели процесса резания пластичных металлов концевыми фрезами. Методика расчета обеспечивает определение силовых параметров резания пластичного материала с погрешностью не более 25% относительно экспериментальных значений при обработке уступа и не более 15% при засверливании материала с осевой подачей.

- разработаны средства алгоритмического и программного обеспечения процесса проектирования концевых фрез. Достигнуто повышение периода стойкости концевой фрезы на 15 % при обработке уступа и до 36 % при засверливании титанового сплава ВТ6.

В качестве рекомендации по дальнейшему развитию тематики научного направления предлагается использовать результаты исследований в адаптивных системах управления промышленным оборудованием, при проектировании технологии обработки резанием и конструировании металлорежущего

инструмента, а также в процессе переподготовки кадров машиностроительных специальностей.

Список литературы

1. Бобров, В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – Москва : Машиностроение, 1975. – 344 с. – Текст : непосредственный.
2. Бриджмен, П. В. Исследования больших пластических деформаций и разрыва / пер. с англ. А. И. Лихтера ; под ред. Л. Ф. Верещагина. – Москва : Издательство иностранной литературы, 1955. – 444 с. – Текст : непосредственный.
3. Брикс, А. А. Резание металлов (строгание) / А. А. Брикс. – Санкт-Петербург : тип. М. М. Стасюлевича, 1896. – 163 с. – Текст : непосредственный.
4. Верещака, А. С. Резание материалов: учебник / А. С. Верещака, В. С. Кушнер. – Москва : Высшая школа, 2009. – 535 с. – ISBN 978-5-06-004415-7. – Текст : непосредственный.
5. Виноградов, А. А. Физические основы процесса сверления труднообрабатываемых металлов твердосплавными сверлами / А. А. Виноградов. – Киев : Наук. думка, 1985. – 263 с. – Текст : непосредственный.
6. Внуков, Ю. Н. Методика теоретического определения составляющих силы резания при токарной обработке / Ю. Н. Внуков, А. Г. Саржинская. – Текст : непосредственный // Вестник национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Машиностроение. – 2007. – № 52. – С. 377–384.
7. Волков, А. В. Гипотеза о точности расчета силы резания. Параметры резания / А. В. Волков. – Текст : непосредственный // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. – 2014. – № 5. – С. 124–133.
8. Воронов, С. А. Критерии оценки устойчивости процесса фрезерования нежестких деталей / С. А. Воронов, А. В. Непочатов, И. А. Киселев. – Текст : непосредственный // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2011. – № 1. – С. 50–62.

9. Воронцов, А. Л. Серия статей «Проблемы теории и практики резания материалов» / А. Л. Воронцов, Н. М. Султан-Заде, А. Ю. Албагачиев. – Текст : непосредственный // Вестник Машиностроения. – 2008. – № 1-12.
10. Вульф, А. М. Резание металлов / А. М. Вульф. – Изд. 2-е, перераб. и доп. – Ленинград : Машиностроение, 1973. – 496 с. – Текст : непосредственный.
11. Глебов, С. Ф. Процесс резания как единая эмпирическая формула / С. Ф. Глебов. – Москва : Гостехиздат, 1923. – 38 с. – Текст : непосредственный.
12. Глоба, А. В. Метод комплексной оптимизации процесса концевое фрезерования : специальность 05.03.01 «Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии» : диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук / Глоба Александр Васильевич ; Киевский ордена Ленина политехнический институт имени 50-летия Великой октябрьской социалистической революции. – Киев, 1984. – 274 с. – Текст : непосредственный.
13. ГОСТ 25762-83 Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий = Machining Terms, definitions : Государственный стандарт союза ССР : издание официальное : утвержден и введен в действие постановлением Государственного комитета СССР по стандартам от 26 апреля 1983 г. № 2086 : введен впервые : дата введения 1984-07-01 / разработан Государственным комитетом СССР по стандартам. – Москва : Издательство стандартов, 1985. – 45 с. – Текст : непосредственный.
14. ГОСТ 3882-74 Сплавы твердые и спеченные. Марки = Sintered hard alloys. Types : Межгосударственный стандарт : утвержден и введен в действие постановлением Государственного комитета СССР по стандартам от 26 августа 1974 г. № 1993 : взамен ГОСТ 3882-61 / разработан Министерством цветной металлургии СССР. – Москва : ИПК Издательство стандартов, 2008. – 12 с. – Текст : непосредственный.
15. ГОСТ 25.503-97 Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Метод испытания на сжатие = Design calculation and strength testing. Methods of mechanical testing of metals. Method of compression testing : Межгосударственный стандарт : утвержден и введен в

действие постановлением Комитета Российской Федерации по стандартизации, метрологии и сертификации от 30 июня 1998 г. № 267 : взамен ГОСТ 25.503–80: дата введения 1999–07–01 / разработан Воронежской государственной лесотехнической академией (ВГЛТА), Всероссийским институтом легких сплавов (ВИЛС), Центральным научно-исследовательским институтом строительных конструкций (ЦНИИСК им. Кучеренко), Всероссийским научно-исследовательским институтом стандартизации и сертификации в машиностроении (ВНИИНМАШ) Госстандарта РФ. – Минск : Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации, 1997. – 27 с. – Текст : непосредственный.

16. ГОСТ 9454-78 Металлы. Метод испытаний на ударный изгиб при пониженных, комнатной и повышенных температурах = Metals. Method for testing the impact strength at low, room and high temperature : Межгосударственный стандарт: издание официальное : поправки ГОСТ 9454-78 Металлы. Метод испытаний на ударный изгиб при пониженных, комнатной и повышенных температурах : дата введения 1979–01–01. – Москва : ИПК Издательство стандартов, 2002. – 12 с. – Текст : непосредственный.

17. ГОСТ 1050-2013Metalлопродукция из нелегированных конструкционных качественных и специальных сталей. Общие технические условия = Metal products from nonalloyed structural quality and special steels. General specification : Межгосударственный стандарт: издание официальное : утвержден и введен в действие Межгосударственным советом по стандартизации, метрологии и сертификации от 3 декабря 2013 г. № 62-П : взамен ГОСТ 1050-88 и ГОСТ 4543-71 : дата введения 2015–01–01 / разработан Федеральным государственным унитарным предприятием «Центральный научно-исследовательский институт черной металлургии им. И.П. Бардина» (ФГУП «ЦНИИчермет им. И.П. Бардина»). – Москва : Стандартиформ, 2014. – 36 с. – Текст : непосредственный.

18. ГОСТ 23248-78 Фрезы концевые для обработки деталей из высокопрочных сталей и титановых сплавов на станках с программным управлением. Конструкция и размеры = End cutters for use on NC machine tools for

machining parts of high-resistant steels and titanium alloys. Design and dimensions: Государственный стандарт союза ССР : издание официальное : утвержден и введен в действие постановлением Государственного комитета СССР по стандартам от 14 августа 1978 г. № 2194 : переиздание январь 1986 г. : дата введения 1980–01–01 / разработан Государственным комитетом СССР по стандартам. – Москва : Издательство стандартов, 1985. – 45 с. – Текст : непосредственный.

19. ГОСТ 32405-2013 Фрезы концевые цельные твердосплавные. Технические условия = Solid hardmetal end mills. Specifications: Межгосударственный стандарт : издание официальное : утвержден и введен в действие Межгосударственным советом по стандартизации, метрологии и сертификации от 5 ноября 2013 г. № 61-П : взамен ГОСТ 18372-73 : дата введения 2015–01–01 / подготовлен открытым акционерным обществом «ВНИИИНСТРУМЕНТ» (ОАО «ВНИИИНСТРУМЕНТ») – Москва : Стандартиформ, 2014. – 15 с. – Текст : непосредственный.

20. ГОСТ 16504-81 Испытания и контроль качества продукции. Основные термины и определения = The state system of testing products. Product test and quality inspection. General terms and definitions : издание официальное : утвержден и введен в действие постановлением Государственного комитета СССР по стандартам от 8 декабря 1981 г. № 5297 : дата введения 1982–01–01 / разработан Государственным комитетом СССР по стандартам. – Москва : Стандартиформ, 2011. – 24 с. – Текст : непосредственный.

21. Грановский, Г. И. Резание металлов: учебник / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – Москва : Высшая школа, 1985. – 304 с. – Текст : непосредственный.

22. Гуляев, А. П. Металловедение: учебник / А. П. Гуляев. – Изд. 6-е, перераб. и доп. – Москва : Металлургия, 1986. – 544 с. – Текст : непосредственный.

23. Гурин, В. Д. Измерение и расчет силовых параметров при обработке концевыми фрезами / В. Д. Гурин. – Текст : непосредственный // СТИН. – 2005. – №9. – С. 19–24.

24. Гусейнов, Р. В. Автоматизированная система управления резанием / Р. В. Гусейнов. – Текст : непосредственный // Актуальные вопросы образования и науки: материалы научно-практической конференции с международным участием : в 2 частях / ООО «Консалтинговая компания Юком». – Тамбов, 2014. – Ч.1. – С. 29–31. – ISBN 978-5-9067-6621-2.

25. Гусейнов, Р. В. Динамометрическая аппаратура для измерения составляющих сил резания при обработке осевым инструментом / Р. В. Гусейнов. – Текст : непосредственный // Вестник Дагестанского государственного технического университета. Технические науки. – 2018. – № 45 (1). – С. 22–29. – DOI:10.21822/2073-6185-2018-45-1-22-29.

26. Дубровский, А. А. К вопросу о пластическом деформировании срезаемого слоя. Часть 3 Резание в условиях схватывания контактных поверхностей / А. А. Дубровский. – Текст : непосредственный // Весці Нацыянальнай Акадэміі Навук Беларусі. – 2005. – №4. – С. 48–54.

27. Жилияев, С. В. Влияние режимов резания на усадку стружки при точении титанового сплава ВТ6 / С. В. Жилияев, Д. С. Кугультинов. – Текст : непосредственный // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2011. – № 3. – С. 48–50.

28. Зворыкин, К. А. Работа и усилие, необходимые для отделения металлической стружки / К. А. Зворыкин. – Москва : «Русская» типо-литография, 1893. – 76 с. – Текст : непосредственный.

29. Зорев, Н. Н. Исследование элементов механики процесса резания / Н. Н. Зорев. – Москва : Машгиз, 1952. – 364 с. – Текст : непосредственный.

30. Зорев, Н. Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – Москва: Машгиз, 1956. – 368 с. – Текст : непосредственный.

31. Карпов, А. В. Определение обрабатываемости резанием конструкционных машиностроительных материалов на основе энергетических закономерностей стружкообразования // Современные проблемы науки и образования. – 2014. – № 3. – Текст : электронный // сетевое издание Современные проблемы науки и образования : сайт. URL: <https://science->

education.ru/ru/article/view?id=13311 (дата обращения: 06.07.2024).

32. Кожевников, Д. В. Режущий инструмент: учебник / Д. В. Кожевников, А. В. Гречишников, С. В. Кирсанов, В. И. Кокарев, А. Г. Схиртладзе. – Изд. 3 –е – Москва : Машиностроение, 2007. – 538 с. – ISBN 978-5-217- 03373-7. – Текст : непосредственный.

33. Кривоухов, В. А. Деформирование поверхностных слоев металла в процессе резания / В. А. Кривоухов. – Москва : Машгиз, 1945. – 92 с. – Текст : непосредственный.

34. Кривоухов, В. А. Обработка резанием титановых сплавов / В. А. Кривоухов, А. Д. Чубаров. – Москва : Машиностроение, 1970. – 184 с. – Текст : непосредственный.

35. Кроха, В. А. Кривые упрочнения металлов при холодной деформации / В. А. Кроха. – Москва : Машиностроение, 1968. – 132 с. – Текст : непосредственный.

36. Кузнецов, В. Д. Физика твердого тела / В. Д. Кузнецов. – Томск : «Красное Знамя», 1944. – 742 с. – Текст : непосредственный.

37. Куфарев, Г. Л. Экспериментальное изучение пластической деформации при резании материалов / Г. Л. Куфарев. – Текст : непосредственный // Известия вузов СССР. Машиностроение. – 1959. – №7. – С. 23–26.

38. Кушнер, В. С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластичных материалов / В. С. Кушнер. – Иркутск : Иркутский университет, 1982. – 180 с. – Текст : непосредственный.

39. Леквеишвили, М. А. Расчет силовых параметров процесса формообразования заготовок концевыми фрезами / М. А. Леквеишвили, А. Б. Люхтер, Н. Н. Давыдов. – Текст: непосредственный // iPolytech Journal. – 2023. – Т. 27. – № 4. – С. 645–654. – DOI 10.21285/1814-3520-2023-4-645-654.

40. Леквеишвили, М. А. Методика расчета геометрии режущей части концевой фрезы. Расчет геометрии зуба на цилиндрической части концевой фрезы / М. А. Леквеишвили. – Текст: непосредственный // Вестник Рыбинской

государственной авиационной технологической академии им. П. А. Соловьева. – 2023. – №2 (65). – С. 109–115.

41. Леквеишвили, М. А. К разработке методики расчета рациональной геометрии режущей части концевой фрезы. Расчет геометрии торцового зуба / М. А. Леквеишвили, Л. Д. Оленин. – Текст: непосредственный // Будущее машиностроения России: материалы двенадцатой всероссийской конференции молодых ученых и специалистов с международным участием / МГТУ им. Н. Э. Баумана. – Москва, 2019. – С. 71–74. – ISBN 978-5-7038-5308-5.

42. Леквеишвили, М. А. О путях создания высокоэффективного режущего инструмента / М. А. Леквеишвили, Л. Д. Оленин. – Текст: непосредственный // Будущее машиностроения России: материалы десятой всероссийской конференции молодых ученых и специалистов с международным участием / МГТУ им. Н. Э. Баумана. – Москва, 2017. – С. 11–13. – ISBN 978-5-7038-4791-6.

43. Леквеишвили, М. А. К разработке методики расчета силовых параметров фрезерования на основе аналитической модели косоугольного резания / М. А. Леквеишвили, Л. Д. Оленин. – Текст: непосредственный // Будущее машиностроения России: материалы восьмой всероссийской конференции молодых ученых и специалистов с международным участием / МГТУ им. Н. Э. Баумана. – Москва, 2015. – С. 27–29. – ISBN 978-5-7038-4334-5.

44. Локтев, Д. А. Исследование влияния элементов технологической системы на эффективность высокопроизводительной обработки на обрабатывающих центрах : специальность 05.03.01 «Технология и оборудование механической и физико-технической обработки» : диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук / Локтев Дмитрий Абрамович : ОАО «Экспериментальный научно-исследовательский институт металлорежущих станков». – Москва, 2003. – 223 с. – Текст : непосредственный.

45. Локтев, Д. А. Основные виды износостойких покрытий / Д. А. Локтев, Е. А. Ямашкин. – Текст : непосредственный // Промышленные нанотехнологии. – 2007. – №5. – С. 24–30.

46. Максимов, Ю. В. Сопоставительный анализ методов расчета процесса резания (к разработке аналитической методики расчета процесса резания) / Ю. В. Максимов, Л. Д. Оленин, М. А. Шапаровская (Леквешвили). – Текст : непосредственный // Известия МГТУ «МАМИ». – 2011. – №1 (11). – С.159–169. – DOI 10.17816/2074-0530-69937.

47. Малышев, В. И. Очерки истории науки о резании материалов : монография / В. И. Малышев. – Тольяти : ТГУ, 2011. – 216 с. – Текст : непосредственный.

48. Методические указания РД 50-424-83 Надежность в технике. Ускоренные испытания. Основные положения : Государственный комитет СССР по стандартам : издание официальное : утвержден и введен в действие постановлением Государственного комитета СССР по стандартам от 10 октября 1983 г. № 4903 : введен впервые : дата введения 1985-01-01 / разработан Государственным комитетом СССР по стандартам. – Москва : Издательство стандартов, 1984. – 12 с. – Текст : непосредственный.

49. Михайлов, С. В. Проектирование сменных многогранных пластин для токарной обработки жаропрочных и титановых сплавов / С. В. Михайлов, А. С. Михайлов, М. Ю. Глумин. – Текст : непосредственный // Аэрокосмическая техника, высокие технологии и инновации. – 2015. – Т. 1. – С. 55–59.

50. Михайлов, С. В. Совершенствование сменных многогранных пластин для обработки жаропрочных сплавов / С. В. Михайлов, М. Ю. Глумин. – Текст : непосредственный // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. – 2017. – № 8-2. – С. 58–64.

51. Нодельман, М. О. Определение параметров силовой расчетной схемы резания с параллельными границами зоны стружкообразования / М. О. Нодельман. – Текст : непосредственный // Вестник Машиностроения. – 2002. – №1. – С. 34–38.

52. Нодельман, М. О. Физические модели деформационных и силовых уравнений механообработки точением пластичных металлов / М. О. Нодельман. – Текст : непосредственный // Вестник Машиностроения. – 2002. – №2. – С. 40–44.

53. Озерской, Н. Е. Получение сферических порошков сплава ВТ6 для применения в технологии селективного лазерного плавления / Н. Е. Озерской, А. А. Попович, Б. С. Ермаков. – Текст : непосредственный // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. – 2019. – Т. 25. – № 4. – С. 107–115. – DOI: 10.18721/JEST.25409.
54. Оленин, Л. Д. О контактных напряжениях при внедрении плоского и скругленного пуансонов в полупространство / Л. Д. Оленин. – Текст : непосредственный // Научный симпозиум: материалы научного симпозиума с международным участием / МГТУ «МАМИ». – Москва, 2005.
55. Оленин, Л. Д. К анализу механики резания упрочняемого материала. Стружкообразование / Л. Д. Оленин. – Текст : непосредственный // Известия МГТУ «МАМИ». – 2008. – №1 (2). – С. 183–190.
56. Оленин, Л. Д. К анализу механики резания. Резание инструментом с притупленной режущей кромкой / Л. Д. Оленин. – Текст : непосредственный // Известия МГТУ «МАМИ» – 2009. – № 2 (8). – С. 143–151.
57. Оленин, Л. Д. К анализу механики резания цилиндрическим сверлом с перемычкой / Л. Д. Оленин. – Текст : непосредственный // Известия МГТУ «МАМИ». – 2011. – № 2 (12). – С. 180–188.
58. Оленин, Л. Д. К разработке аналитической модели косоугольного резания / Л. Д. Оленин, М. Г. Сторчак, М. А. Леквеишвили. – Текст : непосредственный // Известия МГТУ «МАМИ». – 2014. – №1(19). – С. 123–128. – DOI 10.17816/2074-0530-67804.
59. Оленин, Л. Д. Экспериментальное построение кривых упрочнения для анализа процесса резания материалов, обладающих деформационным упрочнением / Л. Д. Оленин, М. А. Леквеишвили. – Текст : непосредственный // СТИН. – 2015. – №10. – С. 23–25.
60. Павлов, И. О. Система для измерения сил резания. Компоновка, тарирование и оценка погрешности / И. О. Павлов, М. В. Ушаков, И. А. Воробьёв. – Текст : непосредственный // Известия ТулГУ. Технические науки. – 2013. – №10. – С. 159–168.

61. Полетика, М. Ф. Приборы для измерения сил резания и крутящих моментов / М. Ф. Полетика. – Москва, Свердловск : Машгиз, 1963. – 108 с. – Текст : непосредственный.

62. Пономарев, Б. Б. Выбор динамометра для измерения силы резания при концевом фрезеровании / Б. Б. Пономарев, Ш. Х. Нгуен. – Текст : непосредственный // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2019. – № 5 (78). – С. 24–15. – DOI: 10.30987/article_5cda64cc611ed4.66880449.

63. Праведников, И. С. Теоретический расчет напряжений и сил резания по физико-механическим свойствам материалов / И. С. Праведников. – Текст : непосредственный // Нефтегазовое дело. – 2006. – №1. – С. 1–11.

64. Развитие науки о резании металлов / Н. Н. Зорев, Г. И. Грановский, М. Н. Ларин, Т. Н. Лоладзе, И. П. Третьяков. – Москва : Машиностроение, 1967. – 419 с. – Текст : непосредственный.

65. Режимы резания металлов. Справочник / под общей редакцией Ю. В. Барановского. – Москва : Машиностроение, 1972 – 407 с. – Текст : непосредственный.

66. Розенберг, А. М. Динамика фрезерования / А. М. Розенберг. – Москва : Советская наука, 1945. – 360 с. – Текст : непосредственный.

67. Розенберг, А. М. Элементы теории процесса резания металлов / А. М. Розенберг, А. Н. Еремин. – Москва, Свердловск : Машгиз, 1956. – 318 с. – Текст : непосредственный.

68. Розенберг, А. М. Расчет сил при резании пластичных металлов / А. М. Розенберг, О. А. Розенберг. – Текст : непосредственный // Сверхтвердые материалы. – 1987. – №4. – С.48–54.

69. Розенберг, Ю. А. Методы аналитического определения степени деформации металла стружки при резании / Ю. А. Розенберг. – Текст : непосредственный // Вестник Машиностроения. – 2001. – №3. – С.34-38.

70. Розенберг, Ю. А. Силы резания и методы их определения: Учебное пособие. В 2-х частях // Ю. А. Розенберг, С. И. Тахман. – Курган : КМИ, 1995. – 130 с. и 103 с. – Текст : непосредственный.

71. Садчиков, В. И. Напряженное и деформированное состояние при резании металлов / В. И. Садчиков. – Текст : непосредственный // Известия вузов. Физика. – 1960. – №6. – С.79–88.

72. Свидетельство № 2024614116 Российская Федерация. Программа расчета геометрии концевых фрез "EndMills" : № 2024611548 : заявлено 29.01.2024 : опубликовано 20.02.2024 / Люхтер А. Б., Леквеишвили М. А, Оленин Л. Д. – 1 с. – Текст : непосредственный.

73. Патент № 226849 Российская Федерация, МПК В23С 5/10 (2006.01), В23С 5/10 (2024.01). Концевая фреза : № 2024108528 : заявлено 01.04.2024 : опубликовано 26.06.2024 / Давыдов Н. Н., Люхтер А. Б., Леквеишвили М. А. – 16 с. – Текст : непосредственный.

74. Серебренникова, А. Г. Титановый сплав ВТ22: исследование зависимости выходных параметров токарной обработки от геометрии режущего инструмента / А. Г. Серебренникова, В. Б. Гурылев. – Текст : непосредственный // Вестник Иркутского государственного технического университета. – 2020. – № 24(3). – 548–560. – DOI 10.21285/1814-3520-2020-3-548-560.

75. Сидоренко, Л. С. Расчет размеров контактных площадок при взаимодействии передней поверхности инструмента со стружкой / Л. С. Сидоренко. – Текст : непосредственный // Вестник Машиностроения. – 2005. – №6. – С. 56–64.

76. Силин, С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – Москва : Машиностроение, 1979. – 152 с. – Текст : непосредственный.

77. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 -х томах / В. Б. Борисов, Е. И. Борисов, В. Н. Васильев и др. ; отв. ред. А. Г. Косилова, Р. К. Мещерякова. – Москва : Машиностроение, 1985. – Т.2 – 656 с. – Текст : непосредственный.

78. Справочник инструментальщика / И. А. Ординарцев, Г. В. Филиппов, А. Н. Шевченко и др.; отв. ред. И. А. Ординарцева. – Ленинград :

Машиностроение (Ленингр. отделение), 1987. – 846 с. – Текст : непосредственный.

79. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, В. А. Попов. – 3-е изд., перераб. и доп. – Москва : Metallurgia, 1971. – 424 с. – Текст : непосредственный.

80. Тиме, И. А. Сопротивление металлов и дерева резанию : Теория резания и приложение ее к машинам-орудиям / И. А. Тиме. – Санкт-Петербург : Горноучеб. ком., 1870. – 143 с. – Текст : непосредственный.

81. Трофимова, Т. И. Курс физики : учебное пособие для вузов / Т. И. Трофимова. – 11-е изд. – Москва : Издательский центр «Академия», 2006. – 560 с. – ISBN 5-7695-2629-7. – Текст : непосредственный.

82. Фельдштейн, Е. Э. Режущий инструмент. Курсовое и дипломное проектирование / Е. Э. Фельдштейн, М. А. Еременко. – Минск : Дизайн ПРО, 1997. – 384 с. – Текст : непосредственный.

83. Цеханов, Ю. А. Анализ закономерностей изменения ширины контакта на основе вариационной модели ортогонального резания / Ю. А. Цеханов, М. Г. Сторчак. – Текст : непосредственный // Теория и практика машиностроительного оборудования : межвузовский сборник научных трудов. – 2007. – №15. – С. 62–69.

84. Черепяхин, А. А. Стойкостные испытания режущего инструмента : монография / А. А. Черепяхин, В. Ф. Солдатов. – Москва : РУСАЙНС, 2021. – 122 с. – Текст : непосредственный.

85. Чудаков, П. Д. Определение мощности пластической деформации поверхности разрыва скоростей в упрочняемом материале. Разработка и исследование технологических процессов обработки металлов давлением / П. Д. Чудаков, В. Д. Коробкин. – Москва : Машиностроение, 1968. – 34–42 с. – Текст : непосредственный.

86. Шапаровская (Леквеишвили), М. А. К разработке аналитической методики расчета силовых параметров резания / М. А. Шапаровская. – Текст : электронный // Будущее машиностроения России : электронный сборник докладов

6-ой всероссийской конференции молодых ученых и специалистов / МГТУ им. Баумана. – Москва, 2013. – электрон. опт. диск (CD-ROM).

87. Шапаровская (Леквеишвили), М. А. К разработке высокопроизводительного инструмента для фрезерования жаропрочных сплавов на титановой и никелевой основе / М. А. Шапаровская., Л. Д. Оленин – Текст: электронный // Будущее машиностроения России : электронный сборник докладов 4-той всероссийской конференции молодых ученых и специалистов / МГТУ им. Баумана. – Москва, 2011. – электрон. опт. диск (CD-ROM).

88. Эстерзон, М. А. Технология обработки на станках с ЧПУ / М. А. Эстерзон, Т. М. Нахова. – Текст: непосредственный // Стружка. – 2004. – № 4 (7). – С. 26–30.

89. Эстерзон, М. А. Технология обработки на станках с ЧПУ / М. А. Эстерзон, Т. М. Нахова. – Текст: непосредственный // Стружка. – 2004. – № 4 (11). – С. 12–18.

90. Albrecht, P. New developments in the theory of metal cutting process: Part I – The ploughing process in metal cutting / P. Albrecht. – Текст: непосредственный // Journal of Engineering for Industry. – 1960. – № 82. – P. 348–357. – DOI 10.1115/1.3664242.

91. Altintas, Y. Analytical prediction of stability lobes in milling / Y. Altintas, E. Budak. – Текст: непосредственный // CIRP Annals. – 1995. – № 44 (1). – P. 357–362. – DOI 10.1016/S0007-8506(07)62342-7.

92. Altintas, Y. Mechanics and Dynamics of Ball End Milling / Y. Altintas, P. Lee. – Текст: непосредственный // Transaction of ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering. – 1998. – № 120. – P. 684–692.

93. Arrazola, P. J. Recent advances in modelling of metal machining processes / P. J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies, I. S. Jawahir. – Текст: непосредственный // CIRP Annals. – 2013. – № 62 (2). – P. 695–718. – DOI 10.1016/j.cirp.2013.05.006.

94. Arsecularatne, J. A. Nose radius oblique tool: cutting force and built-up edge prediction / J. A. Arsecularatne, R. F. Fowle, P. Mathew. – Текст: непосредственный // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 1996. – № 36. – P. 585–595.
95. Aslantas, K. Mechanistic modeling of cutting forces in high-speed microturning of titanium alloy with consideration of nose radius / K. Aslantas, Ş. Ülker, Ö. Şahan. – Текст: непосредственный // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. – 2022. – № 119. – P. 2393–2408. – DOI 10.1007/s00170-021-08437-w.
96. Astakhov, V. P. A methodology for practical cutting force evaluation based on the energy spent in the cutting system / V. P. Astakhov, X. Xiao. – Текст: непосредственный // *Machining Science and Technology*. – 2008. – № 12:3. – P. 325–347. – DOI 10.1080/10910340802306017.
97. Astakhov, V. P. 1. The Principle of Minimum Strain Energy to Fracture of the Work Material and Its Application in Modern Cutting Technologies / V. P. Astakhov, X. Xiao. – Текст: непосредственный // *Metal Cutting Technologies: Progress and Current Trends*, edited by J. Paulo Davim, Berlin, Boston: De Gruyter Oldenbourg. – 2016. – P. 1–35. – DOI 10.1515/9783110451740-004.
98. Astakhov, V. P. Geometry of Single-point Turning Tools and Drills. Fundamentals and Practical Applications / V. P. Astakhov. – London : Springer, 2010. – DOI 10.1007/978-1-84996-053-3. – Текст : непосредственный.
99. Astakhov, V. P. Tribology of Metal Cutting / V. P. Astakhov. – 1st Edition. – Elsevier Science, 2006. – eISBN: 9780080466859. – Текст : непосредственный.
100. Atkins, A. Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanation for some longstanding problems / A. Atkins. – Текст : непосредственный // *International Journal of Mechanical Sciences*. – 2003. – № 45. – P. 373–396. – DOI 10.1016/S0020-7403(03)00040-7.
101. Balaji, H. Investigation on High Speed Turning of Titanium Alloys / H. Balaji, V. Krishnaraj, S. Yogeswaraj. – Текст : непосредственный // *Procedia Engineering*. – 2013. – № 64. – P. 926–935. – DOI 10.1016/j.proeng.2013.09.169.

102. Bamford, E. Tool wear in turning of titanium alloy Ti-6Al-4V : Challenges and potential solutions for crater wear, diffusion and chip formation / E. Bamford. – Uppasala universitet, 2016. – 173 p. – ISSN 1650-8297, UPTEC K 16021. – Текст : непосредственный.

103. Bhondwe, K. L. Finite element prediction of material removal rate due to electro-chemical spark machining / K. L. Bhondwe, V. Yadava, G. Kathiresan. – Текст : непосредственный // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2006. – № 46. – P. 1699–1706. – DOI 10.1016/j.ijmachtools.2005.12.005.

104. Binglin, L. An analytical model of oblique cutting with application to end milling / L. Binglin, H. Yujin, W. Xuelin, L. Chenggang, L. Xingxing. – Текст : непосредственный // Machining Science and Technology. – 2011. – № 15. – P. 453–484. – DOI 10.1080/10910344.2011.620920.

105. Black, S. C. Principles of Manufacture / S. C. Black, A. Chiles, A. J. Lisseman, S. J. Martin. – 3 edition. – London : Arnold Book Company, 1996. – 637 p. – ISBN 0470235586. – Текст : непосредственный.

106. Budak, E. Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data / E. Budak, Y. Altintas, E. Armarego. – Текст : непосредственный // Journal of Manufacturing Science and Engineering. Transactions of the ASME. – 1196. – № 118(2). – P. 216–224. – DOI 10.1115/1.2831014.

107. Chengfeng, L. Modeling of three-dimensional cutting forces in micro-end-milling / L. Chengfeng, L. Xinmim, L. Hongtao, N. Jun. – Текст : непосредственный // Journal of Micromechanics and Microengineering. – 2007. – № 17. – P. 671–678. – DOI 10.1088/0960-1317/17/4/001.

108. Cook, N. H. Visual Metal Cutting Study / N. H. Cook, M. C. Shaw. – Текст : непосредственный // Mechanical Engineering. – 1951. – № 11. – V. 73.

109. Ipilakyaа, T. D. A Study on the Effect of Rake Angle and Feed Rate on Cutting Forces during Orthogonal Cutting / T. D. Ipilakyaа, D. T. Gundu, N. Kingsley. – Текст : непосредственный // European Journal of Advances in Engineering and Technology. – 2017. – № 4 (4). – P. 268–272. – ISSN 2394-658X.

110. Dargnat, F. On the adaptability of cutting model to drilling / F. Dargnat, Ph. Darnis, O. Cahuc. – Текст : непосредственный // 12th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations. – Spain, 2009. – ISBN: 978-84-608-0865-7.

111. Dietrich, J. Praxis der Zerspantechnik, Verfahren, Werkzeuge, Berechnung / J. Dietrich. – 11. Auflage. – Wiesbaden : Springer Vieweg, 2014. – ISBN-13 978-3658049225. – Текст : непосредственный.

112. Donachie, M. J. Titanium: a technical guide / M. J. Donachie. – 2nd edition. – ASM International, 2000. – ISBN 978-1-62708-269-3. – Текст : непосредственный.

113. Ezugwu, E. O. Titanium alloys and their machinability—a review / E. O. Ezugwu, Z. M. Wang. – Текст : непосредственный // Journal of Materials Processing Technology. – 1997. – № 68(3) – P. 262–274. – DOI 10.1016/S0924-0136(96)00030-1.

114. Fang, N. Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool – Part 1: new model and theory / N. Fang. – Текст : непосредственный // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. – 2003. – Т. 51. – № 4. – P. 715–742. – DOI 10.1016/S0022-5096(02)00060-1.

115. Fischer, H. Die Werkzeugmaschine / H. Fischer. – Julius Springer, 1900. – 252 p. – Текст : непосредственный.

116. Fontaine, M. Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test / M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki, D. Dudzinski. – Текст : непосредственный // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2006. – № 46(3-4). – P. 367–380. – DOI 10.1016/j.ijmachtools.2005.05.011.

117. Fu, Z. Analytical modelling of milling forces for helical end milling based on a predictive machining theory / Z. Fu, W. Yang, X. Wang, J. Leopold. – Текст : непосредственный // Procedia CIRP. – 2015. – № 31. – P. 258–263. – DOI 10.1016/j.procir.2015.03.013.

118. Gunay, M. Investigation of the effect of rake angle on main cutting force / M. Gunay, A. Ersan, K. Ihsan, S. Ulvi. – Текст : непосредственный // International

Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2004. – № 44(9). – P. 953–959. – DOI 10.1016/s0890-6955(04)00019-7.

119. Hong, H. Machinability of steels and titanium alloys under lubrication / H. Hong, A. T. Riga, J. M. Gahoon, C. G. Scott. – Текст : непосредственный // Wear. – 1993. – № 162-164. – P. 34–39. – DOI 10.1016/0043-1648(93)90481-z.

120. Huang, L. Effect of tool/chip contact length on orthogonal turning performance / L. Huang, J. C. Chen, T. Chang. – Текст : непосредственный // Journal of Industrial Technology. – 1999. – № 15(2).

121. Huang Y. Cutting force modeling considering the effect of tool thermal property-application to CBN hard turning / Y. Huang, S. Y. Liang. – Текст : непосредственный // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2003. – № 43(3). – P. 307–315. – DOI: 10.1016/S0890-6955(02)00185-2.

122. Hye-Ri, G. Prediction of Cutting Force and Tool Deflection in Micro Flat End Milling / G. Hye-Ri, S. Byeong-Uk, L. Yong-Seok, S. Yong-Wook, J. Sung-Hui, S. Tae-II. – Текст : непосредственный // International Journal of Materials, Mechanics and Manufacturing. – 2013. – V. 1. – № 1. – P. 13–16. – DOI: 10.7763/IJMMM.2013.V1.3.

123. Jawahir, I. S. Progress toward modeling and optimization of sustainable machining processes / I. S. Jawahir, J. Schoop, Y. Kaynak, A. K. Balaji, R. Ghosh, T. Lu. – Текст : непосредственный // Journal of Manufacturing Science and Engineering. – 2020. – № 142(11). – 110811. – DOI 10.1115/1.4047926.

124. Kaisan, M. U. Effects of Tool Rake Angle on Tool Life in Turning Tools / M. U. Kaisan. – Текст : непосредственный // International Journal of Scientific and Engineering Research. – 2012. – V. 3 – № 4. – P. 1–6. – ISSN 2229-5518.

125. Karpat, Y. Predictive analytical and thermal modeling of orthogonal cutting process – Part I: Predictions of tool forces, stresses, and temperature distributions / Y. Karpat, T. Ozel. – Текст : непосредственный // Transactions of the ASME. – 2006. – №128. – P. 435–444. – DOI 10.1115/1.2162590.

126. Khany, S. I. Analysis of variation of Cutting Forces With Respect to Rake and Shear Angle / S. I. Khany, M. Ayazuddin, K. I. Khan, S. A. Irfanuddin. – Текст :

непосредственный / International Journal of Scientific and Engineering Research. – 2017. – V. 7. – № 10. – P. 362–366. – ISSN 2250-3153.

127. Kienzle, O. Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen / O. Kienzle. – Текст : непосредственный // VDI-Z. – 1952. – V. 94. – №. 11/12. – P. 299–305.

128. Kistler : официальный сайт. – URL: [http:// www. kistler.com/US/en](http://www.kistler.com/US/en) (дата обращения: 08.07.2024). – Текст: электронный.

129. Kline, W. A. The Prediction of Cutting Forces in Milling With Application to Cornering Cuts / W. A. Kline, R. E. DeVor. – Текст : непосредственный // International Journal of machine Tool Design and Research. – 1982. – № 22(1). – P. 18.

130. Koenigsberger, F. An Investigation into the Cutting Force Pulsations During Milling Operations / F. Koenigsberger, A. J. P. Sabberwal. – Текст : непосредственный // International Journal of Machine Tool Desing and Research. – 1961. – V. 1. – P. 15–33.

131. Komanduri, R. New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys / R. Komanduri, B. Turkovich. – Текст : непосредственный // Wear. – 1981. – V. 69. – P. 179–188. – DOI 10.1016/0043-1648(81)90242-8.

132. Kountanya, R. K. A high-magnification experimental study of orthogonal cutting with edge-honed tools / R. K. Kountanya, W. J. Endres. – Текст : непосредственный // ASME. – 2001. – V. 1–16. – P. 1–8.

133. Singh, K. K. Effect of rake angles and material properties on chip formation: A Review / K. K. Singh, A. Bahuguna, R. Pant. – Текст : непосредственный // Engineering, Materials Science. – 2014.

134. Kushner, V. Determination of Material Resistance Characteristics in Cutting / V. Kushner, M. Storchak. – Текст : непосредственный // Procedia CIRP. – 2017. – V. 58. – P. 293–298. – DOI 10.1016/j.procir.2017.03.333.

135. Lee, E. H. The theory of plasticity applied to a problem of machining / E. H. Lee, B. W. Shaffer. – Текст : непосредственный // Journal of Applied Mechanics. – 1951. – №. 4. – V. 18. – P. 405–413.

136. Li, H. Z. Modelling of cutting forces in helical end milling using a predictive machining theory / H. Z. Li, W. B. Zhang, X. P. Li. – Текст : непосредственный // International Journal of Mechanical Sciences. – 2001. – № 43(8). – P. 1711–1730. – DOI 10.1016/S0020-7403(01)00020-0.
137. Li, R. Finite element modelling of 3D turning of titanium / R. Li, A. J. Shih. – Текст : непосредственный // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2006. – № 29. – P. 253–261. – DOI: 10.1007/s00170-005-2511-6.
138. Liu, X. The mechanics of machining at the microscale: assessment of the current state of the science / X. Liu, R. E. Devor, S. G. Kapoor, K. F. Ehmann. – Текст : непосредственный // Journal of Manufacturing Science and Engineering. – 2004. – № 126(4). – P. 666–676. – DOI: 10.1115/1.1813469.
139. Maekawa, K. Simulation analysis of machinability of leaded Cr-Mo and Mn-B structural steels / K. Maekawa, H. Ohhata, T. Kitagawa, T. H. C. Childs. – Текст : непосредственный // Journal of Materials Processing Technology. – 1996. – № 62. – P. 363–369.
140. Maity, K. P. A class of slipline field solutions for metal machining with sticking-slipping zone including elastic contact / K. P. Maity, N. S. Das. – Текст : непосредственный // Materials and Design. – 2007. – V. 28. – № 8. – P. 2310–2317. – DOI 10.1016/j.matdes.2006.07.014.
141. Marafona, J. A finite element model of EDM based on the Joule effect / J. Marafona, J. A. G. Chousal. – Текст : непосредственный // International Journal of Machine Tools Manufacture. – 2006. – № 46. – P. 595–602. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2005.07.017.
142. Marinov, V. A coupled analytical-finite element model of chip formation in 2-D formulation / V. Marinov. – Текст : непосредственный // 8th International Machine Design and Production Conference. – Ankara, Turkey, 1998. – P. 289–301.
143. Martellottim, M. E. An Analysis of the Milling Process / M. E. Martellottim. – Текст : непосредственный // Transaction of ASME. – 1941. – V. 63. – P. 677–700.

144. Merchant, M. E. Mechanics of the metal cutting process II. Plasticity conditions in orthogonal cutting / M. E. Merchant. – Текст : непосредственный // Journal of Applied Physics. – 1945. – № 16(6). – P. 318–324. – DOI 10.1063/1.1707596.

145. Merchant, M. E. Twentieth century evolution of machining in the United States – an interpretative review / M. E. Merchant. – Текст : непосредственный // Sadhana. – 2003. – V. 28 (5). – P. 867–874. – DOI 10.1007/BF02703318.

146. Modern Metal Cutting. A Practical Handbook / Sandvik Coroman. – Sweden, 1994. – Текст : непосредственный.

147. Moufki, A. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law / A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski. – Текст : непосредственный // Journal of the Mechanics and Physics Solids. – 1998. – № 10. – P. 2103–2138.

148. Moufki, A. Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation / A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, A. Molinari. – Текст : непосредственный // International Journal of Machine tools and Manufacture. – 2004. – № 44. – P. 971–989. – DOI 10.1016/S0890-6955(04)00021-5.

149. Moufki, A. An analytical thermomechanical modelling of peripheral milling process using a predictive machining theory / A. Moufki, D. Dudzinski, G. Le. Coz. – Текст : непосредственный // Advanced Materials Research. – 2011. – № 223. – P. 93–100. – DOI 10.4028/www.scientific.net/AMR.223.93.

150. National Instrument : официальный сайт. – URL: [http:// www.ni.com/en.html](http://www.ni.com/en.html) (дата обращения: 08.07.2024). – Текст: электронный.

151. Ocushima, K. An Analysis of the Mechanism of Orthogonal Cutting and its Application to Discontinuous Chip Formation / K. Ocushima, K. Hitomi. – Текст : непосредственный // ASME, Journal of Engineering for Industry. – 1961. – P. 545–556.

152. Olenin, L. D. Hardening curves for materials with strain hardening / L. D. Olenin, M. A. Lekveishvili. – Текст : непосредственный // Russian Engineering Research. – 2016. – V. 36. – № 5. – P. 404–406. – DOI 10.3103/S1068798X16050166.

153. Oxley, P. L. B. *Mechanics of Machining, an analytical approach to assessing machinability* / P. L. B. Oxley. – Chichester : Ellis Horwood, 1989. – 242 p. – Текст : непосредственный.

154. Ozlu E. Two-zone analytical contact model applied to orthogonal cutting / E. Ozlu, A. Molinari, E. Budak. – Текст : непосредственный // *Machining Science and Technology: An International Journal*. – 2010. – V. 14. – № 3. – P. 323–343. – DOI 10.1080/10910344.2010.512794.

155. Palmer, W. B. *Mechanics of metal cutting* / W. B. Palmer, P. L. B. Oxley. – Текст : непосредственный // *Proceedings on the Institution of Mechanical Engineers*. – 1959. – P. 623–654.

156. Pradeesh, A. Effect of Rake Angles on Cutting Forces for A Single Point Cutting Tool / A. Pradeesh, M. Mubeer, K. Nanda, A. Muhammed, M. T. Mohammed, R. M. Muhammed. – Текст : непосредственный // *International Research Journal of Engineering and Technology*. – 2016. – V. 3. – №5.

157. Rejtoe, A. *Einige Prinzipien der theoretischen mechanischen Technologie der Metalle* / A. Rejtoe. – Berlin : Selbstverlag des Verfassers in Kommission bei VDI Verlag, 1927. – 503 p. – Текст : непосредственный.

158. Sabberwal, A. J. P. Chip Section and Cutting Force During the Milling Operations / A. J. P. Sabberwal, F. Koenigsberger. – Текст : непосредственный // *Annals of the CIRP*. – 1961/62. – № 10(3). – P. 197–203.

159. Sahoo, P. Influences of TiAlN coating and limiting angles of flutes on prediction of cutting forces and dynamic stability in micro milling of die steel (P-20) / P. Sahoo, K. Patra, V. K. Singh, M. K. Gupta, Q. Song, M. Mia. – Текст : непосредственный // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2020. – V. 278. – P. 116500. – DOI 10.1016/j.jmatprotec.2019.116500.

160. Saglam, H. Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature / H. Saglam, F. Unsacar, S. Yaldiz. – Текст : непосредственный // *International Journal of Machine Tool and Manufacture*. – 2005. – № 46. – P. 132–141.

161. Sandvik Coromant. Точение. Фрезерование. Сверление : каталог продукции. – Москва : ООО «Сандвик», 2007. – 208 с. – Текст : непосредственный.

162. Satyanarayana, K. Effect of Angle and Feed Rate on Cutting Forces in an Orthogonal Turning Process / Venu Gopal A., Venkateswara Rao G. – Текст : непосредственный // Proceedings of the International Conference on Trends in Mechanical and Industrial Engineering. – 2011. – P. 150–154.

163. Satyanarayana, K. Optimal machining conditions for turning Ti-6Al-4V using response surface methodology / K. Satyanarayana, Venu Gopal A. – Текст : непосредственный // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2013. – № 1. – P. 329–339. – DOI 10.1007/s40436-013-0047-9.

164. Schoop, J. Computationally Efficient, Multi-Domain Hybrid Modeling of Surface Integrity in Machining and Related Thermomechanical Finishing Processes / J. Schoop, D. Adeniji, I. Brown. – Текст : непосредственный // Procedia CIRP. – 2019. – № 82(1). – P. 356–361. – DOI 10.1016/j.procir.2019.03.225.

165. Sharma, K. In Metal Turning, effect of various parameters on cutting tool: A Review / K. Sharma, M. Dalgobind, S. S. Sen. – Текст : непосредственный // International Journal of Application or Innovation in Engineering and Management. – 2013. – V. 2. – № 8. – P. 32–38. – ISSN 2319-4847.

166. Shaw, M. C. Mechanics of Orthogonal Cutting. Metal Cutting Principles / M. C. Shaw. – London : Oxford University Press, 1984. – Текст : непосредственный.

167. Shih, A. J. M. Finite Element Simulation of Metal Cutting Process with Strain Rate and Temperature Effects / A. J. M. Shih, S. Chadrusekar, H. T. Yang. – Текст : непосредственный // Fundamental Issue in Machining, ASME Publication. – 1990. – V. 43. – P. 11–24. – DOI 10.1115/1.2803283.

168. Simoneau, A. Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel / A. Simoneau, E. Ng, M. A. Elbestawi. – Текст : непосредственный // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2006. – № 46. – P. 467–481.

169. Sonawane, H. A. Analytical modeling of chip geometry and cutting forces in helical ball end milling of superalloy Inconel 718 / H. A. Sonawane, S. S. Joshi. – Текст : непосредственный // CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. – 2010. – № 3(3). – P. 204–217. – DOI 10.1016/j.cirpj.2010.11.003.
170. Soo, S. L. Developments in modeling of metal cutting processes / S. L. Soo, D. K. Aspinwall. – Текст : непосредственный // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part L Journal of Materials Design and Applications. – 2007. – V. 221. – P. 197–221. – DOI 10.1243/14644207JMDA163.
171. Storchak, M. Finite element modeling for the cutting process of the titanium alloy Ti10V2Fe3Al / M. Storchak, L. Jiang, Y. Xu, X. Li. – Текст : непосредственный // Production Engineering. – 2016. – № 10(4-5). – P. 509–517. – DOI 10.1007/s11740-016-0689-0.
172. Storchak, M. Improvement of Analytical Model for Oblique Cutting—Part I: Identification of Mechanical Characteristics of Machined Material / M. Storchak, M. A. Lekveishvili. – Текст : непосредственный // Metals. – 2023. – V. 13. – 1750. – DOI 10.3390/met13101750.
173. Strenkowski, J. A finite element model of orthogonal metal cutting / J. Strenkowski, J. T. Carroll. – Текст : непосредственный // Journal of Engineering for Industry. – 1985. – № 107. – P. 349–354. – DOI 10.1115/1.3186008.
174. Strenkowski, J. Finite element prediction of chip geometry and tool-workpiece temperature distribution in orthogonal metal cutting / J. Strenkowski, K. J. Moon. – Текст : непосредственный // Journal of Engineering for Industry. – 1990. – № 112. – P. 313–318. – DOI 10.1115/1.2899593.
175. Talekar, V. Determination of specific cutting force coefficients for webbased cutting force modeling and simulation in machining titanium alloys / V. Talekar. – Текст : непосредственный // – Missouri University of Science and Technology, 2011.
176. Tay, A. O. Using the finite element method to determine temperature distributions in orthogonal machining / A. O. Tay, M. G. Stevenson, G. de Vahl Davis.

– Текст : непосредственный // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. – 1974. – № 188(55). – P. 627–638.

177. Tetsuji, O. Influence of clearance and rake angles on the cutting force of rock / O. Tetsuji, K. Hirokazu, M. Shigeo. – Текст : непосредственный // Journal of National Institute for Resources and Environment. – 1999. – № 2(3). – P. 73–80.

178. Tlusty, J. Dynamics of cutting forces in end milling / J. Tlusty, P. Macneil. – Текст : непосредственный // Annals of the CIRP. – 1975. – V. 24. – № 1. – P. 21–25.

179. Tönshoff, H.-K. Hybrid cutting force prediction. Workshop of Modelling and Simulation / H.-K. Tönshoff, M. Clausen, J. Selle. – Saarbrücken, 2003 – Текст : непосредственный.

180. Trent, E. M. Metal Cutting / E. M. Trent. – 2 edition – London : Butterworths, 1984. – Текст : непосредственный.

181. Tresca, H. E. Mémoire sur l'écoulement des corps solides / H. E. Tresca. – Paris : Mémoires de l'Académie des sciences de l'Institut de France, Imprimerie Impériale, 1868. – V. 18. – 111 p. – Текст : непосредственный.

182. Vagnorius, Z. Determining optimal replacement time for metal cutting tool / Z. Vagnorius, M. Rausand, K. Sørby. – Текст : непосредственный // European Journal of Operational Research. – 2010. – № 206. – P. 407–416.

183. Vedashree, K. N. A Study on the Effect of Rake Angle and depth of cut on Cutting Forces during Orthogonal Cutting / K. N. Vedashree, S. Rao. – Текст : непосредственный // International Journal of Innovative Research in Science Engineering and Technology. – 2020. – V. 9. – № 5. – P. 3175. – ISSN: 2320-6710.

184. Wang, S. Analytical modeling and prediction of cutting forces in orthogonal turning: a review / S. Wang, T. Zhang, W. Deng, Z. Sun, T. Sandy. – Текст : непосредственный // The international journal of advanced manufacturing technology. – 2022. – V. 119. – P. 1407–1434. – DOI 10.1007/s00170-021-08114-y.

185. Yun, W. S. Accurate 3-D cutting force prediction using cutting condition independent coefficients in end milling / W. S. Yun, D. W. Cho. – Текст :

непосредственный // International Journal of Maschine Tools and Manufacture. – 2001. – V. 41. – P. 463–478.

186. Zheng, L. Three dimensional cutting force analysis in endmilling / L. Zheng, Y. S. Chiou, S. Y. Liang. – Текст : непосредственный // International Journal of Mechanical Sciences. – 1996. – V. 38. – №. 3. – P. 259–269. – DOI 10.1016/0020-7403(95)00057-7.

Приложение А

(справочное)

Акт практической реализации

УТВЕРЖДАЮ

Директор по производству
ООО «Технологические покрытия»
Точилкин С.В.
« 24 » февраля 2024 г.

**Акт**

практической реализации результатов диссертационной работы
Леквеишвили М. А. на тему «Повышение износостойкости концевых
фрез путем расчетно-экспериментального обоснования геометрических
параметров режущей части инструмента»

Научно-практические результаты диссертационной работы соискателя Леквеишвили М. А., достигнутые по теме исследования «Повышение износостойкости концевых фрез путем расчетно-экспериментального обоснования геометрических параметров режущей части инструмента», актуальны для направления научно-производственной деятельности предприятия ООО «Технологические покрытия» и реализованы в виде средств алгоритмического и программного обеспечения «EndMills», используемых для расчета геометрических параметров режущей части концевых фрез.

Разработанные соискателем руководящие материалы по оценке геометрических параметров режущей части концевой фрезы используются на начальном этапе модернизации технологической оснастки, и обеспечивают существенное сокращение финансово-трудовых затрат и сроков проектирования режущего инструмента, что предопределяет повышение производительности труда и снижение себестоимости продукции.

Начальник производства



В. В. Архипов

Приложение Б (справочное)

Акт о практическом использовании в научном процессе

УТВЕРЖДАЮ

Проректор по научной работе и цифровому развитию
Федерального государственного бюджетного
образовательного учреждения высшего образования
«Владимирский государственный университет
имени Александра Григорьевича и
Николая Григорьевича Столетовых», д.ф.-м.н.



А. О. Кучерик

_____ 2024 г.

АКТ

О практическом использовании результатов диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук м.н.с. Леквеишвили Марии Анатольевны в инновационной научной деятельности ВлГУ.

Настоящим Актом университет удостоверяет, что в результате успешного решения научно значимой задачи, обозначенной соискателем Леквеишвили М. А. по теме «Повышение износостойкости концевых фрез путем расчетно-экспериментального обоснования геометрических параметров режущей части инструмента», в представленной диссертации изложены новые научно обоснованные технические и технологические решения и разработки, имеющие для машиностроительной отрасли обрабатывающей промышленности существенное значение для развития страны.

Достигнутые результаты диссертационной работы Леквеишвили М. А. используются в научно-исследовательских и опытно-конструкторских работах университета при выполнении Государственного задания в сфере научной деятельности Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (FZUN-2024-0004, гос. задание ВлГУ) на тему «Разработка нормативно-технической документации для ОАО РЖД и формирование научно-технического задела», при этом расчетно-экспериментальная методика и принцип проектирования износостойких цельных концевых фрез защищены Патентом РФ от 26.06.2024 № 226849 на полезную модель ВлГУ, являющегося Патентообладателем.

Разработанные соискателем Леквеишвили М. А. программный комплекс «EndMills», защищенный Свидетельством РФ от 20.02.2024 № 2024614116 о государственной регистрации программ для ЭВМ, а также алгоритмы и методики выбора геометрических параметров режущей части концевых фрез используются при организации и выполнении экспериментальных и производственных работ на механообрабатывающем технологическом оборудовании Научно-образовательного центра внедрения лазерных технологий ВлГУ.

Директор НОЦ ВЛТ ВлГУ,
советник при ректорате, к.т.н., доцент

А. Б. Люхтер

Начальник управления
проектными командами

А. В. Осипов

Приложение В

(справочное)

Акт о практическом использовании в учебном процессе

УТВЕРЖДАЮ

Проректор по образовательной деятельности
ФГБОУВО «Владимирский государственный
университет имени Александра Григорьевича и
Николая Григорьевича Столетовых», к.т.н., доцент

_____ А. А. Панфилов

« 21 » февраля _____ 2024 г.

АКТ

О практическом использовании результатов диссертации на соискание
ученой степени кандидата технических наук Леквеишвили М. А. в учебном
процессе Института архитектуры, строительства
и энергетики и Института машиностроения и автомобильного транспорта
ВлГУ.

Результаты диссертационных исследований Леквеишвили Марии
Анатольевны, полученные по теме «Повышение износостойкости концевых фрез
путем расчетно-экспериментального обоснования геометрических параметров
режущей части инструмента», используются в учебном процессе при подготовке
бакалавров по направлению «Энергетическое машиностроение» дисциплина
«Основы проектной деятельности» и магистров по направлению «Строительство»
дисциплина «Лазеры в теплогазоснабжении» в части применения разработанного
программного комплекса «EndMills», а также алгоритмов и методики выбора
геометрических параметров режущей кромки концевых фрез при ознакомлении с
основополагающими методами механической обработки специализированных по
назначению пластичных металлических материалов.

Достигнутые результаты диссертационной работы Леквеишвили М. А.
используются при проведении лекционных и практических занятий, а также в
научно-исследовательской работе студентов, в курсовом и дипломном
проектировании.

Директор ИАСЭ
к.т.н., доцент
_____ С. Н. Авдеев

Директор ИМиАТ
к.т.н., доцент
_____ А. И. Елкин

Зав. каф. ТГВиГ
к.т.н., доцент
_____ С. В. Угорова

Зав. каф. ТДиЭУ
к.т.н., доцент
_____ А. Ю. Абаляев

Приложение Г

(справочное)

Коэффициенты чувствительности при обработке уступа

Таблица Г.1 – Значения коэффициентов чувствительности, полученных в ходе регистрации силовых эпюр

Ширина резания B , мм	Глубина резания t , мм	Подача на зуб S_z , мм/зуб	x	y	z	x	y	z	x	y	z		
			Скорость резания v , м/мин										
			50			100			150				
Фреза № 1													
1	0,5	0,05	20	20	20	-	-	-	-	-	-		
	1	0,05	50	50	50	-	-	-	-	-	-		
	2	0,05	50	50	50	50	50	50	50	20	20	20	
		0,1	100	100	100	-	-	-	-	-	-	-	
		0,15	100	100	100	-	-	-	-	-	-	-	
2	0,5	0,05	50	50	50	-	-	-	-	-	-		
	1	0,05	50	50	50	-	-	-	-	-	-		
	2	0,05	100	100	100	100	100	100	100	100	50	50	
		0,1	100	100	100	-	-	-	-	-	-	-	
		0,15	100	100	100	-	-	-	-	-	-	-	
Фреза № 2													
1	0,5	0,05	50	50	50	-	-	-	-	-	-		
	1	0,05	20	20	20	-	-	-	-	-	-		
	2	0,05	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	
		0,1	100	100	100	-	-	-	-	-	-	-	
		0,15	50	50	50	-	-	-	-	-	-	-	
2	0,5	0,05	20	20	20	-	-	-	-	-	-		
	1	0,05	50	50	50	-	-	-	-	-	-		
	2	0,05	100	100	100	50	50	50	100	100	100		
		0,1	100	100	100	-	-	-	-	-	-		
		0,15	200	200	200	-	-	-	-	-	-		

Фреза № 3											
1	0,5	0,05	20	20	20	-	-	-	-	-	-
	1	0,05	20	20	20	-	-	-	-	-	-
	2	0,05	50	50	50	50	50	50	50	50	50
		0,1	100	100	100	-	-	-	-	-	-
		0,15	50	50	50	-	-	-	-	-	-
2	0,5	0,05	20	20	20	-	-	-	-	-	-
	1	0,05	50	50	50	-	-	-	-	-	-
	2	0,05	50	50	50	50	50	50	100	100	100
		0,1	100	100	100	-	-	-	-	-	-
		0,15	200	200	200	-	-	-	-	-	-

Приложение Д

(справочное)

Коэффициенты чувствительности при засверливании с осевой подачей

Таблица Д.1 – Значения коэффициентов чувствительности, полученных в ходе регистрации силовых эпюр

Глубина резания t , мм	Подача на зуб S_z , мм/зуб	Скорость резания v , м/мин		
		50	100	150
4	0,025	50	100	200
	0,05	100	-	-
	0,2	100	-	-