

Сумский государственный университет

На правах рукописи

Некрасов Сергей Сергеевич

УДК 621.914.025.7:621.914.1

**ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ ПРИ
ОБРАБОТКЕ ЛИТЕЙНЫХ СТАЛЕЙ АУСТЕНИТНОГО КЛАССА**

05.03.01 – Процессы механической обработки,
станки и инструменты

Диссертация на соискание ученой степени кандидата
технических наук

Научный руководитель
Залого Вильям Александрович,
профессор, доктор технических наук

Сумы - 2012

СОДЕРЖАНИЕ

Список условных обозначений	5
Введение	9
РАЗДЕЛ 1 Особенности резания сталей аустенитного класса	16
1.1 Особенности химического состава и свойств сталей аустенитного класса	16
1.2 Механика резания.....	18
1.3 Причины отказа концевых фрез	20
1.4 Вибрации и их роль при фрезеровании сталей аустенитного класса	24
1.5 Геометрические параметры концевых фрез.....	26
1.5.1 Эффективная макрогеометрия концевых фрез	27
1.5.2 Характеристики мезогеометрии концевых фрез.....	28
1.5.3 Проблема определения оптимального радиуса округления режущей кромки при фрезеровании	32
1.6 Выводы, цели и задачи исследования	36
РАЗДЕЛ 2 Разработка методики теоретических исследований влияния радиуса округления режущей кромки на работоспособность цельных твердосплавных концевых фрез	39
2.1 Методика выбора физических критериев отказа цельных твердосплавных концевых фрез	40
2.2 Постановка задачи моделирования	45
2.3 Математическая формулировка модели стружкообразования в условиях резания сталей округленным лезвием с переменной толщиной среза	49
2.4 Расчет контактных напряжений, напряжений в объеме лезвия и интенсивности изнашивания	53
2.5 Расчет напряжений в объеме рабочей части концевой фрезы	57
2.6 Расчет области виброустойчивости процесса концевой фрезерования округленным лезвием	60
2.7 Выводы.....	65

РАЗДЕЛ 3 Экспериментальное исследование механических и трибологических свойств литейных сталей аустенитного класса.....	67
3.1 Исследование механических свойств.....	67
3.1.1 Экспериментальная установка для испытаний на «растяжение – сжатие» при повышенных температурах.....	68
3.1.2 Методика идентификации определяющего уравнения материалов из опытов по растяжению.....	70
3.1.3 Методика идентификации определяющего уравнения литейных сталей из опытов по сжатию.....	75
3.1.4 Результаты испытаний и их анализ.....	85
3.2 Исследование трибологических свойств.....	89
3.2.1 Общий алгоритм идентификации адгезионной составляющей силы трения скольжения.....	89
3.2.2 Приборы, оборудование и методики измерений.....	90
3.2.3 Методика обработки результатов.....	92
3.3 Выводы.....	94
РАЗДЕЛ 4 Исследование влияния состояния режущей кромки на работоспособность твердосплавных концевых фрез.....	96
4.1 Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на температуру резания, напряжения на контактных поверхностях и в объеме лезвия.....	97
4.1.1 План виртуального эксперимента.....	97
4.1.2 Моделирование процесса стружкообразования.....	98
4.1.3 Контактные напряжения и сила резания.....	100
4.1.4 Моделирование температуры резания.....	101
4.2 Исследование влияния радиуса округления на интенсивность изнашивания.....	102
4.3 Исследование влияния радиуса округления на прочность режущей кромки.....	103
4.3.1 Влияние ρ на статическую прочность лезвия фрезы.....	103
4.3.2 Влияние ρ на усталостную прочность лезвия фрезы.....	107

4.4 Экспериментальное исследование изменения радиуса округления режущей кромки в процессе резания	111
4.4.1 Методика экспериментальных исследований.....	111
4.4.2 Результаты исследований.....	114
4.5 Влияние радиуса округления режущей кромки на запас прочности в рабочей части	117
4.6 Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на виброустойчивость фрезерования	119
4.7 Анализ влияния начального радиуса округления режущей кромки на стойкость концевых фрез.....	120
4.8 Выводы.....	123
РАЗДЕЛ 5 Разработка практических рекомендаций по выбору радиуса округления режущей кромки.....	125
5.1 Исследование влияния режима резания на оптимальную величину радиуса округления режущей кромки.....	125
5.2 Экспериментальное исследование влияния режимов фрезерования на начальный радиус округления режущей кромки, обеспечивающий наибольший ресурс инструмента	129
5.3 Практическое применение результатов работы	135
5.4 Выводы.....	140
Общие выводы	142
ПРИЛОЖЕНИЕ А Командный файл LS-DYNA.....	144
ПРИЛОЖЕНИЕ Б Изменение напряжений в лезвии	147
ПРИЛОЖЕНИЕ В Акты внедрения	150
ПРИЛОЖЕНИЕ Г Лицензия на программный продукт LS-DYNA.....	154
ПРИЛОЖЕНИЕ Д Акт аттестации машины УМЭ-10ТМ.....	155
Список использованных источников	156

СПИСОК УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

- θ - температура;
 Δl – удлинение в момент разрыва;
 Δl_p – удлинение на базовой длине;
 Δl^M – приведенное удлинение;
 ΔR – величина изменения радиуса;
 ΔU - энергия упругой деформации;
 A_0 - предел усталости в случае симметричного нагружения;
 A_p - работа сил резания;
 C_x - приведенная жесткость ТС вдоль оси X;
 C_y - приведенная жесткость ТС вдоль оси Y;
 D - критерий разрушения (накопленная пластическая деформация);
 d_0 – исходный диаметр образца;
 d_i – диаметр образца в рассматриваемый момент времени;
 d_k – диаметр образца в месте разрыва;
 d_{max} – максимальный (фактический) диаметра образца;
 d_p – диаметр на участках равномерного деформирования
 d_n – номинальный диаметр образца;
 E – модуль упругости;
 F – действующая сила;
 $f_{contact}$ - приведенные силы на контактной границе;
 F_i – величина изменения силы;
 f_i - плотность объемных сил;
 F_k – сила в момент разрушения;
 f_{load} - приведенные объемные и внешние силы, которые действуют на тело;
 F_v - градиент движения;
 h_0 – исходная высота образца;
 h_3 – величина износа по задней поверхности;
 h_i – высота образца в данный момент времени;
 h_k – высота образца после сжатия;
 h_x - приведенный коэффициент демпфирования ТС вдоль оси X;
 h_y - приведенный коэффициент демпфирования ТС вдоль оси Y;
 h_z - величина фаски износа;
 $H_{им}$ – твердость инструментального материала;
 $H_{ом}$ – твердость обработанного материала в контактном слое;

I - величина внутренней силы;
 J – параметр, характеризующий жесткость напряжения;
 K – объемный модуль упругости;
 K_0 - удельная сила стружкообразования;
 K_1 – коэффициент перемещения;
 K_r – отношение действительной площади контакта к номинальной;
 L – длина пути резания;
 l_0 – базовая длина;
 M - коэффициент гомогенности;
 m_x - приведенная масса ТС вдоль оси X ;
 m_y - приведенная масса ТС вдоль оси Y ;
 M_z – момент сопротивления вращению;
 N – количество циклов нагружения;
 n – показатель деформации упрочнения;
 R_x - динамическая сила резания, действующая на ТС вдоль оси X ;
 R_y - динамическая сила резания, действующая на ТС вдоль оси Y ;
 R_z – радиальная составляющая силы резания;
 q - величина теплообмена;
 r - параметр упрочнения;
 Q - теплота;
 R_a – шероховатость;
 R_{min} - термическое сопротивление границы;
 r_{opt} – радиус отпечатка;
 $R_{ш}$ – радиус кривизны области неравномерной деформации (шейки) в осевом сечении после разрыва;
 S – текущая площадь поперечного сечения;
 S_0 – исходная площадь;
 S_0 –подача на оборот;
 S_H – номинальная площадь поперечного сечения;
 S_k – площадь поперечного сечения образца в месте разрыва;
 S_{max} – максимальная площадь поперечного сечения;
 S_z – подача на зуб;
 t – глубина резания;
 R_p, t_m – параметры микрорельефа индентора;
 T – период стойкости инструмента;
 θ_0 – начальная температура;
 θ_{melt} – температура плавления
 T_p – постоянная времени стружкообразования;

t_p – толщина срезаемого слоя;
 V – скорость резания;
 X - перемещение фрезы относительно детали вдоль оси X ;
 Y - перемещение фрезы относительно детали вдоль оси Y ;
 Z – количество зубьев;
 α_γ - коэффициент, зависящий от состояния поверхности и чувствительности материала к концентрации напряжений и к виду напряженного состояния
 γ - передний угол;
 δ – относительное удлинение при растяжении;
 E – относительное удлинение;
 $\dot{\epsilon}_f$ - граница величины накопления пластических деформаций;
 ϵ_l – степень деформации;
 ϵ^P – величина пластической деформации, накопленная в теле;
 $\dot{\epsilon}^P$ – скорость пластической деформации;
 ϵ_u – величина истинной деформации;
 $\epsilon_{ик}^P$ – истинная пластическая деформация при разрыве;
 $\epsilon_{и}^P$ – истинная пластическая деформация;
 η – поправка на неравномерность деформации;
 λ – теплопроводность;
 μ' – коэффициент поперечной деформации;
 μ – коэффициент Пуассона;
 μ_d – деформационный коэффициент трения;
 $\mu_{ср}$ – средний коэффициент трения на торцах образца;
 ρ – радиус округления режущей кромки;
 ρ_M – плотность;
 $\rho_{кон}$ – конечный радиус округления режущей кромки;
 σ^* - гидростатическое давление;
 $\sigma_{0,2}$ – предел текучести;
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - главные напряжения;
 σ_{1a} - амплитудное значение σ_1 ;
 σ_{1m} - среднее значение σ_1 цикла;
 σ_a - амплитудное напряжение цикла;
 σ_{ia} - амплитудное значение эффективных напряжений;
 $\sigma_{ij,j}$ - частные производные компонента тензора напряжений Коши;
 σ_{im} - среднее значение эффективного напряжения цикла;
 σ_k – истинное напряжение при разрушении;
 σ_m - среднее напряжение цикла;

σ_{\max} – максимальное значение нормального напряжения;
 σ_n – величина нормального напряжения;
 σ_{nr} - величина фактического нормального напряжения;
 σ_S – напряжение течения;
 σ_u – величина истинного напряжения;
 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ - нормальные растягивающие напряжения;
 σ_η - критерий предельного состояния режущего лезвия;
 σ_{-B} – предел прочности при сжатии;
 σ_B – предел прочности при растяжении;
 σ_{ni} – номинальное значение напряжений в рассматриваемый момент времени;
 $\sigma_{усл}$ – условное напряжение;
 $\sigma_{экв}$ - величина эквивалентных напряжений;
 τ_a - касательное напряжение адгезионного сопротивления скольжению;
 τ_d - касательное напряжение деформационного сопротивления скольжению;
 τ_i – величина сопротивления сдвигу;
 τ_n – среднее касательное напряжение на поверхности контакта;
 $\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ - касательные напряжения;
 χ - параметр, определяющий долю сдвиговой деформации в разрушении;
 Ψ – относительное сужение;
 A - константа, характеризующая статистический фактор развития разрушения;
 $\theta_{кр}$ – температура теплостойкости инструментального материала;
 $H_{ом}$ - твердость обрабатываемого материала;
 c – теплоемкость.
 эквивалентное напряжение по фон Мизесу;
 A, B, C, n, m – поправочные коэффициенты.

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы.

Рабочие процессы в современных машинах характеризуются высокими значениями температур, нагрузок, давлений, скоростей. Часто детали машин из обычных конструкционных материалов в таких условиях оказываются неработоспособными. В связи с этим все большее распространение в машиностроении получают конструкционные материалы, обладающие особыми свойствами и характеризующиеся высокими значениями твердости, прочности, теплостойкости, стойкости против коррозии в различных агрессивных средах. Для обеспечения этих свойств материалы легируют различными химическими элементами, что существенно снижает показатели обрабатываемости резанием. К таким материалам относятся нержавеющие и жаропрочные стали и сплавы. Проблемы, связанные с обработкой нержавеющих и жаропрочных сталей и сплавов, определяются, прежде всего, физико-химическими и механическими свойствами этих материалов, что приводит к снижению работоспособности режущего инструмента при обработке этих материалов по сравнению с обычными конструкционными сталями. Поиск путей и методов определения и улучшения работоспособности инструмента при обработке резанием указанных материалов - задача актуальная и имеет большое народнохозяйственное значение.

Вопросам повышения эффективности обрабатываемости посвящены работы Ю.М. Барона, В.Ф. Боброва, А.С. Верещаки, Ю.Н. Внукова, Г.И. Грановского, Я.Л. Гуревича, А.М. Даниеляна, Ю.Н. Жукова, В.А. Залоги, Н.Н. Зорева, Ю.Г. Кабалдина, М.И. Клушина, В.А. Кривоухова, С.А. Крижановского, В.С. Кушнера, Т.Н. Лоладзе, Н.П. Мазура, А.Д. Макарова, В.А. Остафьева, В.И. Подураева, М.Ф. Полетики, Н.С. Равской, А.Н. Резникова, А.М. Розенберга, Ю.А. Розенберга, О.А. Розенберга, С.С. Силина, Н.В. Талантова, И.П. Третьякова, М.Х. Утешева, Г.Л. Хаета, Л.Ш. Шустера и др. В том числе вопросам повышения эффективности обработки концевыми фрезами Ю.М. Барона, С.А. Крижановского, А.Д. Макарова, В.И. Подураева, Н.С. Равской. Обрабатываемость литейных нержавеющих сталей фрагментарно затрагивалась в работах Я.Л. Гуревича, А. М. Даниеляна, В.А. Кривоухова, А.Д. Макарова, В.И. Подураева и др.

Большинство ученых, занимавшихся процессом фрезерования обращали большое внимание на влияние радиуса округления режущей кромки инструмента на показатели его работы. Большое число производителей режущего инструмента занимаются специальной доводкой режущей кромки, но большинство рекомендаций по ее доводке с целью увеличения работоспособности режущего инструмента существенно различаются. В связи с этим разработка рекомендаций по подготовке режущей кромки с целью повышения стойкости режущего инструмента является задачей актуальной.

Связь работы с научными программами, планами, темами. Работа выполнена на кафедре «Технология машиностроения, станки и инструменты» Сумского государственного университета (СумГУ) в период с 2005 года по настоящее время в рамках ежегодных госбюджетных работ в соответствии с тематическими планами СумГУ, утвержденными Министерством образования и науки, молодежи и спорта Украины: «Разработка научных основ оптимального проектирования методов механической обработки материалов и прогнозирования их выходных показателей на базе экспериментально-теоретических моделей нестационарных процессов резания» (№ГР0100U003217) и «Разработка научных основ оптимизации процессов резания на основе их компьютерного 3D-моделирования методом конечных элементов» (№ГР0106U003234).

Целью работы является повышение ресурса твердосплавных концевых фрез при обработке литейных сталей аустенитного класса путем определения методом моделирования процесса резания величины начального радиуса округления режущей кромки фрезы, который обеспечивает наибольший ресурс инструмента.

Объект исследования: процесс фрезерования твердосплавными концевыми фрезами литейных сталей аустенитного класса.

Предмет исследования: состояния режущей кромки твердосплавных концевых фрез при фрезеровании литейных сталей аустенитного класса.

Основные задачи исследования:

- выявить факторы, которые снижают ресурс твердосплавных концевых фрез при обработке литейных сталей аустенитного класса;

- разработать методики получения коэффициентов определяющего уравнения и уравнения пластичности стали 12Х18Н12М3ТЛ из стандартных механических испытаний на сжатие при температуре до 600°С.

- разработать методику теоретических исследований процесса фрезерования литейных сталей аустенитного класса, позволяющую оценить контактные напряжения, температуру, напряжения в лезвии, напряжения в рабочей части фрезы (сердцевине) и область устойчивых режимов резания;

- теоретически и экспериментально исследовать влияние состояния режущей кромки, в частности радиуса округления режущей кромки, на ресурс твердосплавных концевых фрез при фрезеровании литейных сталей аустенитного класса;

- разработать и проверить практические рекомендации по повышению ресурса твердосплавных концевых фрез при обработке литейных сталей аустенитного класса.

Методика исследований. Во время выполнения диссертационной работы использовались современные методы модельных и натурных исследований. Для исследования контактных напряжений, напряженно-деформированного и теплового состояния в системе резания использовался метод конечных элементов, реализованный в программе LS-DYNA. Определение коэффициентов определяющего уравнения и уравнения пластичности выполнено при помощи модернизированной машины УМЭ-10ТМ для исследований на растяжение-сжатие при нормальных и повышенных температурах. Определение трибологических свойств проводилось методом вдавливания сферического индентора по жесткой схеме нагружения. Исследования состояния режущей кромки и измерение радиуса ее округления проводилось с использованием растрового электронного микроскопа РЭМ-100У. Экспериментальные исследования процесса фрезерования проводились на вертикально-фрезерном станке 6Н13Ф3 с системой ЧПУ WL4М с использованием динамометра УДМ-600 и тензометрического усилителя LTR-212.

Научные положения, которые выносятся на защиту:

- модель процесса фрезерования, учитывающая изменение толщины среза, округление режущего лезвия, его способность упруго деформироваться и распределение температурных полей в заготовке и инструменте;

- методологические основы получения коэффициентов определяющего уравнения, включающие методику испытаний литейных сталей на сжатие при нормальных и повышенных температурах, методику расчета коэффициентов определяющего уравнения и уравнения пластичности с учетом трения на торцах испытываемого на сжатие образца и результаты испытаний стали 12X18H12M3TЛ;

- положение о том, что состояние режущей кромки инструмента при фрезеровании литейных сталей аустенитного класса изменяется ступенчато;

- положения о зависимости ресурса режущего инструмента от начальной величины радиуса округления режущей кромки, полученного после заточки режущего инструмента.

Научная новизна полученных результатов заключается в том, что:

1. Получила дальнейшее развитие термомеханическая 2D-модель процесса резания округленным лезвием путем учета влияния непрерывного изменения толщины среза и упругих деформаций в объеме лезвия, что позволило спрогнозировать напряженно-деформированное и тепловое состояния и коэффициент запаса прочности в опасных точках лезвия, а также оценивать динамическую устойчивость процесса фрезерования.

2. Впервые из стандартных механических испытаний на сжатие получены коэффициенты определяющего уравнения и уравнения пластичности для стали 12X18H12M3TЛ в условиях сжатия при температуре до 600°C. Уточнены данные о прочности адгезионных связей и их способности к упрочнению при трении стали 12X18H12M3TЛ в паре с инструментальным материалом ВК8.

3. Впервые теоретически установлено и экспериментально подтверждено, что состояние режущей кромки при фрезеровании литейных сталей аустенитного класса изменяется ступенчато в результате периодического усталостного разрушения режущей кромки, обусловленного действием циклических знакопеременных нагрузок.

4. Впервые доказана и экспериментально подтверждена зависимость ресурса твердосплавных концевых фрез от начального значения радиуса округления режущей кромки, сформированного на соответствующем этапе доводки режущего инструмента до рабочего состояния, соответствующего заданным условиям обработки.

5. Получила дальнейшее развитие концепция прогнозирования показателей рабочего процесса резания в заданных условиях, в том числе вида, формы и размеров стружки при концевом фрезеровании, которая предусматривает моделирование методом конечных элементов процесса стружкообразования, исходя из фундаментальных законов и уравнений в общем виде в прямоугольной декартовой системе координат.

Обоснование и достоверность научных положений, выводов и рекомендаций. Работа выполнена на основе теоретических и экспериментальных исследований процессов резания и фрезерования с использованием положений теории резания материалов, технологии машиностроения, физики твердого тела, математических методов моделирования и планирования экспериментов. Расчеты выполнялись с применением современных ЭВМ. Достоверность полученных теоретических закономерностей процессов динамического взаимодействия лезвия концевой фрезы с заготовкой гарантируется тем, что они основаны на классических законах механики. Достоверность полученных экспериментальных результатов обусловлена применением электронной микроскопии, и современных измерительных средств высокой чувствительности, их тщательной настройкой и обеспечением удовлетворительной ошибки измеряемых величин.

Научное значение работы состоит в том, что доказана возможность прогнозирования ресурса инструмента при фрезеровании с учетом характера и динамики разрушения режущей кромки. Доказано, что преобладающим видом отказа твердосплавных концевых фрез при фрезеровании литейных сталей аустенитного класса является выкрашивание. Выявлены закономерности изменения состояния режущей кромки в процессе резания и определены оптимальные значения начальной величины радиуса округления режущей кромки для заданных условий фрезерования пазов в отливках из стали аустенитного класса 12Х18Н12М3ТЛ.

Доказана возможность учета трения на торцах образца при стандартных испытаниях на сжатие, в том числе и при повышенных температурах, что позволило разработать подходы экспериментального определения механических и трибологических свойств литейных сплавов, необходимые для имитационного моделирования процесса резания.

Практическое значение полученных результатов в машиностроительной отрасли состоит в модернизации машины УМЭ – 10ТМ и разработке методики определения коэффициентов определяющего уравнения и уравнения пластичности материала при повышенных температурах в условиях сжатия, разработке рекомендаций по выбору и практическому обеспечению радиуса округления режущей кромки для твердосплавных концевых фрез в условиях фрезерования литейных сталей аустенитного класса.

Результаты исследований внедрены на ПАО «Сумский завод «Насосэнерго-маш» (г. Сумы) и использовались при выполнении работ в лаборатории высокопродуктивных методов обработки резанием Сумского государственного университета по обработке диффузорных каналов аппаратов направляющих, что позволило сократить основное время на операцию в 1,8 раза.

Результаты работы использовались при выполнении работ по договору с ООО НПП «Насостехкомплект» в лаборатории высокопродуктивных методов обработки резанием Сумского государственного университета по фрезерованию окон упругих элементов, при этом основное время на операцию сократилось в 2,2 раза.

Результаты диссертационной работы использованы в учебном процессе кафедры «Технология машиностроения, станки и инструменты» СумДУ в курсе «Теория резания», а также при выполнении курсовых и дипломных работ.

Личный вклад соискателя. Основные результаты диссертационной работы получены автором самостоятельно. В работе [1] автор экспериментально получил коэффициенты определяющего уравнения обрабатываемого резанием материала, провел сравнение выходных показателей процесса резания, полученных из физического и модельного экспериментов. В работе [2] автор провел исследование адекватности конечно-элементной модели процесса резания, сделал выводы об адекватности модели. В работе [3] автор предложил возможные критерии моделирования процесса разрушения обрабатываемого материала резанием. В работе [4] автором доказана адекватность конечно-элементной модели процесса резания.

Апробация результатов диссертации. Основные положения и результаты диссертации докладывались и обсуждались на VI, VIII и IX Всеукраинских конференциях «Машиностроение Украины глазами молодых: прогрессивные идеи наука -

производство» (г. Хмельницкий, 2006г., г. Луцк 2008 г., г. Запорожье, 2009 г.); научно-технических конференциях преподавателей, сотрудников и студентов инженерного факультету СумГУ (г. Сумы, 2007г.); научно-технических конференциях преподавателей, сотрудников и студентов факультета технических систем и энергоэффективных технологий СумГУ (г. Сумы, 2009г.).

Публикации. Основные результаты диссертационной работы опубликованы в 11 работах. Из них 6 статей в научных специализированных изданиях Украины, утвержденных перечнем ВАК Украины, и 5 тезисов докладов на научно технических конференциях.

Структура и объем диссертации. Диссертация состоит из введения, пяти разделов, выводов, приложений и списка использованных источников. Полный объем диссертации 167 страниц, в том числе 74 рисунка, 10 таблиц, 5 приложений на 11 страницах, списка использованных источников из 120 наименований на 11 страницах.

РАЗДЕЛ 1 ОСОБЕННОСТИ РЕЗАНИЯ СТАЛЕЙ АУСТЕНИТНОГО КЛАССА

Обрабатываемость резанием является технологической характеристикой материала, которая определяется комплексом его физико-механических свойств. При механической обработке обрабатываемость определяют следующими критериями: интенсивностью износа инструмента, характеризуемого допускаемой скоростью резания, величинами возникающих силы и температуры резания, а также качеством обработанной поверхности. Эти критерии обрабатываемости зависят от материала и его химического состава, способа получения заготовки, режима ее термообработки, определяющих структуру и механические свойства. Обрабатываемость данного материала зависит также от применяемого способа резания.

1.1 Особенности химического состава и свойств сталей аустенитного класса

Стали аустенитного класса обычно легированы хромом, никелем и молибденом. После охлаждения до комнатной температуры имеют аустенитную структуру, низкий предел текучести $\sigma_{0,2}$, умеренную прочность σ_s , высокую пластичность и хорошую коррозионную стойкость в окислительных средах (табл. 1.1 и табл. 1.2).

Таблица 1.1 – Механические свойства сталей, исследуемых в работе

Сталь	НВ	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_B , МПа	E, ГПа	ρ , кг/м ³	μ	δ_5 , %	ψ , %	$\sigma_{0,2}/\sigma_B$	λ , Вт/(м·°С)	C, Дж/(кг·°С)
12X18H10T ГОСТ 5632-72	169	196	510	180	7920	0,3	40	55	0,38	15	462
12X18H12M3TЛ ГОСТ 5632-72	147	220	450	194	7820	0,25	25	30	0,49	16	462
20X13 ГОСТ 5632-72	235	400	630	218	7670	0,27	17	45	0,63	28	473
20X13Л ГОСТ 5632-72	170	450	600	222	7740		16	40	0,75	23	491
Сталь 45 ГОСТ 1050-88	170- 179	380	600	200	7800	0,26	16	40	0,63	47	515

Таблица 1.2 – Химический состав сталей, исследуемых в работе

Сталь	Содержание легирующих химических элементов, %									
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	Mo	S	P	Cu
	не более							не более		
12X18H10T ГОСТ 5632-72	0,12	0,8	2,0	17,0-19,0	9,0-11,0	0,6-0,8	-	0,020	0,035	0,30
12X18H12M3TЛ ГОСТ 5632-72	0,12	0,8	2,0	16,0-19,0	11,0-13,0	0,6-0,8	3,0-4,0	0,030	0,035	0,30
20X13 ГОСТ 5632-72	0,16-0,25	0,6	0,6	12,0-14,0	До 0,6	-	-	0,025	0,030	-
20X13Л ГОСТ 5632-72	0,16-0,25	0,2-0,8	0,3-0,8	12,0-14,0	До 0,5	-	-	0,025	0,03	0,3
Сталь 45 ГОСТ 1050-88	0,42-0,5	0,17-0,37	0,5-0,8	До 0,25	До 0,25	-	-	0,04	0,035	0,25

Основная структура большинства жаропрочных и нержавеющей сталей и сплавов представляет собой, обычно, твердый раствор аустенитного класса с гранцентрированной кубической решеткой. При этом большая часть деформируемых жаропрочных сплавов принадлежит к типу дисперсионно твердеющих, т. е. в этих сплавах происходит выделение из твердого раствора структурной составляющей – второй фазы, отличной от его основы и рассеянной по всему объему сплава в тонкодисперсной форме.

Литейные сплавы находят широкое применение для изготовления деталей, работающих в условиях больших нагрузок при температуре до 900 - 1000°C. Несмотря на то, что по своему назначению, химическому составу и ряду механических свойств литейные сплавы близки к деформируемым, однако по обрабатываемости резанием они отличаются от деформируемых сплавов. Различие в обрабатываемости литейных и деформируемых сплавов объясняется тем, что литейные сплавы менее вязкие, усилия резания при их обработке значительно ниже, чем при обработке деформируемых сплавов. Кроме этого, в литейных жаропрочных сплавах имеется большое количество интерметаллидных и карбидных включений, которые интенсифицируют износ режущего инструмента. Все это создает более благоприятные условия для работы хрупкого твердосплавного инструмента и менее благоприятные условия для работы инструмента из быстрорежущей стали [5].

Высокая дисперсность структуры препятствует возникновению и развитию процессов скольжения, при этом сопротивление ползучести сплава повышается. Сравнение значений механических характеристик жаропрочных сталей и сплавов и стали 45 показывает, что значения истинного предела прочности при растяжении, предела прочности и твердости при обычной температуре и отсутствии деформации (упрочнения) примерно равны. Поэтому худшая обрабатываемость жаропрочных и нержавеющей сталей и сплавов определяется другими физико-механическими и химическими свойствами и, прежде всего, структурой, механическими характеристиками, определяющими их свойства не только в исходном, но и в упрочненном состоянии, и при нагреве, а также теплофизическими показателями (температурой плавления, энергией активации, теплопроводностью), определяющими свойства материала при повышенных температурах.

Основные особенности резания жаропрочных и нержавеющей сталей и сплавов, затрудняющие их механическую обработку, связаны с **высоким упрочнением материала** [6, 7, 8] в процессе деформации резанием (величина отношения $\sigma_{0.2}/\sigma_B$ для жаропрочных сплавов составляет 0.4...0.45, в то время как для конструкционных сталей эта величина составляет 0.6...0.65 и более [9]); **малой теплопроводностью обрабатываемого материала** в три и более раза меньшей, чем у стали 45 (см. табл. 1.1)); **способностью сохранять исходную прочность и твердость при повышенных температурах; большой истирающей способностью; склонностью к возникновению вибраций.**

1.2 Механика резания

Учитывая рассмотренные особенности, процесс резания жаропрочных и нержавеющей сталей и сплавов можно описать следующим образом: вначале рабочие поверхности инструмента соприкасаются с неупрочненным и относительно мягким металлом; под их воздействием происходит пластическая деформация срезаемого слоя, сопровождающаяся значительным поглощением прикладываемой извне (инструментом) энергии, в результате чего срезаемый слой существенно упрочняется и приобретает свойства наклепанного металла, т. е. становится хрупким, и запас пла-

стичности при этом в значительной мере исчерпывается; происходит сдвиг – разрушение и образование элемента стружки. Этот процесс сопровождается резким снижением отвода тепла в стружку и обрабатываемую заготовку вследствие малой теплопроводности этих материалов, а, следовательно, повышением температуры в зоне контакта режущей части инструмента с заготовкой с активизацией процессов адгезии и диффузии. В результате этого, значительно увеличивается износ инструмента и интенсифицируются явления налипания (схватывания), дополнительно вызывающие разрушение режущих кромок. Интенсификации этих процессов способствуют повышенные механические характеристики обрабатываемого материала при высокой температуре, большая истирающая способность материалов, а также переменное воздействие этих факторов, обусловленное вибрациями.

В соответствии с общими представлениями о процессе стружкообразования [10], теплопроводность обрабатываемого материала существенно влияет на основные характеристики процесса резания. Если при обработке углеродистых сталей, когда процесс устойчивого пластического деформирования сопровождается образованием сливных стружек, то при обработке жаропрочных сталей и сплавов имеет место процесс неустойчивого пластического деформирования с образованием циклических стружек. При обработке углеродистых сталей процесс устойчивого пластического деформирования сопровождается образованием сливных стружек, а при обработке жаропрочных сталей и сплавов имеет место процесс неустойчивого пластического деформирования с образованием циклических стружек. Снижение коэффициента теплопроводности обрабатываемого материала приводит к интенсификации роста температур на участке пластического контакта [10].

В свою очередь, уменьшение теплопроводности может при прочих равных условиях приводить к уменьшению силы резания. Так, Н. В. Талантов [10] наблюдал при обработке твердым сплавом ВК8 ($V=60$ м/мин, $S_0=0,3$ мм/об, $t_p=2$ мм) сталей 45 и 12Х18Н9Т, которые имеют практически одинаковую механическую прочность (сталь 45 - $\sigma_g=660$ МПа, сталь 12Х18Н9Т - $\sigma_g=590$ МПа), но различную теплопроводность (см. табл 1.1) (сталь 45 - $\lambda=47$ Вт/(м·К), сталь 12Х18Н9Т - $\lambda=15$ Вт/(м·К))

то, что главная проекция силы резания для стали 45 составила 1710 Н, а для стали 12Х18Н10Т – 1070 Н, т.е. уменьшилась на 37%.

Для математического моделирования напряженно-деформированного состояния материалов используются уравнения текучести и уравнения пластичности, которые описывают поведения материала в условиях силового воздействия [11]. Механические свойства материалов в таком случае задаются коэффициентами этих уравнений. В настоящее время не существует коэффициентов этих уравнений для стали 12Х18Н12М3ТЛ.

1.3 Причины отказа концевых фрез

В процессе резания инструмент может терять свою работоспособность как в результате разрушения и изнашивания лезвия, так и в результате поломки. Потеря работоспособности концевых фрез происходит в результате изнашивания контактных площадок лезвия, которое происходит непрерывно в течение всего периода работы инструмента; выкрашивания режущей кромки; спонтанного хрупкого скалывания зубьев или поломки всей режущей части. Поэтому наряду с высокой прочностью режущая часть инструмента должна иметь и высокую износостойкость.

Так как при фрезеровании инструмент испытывает циклические, термические и механические нагрузки, то механизм разрушения режущего инструмента отличается от механизма разрушения при стационарном резании [6]. Причиной отказа режущего инструмента при прерывистом резании очень часто является выкрашивание его режущих кромок [12]. С точки зрения хрупкой прочности режущего клина, опасным является момент врезания инструмента в заготовку. С увеличением толщины среза на входе в заготовку вероятность разрушения режущего клина возрастает [13].

При обработке сталей аустенитного класса концевыми фрезами из однокарбидного твердого сплава происходит пакетирование стружки и вибрации, которые приводят к разрушению зуба [14]. При обработке сталей аустенитного класса в первые секунды резания в микрообъемах, прилегающих к режущей кромке, развиваются

ся интенсивные процессы кратковременной ползучести [10, 15], в результате чего и происходит выкрашивание режущей кромки.

Исследованию закономерностей изнашивания инструментов, разработке и назначению критериев отказов посвящено наибольшее число исследований. Установлено, что в зависимости от условий работы, свойств материалов инструмента и детали, изменение характеристик износа происходит неодинаково. При обработке большинства сталей износ твердого сплава, в зависимости от зоны температур, носит адгезионный, диффузионный или, чаще, смешанный характер [16]. Исследования Т.Н. Лолодзе [17], Г.Л. Хаета [12], В.Н. Подураева [18], А.Д. Макарова [19], Л.Ш. Шустера [20], Е.В. Артамонова [21] и др. показали, что приработочный износ твердого сплава имеет хрупко-усталостный характер.

Испытания режущих инструментов из твердых сплавов показали наличие трех вариантов начальной стадии изнашивания: с приработкой, без приработки и с обратной приработкой [16]. Обратная приработка, случаи которой известны для деталей машин и оснастки, физически представляет собой инкубационный период процесса изнашивания и выражается в его ускорении до перехода в линейную (установившуюся) стадию. Случаи обратной приработки известны для инструмента, подвергнутого отделочно-упрочняющим операциям [22]. Подобная закономерность изнашивания наблюдалась для инструмента с искусственным округлением режущих кромок [16].

Прочность аустенитных сталей в процессе резания возрастает также и за счет мартенситного превращения, наблюдающегося в зоне резания и в стружке при пластической деформации. Поэтому перед режущим инструментом при обработке аустенитных сталей возникают твердые слои, снижающие стойкость инструмента. Образующаяся стружка, имеющая, в основном, структуру мартенсита, изнашивает переднюю поверхность инструмента [23].

А.С. Верещака, А.В. Дачева, А.В. Аникеев [24] отмечают, что при обработке резанием труднообрабатываемых материалов, особенно жаропрочных сплавов на никелевой основе, происходит значительный износ инструмента в результате взаимодействия кобальтовой связки твердого сплава с обрабатываемым материалом под влиянием высоких температур, развивающихся в зоне резания.

Результаты многочисленных экспериментальных исследований по изучению износа показали, что при работе твердосплавным инструментом на низких скоростях резания изнашивание происходит преимущественно по адгезионному механизму. По данным Т.Н. Лоладзе [17], главным механизмом изнашивания при резании на высоких скоростях твердосплавным инструментом, является диффузионное растворение инструментального материала в обрабатываемом. В свою очередь, Д.М. Гуревич [25] говорит об образовании микросколов в результате усталостных явлений. В работе Н.В. Талантова и А.А. Липатова [26] установлено, что при обработке аустенитных нержавеющей сталей в широком диапазоне скоростей действуют параллельно два механизма изнашивания – адгезионный и диффузионный, а преобладание одного из них, в основном, определяется маркой применяемого твердого сплава.

Современными экспериментальными исследованиями с применением электронной микроскопии, микрорентгеноспектрального анализа, методов изучения внутреннего трения, экзоэлектронной эмиссии, Оже-спектроскопии [27], а также метода радиоактивных индикаторов, позволяющим измерить продукты изнашивания весом 10^{-8} г и менее [28], установлено, что внешние признаки механизма изнашивания твердосплавного инструмента в низкотемпературной и высокотемпературной областях схожи.

Обзор литературы показал, что повышение работоспособности инструментов при резании нержавеющей сталей может быть достигнуто за счет совершенствования инструментального материала, применения износостойких покрытий, совершенствования геометрии инструмента (см. п. 1.5), оптимизации режимов резания, повышения жесткости и виброустойчивости технологической системы в целом, совершенствования СОТС и способов их подвода.

До настоящего времени традиционным инструментальным материалом для концевых фрез все еще является быстрорежущая сталь, обладающая наибольшей из всех известных инструментальных материалов прочностью. При обработке жаропрочных нержавеющей сталей и сплавов наилучшие результаты показывают кобальтовые и ванадиевые быстрорежущие стали (P14Ф4, P10K5Ф5, P9Ф5, P9K9) [18]. В последние годы для обработки нержавеющей жаропрочных сталей все чаще находят применение твердые сплавы. Это достигнуто за счет увеличения прочности

твердых сплавов путем уменьшения количества дефектов и уменьшения размера зерна. Так, в работе [14] двукратное повышение стойкости твердосплавных концевых фрез при обработке сталей класса 12X18H10T достигается за счет уменьшения пористости твердого сплава и введения добавок бора 0,05 – 0,06 г/кг.

Увеличение стойкости режущего инструмента может быть достигнуто путем применения износостойких покрытий. Из четырех доступных на рынке групп покрытий для инструментов, предназначенных для обработки нержавеющей жаростойких сталей, как правило, применяются титаносодержащие покрытия TiN, TiC и Ti(C,N) [9]. Металлическая фаза часто дополняется другими металлами, такими как Al и Cr, которые улучшают такие свойства покрытия, как твердость или стойкость к окислению. Для работы в тяжелых условиях многими производителями инструментов рекомендуется применять покрытие (Ti,Al)N на твердом сплаве, например, компанией Guehring. Это покрытие фиолетово-черного цвета (Ti,Al)N, которое проявляет свои положительные качества при обработке абразивосодержащих и трудно обрабатываемых материалов, таких как чугун, сплавы алюминия, инструментальные стали, нержавеющие стали и никелевые сплавы. Покрытие (Ti,Al)N улучшенной пластичности являются отличным выбором для прерывистых операций, в то время как его сверхустойчивость к окислению обеспечивает неповторяемые характеристики при резании с высокими температурами.

Рекомендуемые разными источниками режимы резания для обработки сталей аустенитного класса на примере фрезы диаметром 16 мм представлены в таблице 1.3. Видно, что режимы резания, назначаемые по нормативам, ниже режимов, рекомендуемых производителями современного инструмента. Кроме того, различные производители рекомендуют разные режимы резания для одного и того же типа инструмента. Стоит также отметить, что все представленные производителями режимы, получены экспериментальным путем.

Таблица 1.3 – Рекомендуемые режимы резания при обработке сталей аустенитного класса твердосплавной концевой фрезой $d=16\text{мм}$

Источник	Скорость резания V , м/мин	Подача S_z , мм/зуб
Фрезерование паза: $B=16\text{мм}$, $t=16\text{мм}$, с применением СОЖ		
Нормативы режимов резания	30	0,03
Каталог Guehring	50	0,0425
Каталог TaeguTec	60	0,04
Контурное фрезерование: $B=16\text{мм}$, $t=3\text{мм}$, с применением СОЖ		
Нормативы режимов резания	30	0,04
Каталог Guehring	50	0,054
Каталог TaeguTec	60	0,05

1.4 Вибрации и их роль при фрезеровании сталей аустенитного класса

При фрезеровании, как и в любом другом процессе резания, колебания в технологической системе возникают в результате силового взаимодействия. Колебания в технологической системе в зависимости от природы возникновения можно разделить на [29] свободные колебания, вынужденные колебания первого и второго родов и автоколебания. Вынужденные колебания всегда сопровождают процесс фрезерования в силу его нестационарности и имеют характеристики, непосредственно зависящие от режима резания. Автоколебания элементов технологической системы возникают и поддерживаются в процессе резания источниками энергии, не обладающими колебательными свойствами, причем амплитуда и период этих колебаний определяются свойствами самой системы и не зависят от внешней возбуждающей силы [30]. В отличие от вынужденных колебаний, частота автоколебаний обычно остается постоянной в широком диапазоне скоростей резания, что является наиболее характерным признаком, по которому можно отличить вынужденные колебания от автоколебаний. Причиной появления автоколебаний могут быть явления наклепа или нароста, переменная скорость движения стружки, переменная толщина срезаемого слоя и другие факторы. При чистовом фрезеровании, когда глубина и ширина фрезерования минимальны, возникают, как правило, вынужденные колебания, влияющие на точность и шероховатость обрабатываемой поверхности. При черно-

вом фрезеровании, когда ширины и глубины фрезерования максимальны, возникают автоколебания, которые определяют стойкость инструмента [31, 32, 33, 34].

Известно как положительное, так и отрицательное влияние колебаний при резании вообще и при фрезеровании в частности. При определенной амплитуде колебания, возникающие в процессе резания, так же как и специально вводимые в зону резания вынужденные колебания, приводят к облегчению пластической деформации, уменьшению коэффициента трения на передней и задней поверхностях лезвий инструмента, улучшению отвода стружки, к заметному снижению силы резания, к уменьшению адгезионных явлений и, как результат этого, к уменьшению интенсивности изнашивания инструмента и повышению его стойкости [31].

С другой стороны, циклическое нагружение инструмента при увеличении амплитуды автоколебаний вызывает усталостное разрушение режущих кромок инструмента, находящегося в контакте с изделием и сходящей стружкой. Поэтому при превышении амплитудой колебаний некоторого предельного значения, стойкость инструмента начинает быстро снижаться. Следует также учитывать, что при увеличении амплитуды колебаний существенно увеличивается длина пути, пройденная инструментом по изделию, а, следовательно, и износ инструмента по задним и передним поверхностям [31].

Результатом двойственного влияния колебаний на процесс резания является экстремальная зависимость стойкости фрезы от амплитуды автоколебаний, установленная И.Г. Жарковым, при фрезеровании титановых сплавов BT9, BT20 концевыми и дисковыми фрезами BK8 [31]. В зоне малых амплитуд превалирует положительное влияние автоколебаний на процесс резания, а в зоне больших амплитуд – отрицательное. Аналогичное влияние амплитуды колебаний на стойкость режущего инструмента в своих работах показали такие ученые как: А.И. Каширин, А.Д. Шустиков, Р.В. Гусейнов, А.С. Крепак, Ю.П. Холмогорцев, М. Kayhan, T.L. Schmitz, T. Delio, Y. Altintas.

При обработке коррозионно-стойких, жаропрочных и высокопрочных сталей, а так же титановых и жаропрочных сплавов твердосплавным лезвийным инструментом, как показали в своих работах И.Г. Жарков [31] и И.Г. Попов [33], зона оптимальных по критерию стойкости амплитуд автоколебаний находится в диапазоне

8–18 мкм. И.Г. Жарков в своей работе [31] провел анализ рекомендуемых различными исследователями величин амплитуды колебаний на различных частотах. Вместе с тем, экспериментально установлено, что *частота* автоколебаний каждой конкретной технологической системы изменяется в узком диапазоне и слабо влияет на стойкость инструмента (примерно в 20 раз слабее, чем *амплитуда* автоколебаний) [35].

Высокоамплитудные колебания могут привести к снижению производительности, так как для их устранения, как правило, уменьшают глубину и ширину резания, а также скорость резания.

1.5 Геометрические параметры концевых фрез

Геометрию режущего инструмента можно рассматривать на двух уровнях: макрогеометрия и геометрия режущей кромки (рис. 1.1), которая в свою очередь может быть классифицирована на мезогеометрию и микрогеометрию [36].

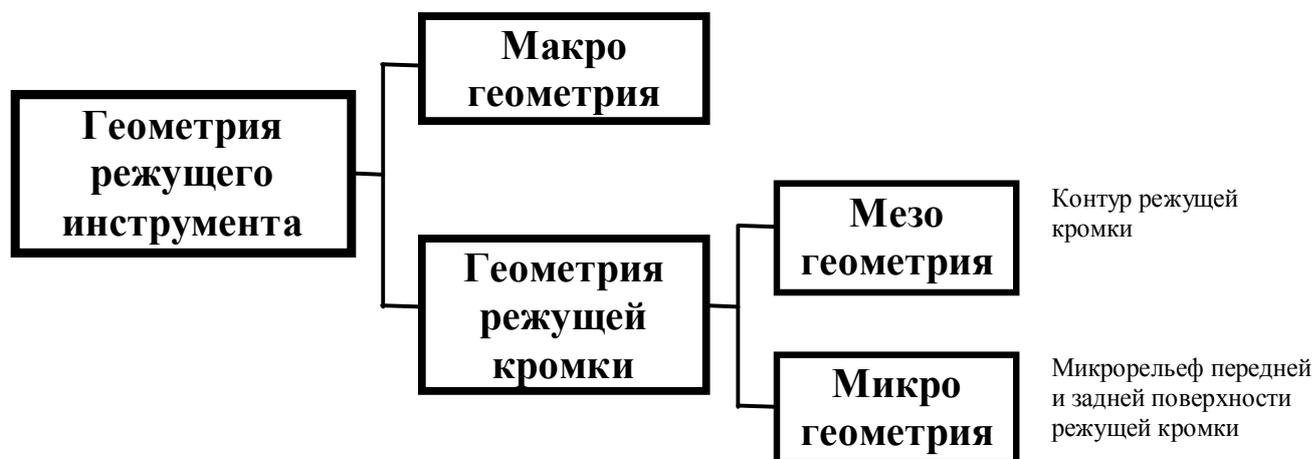


Рисунок 1.1 – Характеристика геометрии режущего инструмента [36]

Макрогеометрия включает углы лезвия (α , γ , ω , φ_1), радиусы или фаски при вершинах (r_b , f), геометрические параметры стружечных канавок и другие геометрические характеристики функциональных элементов, обеспечивающих формирование и сход стружки, подвод СОТС и другие функции. Мезогеометрия характеризует поверхность сопряжения передней и задней поверхностей лезвия – поверхность режущей кромки. К микрогеометрии относят микрорельеф передней и задней поверхностей лезвия, а также поверхности режущей кромки.

1.5.1 Эффективная макрогеометрия концевых фрез

Исследованиям макрогеометрии концевых фрез с целью повышения их работоспособности посвящены работы Н.С. Равской [37], С.В. Городничев [38], J.H. Kim [39], D.J. Whitehouse [40] и др.

В работе [14] повышение стойкости цельных твердосплавных концевых фрез до двух раз при обработке сталей класса 12X18H10T достигается за счет оптимизации макро- и микрогеометрии стружечной канавки и лезвия концевой фрезы. Предложено выполнять стружечные канавки плавными, что позволило избежать пакетирования стружки. Показано, что наибольшая стойкость фрез диаметром от 2 до 10 мм достигается при $\gamma=10 - 12^\circ$; $\alpha= 22 - 24^\circ$; радиусе закругления дна канавки 2,0 мм; глубине стружечной канавки 2,6 мм; $\omega=20 - 25^\circ$; $\gamma_1 = 8 - 10^\circ$; $\alpha_{\text{фаски}} = 8 - 10^\circ$; $\alpha_T = 8 - 10^\circ$; $\varphi_1 = 4 - 5^\circ$.

Концевые фрезы В.Я. Карасева дают хорошие результаты при обработке жаропрочных сталей и сплавов. Этому способствует большой угол наклона зубьев, удачное оформление передней поверхности зубьев и стружечных канавок и неравномерный шаг зубьев.

На концевые твердосплавные фрезы для обработки труднообрабатываемых сталей и сплавов разработан ГОСТ 18949 [41], который устанавливает требования к инструментальному материалу, материалу оправок, радиусу округления режущих кромок фрез (для фрез нормальной точности r не более 40 мкм, для фрез повышенной точности r не более 7 мкм), шероховатости передней и задней поверхности лезвия, допуску на радиальное биение режущих кромок зубьев, $\gamma=25^\circ$.

ГОСТ 18937 «Фрезы концевые цилиндрические твердосплавные цельные для труднообрабатываемых сталей и сплавов» устанавливает угол наклона винтовой линии в пределах от 5° до 10° в зависимости от диаметра фрезы.

Проведенный анализ конструкции современных твердосплавных цельных концевых фрез показал, что разные производители инструмента предлагают различные геометрические параметры фрез. Основные отличия заключаются в том, что производятся фрезы с переменным углом наклона винтовой линии, переменным ша-

гом режущих зубьев фрез, различными углами наклона винтовой линии, применяются различные способы доводки режущих кромок лезвий.

Так, компания Guehring (Германия) предлагает цельные твердосплавные фрезы для обработки сталей аустенитного класса с переменным углом винтовой линии зубьев, изменяющимся в пределах $35-38^\circ$, что повышает виброустойчивость процесса фрезерования. Компания KempTool (Германия) решает проблему виброустойчивости путем увеличения угла наклона винтовой линии зуба до 55° , что, правда, несколько ослабляет сердцевину фрезы.

Обобщая опыт обработки сталей класса 12X18H10T твердосплавными концевыми фрезами, изготовленными по новой технологии с улучшенной геометрией их режущей части, следует отметить, что их стойкость в 1.5 – 3 раза выше стойкости стандартных твердосплавных фрез. Как показал анализ [14] качества цельных твердосплавных концевых фрез и условий их эксплуатации, такой широкий диапазон повышения стойкости обусловлен некоторыми отклонениями от рекомендуемых геометрических параметров, повышенной шероховатостью поверхностей зубьев, биением зубьев инструмента, различной жесткостью технологических систем, технической невозможностью реализовать рекомендуемые режимы резания.

Следует отметить, что при эксплуатации цельных твердосплавных концевых фрез особое внимание необходимо уделять уменьшению биения зубьев фрез. Максимально допустимая величина его не должна превышать 0,015 мм у фрез диаметром 10...20 мм; 0,01 мм - у фрез диаметром 6...10 мм; 0,005...0,007 мм у фрез меньших диаметров. При больших биениях из-за повышения нагрузок на отдельные зубья происходит их выкрашивание и скалывание, что приводит к резкому уменьшению стойкости [14].

1.5.2 Характеристики мезогеометрии концевых фрез

Режущая кромка является результатом пересечения передней и задней поверхностей и, теоретически, должна представлять собой линию. Контур этой линии определяется взаимным расположением и формой пересекающихся поверхностей. В свою очередь, реальная режущая кромка всегда является не линией, а переходной

поверхностью неправильной геометрической формы. В настоящее время заточкой и доводкой инструмента могут быть получены различные формы поверхности режущей кромки инструмента. Эти формы могут быть аппроксимированы различными способами [42]. Наиболее характерные формы в нормальной секущей плоскости P_n , описывающие геометрию режущей кромки, представлены на рисунке 1.2.

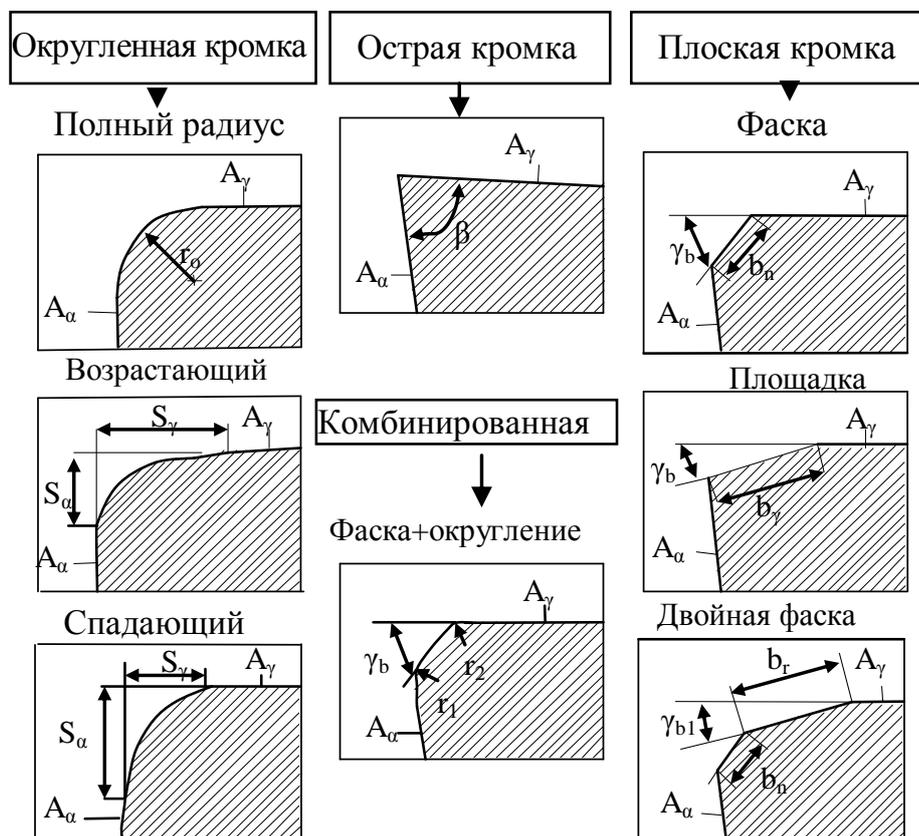


Рисунок 1.2 – Основные типы режущей кромки в нормальной секущей плоскости [42]

Вместе с тем, в настоящее время поверхность режущей кромки, чаще всего, с большей или меньшей ошибкой принято аппроксимировать цилиндрической поверхностью с некоторым радиусом ρ , рассматривая его в главной секущей плоскости P_r . Этот радиус называют радиусом округления режущей кромки и используют, как показал литературный обзор, в качестве характеристики мезогеометрии инструмента.

Современные исследования округления режущей кромки показывают, что кромка не имеет постоянного радиуса округления на всей ее протяженности (рис. 1.3). Результаты проведенных многочисленных исследований говорят о том,

что вдоль режущей кромки можно рассматривать лишь средний радиус ее округления. В настоящее время не существует технологий, позволяющих обеспечить равномерный радиус округления вдоль режущей кромки. Колебания величины ρ вдоль режущей кромки могут составить до 30%.

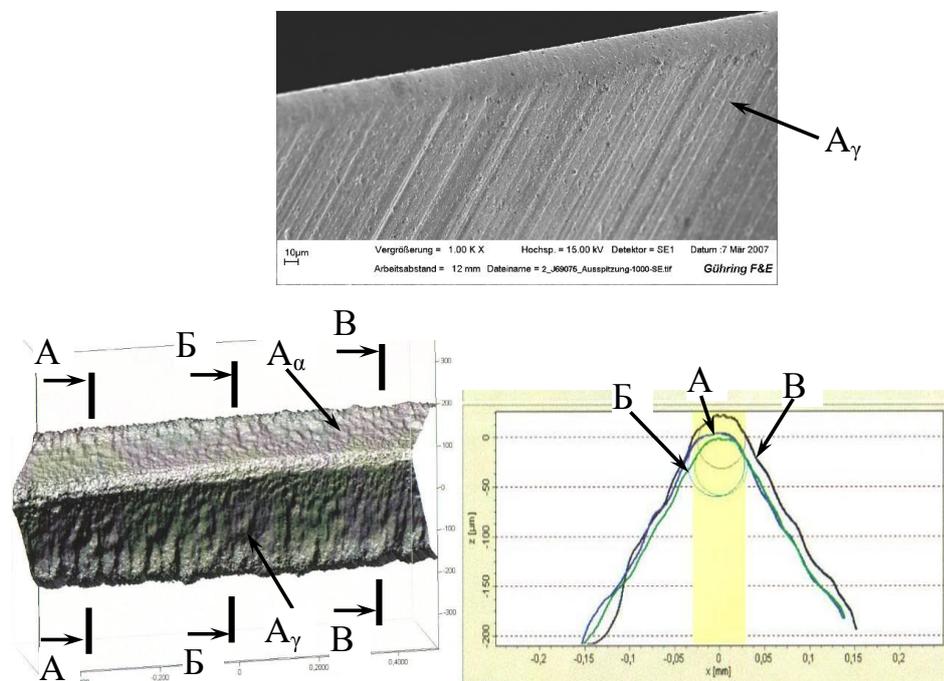


Рисунок 1.3 – Изменение радиуса округления вдоль режущей кромки (Guehring)

Важным является вопрос об изменении величины радиуса округления режущей кромки в процессе работы инструмента. В работах [10, 43, 44, 45, 46] изучалась кинетика¹ радиуса округления в процессе резания. Показано, что, независимо от технологии заточки твердосплавного инструмента, в процессе точения радиус округления режущей кромки изменяется, приближаясь к стабилизированному значению (рис. 1.4). В работах [43, 44] его величина составляет около 20 мкм. В работе Н. В. Талантова [10] приведены результаты многочисленных экспериментальных исследований, и показано, что величина радиуса округления режущей кромки зависит от вида инструментального и обрабатываемого материалов, а также от режимов резания. Для твердосплавного инструмента величина ρ находится в пределах 10 – 25 мкм.

¹ Кинетика – развитие и взаимодействие элементарных актов, обуславливающих изменение чего-то во времени [42]

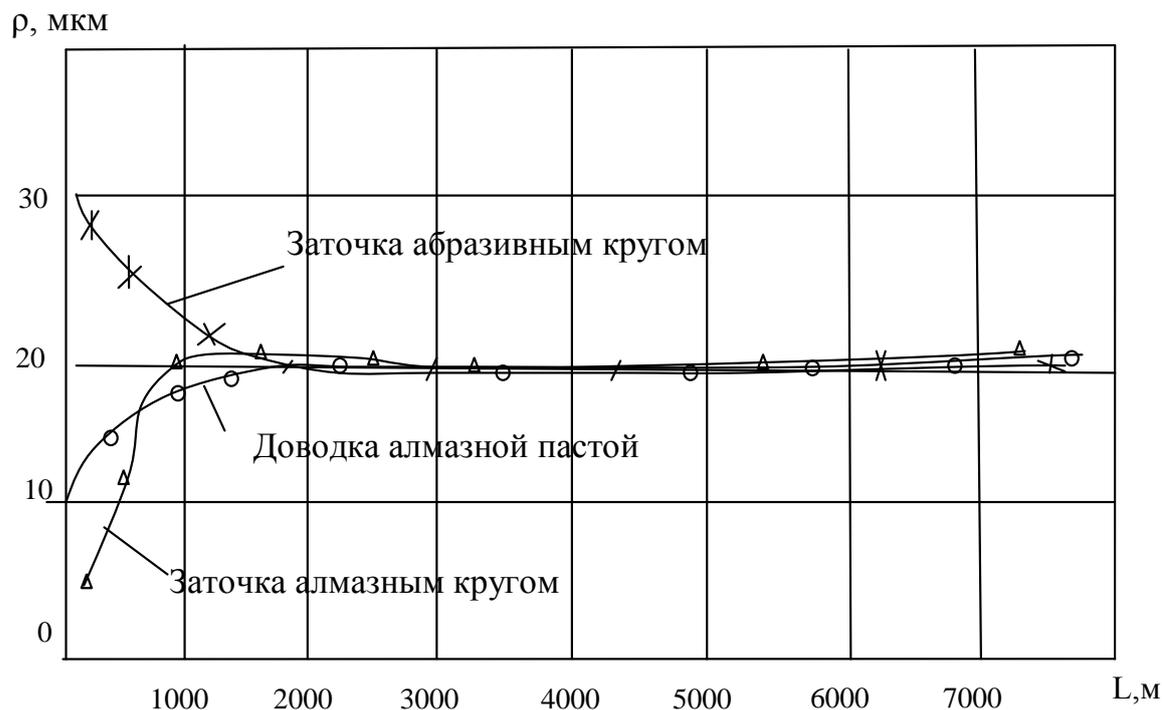


Рисунок 1.4 – Изменение радиуса округления режущей кромки в процессе работы инструмента [43, 44]

Экспериментальные исследования В.А. Наумова [45] показали, что изменение радиуса округления режущей кромки в процессе точения – процесс периодический. В начальный момент резания радиус округления режущей кромки (в опытах $\rho = 5$ мкм) мгновенно увеличивается до величины 10 – 15 мкм. Затем процесс изменения радиуса округления приостанавливается, а процесс формирования площадки износа на главной задней поверхности сопровождается даже уменьшением радиуса округления режущей кромки. Одновременно происходит разупрочнение криволинейной (радиусной) части режущего клина под воздействием высоких температур. Наступает момент, когда радиусная часть режущего лезвия разупрочняется настолько, что происходит ее катастрофический износ, сопровождающийся увеличением величины ρ . В дальнейшем в результате удаления материала с главной задней поверхности процесс формирования величины ρ в процессе резания циклически повторяется.

В.А. Синопальников и Э.Ф. Эйхманс [47] показали зависимость минимально достижимого радиуса округления режущей кромки от величины размера зерна твердосплавного инструмента (рис. 1.5). Действительно, несмотря на то, что с увеличением размера зерна возрастает прочность твердого сплава на изгиб и увеличивается его способность сохранять острую режущую кромку, поверхность округления режущей кромки в значительной мере определяют все-таки границы зерен, чем и объясняется увеличение ρ (при прочих равных условиях) с увеличением размера зерна (рис. 1.5).

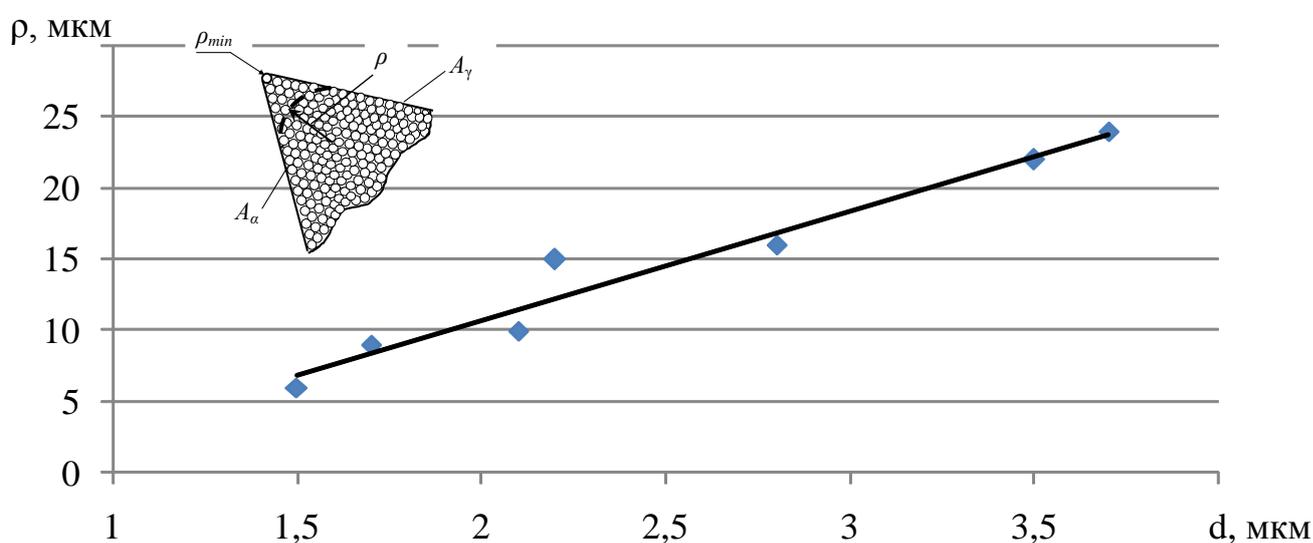


Рисунок 1.5 – Зависимость минимально достижимого радиуса округления режущей кромки твердосплавного инструмента от размера зерна [47, 48]

1.5.3 Проблема определения оптимального радиуса округления режущей кромки при фрезеровании

Вопросы влияния радиуса округления режущей кромки на показатели процесса резания изучались во многих работах [11, 36, 48, 49 и др.]. Достаточно обширный обзор представлен в работе [36], где показано, что от состояния режущих кромок лезвий режущего инструмента зависят силы резания и затрачиваемая на него мощность, качество обработанных поверхностей изделий, температура резания, стойкость режущего инструмента, затраты на инструмент и его переточки. Так, в общем

случае, сила резания тем больше, чем меньше отношение a/ρ [49]. Однако чувствительность силы резания к ρ снижается в области устойчивого стружкообразования. В работе [49] показано, что при резании с переменной толщиной среза режим устойчивого стружкообразования имеет место при $a/\rho > 0.2-0.4$. Управляя элементами режима резания (подача, глубина резания) и величиной ρ , можно реализовать процесс резания в выгодных условиях, обеспечив указанное соотношение на большей части цикла резания зуба фрезы.

В работах [12, 49] показано, что, несмотря на возрастание силы резания с увеличением ρ (уменьшением a/ρ), контактные напряжения и напряжения в режущем лезвии уменьшаются, увеличивая запас прочности лезвия. Такой прием упрочнения лезвий достаточно широко применяется на практике для различных инструментов, обеспечивая значительное увеличение стойкости [50].

Значительное влияние величины радиуса округления режущей кромки на стойкость инструмента делает актуальным решение задачи о поиске оптимальной величины этого параметра. К настоящему времени решению этой задачи посвящено относительно мало опубликованных работ. В частности, в работе [51] при прямоугольном резании стали 40ХНМ экспериментально и теоретически доказано, что существует оптимальный радиус округления режущей кромки, который обеспечивает минимум напряжений и наибольший ресурс лезвий.

Интенсивность изнашивания режущего инструмента, а также период приработки можно уменьшить путем формирования радиуса округления режущей кромки в пределах $\rho = 15 - 30$ мкм [10]. Исследования Н.М. Фоминичевой, Ю.М. Барона и А.И. Мельникова [52] показали, что округлению режущих кромок повышает стойкость концевых фрез диаметром 14 мм из быстрорежущей стали P5M5 при обработке нержавеющей стали 12X18H10T. Максимум стойкости наблюдался при радиусе округления режущих кромок фрез равном 70-80 мкм.

Исследования Ю.М. Барона и К.А. Халбаевой показали, что округление режущих кромок (увеличение ρ) на инструментах из инструментальных сталей может приводить к увеличению их стойкости при точении с толщинами среза, изменяющимися в достаточно большом диапазоне величин [53].

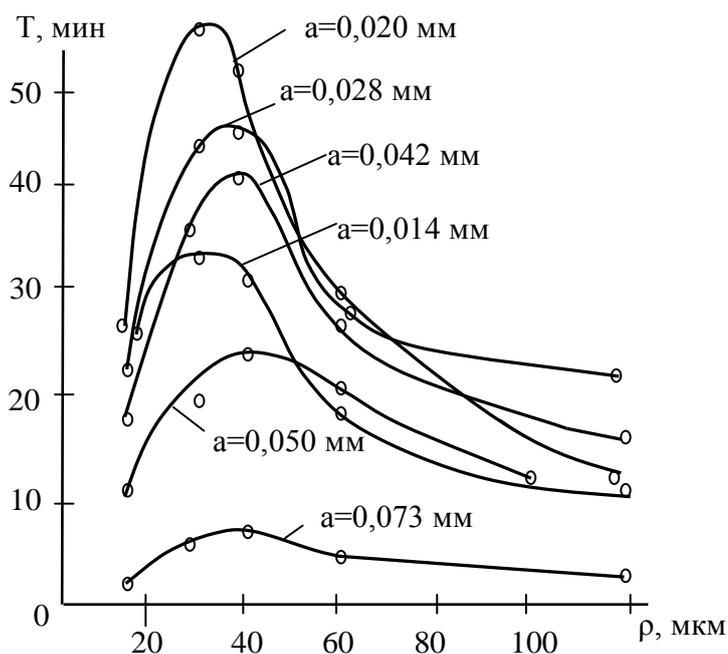


Рисунок 1.6 – Влияние радиуса округления режущей кромки на стойкость резцов из инструментальной стали Р6М5 при разных толщинах среза [53]

Из рис. 1.6 следует, что влияние радиуса округления режущей кромки на стойкость режущего инструмента значительно сильнее при малых (до 50 мкм) толщинах среза. Именно такие толщины среза характерны для концевое фрезерования цельными твердосплавными концевыми фрезами.

Как показано Г.Л. Хаеом [12], увеличение радиуса округления режущей кромки увеличивает стойкость твердосплавного инструмента и при точении, и при торцевом фрезеровании. Им рекомендуются относительно большие значения радиусов округления режущих кромок, в частности 100 мкм и больше. В то же время автор отмечает, что оптимальное значение радиуса ρ зависит от условий обработки, а также от инструментального и обрабатываемого материалов. В работе [54] доказано, что при сверлении увеличение радиуса округления режущей кромки твердосплавных сверл способствует увеличению их стойкости. Авторы получили наилучшие результаты при сверлении легированной стали сверлами из быстрорежущей стали со средним радиусом режущей кромки 60 мкм.

Описанные рекомендации, как правило, относятся к квазистационарным процессам резания. Для нестационарных, прерывистых процессов, к которым относится процесс фрезерования, таких исследований опубликовано чрезвычайно мало, что объясняется сложностью процессов с переменной толщиной среза, где непрерывно изменяется соотношение a/ρ .

Заслуживает внимания работа [55], в которой показано, что при концевом фрезеровании быстрорежущими фрезами (твердость инструментального материала 66 HRC) хромомарганцевой стали наибольшую стойкость фрезы обеспечивает радиус округления режущей кромки равный 10 мкм. Увеличение твердости инструментального материала до 70 HRC увеличивает значение оптимального радиуса до 60 мкм. В этой же работе отмечается, что при зубофрезеровании хромомарганцевой стали наибольшая стойкость червячной фрезы обеспечивается при радиусе округления 20 мкм.

В работе В.В. Романова и В.И. Чижова [56] получена расчетная зависимость для выбора оптимальной величины радиуса округления режущих кромок при торцевом фрезеровании. Установлено, что оптимальная величина радиуса округления является функцией положения условной плоскости сдвига и толщины среза на входе. Такая ситуация подтверждает наблюдение А.И. Касьянова [57] о том, что на различия рекомендуемых параметров оптимальной геометрии концевых твердосплавных фрез влияет прочность и качество структурных характеристик твердого сплава. Поэтому рекомендации по геометрии режущей части инструмента того или иного автора применимы только для конкретного, рассматриваемого ими, инструментального материала. Более того, проведенные нами поисковые испытания фрез, предлагаемых на рынке для обработки нержавеющей стали, показали, что стойкость инструментов зависит от марки и метода получения обрабатываемого материала (при прочих равных условиях) даже в пределах одной группы обрабатываемости. Действительно, стойкость фрезы Guehring 3208 $d=16$ мм при обработке 12X18H12M3ТЛ почти в 10 раз меньше стойкости этой же фрезы при обработке стали 12X18H10Т с теми же режимами резания (табл. 1.4).

Таблица 1.4 – Результаты поисковых испытаний цельных твердосплавных фрез диаметром 16 мм

Фреза	Обрабатываемый материал	V, м/мин	S _z , мм/об	B, мм	t, мм	T, мин
Guehring 3208 (5735)	20X13	50	0,04	21	16	450
	12X18H10T	50	0,0425	21	16	100
	12X18H12M3TЛ	50	0,0425	21	16	18
KempfTool KF540	12X18H12M3TЛ	63	0,037	21	16	10

Следует также отметить и то, что для квазистационарных процессов оптимальный радиус больше, чем для прерывистых. Также интересно, что чем больше прочность инструмента, тем больше оптимальная величина радиуса. На наш взгляд, это связано с тем, что с увеличением величины радиуса округления режущей кромки уменьшаются контактные напряжения и напряжения в лезвии, увеличивается его объем, и когда сила резания не является ограничивающим фактором, все это в совокупности приводит к уменьшению интенсивности изнашивания и повышению стойкости инструмента. Для концевых фрез сила резания ограничена прочностью рабочей части, и поэтому оптимальные величины радиуса округления режущей кромки могут быть значительно меньшими.

1.6 Выводы, цели и задачи исследования

1. В соответствии современными представлениями литейные стали аустенитного класса по своему химическому составу и механическим свойствам близки к сталям этого класса, полученным прокаткой. Однако для них характерна значительно меньшая вязкость и большее количество интерметаллидных и карбидных включений, которые интенсифицируют износ режущего инструмента в условиях повышенных температур резания. Поэтому, несмотря на несколько меньшую силу резания, обрабатываемость литейных сталей аустенитного класса хуже, чем сталей этого же класса, полученных прокаткой.

2. Показано, что отказы концевых фрез обуславливаются поломкой рабочей части, выкрашиванием режущих кромок и их изнашиванием. Как правило, ограни-

чивающим фактором является сила резания. При фрезеровании сталей аустенитного класса выкрашивание режущих кромок обусловлено циклическим режимом работы зубьев фрезы с постоянным изменением напряжений в лезвии. Наличие дефектов в сталях, полученных литьем, еще более интенсифицируют процессы накопления повреждений в них и абразивного воздействия на инструмент.

3. Анализ предыдущих исследований показал, что повышение стойкости инструментов возможно за счет оптимизации макро-, микро- и мезогеометрии лезвий. Задачи оптимального выбора макро- и микрогеометрии концевых фрез для обработки нержавеющей сталей уже практически решены, разработаны соответствующие рекомендации, которые внедрены в государственных, отраслевых стандартах и стандартах предприятий. Вместе с тем, четкие рекомендаций по выбору параметров мезогеометрии инструмента, т.е. геометрических параметров режущих кромок, к настоящему времени практически отсутствуют.

4. Выявлено, что характерным геометрическим параметром режущей кромки является радиус ее округления, который наряду с режимом резания, макро- и микрогеометрией, влияет на силу резания, напряжения на контактных поверхностях и в объеме лезвия и, следовательно, на стойкость инструмента.

5. Традиционно считается, что величина оптимального радиуса округления режущей кромки зависит от процесса резания, его нестационарности, свойств обрабатываемого и инструментального материалов. Для нестационарных процессов оптимальная величина радиуса округления режущей кромки в несколько раз меньше, чем для стационарных. Для конкретных условий обработки должна быть выбрана оптимальная величина среднего радиуса округления режущей кромки. В настоящее время для нестационарных процессов эта задача решается исключительно экспериментально.

6. Для стационарных процессов резания установлено, что после приработки радиус округления режущей кромки приобретает некоторое равновесное значение, независимо от начальной величины. Для нестационарных процессов резания, и в частности для фрезерования, исследования кинетики радиуса округления ρ не проводились, но в силу постоянного изменения толщины среза и прерывистости процесса резания можно ожидать непрерывное изменение ρ в течение времени обработки.

Цель и задачи исследования

Целью работы является повышение ресурса твердосплавных концевых фрез при обработке литейных сталей аустенитного класса путем определения методом моделирования процесса резания величины радиуса округления режущей кромки фрезы, который обеспечивает наибольший ресурс инструмента.

Основные задачи исследования:

- выявить факторы, которые снижают ресурс твердосплавных концевых фрез при обработке литейных сталей аустенитного класса;
- разработать методики получения коэффициентов определяющего уравнения и уравнения пластичности стали 12Х18Н12М3ТЛ из стандартных механических испытаний на сжатие при температуре до 600°С.
- разработать методику теоретических исследований процесса фрезерования литейных сталей аустенитного класса, позволяющую оценить контактные напряжения, температуру, напряжения в лезвии, напряжения в рабочей части фрезы (сердцевине) и область устойчивых режимов резания;
- теоретически и экспериментально исследовать влияние состояния режущей кромки, в частности радиуса округления режущей кромки, на ресурс твердосплавных концевых фрез при фрезеровании литейных сталей аустенитного класса;
- разработать и проверить практические рекомендации по повышению ресурса твердосплавных концевых фрез при обработке литейных сталей аустенитного класса.

РАЗДЕЛ 2

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ ВЛИЯНИЯ РАДИУСА ОКРУГЛЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ЦЕЛЬНЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ

Как уже указывалось в разд. 1, в настоящее время для нестационарных процессов задача определения оптимального значения радиуса округления режущей кромки производителями режущих инструментов и исследователями решается, как правило, экспериментально. Рекомендации по назначению геометрических параметров режущей части инструмента, разработанные тем или иным автором, применимы, чаще всего, только для конкретной, рассмотренной им, пары «обрабатываемый – инструментальный» материалы. Такой подход, как правило, с одной стороны требует значительных временных и материальных ресурсов, а с другой, - не позволяет прогнозировать выходные показатели процесса обработки и выбирать требуемые для него наилучшие (оптимальные, рациональные) как характеристики и параметры режущего инструмента (материал режущей части, ее конструкция и геометрия), так и, собственно, самого процесса резания (режим резания) для условий, отличных от тех, при которых проводились эксперименты. Одним из эффективных методов решения указанной проблемы на современном этапе является применение информационных (компьютерных) технологий с использованием математических моделей и экспериментальной проверки полученных с их помощью (виртуальных) результатов прогнозирования, оптимизации и т.п. В данном разделе приведены методологические основы разработки методики теоретических исследований влияния радиуса округления режущей кромки на работоспособность цельных твердосплавных концевых фрез проведенные с помощью разработанной математической модели виртуальных исследований процесса фрезерования таких труднообрабатываемых материалов, как литейные стали аустенитного класса, направленных на совершенствование их механической обработки: уменьшение температуры, сил и мощности резания, повышение стойкости и ресурса инструмента (фрезы), повышение точности и улучшение качества обработанных поверхностей, снижение себестоимости обработки и т.п.

2.1 Методика выбора физических критериев отказа цельных твердосплавных концевых фрез

При концевом фрезеровании имеет место циклическое нагружение и рабочей части фрезы, и ее режущей кромки (рис. 2.1). При этом механические нагрузки на режущую кромку изменяются от нулевого до максимального значения в момент срезания слоя материала толщиной, обусловленной подачей на зуб фрезы. Помимо циклических силовых нагрузок также имеет место циклическое изменение температуры.

Вместе с тем, амплитуды циклического изменения напряжений в зоне режущей кромки (в лезвии) и в рабочей части многолезвийной фрезы различны: в лезвии и режущей кромке имеет место пульсирующий цикл, в то время как в рабочей части - симметричный цикл. Последнее обусловлено одновременной работой нескольких зубьев. Поэтому прочность фрезы будет определяться усталостной прочностью и статической прочностью лезвий и рабочей части.

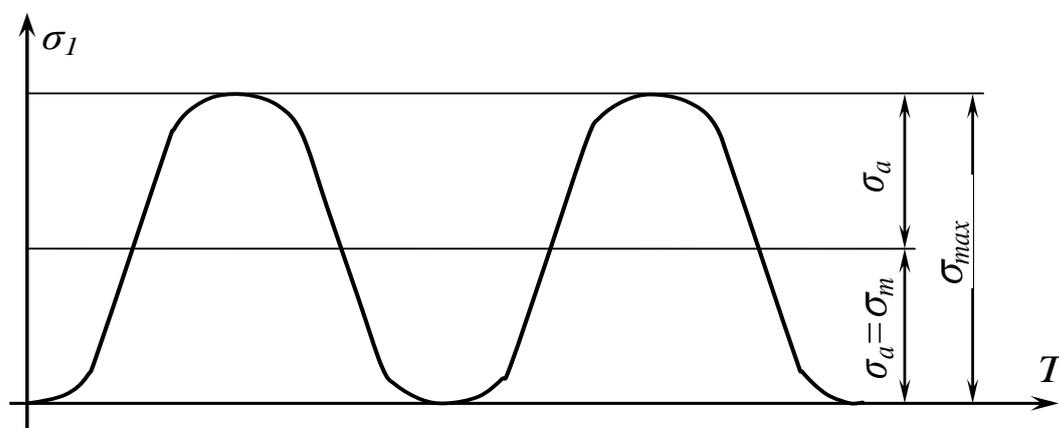


Рисунок 2.1 – Ассиметричный цикл изменения напряжений в лезвии концевой фрезы

Известно [58], что состояние хрупких материалов, к которым относятся и твердые сплавы, в точках возможного разрушения полностью определяется уровнем действующих напряжений. Так как наступление предельного состояния обуславливается критерием возникновения трещин, тесно связанным с касательными напряжениями, и критерием их распространения, обуславливаемого нормальными растягивающими напряжениями, то общий критерий прочности инструментальных мате-

риалов должен учитывать действие этих двух механизмов разрушения. При низких температурах нагрева наибольшее значение для разрушения инструментальных материалов имеют нормальные растягивающие напряжения, а с повышением температуры увеличивается и роль касательных напряжений.

Из рассмотрения механизма разрушения инструментальных материалов ясно, что ряд определяющих их разрушение факторов зависит от вида напряженного состояния и не поддается прямому количественному расчету, а может быть учтен лишь на основе статистических методов [58].

Критерий предельного состояния режущего лезвия σ_η в статике (2.1) предлагается использовать в виде двух слагаемых [59], из которых первое определяется величиной пластической деформации и характеризует условия зарождения трещины, а второе - ее развитие и распространение:

$$\sigma_\eta = \chi\sigma_i + (1 - \chi)\sigma_1 P \leq \sigma_\sigma, \quad (2.1)$$

где $P = A^{1-J}$, здесь J - параметр, характеризующий жесткость схемы нагружения; A - константа, характеризующая статический фактор развития разрушения; $A = 1 - \frac{1}{m}$,

где m - коэффициент гомогенности. Для твердых сплавов WC – Co $A = 0.8$ [58].

Интенсивность напряжений в соответствии с [21]:

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot ((\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2) + 3 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}, \quad (2.2)$$

где $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ – нормальные растягивающие напряжения;

$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ – касательные напряжения;

σ_B – предельно-допускаемое напряжение растяжения;

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные напряжения;

χ - безразмерный параметр, определяющий долю сдвиговой деформации в разрушении $\chi = \frac{\sigma_\sigma}{\sigma_{-g}}$. Свойства инструментальных материалов изменяются с ростом температуры, соответственно изменяется и χ [58]:

для сплавов WC – Co при температуре $T < 600^\circ\text{C}$

$$\sigma_{\eta} = 0,24\sigma_i + 0,76\sigma_i \cdot 0,8^{1 - \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i}} \leq \sigma_{\epsilon} \quad (2.3)$$

При дальнейшем росте температуры величина χ увеличивается, а разрушение и формоустойчивость режущей кромки все больше характеризуется ее пластической деформацией. Широкая экспериментальная проверка [59] данного критерия прочности как на металлокерамических сплавах, так и на других материалах в условиях сложного напряженного состояния показала, что его достоверность достигает 92–95%.

Сравнение ряда критериев усталостной прочности инструментальных материалов [58] показывает неоднозначность определения предела усталости. Результаты проведенных экспериментов по оценке усталостной прочности инструментальных материалов говорят о том, что наибольшей достоверностью обладает критерий, предложенный А.А. Лебедевым [59]. Данный критерий характеризуется корреляционной зависимостью между характеристиками статической и усталостной прочностей, отмеченной многими исследователями [60, 61, 59], и выведен с учетом статического подхода к проблеме усталостной прочности в условиях нестационарного теплового режима, характерного для процесса фрезерования:

$$A_0 \frac{\sigma_a}{\sigma_{\epsilon}} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{\epsilon}} \right)^{\alpha_y A_0} = 1, \quad (2.4)$$

где $A_0 = \frac{\sigma_{\epsilon}}{\sigma_{-1}}$; σ_{-1} - предел усталости по данной базе циклов в случае симметричного

нагружения;

$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2}$ – амплитудное напряжение цикла;

$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2}$ – среднее напряжение цикла;

α_y - коэффициент, зависящий от состояния поверхности и чувствительности материала к концентрации напряжений и виду напряженного состояния. Для твердого

сплава при алмазной доводке поверхностей инструмента $\alpha_y = 0,95$ [58]. Шлифование абразивным кругом без доводки снижает α_y на 15 – 20%.

Диаграммы для основных видов инструментальных материалов, приведенные на рис. 2.2, позволяют определить его циклическую прочность в условиях широкого изменения напряженного состояния под действием силовых нагрузок с учетом температуры нагрева материала по данным об амплитудном значении напряжения:

$$\sigma_a = \chi\sigma_{ia} + (1 - \chi)\sigma_{1a}, \quad (2.5)$$

где σ_{ia} - амплитудное значение эффективного напряжения;

σ_{1a} - амплитудное значение σ_1 ;

$$\chi = \frac{1}{\sqrt{3}-1} \left(\frac{\sigma_\epsilon}{\tau_\epsilon} - 1 \right). \quad (2.6)$$

и значению среднего напряжения цикла:

$$\sigma_m = \chi\sigma_{im} + (1 - \chi)\sigma_{1m}, \quad (2.7)$$

где σ_{im} - среднее значение эффективного напряжения цикла;

σ_{1m} - среднее значение σ_1 цикла.

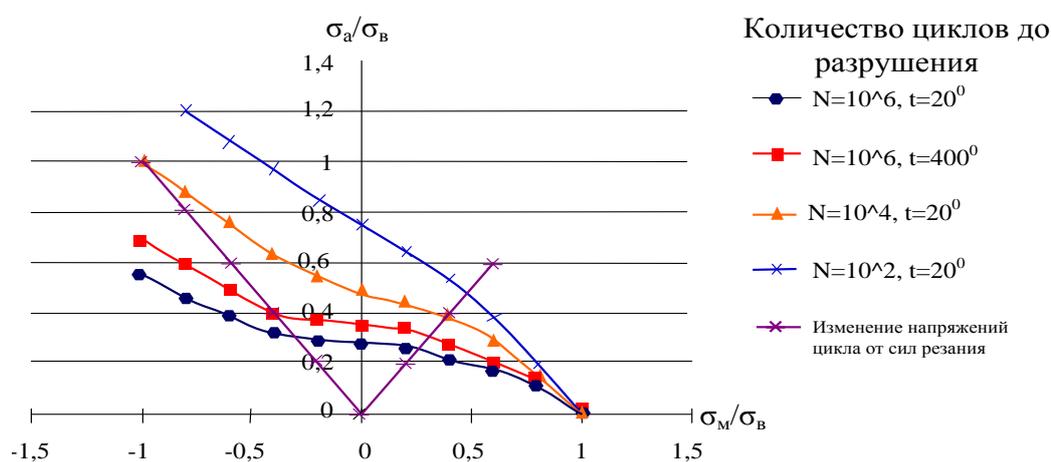


Рисунок 2.2 – Диаграмма для определения предела усталости твердого сплава при сложном напряженном состоянии и различных температурах [58]

Для инструментальных материалов $\chi = 0,75...0,95$.

Для твердых сплавов группы WC–Co:

$$0,41\sigma_{\epsilon} + \left(\frac{\sigma_m}{75}\right)^5 = 1. \quad (2.8)$$

Одновременно с изменением напряжений под действием силовых нагрузок режущая часть инструмента подвергается переменным тепловым нагрузкам, имеющим большое значение в усталостном разрушении инструментальных материалов. Решению этой проблемы посвящено ряд крупных исследований [62, 63].

В случае, если условие (2.4) выполняется, то усталостное разрушение не произойдет никогда. В противном случае наступит усталостное разрушение, однако через какое количество циклов – неизвестно. Для того, чтобы ответить на этот вопрос, воспользуемся диаграммами усталости, полученными для случая сжатия цилиндрических образцов. Так, в работе [58] представлены данные для твердого сплава ВК8 при температуре 550°C (рис. 2.3), а в работе [64] приведены результаты испытаний твердых сплавов. Ограниченность данных об усталостных свойствах твердых сплавов позволяет лишь качественно оценить стойкость режущего инструмента по критерию выкрашивания режущей кромки и усталостной прочности.

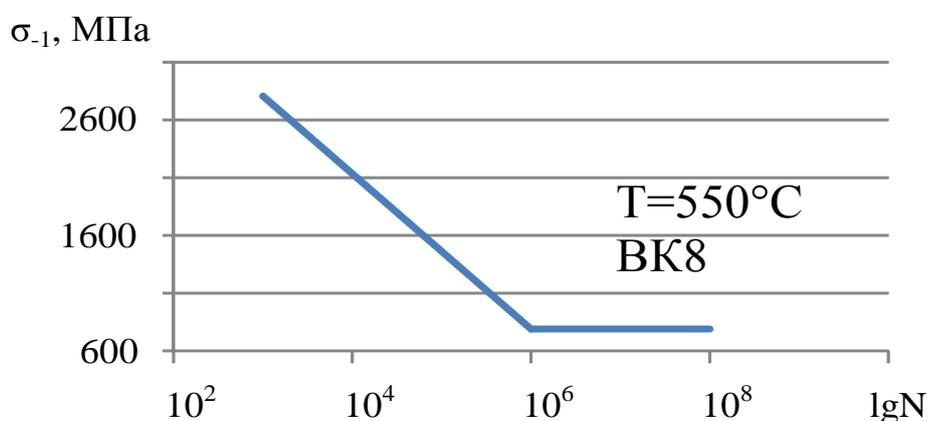


Рисунок 2.3 – Диаграмма усталости твердого сплава ВК8 [58]

Расчет интенсивности изнашивания выполнялся по результатам исследований А.Д. Макарова. В его работе [65] представлена зависимость интенсивности изнашивания J_h от контактных напряжений и температуры:

$$J_h = 15,5 \cdot 10^{-50} \tau_a^{3,0} \theta^{12}, \quad (2.9)$$

где J_h - интенсивность износа, вычисляемая как высота изношенного слоя, приходящаяся на единицу пути трения, мкм/м;

τ_a - контактные касательные напряжения, МПа;

θ - температура, °С.

Несомненно, в процессе резания геометрия лезвия изменяется. Изменяются контактная температура и напряжения. Следовательно, изменяется и интенсивность изнашивания. Однако в первом приближении стойкость инструмента может быть оценена интенсивностью изнашивания лезвия с геометрией, после периода приработки. Тогда

$$T = \frac{H}{\max(J_h(l))}, \quad (2.10)$$

где l - координата точки на контактной поверхности;

$J_h(l)$ - интенсивность изнашивания в точке контактной поверхности с координатой l ;

H - критерий износа (максимально допустимая потеря материала лезвия).

2.2 Постановка задачи моделирования

В первом разделе форма режущего лезвия определена как наиболее неопределенный параметр геометрии инструмента. Но от него в значительной степени зависит стойкость инструмента. Для концевых фрез характерны отказы, связанные с износом лезвия, прочностью рабочей части и недопустимой амплитудой вибраций. Значит, для достижения цели работы необходимо установить влияние формы режущего лезвия, которое будем характеризовать радиусом его округления, на все виды отказа.

Анализ современных представлений о работоспособности концевых фрез (рис. 2.4) и взаимосвязь различных видов отказов показывает, что поломка рабочей части инструмента происходит вследствие увеличения сил, которые действуют на инструмент. Такое увеличение может быть обусловлено, в т.ч. и увеличением радиуса округления режущей кромки ρ , связанного с процессами износа режущего лезвия и

Реализация такого варианта для исследования влияния состояния режущей кромки на работоспособность цельных твердосплавных концевых фрез предусматривает проверку моделирования по основным видам отказа, по интенсивности износа, по напряжениям в лезвии, которые могут приводить к выкрашиванию режущей кромки, по напряжениям в рабочей части инструмента, по динамическому постоянству обработки. Каждое исследование исполняют в два этапа: 2D-моделирование на уровне детализации «Лезвие» и 3D-моделирование на уровне детализации «Инструмент». После завершения расчетов по известным критериям определяют степень работоспособности инструмента заданной конструкции (рис. 2.5).

Первый и второй этапы взаимосвязаны. На первом этапе получают распределение контактных напряжений и температур, напряжение в лезвии, удельные проекции силы резания и постоянную стружкообразования, а также средний коэффициент трения при заданных условиях для расчетов на следующем этапе. На втором этапе определяют напряжения в рабочей части инструмента и жесткость лезвия, последовательно моделируя стружкообразование, силы резания на режущих кромках инструмента и напряженно-деформированное состояние.

Такой подход разрешает отобрать лишь несколько наиболее рациональных решений относительно конструкции инструмента, и, выполнив их экспериментальную проверку, получить оптимальную конструкцию режущего инструмента без изготовления большого количества экспериментальных образцов.

Таким образом, ставится задача прогнозирования для заданного значения радиуса округления режущей кромки стойкости, исходя из критериев изнашивания и хрупкого разрушения лезвия, прочности режущей части и динамической устойчивости процесса фрезерования цельными твердосплавными концевыми фрезами литейных сталей аустенитного класса. Исходные данные включают в себя:

- геометрию инструмента ($\alpha, \beta, \gamma, \rho, h_3$) и заготовки (b, L);
- физико-термомеханические свойства инструмента и заготовки ($E_i, \nu_i, C_{mi}, \lambda_i, A, B, n, C, m, E_3, \nu_3, C_{m3}, \lambda_3, \varepsilon_p, \mu, D_1, D_2, D_3, D_4, D_5$);
- режим резания (V, S_z, t, B) и кинематику процесса фрезерования.

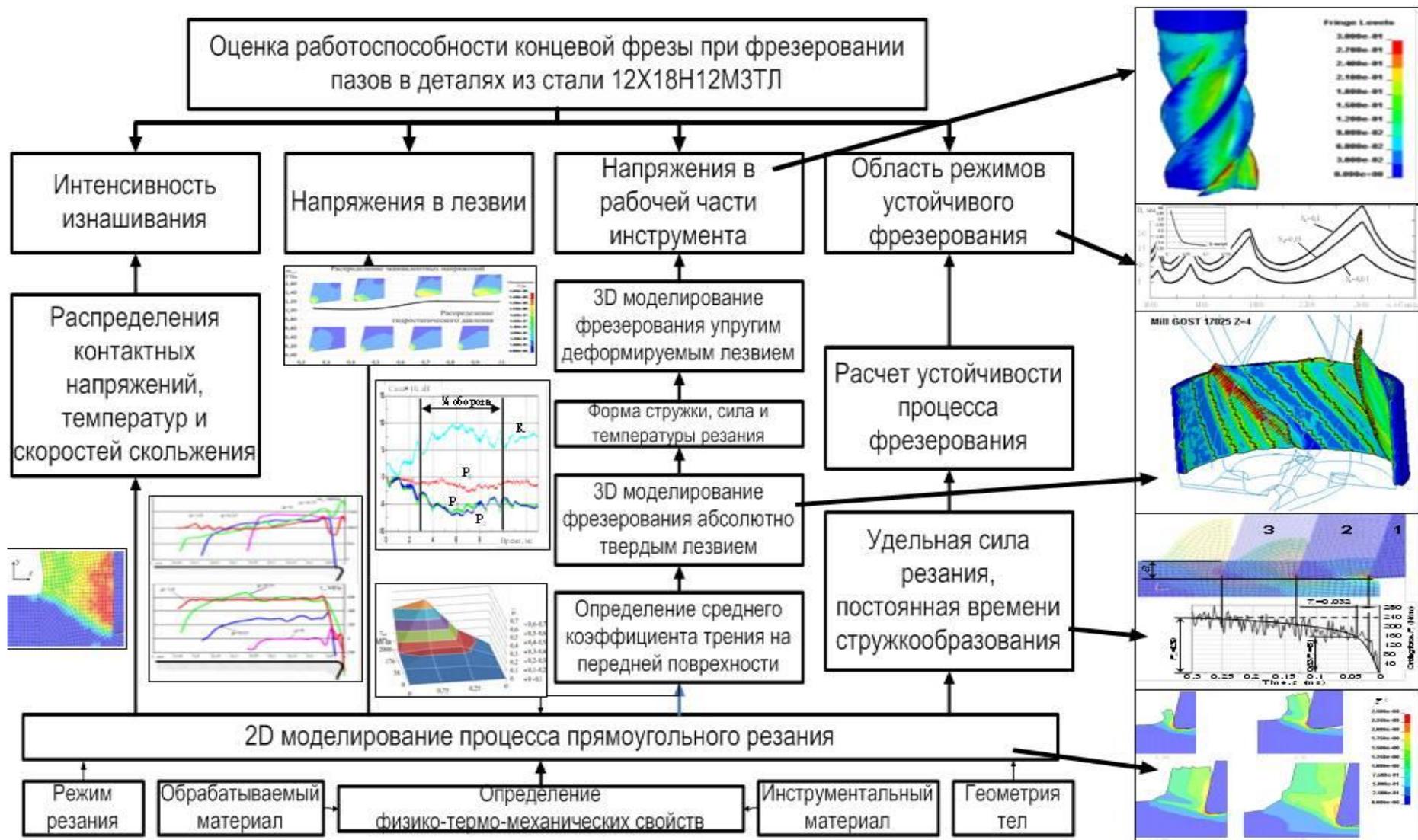


Рисунок 2.5 - Концепция оценки работоспособности инструмента на стадии его проектирования на примере концевой фрезы

Подлежат определению следующие внутренние параметры процесса фрезерования:

- проекции силы резания (P_z, P_y) – для проверки адекватности модели и прогнозирования динамической устойчивости процесса фрезерования (см. п. 2.5);
- температура резания (θ) и тепловое поле ($\{\theta\}$) – для прогнозирования интенсивности изнашивания и критических напряжений в лезвии;
- величина и распределение контактных напряжений (τ_n, σ_n) – для прогнозирования интенсивности изнашивания лезвия;
- поля напряжений и деформаций в лезвии и в рабочей части ($[\sigma], [\varepsilon]$) – для оценки показателей усталостной прочности лезвия и прочности рабочей части фрезы.

Среди всех известных методов моделирования выполнить расчет всех перечисленных показателей процесса позволяют лишь численные методы путем интегрирования уравнений теории пластичности в общем виде. В связи с этим в данной работе в качестве основного метода решения избран метод конечных элементов. В следующих пунктах подробно рассмотрены основные аспекты реализации модели процесса фрезерования методом конечных элементов на основе методологии, разработанной в работах [67, 68].

2.3 Математическая формулировка модели стружкообразования в условиях резания сталей округленным лезвием с переменной толщиной среза

Система резания, которая моделируется, в работе принята в виде двух объектов (заготовки или ее части и инструмента или его части), определенным образом ориентированных в пространстве один относительно другого и взаимодействующих друг с другом. Эти объекты совершают относительные движения с соответствующими скоростями резания и подачи. Объекты взаимодействуют между собой по контактными поверхностям, создавая друг в друге деформации за счет действия контактных сил, обусловленных заданной моделью трения на соответствующих участках контактных поверхностей. Каждый объект сопротивляется деформации, в результате чего возникают внутренние силы (напряжения), соответствующие заданной модели материала объекта. Вместе с этим, если прочность объекта недостаточная, то

происходит его разрушение. Критерий и схема разрушения задаются моделью этого процесса. Влияние температуры на деформации происходит путем изменения механических свойств обрабатываемого материала и трибологических свойств на контактной поверхности инструмента. Исходя из того, что возникающие вследствие линейного температурного расширения упругие деформации заготовки малы, в модели они не учитываются.

Опираясь на описанные явления с учетом специфики деформирования и разрушения литейных сталей аустенитного класса и особенностей торцевого фрезерования в данной работе использована концепция прогнозирования показателей рабочего процесса резания в заданных условиях, в том числе вида, формы и размеров стружки, которая предусматривает моделирование стружкообразования, исходя из фундаментальных законов и уравнений в общем виде в прямоугольной декартовой системе координат, предложенная и обоснованная в [67, 68]. Решаемая система для заданных условий состоит из следующих уравнений:

1. Дифференцированные уравнения движения:

$$\rho \ddot{u}_i = \rho f_i + \sigma_{ij,j}, \quad i=1,2,3, \quad j=1,2,3. \quad (2.11)$$

2. Результирующая сила: $f = f_{load} + f_{contact} - I$.

3. Связь ускорений со скоростями перемещений и перемещениями:

$$\dot{u}_i = \int \ddot{u}_i d\tau; \quad u_i = \int \dot{u}_i d\tau. \quad (2.12)$$

4. Связь скоростей деформаций со скоростями перемещений:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \dot{u}_j}{\partial x_i} \right). \quad (2.13)$$

5. Уравнение неразрывности:

$$\rho = \rho_0 \det(F). \quad (2.14)$$

6. Связь приращения полных деформаций со скоростями деформаций:

$$d\varepsilon_i = \dot{\varepsilon}_i d\tau. \quad (2.15)$$

7. Связь приращения полных деформаций с приращениями пластических упругих деформаций:

$$d\varepsilon_i = d\varepsilon_i^e + d\varepsilon_i^p. \quad (2.16)$$

8. Уравнение связи напряжений с деформациями:

$$p = K(1/\det(F) - 1); s_{ij} = C^e(\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p). \quad (2.17)$$

9. Условие пластичности с учетом определяющего уравнения:

$$\Phi = \bar{\sigma} - \sigma_s(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T) = 0, \quad (2.18)$$

$$\sigma_s(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T) = \left(A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n \right) \left(1 + C \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^p / \dot{\bar{\varepsilon}}_0^p) \right) (1 - T^{*m}). \quad (2.19)$$

10. Условие нагружения-разгружения Куна-Такера:

$$\dot{\lambda} \geq 0, \Phi \leq 0, \dot{\lambda}\Phi = 0, \dot{\lambda}_{ij} = \dot{\bar{\varepsilon}}^p \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma_{ij}}. \quad (2.20)$$

11. Связь компонент напряжений и деформаций:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}}; \sigma_{ij} = s_{ij} - \frac{1}{3} tr(p), \dot{\bar{\varepsilon}} = \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p}, \bar{\varepsilon}^p = \int \dot{\bar{\varepsilon}}^p d\tau. \quad (2.21)$$

12. Условие разрушения: $D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}_f^p(p/\sigma_s, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T)} \geq 1$ (физический критерий),

$$\bar{\varepsilon}_f^p = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) (1 + D_4 \ln \dot{\bar{\varepsilon}}) (1 + D_5 T^*), \quad (2.22)$$

$$\sigma^* = p / \sigma_s, T^* = (T - T_0) / (T_{nl} - T_0).$$

13. Уравнение теплопроводности: $\rho C_m \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda_T \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \eta \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p. \quad (2.23)$

или уравнение адиабатического разрыва:

$$\dot{T} = \eta \frac{\sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p}{\rho C_m}, \text{ если } \frac{\lambda_T}{\rho C_m} \frac{h K_L}{V} (1 - \alpha) \leq 0.5 L_e^2 - \int_0^{L_e} r \operatorname{erf} \left(\frac{r}{2\sqrt{\omega \tau}} \right) dr. \quad (2.24)$$

В приведенных уравнениях приняты такие условные обозначения: τ - время; T - температура; F - градиент движения; u_i - вектор перемещения; x_i - вектор координат; σ_{ij} - тензор напряжений; s_{ij} - девиатор напряжений; ρ - плотность; p - гидростатическое давление (положительное при сжатии); C^e - тензор упругих коэффициентов; ε_{ij} - тензор деформаций; f_{load} - интенсивность внешних сил; $f_{contact}$ - интенсивность сил на контактной границе тела; f_i - интенсивность объемных сил; I - интенсивность внутренних сил; h - размер зоны первичных деформаций; K_L - коэффициент укорочения стружки; V - скорость резания; η - доля механической работы,

которая превращается в теплоту; параметры материалов: ρ_0 – исходная плотность; λ_T – теплопроводность; C_m – массовая теплоемкость.

Исходные условия задаются следующим образом: $\tau = 0$; $\forall M \in I \cup \mathcal{Z}$
 $x_i^0 = x_i^0(M)$; $\sigma_{ij}^0(M) = 0$; $\rho_0 = \rho_0(M)$; $\varepsilon_{ij}^0(M) = 0$; $\bar{\varepsilon}^p = 0$, $T_0(M) = T_c$.

Граничные условия: на внутренних границах заготовки $\Sigma_{3\infty}$ $\forall M \in \Sigma_{3\infty}$
 $u_i(M) = 0$, $T(M) = T_c$ и инструмента $\Sigma_{I\infty}$ $\forall M \in \Sigma_{I\infty}$ $\dot{u}_x(M) = V_x$, $\dot{u}_y(M) = V_y$,
 $T(M) = T_c$, на свободных границах заготовки $\Sigma_{3_своб}$ и инструмента $\Sigma_{I_своб}$:
 $\forall M \in \Sigma_{3_своб} \cup \Sigma_{I_своб}$ $\sigma_{ij}|_M \cdot n_i = 0$, $-\lambda_T \left(\frac{dT}{dn} \right)_M = \alpha_T (T - T_c)$, где α_T – коэффициент теплоотдачи.

На контактной поверхности Σ_{3I} которая является геометрически общей частью поверхности заготовки Σ_3 и инструмента Σ_I , т.е. $\Sigma_{3I} \in \Sigma_I \cap \Sigma_3$: $\forall M \in \Sigma_{3I}$

$$\dot{g} = (\dot{u}_i)_{\Sigma_3} n_i - (\dot{u}_i)_{\Sigma_I} n_i; \quad \sigma_n \leq 0; \quad \dot{g} \geq 0; \quad \sigma_n \cdot \dot{g} = 0; \quad \frac{q_{\Sigma_3}}{q_{\Sigma_I}} = \frac{\sqrt{\lambda_3 c_3 \rho_3}}{\sqrt{\lambda_i c_i \rho_i}}; \quad q_M R^* = T_{\Sigma_3} - T_{\Sigma_I};$$

$q_M = \tau_n V_c - (q_{\Sigma_3} + q_{\Sigma_I})$, где σ_n – контактные нормальные напряжения, $V_c = |\dot{u}_i|_{\Sigma_I} - \dot{u}_i|_{\Sigma_3}|$, касательные напряжения τ_n – согласно модели M. S. Shaw:

$$\tau_i = \tau_a + \tau_d, \quad \tau_d = \mu_d \sigma_n, \quad \tau_a = \tau_0 + (\beta_0 - k_b \cdot \max(0; T - T_k)) \cdot \sigma_{nr}, \quad (2.25)$$

условие схватывания:

$$\begin{cases} V_c = 0, \text{ если } |\tau_n| < \tau_{\max} - \text{схватывание на контактной границе - внутреннее трение,} \\ V_c > 0, \text{ если } |\tau_n| = \tau_{\max} - \text{скольжение на контактной границе - внешнее трение,} \end{cases} \quad (2.26)$$

где τ_{\max} – максимальные касательные напряжения сопротивления скольжению в заданной точке режущей кромки на контактной поверхности, на границе между зонами $\Sigma_v \in M$ и скольжение $\Sigma_\tau \in M$ $\sigma_{ij}|_{\Sigma_v} = \sigma_{ij}|_{\Sigma_\tau}$; $\dot{u}_i|_{\Sigma_v} = \dot{u}_i|_{\Sigma_\tau}$; в зоне схватывания $\forall G \in \Sigma_v$ $\dot{u}_i|_{\Sigma_I} = \dot{u}_i|_{\Sigma_3}$.

Решение этой определяющей системы уравнений в работе исполнено методом конечных элементов с интегрированием по времени явным методом с помощью па-

кета LS-DYNA компании LSTC. Для случая моделирования резания в главной секущей плоскости принято шаг интегрирования от 1 до 10 нс. Этим обеспечивается численное постоянство считааемых процедур при нормальной форме конечных элементов. Для уменьшения искажения конечных элементов в работе задействован алгоритм периодического перестроения КЭ-сетки (геометрический критерий).

Общий алгоритм моделирования описан в работах [69, 70]. Решение задачи реализуется итерационным процессом, который интегрирует уравнения движения на некотором малом промежутке времени, вычисляет температурное поле и проверяет выполнение условий разрушения. После этого обновляются КЭ-сетки и граничные условия, после чего вычисляются мощности тепловых источников и выполняется очередная итерация. Процесс продолжается до завершения указанного времени расчета.

2.4 Расчет контактных напряжений, напряжений в объеме лезвия и интенсивности изнашивания

Задача о влиянии радиуса округления режущей кромки на интенсивность изнашивания и выкрашивания лезвия при концевом фрезеровании относится к уровню детализации «Лезвие». Решение задачи требует расчета контактных напряжений и температур. Решение этой задачи уже получено с использованием метода конечных элементов, С. С. Ковальчуком [71], Т. Ozel и Е. Zeren [72], однако, только для ортогонального резания. В работе Д. В. Криворучко [73] рассчитаны контактные напряжения методом линий скольжения для процессов с переменной толщиной среза при резании сталей, однако не определены контактные температуры и напряжения в объеме лезвия.

В данной работе, основываясь на обобщенной математической модели стружкообразования, описанной в п. 2.2, для расчета необходимых напряжений и температур в режущем лезвии концевой фрезы использована ее 2D-реализация. Процесс концевой фрезерования представляется как прямоугольное свободное резания с переменной толщиной среза, которая изменяется от нулевого значения до ее максимальной величины, обусловленной подачей на зуб фрезы S_z (рис. 2.7). Рассматривая

Режим резания задавался скоростью резания V , шириной срезаемого слоя $b=1\text{мм}$, подачей S_z , толщина срезаемого слоя изменяется от нуля до значения, равного величине подачи на зуб фрезы S_z .

Параметры решателя задавались в соответствии с рекомендациями работы [68]. Минимальный размер ребра конечных элементов заготовки был принят 2 мкм, минимальный размер ребра конечных элементов инструмента был принят 0,7 мкм. Столь малый размер конечных элементов инструмента необходим для получения достоверного поля напряжений в области режущей кромки. Однако решение в этом случае требует значительного времени (сотни часов). Для сокращения времени расчета был использован прием, суть которого заключается в следующем: первоначально инструмент определяется как абсолютно жесткое тело. Размер ребер КЭ сетки заготовки задается в 2-3 раза большим, чем необходимо. Выполняется расчет на всей длине резания зуба за один цикл и определяется температурное поле и общие контуры стружки. При таком подходе время расчета сокращается в 10-20 раз. Далее выбираются 4-5 расчетных точек (см. рис. 2.7), в которых полученное укрупненное решение, которое уточняется на относительно небольшой длине пути резания (примерно 1-2%L) путем выполнения расчета с требуемым размером КЭ сетки и принятием в качестве начальных условий данных, полученных из укрупненного решения. Усредняя данные за последние 10 итераций, определяются поля напряжений и температур. Общее время решения задачи сокращается в 4-5 раз.

Чтобы оценить напряжения в режущем лезвии в некоторый момент времени расчет останавливается, и инструмент из абсолютно жесткого тела «переключается» в абсолютно-упругое тело, подчиняющееся закону Гука. Размер элементов в заготовке задается в 2-3 раза меньше размера элемента используемого при полном расчете. Размер заготовки уменьшается путем удаления элементов заготовки, находящихся на значительном удалении от зоны резания. Поля напряжений и температур переносятся на заготовку с новыми размерами и инструментом. После этого выполняется расчет с небольшим количеством шагов. Такой подход позволяет произвести расчет напряжений и температур в режущем лезвии в интересующих точках одного цикла резания зуба (рис. 2.8) за приемлемое время.



Рисунок 2.8 – Укрупненный алгоритм расчета напряжений и температур в лезвии при резании с переменной толщиной среза

В результате расчетов получаем тензор напряжений в гауссовых точках КЭ. В связи с непрерывным движением волн напряжений в объеме лезвия из-за малого шага интегрирования. Достоверные результаты в случае использования явного решателя возможно получить путем усреднения полей напряжений по времени. Для этого был разработан на языке Intel FORTRAN 10.1 специальный модуль постобработки результатов (приложение А).

Контактные нормальные напряжения на контактной поверхности рассчитывались по формуле:

$$\sigma_n = \sigma_x \cdot \cos^2 \alpha + \sigma_y \cdot \sin^2 \alpha + \sigma_{xy} \cdot \sin 2\alpha, \quad (2.27)$$

где α - угол наклона рассматриваемой площадки режущей кромки к направлению скорости резания,

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_{xy}$ - напряжения в узлах на контактной поверхности. Контактные касательные напряжения на контактной поверхности

$$\tau_n = \sigma_{xy} \cdot (\cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha) + \frac{1}{2} (\sigma_x - \sigma_y) \sin 2\alpha. \quad (2.28)$$

Процедура расчета контактных напряжений также была имплементирована в разработанный модуль постобработки.

2.5 Расчет напряжений в объеме рабочей части концевой фрезы

Геометрия концевых фрез достаточно сложна для того, чтобы можно было применить аналитические модели. Численные модели, и в частности, модели, реализованные методом конечных элементов, в этом случае являются единственным средством решения задачи. Известно решение С.А. Крижановского [74] о расчете напряжений в рабочей части концевой фрезы методом конечных элементов путем приложения к упругой модели фрезы нагрузок на зубья, рассчитанных по аналитической модели. Однако в этом случае не учитываются силы, действующие на фрезу со стороны стружки.

В данной работе предлагается совместить модель стружкообразования с упругой моделью концевой фрезы с целью повышения достоверности распределения прикладываемых нагрузок и, в конечном счете, напряжений в рабочей части всей фрезы.

Для этого использована 3D-конечно-элементная модель процесса стружкообразования, разработанная в соответствии с методологией [68]. Обрабатываемая заготовка и инструмент представляются 3D-моделями в натуральную величину.

Геометрия. Заготовка для моделирования процесса резания предлагается в форме сегмента, радиус которого равен радиусу фрезы, толщина сегмента равна четырём значениям подачи на зуб фрезы. Высота сегмента равна ширине фрезерования.

Режущие кромки фрезы в случае 3D-моделирования выполнялись абсолютно острыми. Такая геометрия фрезы позволяет создавать более простую конечно-элементную сетку, сократить время расчета и, учитывая теорему о близкодействии напряжений, достоверно рассчитать напряжения в рабочей части инструмента. В ка-

честве примера на рис. 2.9 представлен эскиз исследуемой концевой фрезы и ее трехмерная модель.

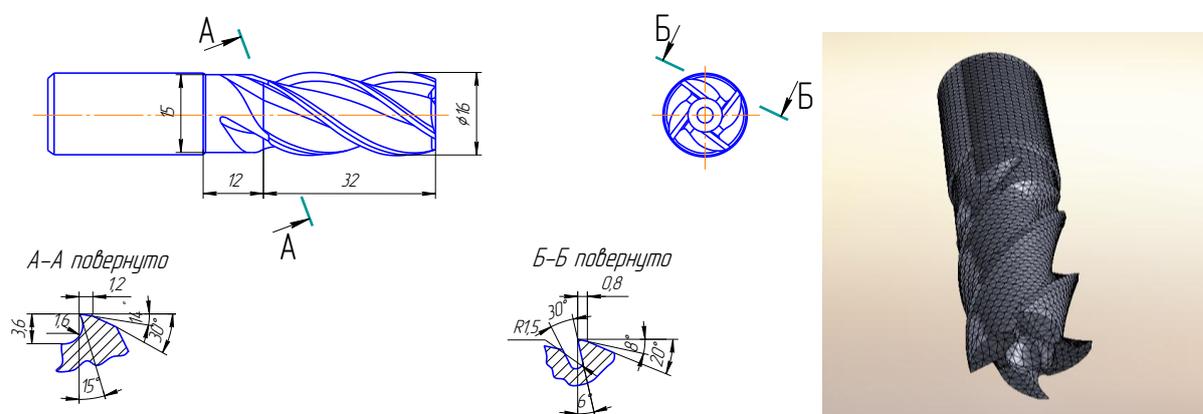


Рисунок 2.9 – Пример модели концевой фрезы

Создание 3D-моделей заготовки и инструмента было выполнено средствами SOLIDWORKS. Построение **конечно-элементной сетки** выполнено также средствами SOLIDWORKS: в состав SOLIDWORKS входит модуль конечно-элементного анализа COSMOSWORKS, который имеет встроенный генератор конечно-элементной сетки. Использовались тетраэдрические КЭ с 10 узлами. Они могут использоваться для решения задач пластического деформирования, и с их помощью легко выполнить дискретизацию модели сложной формы [68]. Размер конечных элементов заготовки выбирался исходя из того, чтобы расчет занимал приемлемое время. Размер грани КЭ составил от 0,1 до 0,15 мм.

Нагрузки, начальные и граничные условия. Механические граничные условия заданы жестким закреплением нескольких границ заготовки (рис. 2.10). В данном случае заготовка жестко закреплена по всей поверхности, противоположной обрабатываемой поверхности. Для инструмента задаются ограничения перемещений его базовых поверхностей. Граничные условия на свободных поверхностях при решении тепловой задачи задаются как условие теплообмена с окружающей средой в соответствии с законом Ньютона-Рихмана [75].

Начальные условия для концевой фрезы задаются вращением вокруг ее оси и перемещением в направлении движения подачи D_s . При решении тепловой задачи

задавалось начальное температурное поле в виде равномерной температуры для заготовки и инструмента равной комнатной.

Механические нагрузки задаются по «жесткой» схеме перемещения инструмента с заданной скоростью, равной скорости минутной подачи фрезы, и вращением фрезы вокруг своей оси с частотой, равной частоте вращения шпинделя.

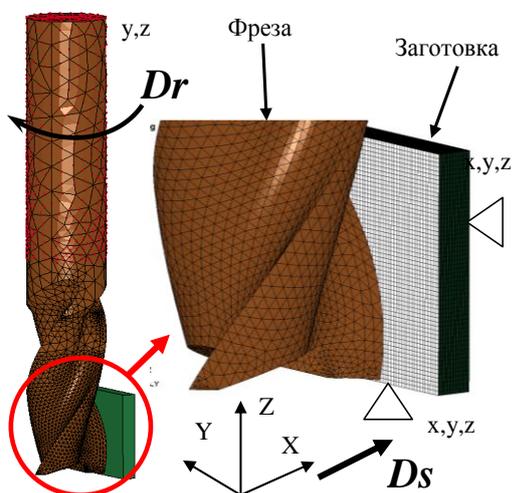


Рисунок 2.10 – Расчетная схема и граничные условия 3D-модели концевое фрезерования

Для оценивания прочности рабочей части фрезы используется алгоритм, аналогичный алгоритму, применяемому для определения прочности режущей кромки (см. раздел 2.1). Следует отметить, что рассчитанная величина напряжений требует корректировки в связи с допущением об абсолютно остром лезвии. Поправочный коэффициент рассчитываем путем сравнения полученной в результате 3D-расчета максимальной силы резания P_z на 1 зуб и той ее величины, которая должна получиться при резании округленным лезвием $P_{z\rho}$, путем интегрирования данных 2D-расчета:

$$K_{P_{z\rho}} = \frac{P_{z\rho}}{P_z}, \quad (2.29)$$

$$\text{где } P_{z\rho} = \frac{R}{S_z} \int_0^L \frac{\partial P_z}{\partial a} \frac{dl}{\cos(l/R)} = \int_0^B \frac{\partial P_z}{\partial a} \bigg|_a \frac{\text{tg}(\omega)}{\cos(Q \text{tg}(\omega)/R)} dQ;$$

R - радиус фрезы;

ω - угол наклона винтовой линии зуба;

Q - координата вдоль оси фрезы;

$P_z(a)$ - зависимость силы резания от толщины среза при данной геометрии лезвия.

2.6 Расчет области виброустойчивости процесса концевое фрезерования округленным лезвием

При концевом фрезеровании, как и в любом другом процессе резания, колебания в технологической системе возникают в результате действия динамических сил [35]. Колебания в значительной мере определяются зависимостью силы резания от толщины среза, изменяющейся во времени $P_z = f(a, \tau)$. Известно [49, 76], что на эту зависимость влияет радиус округления режущей кромки.

В работах S. T. Chiriacescu [77], Y. Altintas [78], R. P. Faassen [79] показано, что колебания концевой фрезы в процессе обработки относительно обрабатываемой детали достаточно рассматривать в горизонтальной плоскости, с двумя степенями свободы, которые соответствуют перемещениям x и y в направлении осей X и Y (рис. 2.11). Для технологической системы колебания центра фрезы относительно обрабатываемой детали можно описать системой дифференциальных уравнений для двух степеней свободы [35]:

$$\begin{cases} m_x \cdot x'' + h_x \cdot x' + c_x \cdot x = -P_y \cdot \sin(\psi) - P_z \cdot \cos(\psi) \\ m_y \cdot y'' + h_y \cdot y' + c_y \cdot y = P_y \cdot \cos(\psi) - P_z \cdot \sin(\psi) \end{cases} \quad (2.30)$$

где m_x, m_y – приведенные массы ТС вдоль соответствующих осей;

h_x, h_y – приведенные коэффициенты демпфирования ТС вдоль соответствующих осей;

c_x, c_y – приведенные жесткости технологической системы вдоль соответствующих осей;

x, y – перемещения фрезы относительно детали вдоль соответствующих осей;

P_z, P_y – динамические силы резания, действующие на технологическую систему.

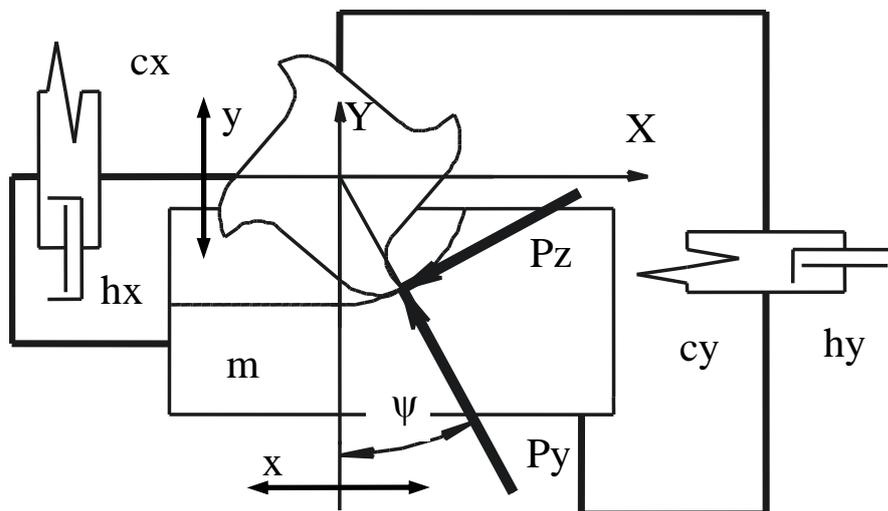


Рисунок 2.11 – Эквивалентная расчетная схема концевго фрезерования

Динамическую устойчивость технологической системы в процессе концевго фрезерования в случае, когда в контакте с заготовкой находится только один зуб, можно представить структурной схемой в терминах теории автоматического управления (рис. 2.12) [35]:

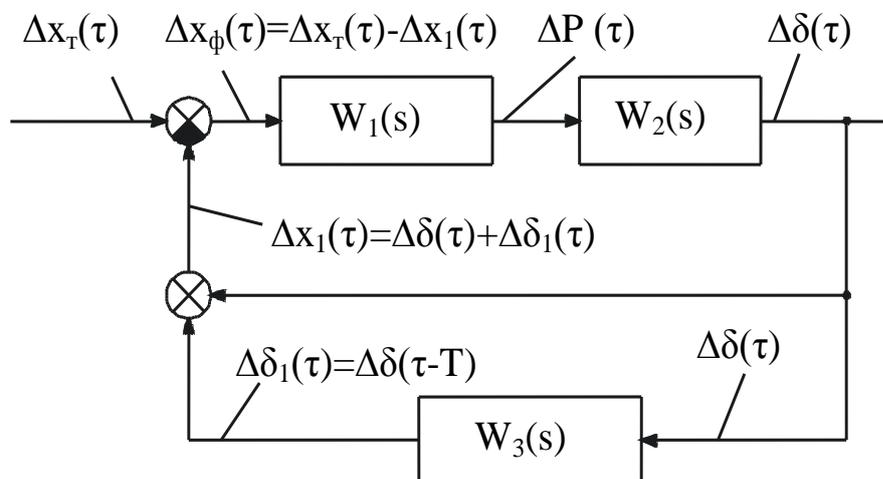


Рисунок 2.12 – Структурная схема ТС в условиях концевго фрезерования в общем виде (для обобщенного приращения силы резания и координат): Δx_m – заданное теоретическое приращение координат вершины зуба фрезы; Δx_ϕ – фактическое приращение координат вершины зуба фрезы; ΔP – приращение силы резания; $\Delta \delta$ – приращение деформации ТС; T – период одного цикла резания зуба фрезы; Δx_1 – приращение отклонения вершины зуба фрезы.

Как показано в работе [35], характеристическое уравнение технологической системы, представленной на рис. 2.12, в матричной форме для двух степеней свободы будет иметь вид:

$$D(s) = \det([I] + W_1(s) \cdot W_2(s) \cdot (1 - W_3(s))) = 0, \quad (2.31)$$

где $[I] = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$ - единичная матрица;

$W_1(s) = \begin{bmatrix} W_{1xx}(s) & W_{1xy}(s) \\ W_{1yx}(s) & W_{1yy}(s) \end{bmatrix}$ - передаточная функция процесса стружкообразования;

$W_2(s) = \begin{bmatrix} W_{2xx}(s) & W_{2xy}(s) \\ W_{2yx}(s) & W_{2yy}(s) \end{bmatrix}$ - передаточная функция технологической системы,

причем $W_{2xy} = W_{2yx} = 0$;

$W_3(s) = e^{-sT}$ - передаточная функция процесса запаздывания по следу.

Динамическая устойчивость линейной системы по Ляпунову имеет место при $\text{Re}(q) < 0$, где q - корень уравнения (2.31). Границу динамической устойчивости системы в этом случае можно определить, используя метод D-разбиения и полагая, что все варианты условий, которые обеспечивают равенство $\text{Re}(q) = 0$, реализуют обработку на границе динамической устойчивости.

Пусть, необходимо найти предельную величину некоторого управляемого параметра Ω условий обработки ($\Omega \geq 0$, $\text{Im}(\Omega) = 0$), от которого зависит $D(s)$, такую, чтобы система находилась на границе динамической устойчивости для заданной частоты вращения фрезы n .

Диаграмма динамической устойчивости представляет собой кривую в координатах $(n; \Omega)$, отражающую геометрическое место точек критических значений исследуемого параметра Ω , заданных матрицей $[\Omega_{\text{крит}}]$. Для построения диаграммы необходимо выбрать на оси n заданное количество точек $n_m = n_{\text{min}} + \Delta n \cdot m$. Получаем вектор $\{n\}$. Для каждого элемента этого вектора необходимо определить матрицу $[\Omega_{\text{крит}}]$.

В общем случае передаточная функция процесса резания будет равна:

$$W_1(s) = \begin{bmatrix} W_{xx} & W_{xy} \\ W_{yx} & W_{yy} \end{bmatrix} \cdot K_0 \cdot \frac{1}{1 + T_p \cdot s}, \quad (2.32)$$

где $\begin{bmatrix} W_{xx} & W_{xy} \\ W_{yx} & W_{yy} \end{bmatrix}$ - матрица, определяющая площадь срезаемого слоя;

T_p – постоянная стружкообразования, численно равна, времени, за которое сила резания P_z становится равной $(1-1/e)P_{z0} \approx 0.632P_{z0}$ [35], где P_{z0} - величина силы резания, соответствующая силе резания установившегося (после стабилизации) процесса резания.

$K_0 = \frac{P_{z0}}{a \cdot b}$ – удельная сила стружкообразования.

Алгоритм вычисления передаточной функции процесса резания представлен в работе [35].

Для определения параметров передаточной функции рассмотрим процесс врезания лезвия при прямоугольном свободном резании и определение неизвестных параметров передаточной функции процесса резания исходя из выражения:

$$P_z = P_{z0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}} \right) = K_0 \cdot a \cdot b \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}} \right). \quad (2.33)$$

Диаграмму изменения силы резания при врезании предлагается определять посредством моделирования процесса резания методом конечных элементов. Для этого была взята модель, представленная в [70], так как достоверность прогнозирования с помощью этой модели проверялась ранее в различных условиях и для различных групп обрабатываемых материалов [1, 2, 69, 70]. Достоверность влияния различных факторов на точность прогнозирования T_p рассмотрена в работе [35].

С целью описания влияния радиуса округления на силы резания в работе предложено обобщить зависимость (2.33) и представить ее в следующем виде:

$$P_z = P_{z0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}} \right) = \left(K_{0z} a + A_z (1 - e^{-B_z a}) \right) \cdot b \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}} \right), \quad (2.34)$$

$$P_y = P_{y0} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}}\right) = \left(K_{0,y}a + A_y(1 - e^{-B_y a})\right) \cdot b \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{T_p}}\right), \quad (2.35)$$

где коэффициенты A_z , B_z , A_y , B_y , характеризующие влияние радиуса округления режущей кромки.

Проведенные *виртуальные эксперименты* в диапазоне радиусов округления от 5 до 80 мкм показали, что с увеличением радиуса округления режущей кромки увеличиваются коэффициенты А и уменьшаются коэффициенты В, что свидетельствует о возрастании сил на задней поверхности и увеличении диапазона толщин среза, в которых силы резания чувствительна к радиусу округлению режущей кромки.

Таблица 2.1 – Влияние радиуса округления режущей кромки на силу резания

ρ , мкм	KZ0	AZ	BZ	KY0	AY	BY	KZ	Kr	Tr
5	2560	25	800	830	8	800	2572	0,323	0,1
10	2560	50	400	830	15	400	2610	0,318	0,1
20	2560	100	200	830	30	200	2767	0,317	0,1
40	2560	200	100	830	60	100	3476	0,315	0,1
80	2560	400	50	830	120	50	5950	0,309	0,1

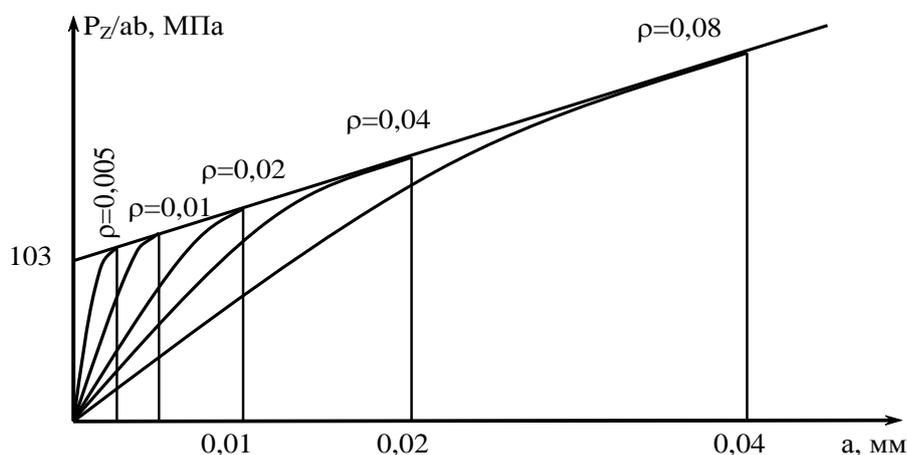


Рисунок 2.13 – Изменение проекции силы резания P_z с увеличением толщины среза при различных радиусах округления режущей кромки

С увеличением радиуса округления режущей кромки ρ уменьшается отношение a/ρ , что приводит к увеличению объема пластических деформаций, необходимых для

отделения срезаемого слоя от заготовки. Этим и объясняется значительное (примерно в 4 раза) увеличение T_p при уменьшении a/ρ менее, чем в 2 раза (рис. 2.14).

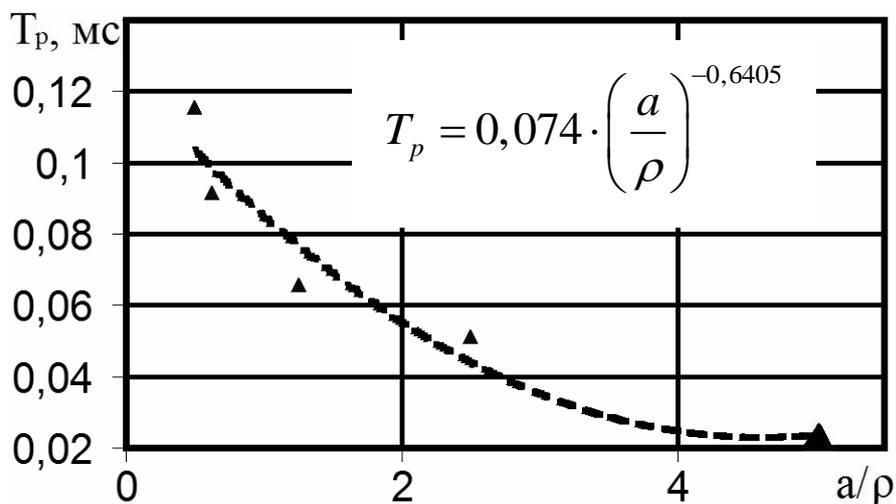


Рисунок 2.14 – Влияние отношения a/ρ на постоянную времени стружкообразования стали

Для построения диаграммы динамической устойчивости процесса концевой фрезерования необходимы исходные данные. Условно их можно разделить на параметры концевой фрезы, режимы резания, данные процесса резания, параметры технологической системы и прочие параметры. Для исследуемой системы станка 6P13Ф3 количественные данные взяты из работы [80]. Геометрия фрезы тем лучше, чем шире область устойчивого фрезерования данной фрезой.

2.7 Выводы

1. Стойкость к изнашиванию твердосплавных концевых фрез предложено оценивать интенсивностью изнашивания, стойкость к выкрашиванию режущих кромок – критерием усталостной прочности или количеством циклов нагружения до разрушения, прочность рабочей части – критериями усталостной и статической прочности, виброустойчивость – шириной области виброустойчивого фрезерования. Для оценки перечисленных критериев для твердосплавного инструмента предложено рассчитывать силу резания, контактные напряжения; температуры; тензор напряже-

ний в лезвии и рабочей части фрезы с помощью численной модели процесса фрезерования.

2. На основе концепции моделирования процессов резания численными методами предложены и практически реализованы:

- 2D-конечно-элементная модель стружкообразования в главной секущей плоскости при резании с переменной толщиной среза для расчета удельной силы резания, контактных напряжений и напряжений в лезвии с учетом воздействия температуры;

- 3D-конечно-элементная модель процесса фрезерования цельной концевой фрезой для расчета напряжений в рабочей части инструмента.

4. Для сокращения времени расчета и повышения точности результата впервые предложен искусственный прием моделирования нестационарного процесса резания с переменной толщиной среза. Идея разработанного приема заключается в выполнении расчета на всей длине L цикла резания зуба и определении температурного поля и контуров стружки с последующим выбором четырех расчетных точек, в которых полученное укрупненное решение уточняется на относительно небольшой длине пути резания (примерно 1-2% L). Уточнение заключается в выполнении короткого расчета с уменьшенным размером конечных элементов с начальными условиями полученными из укрупненного решения. Для исключения численных шумов поля напряжений и температур усредняется по данным 10 соседних итераций. Общее время решения задачи при таком подходе может быть сокращено в 4-5 раз.

5. Область виброустойчивости процесса концевой фрезерования округленным лезвием предложено оценивать на основе анализа устойчивости характеристического уравнения методом D-разбиения, что в отличие от известных решения позволило учесть влияние нелинейной зависимости силы резания от толщины среза при малых значениях a/p .

РАЗДЕЛ 3

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКИХ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ЛИТЕЙНЫХ СТАЛЕЙ АУСТЕНИТНОГО КЛАССА

Как было показано в разделе 1, отличительной чертой литейных сталей аустенитного класса является наличие большого количества дефектов и включений, которые существенно снижают относительное удлинение при растяжении этих материалов, мало изменяя их свойства при сжатии. Поэтому традиционный подход к определению механических характеристик только из испытаний на растяжение, достаточно хорошо описанный, например, в работе [67], должен быть дополнен и усовершенствован с учетом этих особенностей. Поэтому для определения констант (коэффициентов) определяющего уравнения (2.19) и уравнения пластичности (2.22) обрабатываемого материала с целью их использования для прогнозирования выходных показателей процесса резания (сил и температуры резания, усадки стружки и др.) в настоящей работе предложено дополнительно выполнить комплекс стандартных исследований на сжатие, с учетом того состояния материала, в котором он находится в процессе обработки.

3.1 Исследование механических свойств

Исследование механических свойств обрабатываемого материала имеет своей целью определить константы принятых определяющего уравнения (2.19) и уравнения пластичности (2.22) обрабатываемого материала в том состоянии, в котором будут выполняться его исследования по резанию: A , B , n , C , m , D_1 , D_2 , D_3 , D_4 , D_5 . Для определенности в работе была выбрана сталь аустенитного класса 12X18H10M3ТЛ, полученная методом литья. Ее нормативный химический состав приведен в таблице 1.2, а стандартные характеристики механических свойств в сравнении с другими сталями в таблице 1.1. Прочие константы упругих и тепло-физических свойств приняты в соответствии с таблицей 1.1.

Неизвестные константы определяющего уравнения и уравнения пластичности должны быть определены для условий, близких к тем, которые имеют место в зоне резания сталей твердосплавным инструментом: величина пластической деформации больше 1, температура деформации 300-800°C, скорость деформации 10^3 - 10^6 с⁻¹.

3.1.1 Экспериментальная установка для испытаний на «растяжение – сжатие» при повышенных температурах

Для решения поставленной задачи была усовершенствована экспериментальная установка для исследования механических свойств материалов при температурах до 900°C путем модернизации стандартной испытательной машины УМЭ – 10ТМ и оснащения ее современными измерительными приборами: тензометрическим динамометром с температурной компенсацией с разрешающей способностью 24bit; независимым контроллером температуры; оптическим датчиком линейных перемещений траверсы с дискретностью 10 мкм; ПЭВМ для автоматизирования обработки результатов; дополнительными опорами для образцов специальной формы.

Принципиальная схема установки и ее общий вид представлены на рис. 3.1. Машина имеет двухстоечную вертикальную конструкцию. Верхний захват через тензометрический динамометр закреплен к неподвижной траверсе. Нижний захват жестко закреплен к подвижной траверсе, которая приводится в движение ходовым винтом, движение которому передается от асинхронного двигателя 3.0 кВт через трехступенчатый редуктор. Таким образом, в установке реализуется жесткая схема нагружения путем задания удлинения образца с непрерывным измерением силы сопротивления этому удлинению. Установка оснащена камерой с нагревательным элементом и термопарой.

Перемещение подвижной траверсы контролируется круговым оптическим датчиком BE178a-2500 с 2500 импульсами на 1 оборот датчика через безззорный цилиндрический редуктор. Разработано и изготовлено специальный электронный преобразователь кода Грея в цифровой код счетчика, передаваемый на ЭВМ через последовательный интерфейс. Результаты испытаний измерительного устройства показали, что 5%-ный доверительный интервал измерения перемещений составляет:

1 мм - ± 30 мкм, 2-3 мм - ± 40 мкм, 3-8 мм - ± 47 мкм. Привод перемещений подвижной траверсы обеспечивает скорость перемещений в диапазоне от 10 до 3000 мкм/с, что соответствует скорости деформации стандартного образца диаметром 10 мм, тип III с $l_0 = 50$ мм по ГОСТ 1497-84 [81] от $2 \cdot 10^{-4}$ до $6 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ – квазистатическое нагружение.

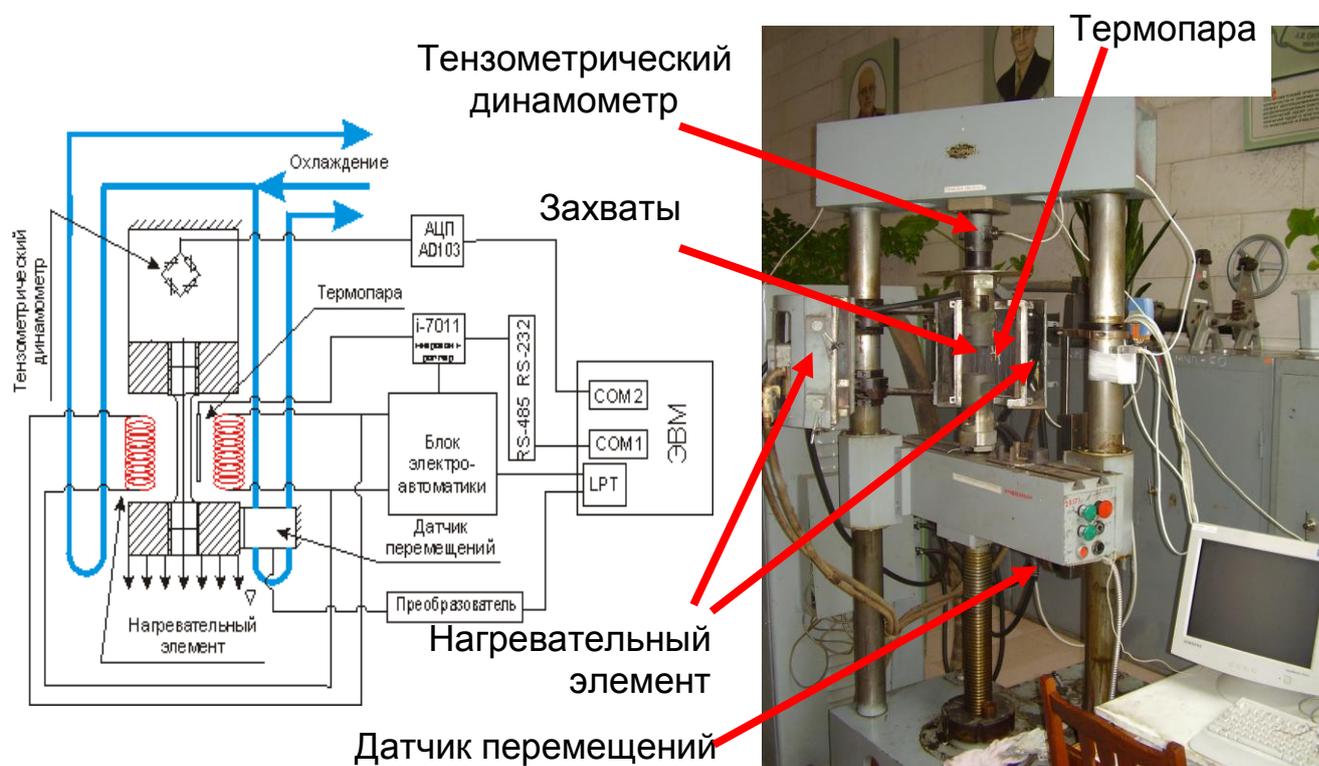


Рисунок 3.1 – Принципиальная схема и общий вид установки

Измерение силы сопротивления деформированию осуществляется с помощью тензометрического динамометра с четырьмя тензорезисторами сопротивлением 100 Ом фирмы ВЕДА (г. Киев), наклеенными в продольном направлении калиброванной трубы. Тензорезисторы включены по схеме «полный мост». Измерение силы осуществлялось путем измерения дисбаланса моста тензоусилителем-преобразователем AD-103 фирмы НВМ с передачей данных на ПЭВМ через интерфейс RS-232. Опорное напряжение моста – 5 В. Разрядность АЦП – 24бит. Частота опроса – от 1 до 150Гц. Испытания динамометра показали, что максимальная измеряемая нагрузка может составлять 100 кН, доверительный интервал измеренной силы во всем диапазоне измерений от 0 до 100 кН не превышает $\pm 250\text{Н}$.

Испытания при повышенной температуре возможны с помощью стенда путем использования специальной камеры. Повышенная температура (до 900 °С) в камере создается нагревательными элементами в виде тенов из нихрома, через которые пропускается ток силой 200-300А и безопасным напряжением 24 В от силового трансформатора. Измерение температуры осуществляется термопарой типа «ТХА» («К») ГОСТ Р 8.585-2001 с максимальной температурой измерений 1000°С. Для управления температурой использован контроллер температуры I-7011 фирмы ICP DAS, который в необходимые моменты включает или выключает силовой трансформатор. Управление контроллером осуществляется от ПЭВМ через интерфейс RS-232. Испытания установки в диапазоне температур от 100 до 850°С показали, что температура в камере может быть установлена с точностью $\pm 2^\circ\text{C}$.

Измерения показали, что жесткость стенда составила 136 Н/мкм. Полученные технические характеристики испытательного стенда обеспечивают в соответствии с ГОСТ 1497-84 [81] достаточность проведения только 2 повторений выполняемых опытов.

3.1.2 Методика идентификации определяющего уравнения материалов из опытов по растяжению

Испытания проводятся в соответствии с ГОСТ 1497-84 [81]. Используются образцы из обрабатываемого материала типа IV диаметром $6\pm 0,06$ мм с базовой длиной $l_0=30$ мм. Перед началом испытаний выполняется разметка образца окружными рисками с шагом 5 мм (рис. 3.2).

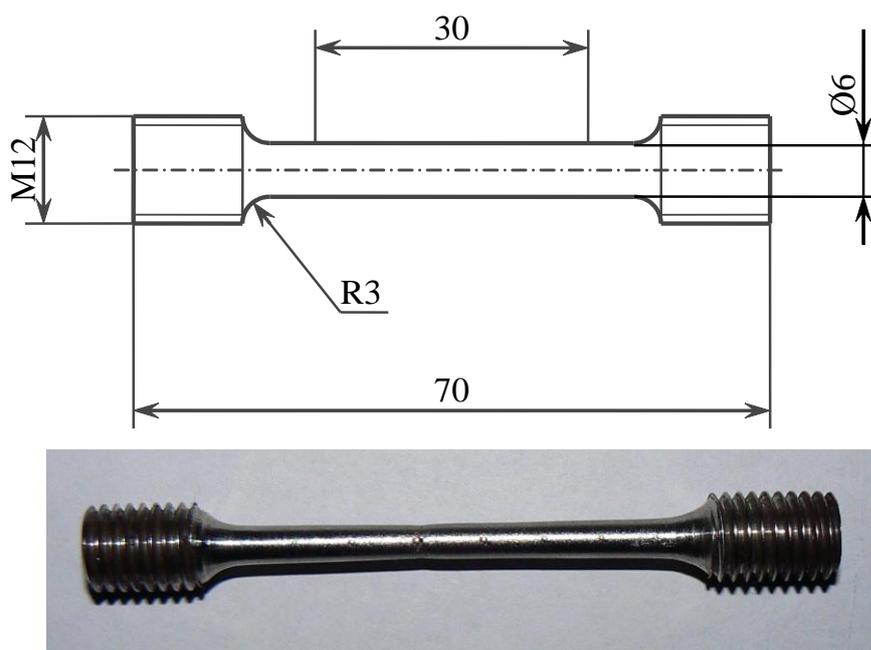


Рисунок 3.2 – Стандартный образец для испытаний на растяжение

Испытания проводятся при скорости деформирования 10 мкм/с. В процессе испытаний строится индикаторная диаграмма « $P-\Delta l$ ».

Перед испытанием измеряется фактический диаметр образца. После испытаний измеряются удлинение образца на базовой длине Δl_p , диаметр образца в месте разрыва d_k , диаметр образца на участках равномерного деформирования d_p или радиус кривизны области неравномерной деформации (шейки) в осевом сечении после разрыва $R_{ш}$.

Процедура обработки индикаторной диаграммы состоит из нескольких этапов.

Этап 1. Масштабирование оси удлинений

В связи с тем, что индикаторная диаграмма показывает удлинение всей системы, включая удлинение образца, захватов, колонн и других элементов, то для оценки действительных удлинений образца на рабочей длине необходимо выполнить масштабирование полученных значений по оси удлинений. Полагая, что удлинение в момент разрыва на диаграмме и удлинение образца на базовой длине равны, определяется приведенное удлинение Δl^M :

$$\Delta l^M = \Delta l \frac{\Delta l_p}{\max(\Delta l)}. \quad (3.1)$$

Этап 2. Расчет диаграммы « $\sigma_{\text{усл}}-\varepsilon$ »

Расчет значений условных напряжений $\sigma_{\text{усл}}$ и интенсивности деформаций ε выполняются по следующим формулам [82]:

$$\sigma_{\text{усл}} = \frac{P}{F_0}, \quad \varepsilon = \ln\left(\frac{l_0 + \Delta l}{l_0}\right), \quad (3.2)$$

где $F_0 = \frac{\pi}{4} d_0^2$ - площадь сечения образца в исходном состоянии;

d_0 - диаметр образца до проведения испытания.

Этап 3. Расчет истинных напряжений и пластических деформаций

Истинное напряжение равно:

$$\sigma_u = \frac{P}{F}, \quad (3.3)$$

где F - текущая площадь поперечного сечения, которая зависит от относительного удлинения и коэффициента поперечной деформации ν' [82]:

$$F \approx F_0(1 - 2\nu'\varepsilon). \quad (3.4)$$

Коэффициент поперечной деформации при упругой деформации равен коэффициенту Пуассона ν , а выше предела упругости постепенно увеличивается до значения 0,5:

$$\nu' = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{1}{3K} \frac{\sigma_{\text{усл}}}{\varepsilon} \right). \quad (3.5)$$

Тогда истинное напряжение может быть найдено из выражения [82]:

$$\sigma_u = \frac{2}{3K} \left[\sqrt{(1 - \varepsilon)^2 + \frac{4}{3} \frac{\sigma_{\text{усл}}}{K}} - (1 - \varepsilon) \right], \quad (3.6)$$

где $K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)}$ - объемный модуль упругости;

E - модуль упругости.

В силу того, что при малых деформациях жесткость испытательного стенда значительно меньше номинальной из-за неизбежного наличия зазоров в системе при малых усилиях, то и модуль упругости, соответствующий измеренной диаграмме в

условных напряжениях, значительно меньше фактического. Поэтому для расчета $\sigma_{и}$ необходимо определять E непосредственно из диаграммы « $\sigma_{усл}-\varepsilon$ » методом линейной аппроксимации начальной ее части. Полученное значение E отражает среднее значение упругости всей испытательной системы при малых нагрузках.

Истинные пластические деформации могут быть вычислены из выражения:

$$\varepsilon_u^p = \varepsilon - \frac{\sigma_u}{E}. \quad (3.7)$$

Вычисленные значения ε_u^p справедливы только на этапе равномерной деформации, т.е. до значений около 0,2-0,3. При больших значения ε_u^p , как правило, происходит потеря устойчивости и образуется шейка, где деформация неравномерная.

Этап 4. Расчет относительного удлинения δ , относительного сужения ψ , поправки η на неравномерность деформации

Относительное удлинение вычисляется по формуле:

$$\delta = \frac{\Delta l}{l_0}. \quad (3.8)$$

Относительное сужение:

$$\psi = \frac{F_0 - F_k}{F_k}, \quad (3.9)$$

где $F_k = \frac{\pi}{4} d_k^2$ - площадь поперечного сечения образца в месте разрыва;

d_k - диаметр образца в месте разрыва.

Этап 5. Определение предела текучести $\sigma_{0,2}$, предела прочности σ_b , истинного напряжения при разрушении S_k , истинных пластических деформаций при разрушении

Для определения предела текучести $\sigma_{0,2}$ при $\varepsilon_u^p = 0,002$ на диаграмме « $\sigma_u - \varepsilon_u^p$ » находится точка с абсциссой $\varepsilon_u^p = 0,002$ и определяют соответствующее ей значение $\sigma_{0,2}$ на оси ординат.

Для определения предела прочности σ_B на диаграмме « $\sigma_{усл} - \varepsilon_u^p$ » находят максимальное значение $\sigma_{усл}$, которое и является значением σ_B . На оси абсцисс этой диаграммы считывают значение ε_{u6}^p .

Из анализа напряженного состояния шейки Н. Н. Давиденков и Н. И. Спиридонов [82] установили, что истинное напряжение при разрушении определяется выражением:

$$S_k = \frac{P_k}{F_k} \eta, \quad (3.10)$$

где P_k - сила в момент разрушения.

Коэффициент η может быть вычислен по формуле:

$$\eta = \frac{1}{\left(1 + \frac{d_k}{8R_{uu}}\right)}. \quad (3.11)$$

При отсутствии данных о радиусе кривизны шейки величина η может быть оценена из выражения [82]:

$$\eta = 0,2493e^{-1,1408 \ln(F_p/F_k)}, \quad (3.12)$$

где $F_p = \frac{\pi}{4} d_p^2$ - площадь сечения образца на участке равномерной деформации.

Исходя из предположения, что удельный вес упругой деформации в момент разрыва пренебрежимо мал, то истинную пластическую деформацию при разрыве можно вычислить по формуле:

$$\varepsilon_{uk}^p \approx \ln \frac{F_0}{F_k} = \ln(\psi + 1). \quad (3.13)$$

Таким образом, в результате обработки диаграммы « $P - \Delta l$ » построена диаграмма « $\sigma_u - \varepsilon_u$ », определены критические точки диаграммы деформирования:

№1: ($\varepsilon_u^p = 0.002; \sigma_u = \sigma_{0,2u}$); №2: ($\varepsilon_u^p = \varepsilon_{u6}^p; \sigma_{усл} = \sigma_e$); №3: ($\varepsilon_u^p = \varepsilon_{uk}^p; \sigma_u = S_k$), а также диаграмма « $\sigma_u - \varepsilon_u^p$ » в пределах равномерной пластической деформации.

Идентификация коэффициентов определяющего уравнения в работе осуществлялась по полученным трем характерным точкам диаграммы « $\sigma_u - \varepsilon_u^p$ ». В соответ-

ствии с этим способом коэффициенты определяющего уравнения определяются так, чтобы аппроксимируемая диаграмма деформирования проходила через эти три характерные точки №1, №2, №3 [67]. Этот способ позволяет обеспечить минимальную ошибку аппроксимации напряжений как при малых и средних деформациях, так и при больших.

3.1.3 Методика идентификации определяющего уравнения литейных сталей из опытов по сжатию

Деформация при резании металла в граничном слое стружки достигает настолько больших величин, что такие деформации могли бы быть получены в случае практически недостижимого относительного сужения при растяжении поперечном сечении образца при образовании шейки (см. разд 3.1.2) близки к единице. Действительный предел прочности при растяжении представляет собой истинное напряжение при наибольшей нагрузке, выдерживаемой образцом. Однако при испытании на растяжение нержавеющей литейной стали аустенитного класса 12X18H12M3TL, в отличие от стали 12X18H10T, разрушение образца происходит без образования шейки при относительно небольших значениях пластической деформации (рис. 3.3). Это происходит из-за того, что при затвердении отливок формируются крупные зерна аустенита, внутри которых при последующем охлаждении образуются направленные пластины избыточного феррита, то есть возникает видманштеттова структура [83]. Литая сталь с видманштеттовой структурой имеет низкие пластичность при растяжении и ударную вязкость. Именно поэтому только из эксперимента на растяжение невозможно получить достаточное количество информации о поведении материала в условиях резания, т.е. для получения констант определяющего уравнения при стандартных испытаниях на растяжение требуются дополнительные эксперименты непосредственно при резании, в частности, по определению сил и температуры резания, усадки стружки и др.

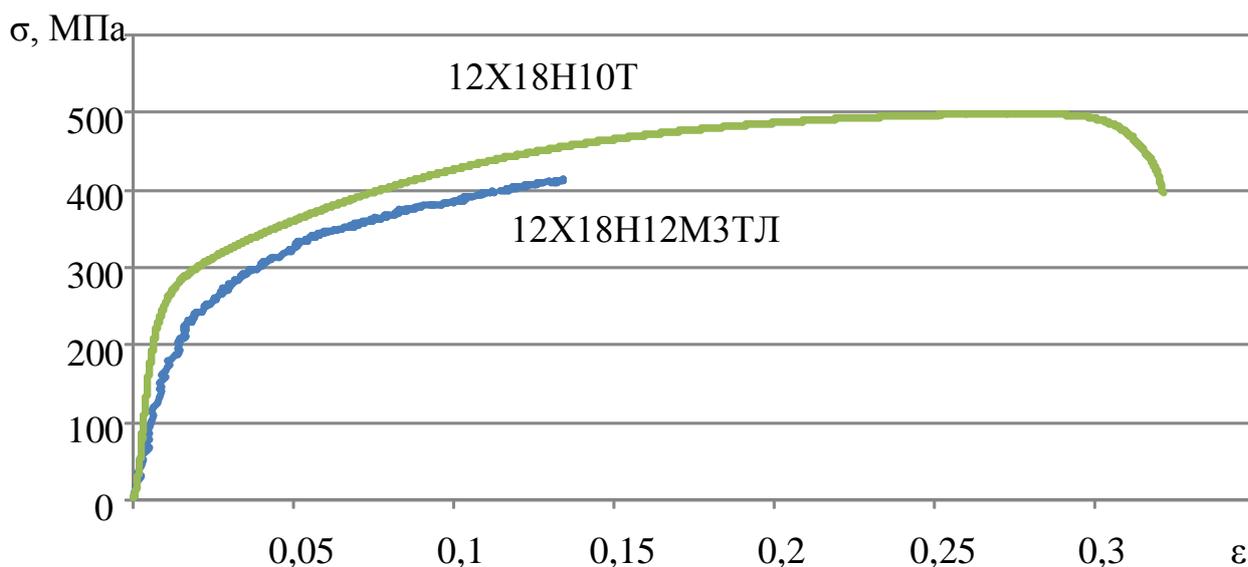


Рисунок 3.3 – Диаграммы растяжения

Многочисленные экспериментальные данные, полученные И.А. Тиме [84], К.А. Зворыкиным [85], Я.Г. Усачевым [86], Т.Н. Лоладзе, Н.Н. Зоревым [87], А.М. Розенбергом [88] и другими, показывают, что процесс резания – это процесс сжатия и простого сдвига металла, превращаемого в стружку. При сжатии методом ступенчатого деформирования возможно получение больших значений деформаций без разрушения материала. Впервые этот метод был применен Дж. Тейлором и Р. Мак-Куиным, которые произвели сжатие образцов из меди с уменьшением высоты в 50 раз. А.М. Розенберг и А.Н. Еремин получили предельное упрочнение меди в 104 раза. Со сталями такие же опыты были проведены П.У. Бриджменом [89], а также А.М. Розенбергом и А.Н. Ереминым [88].

Одним из экспериментов для получения свойств материала, необходимых для его математической модели может быть стандартное испытание материала на сжатие по методике, соответствующей ГОСТ 25.503 [90], который регламентирует алгоритм статических испытаний на сжатие при температуре 20_{-10}^{+15} °С для определения характеристик механических свойств черных и цветных металлов и сплавов. Этот стандарт устанавливает методику испытания образцов на сжатие для построения кривой упрочнения, определения математической зависимости между напряжением течения σ_s и степенью деформации ε_l и оценки параметров степенного уравнения:

$$\sigma_s = \sigma_{s1} \varepsilon_l^n, \quad (3.14)$$

где σ_{s1} - напряжение течения при $\varepsilon_l^n = 1$;

n - показатель деформационного упрочнения.

При сжатии в испытуемом образце возникает сложное напряженно-деформированное состояние в результате того, что коэффициент трения между торцами образца и опорами не равен нулю. Если предположить, что коэффициент трения на поверхностях контакта образца с опорами равен нулю, то в таком случае, цилиндрический образец при сжатии так и оставался бы цилиндрическим. В действительности же при осадке цилиндрического образца он становится бочкообразным, что объясняется наличием трения на торцах образца. Такая форма образца при сжатии приводит к неравномерному распределению напряжений при сжатии вдоль его оси. Так как по данной методике невозможно напрямую получить зависимость истинных напряжений от истинных деформаций испытуемого материала, то для получения этой зависимости по диаграмме сжатия *разработана и принята* следующая методика.

Идея предложенной методики состоит в том, что результаты натурального эксперимента сопоставляются с результатами моделирования испытаний методом конечных элементов в аналогичных условиях с различными коэффициентами трения и по форме образца судят о коэффициенте трения, который имел место на торцах образца. Для описания процессов, происходящих при сжатии образца, проводится моделирование процесса сжатия стандартного цилиндрического образца типа III соответствующего ГОСТу 25.503-97 методом конечных элементов. Этот тип образца применяется для определения физического предела текучести, условного предела текучести и построения кривой упрочнения до значений логарифмических деформаций. Задача решалась в 2D-осесимметричной постановке (рис. 3.4) в программном пакете LS-DYNA. Математическая формулировка модели аналогична той, что представлена в п. 2.2.

Для моделирования сжатия образца создавались геометрические образы цилиндрических опор и цилиндрического образца. Одна из опор жестко закреплена, а

другая перемещается с постоянной скоростью в направлении закрепленной опоры. Образец и опоры разбивались на 4 узловых элемента. На поверхностях контакта задавался средний коэффициент трения. Граничные условия реализованы условием осевой симметрии, путем ограничения перемещений и вращений на оси $X = 0$.

Опоры рассматривались как абсолютно жесткие тела. Для решения контактной задачи должны быть дополнительно заданы их модуль упругости E , коэффициент Пуассона μ и плотность ρ . Поскольку применялись твердосплавные опоры, то указанные свойства приняты равными: $E = 560 \text{ МПа}$, $\mu = 0.3$, $\rho = 14600 \text{ кг/м}^3$. Модель материала образца задавалась в форме Джонса-Кука с теми коэффициентами, которые необходимо было определить.

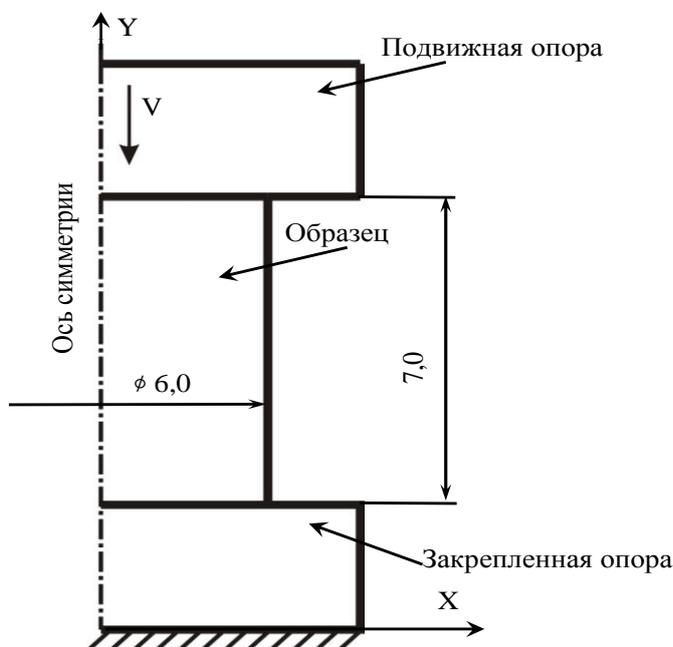


Рисунок 3.4 – Расчетная схема испытаний на сжатие

Задача формулировалась следующим образом: из виртуального эксперимента по сжатию образца по методике, соответствующей ГОСТ 25.503-97, необходимо получить зависимость истинных напряжений σ_u от истинных деформаций ε для условий, близких к условиям, в которых находится материал при резании. Поскольку деформации зависят от высоты образца после сжатия, то при исследовании определялись зависимости:

$$\varepsilon = f(d_\phi), \quad (3.15)$$

$$\sigma = f(d_\phi), \quad (3.16)$$

где d_ϕ - максимальный (фактический) диаметр образца вдоль его оси после сжатия (см. рис. 3.5, б).

В свою очередь фактический диаметр образца зависит от номинального диаметра образца d_n , в качестве которого принят диаметр образца после сжатия при среднем коэффициенте трения на торцах образца $\mu_{cp} = 0$.

Номинальный диаметр образца определяем из условия постоянства объема из уравнения:

$$d_n = d_0 \sqrt{\frac{h_0}{h_i}}, \quad (3.17)$$

где h_0 - исходная высота образца;

h_i - высота образца в данный момент времени;

d_0 - исходный диаметр образца.

Для получения зависимости фактического диаметра от номинального выполнено моделирование процесса сжатия стандартных образцов с различными средними коэффициентами трения на торцах образца, для чего при проведении виртуальных испытаний измеряется максимальный диаметр образца d_ϕ через определенные промежутки времени.

Из виртуального эксперимента по сжатию было установлено, что средний коэффициент трения на торцах сжимаемого образца оказывает влияние на максимальный диаметр бочки, который в свою очередь зависит от степени пластической деформации образца (рис. 3.5).

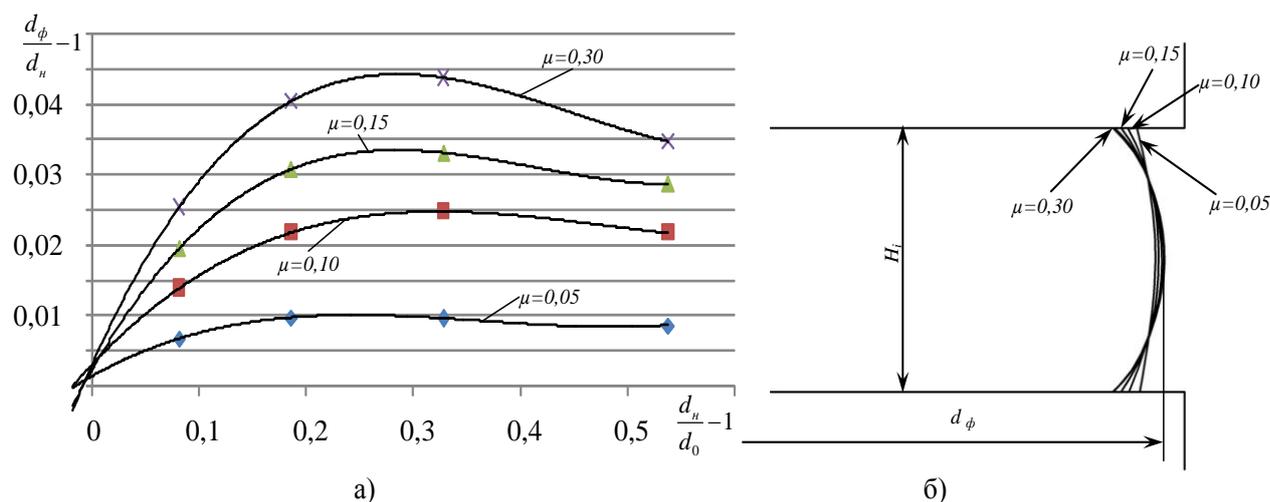


Рисунок 3.5 – Влияние номинального диаметра d_n сжимаемого образца на его фактический диаметр d_ϕ при различных коэффициентах трения μ (а) и влияние коэффициента трения на форму боковой поверхности сжатого образца (б)

По определенным, по принятой методике данным, методом наименьших квадратов получена зависимость:

$$\frac{\Delta R_i}{h_i} = 0,0683 \varepsilon_p^{0,83} \left(1 - e^{-26,7 \mu^{1,53}}\right), \quad (3.18)$$

где $\Delta R_i = \left(\frac{d_\phi - d_{ном}}{2}\right)$;

$\varepsilon_p = -\ln \frac{h_i}{h_0}$ - степень пластической деформации образца в данный момент времени.

Из соотношения (3.18) можно получить значение среднего коэффициента трения на торцах образца:

$$\mu = \left(\frac{\ln \left(1 - \frac{\Delta R}{h} \frac{\varepsilon_p^{-0,83}}{0,0683} \right)}{-26,7} \right)^{\frac{1}{1,53}}. \quad (3.19)$$

В нормальном сечении образца в месте, где был измерен d_ϕ (рис. 3.6), определяется величина и распределение нормальных напряжений: максимальное значение нормального напряжения σ и величина нормального напряжения σ_n как:

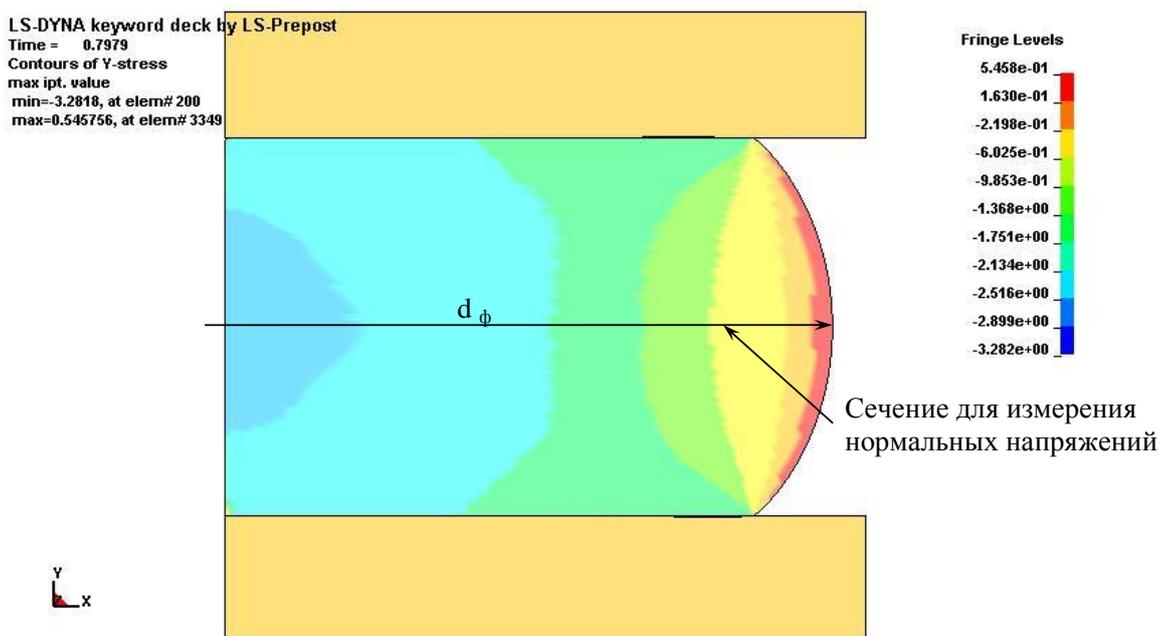


Рисунок 3.6 – Схема измерения напряжений в сжимаемом образце

$$\sigma_n = \frac{P}{F}, \quad (3.20)$$

где P - сжимаемая нагрузка;

$F = \frac{\pi d_0^2}{4}$ - площадь поперечного сечения образца.

Пусть истинные напряжения в образце зависят от условных напряжений через некоторый коэффициент K_σ :

$$\sigma_i = K_\sigma \sigma_{усл}. \quad (3.21)$$

Тогда, в силу того, что напряжения зависят только от деформаций, а трение на торцах образца оказывает влияние на неравномерность распределения напряжений и деформаций по всему объему сжимаемого образца, принято предположение, что K_σ зависит только от степени деформации и среднего коэффициента трения на торцах образца. Имея данные из виртуального эксперимента об условных напряжениях, истинных напряжениях, степени деформации и среднем коэффициенте трения, с достаточной точностью можно K_σ аппроксимировать выражением:

$$K_\sigma = f(\mu, \varepsilon) = 1 + a_1 \mu + a_2 \mu \varepsilon_p + a_3 \mu^2 + a_4 \mu \varepsilon_p^2. \quad (3.22)$$

Определение коэффициентов уравнения (3.22) выполнено методом наименьших квадратов путем минимизации функционала:

$$\Phi = \sum_{i=1}^N (\sigma_{ni} K_{\sigma} (a_1, a_2, a_3, a_4) - \sigma_{ni})^2 \rightarrow \min. \quad (3.23)$$

Решив уравнение (3.23), получим зависимость для K_{σ} :

$$K_{\sigma} = 1 + 0,2166\mu + 1,344\mu\varepsilon_p - 0,5512\mu^2 - 1,8164\mu\varepsilon_p^2. \quad (3.24)$$

Погрешность определения истинных напряжений с полученным значением коэффициента K_{σ} не превышает 7%.

Аналогично определяем величину и распределение пластических деформаций.

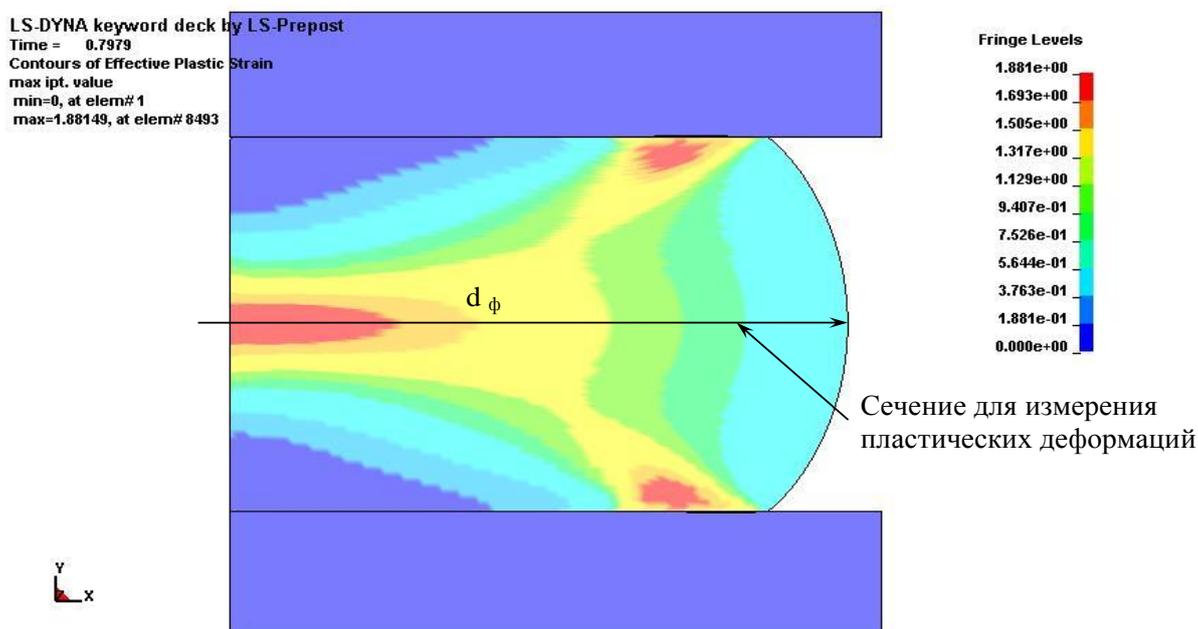


Рисунок 3.7 – Схема измерения деформаций в сжимаемом образце

Допускаем предположение о зависимости истинных напряжений ε_i от условных $\varepsilon_{усл}$ через некоторый коэффициент K_{ε} :

$$\varepsilon_i = K_{\varepsilon} \varepsilon_{усл}. \quad (3.25)$$

Коэффициент K_{ε} также определяем методом наименьших квадратов путем минимизации функционала:

$$\Phi = \sum_{i=1}^N (\sigma_{ni} K_{\sigma} (a_1, a_2, a_3, a_4) - \sigma_{ni})^2 \rightarrow \min. \quad (3.26)$$

Откуда получаем в рассмотренном случае:

$$K_\varepsilon = 1 + 4,353\mu - 1,05\varepsilon_p\mu. \quad (3.27)$$

Погрешность определения истинных деформаций с полученным значением коэффициента K_ε не превышает 12%.

Полученные из виртуального эксперимента данные можно использовать для обработки данных физического эксперимента и получения из эмпирической зависимости истинных напряжений от истинных деформаций. Для этого предлагается следующий алгоритм.

1. Перед началом проведения испытания на сжатие измеряем диаметр образца d_0 и его высоту h_0 .

2. Во время сжатия образца измеряем изменение высоты h_i и изменение силы F_i .

3. После сжатия образца измеряем его высоту h_κ и его максимальный диаметр d_ϕ или его максимальную площадь поперечного сечения S_{\max} .

4. Определяем номинальный диаметр образца как:

$$d_n = d_0 \sqrt{\frac{h_0}{h_\kappa}}. \quad (3.28)$$

5. Определяем ΔR :

$$\Delta R = \frac{d_\phi - d_n}{2}. \quad (3.29)$$

6. Определяем номинальную площадь поперечного сечения образца:

$$S_i = \frac{\pi d_{ni}^2}{4}. \quad (3.30)$$

7. Определяем логарифмическую деформацию образца:

$$\varepsilon_p = -\ln \frac{h_\kappa}{h_0}. \quad (3.31)$$

8. Определяем средний коэффициент трения на торцах сжимаемого образца из уравнения (3.19);

9. Определяем напряжение в образце:

$$\sigma_{ni} = \frac{F_i}{S_i}. \quad (3.32)$$

10. Из уравнений (3.21) и (3.24) определяем истинные напряжения в образце.

11. По уравнениям (3.25) и (3.27) определяем истинные деформации в образце, вызванные сжатием.

Далее полученные зависимости « $\sigma_u - \varepsilon_u^p$ » аппроксимируем уравнением:

$$\sigma_s = \left(A + B(\varepsilon^p)^n \right), \quad (3.33)$$

где σ_s – истинное напряжение;

A, B, n , – поправочные коэффициенты;

ε^p – пластическая деформация.

В стандартной методике проведения испытаний для получения кривой пластичности по ГОСТ 25.503-97 при температуре 20°C уменьшение влияния трения на торцах образца осуществляется за счет изготовления специальных образцов с канавкой, которая заполняется смазкой. Использование таких образцов при испытании с повышенными температурами, характерными для процесса резания, не даст возможности использовать смазку, а соответственно снизить трение на торцах сжимаемого образца. Таким образом, получить диаграмму пластичности материала при воздействии повышенных температур, характерных для процесса резания, по методике ГОСТ 25.503 не представляется возможным.

Разработанная методика позволяет получать коэффициенты определяющего уравнения материала непосредственно из испытаний на сжатие, без дополнительных экспериментов непосредственно по резанию. Поскольку предложенная методика учитывает трение на торцах испытуемого образца, то представляется возможным получать механические свойства материала при сжатии с воздействием высоких температур, т.е. свойства материала, которые он имеет при деформировании и разрушении в процессе резания. Необходимо при использовании разработанной методики необходимо иметь ввиду необходимость обеспечения прочности опор при повышенных (принятых) температурах. Для этого их предложено изготавливать из мелкозернистого твердого сплава с предварительной полировкой перед каждым испытанием.

Определение коэффициентов уравнения пластичности выполнялось в соответствии с методикой, описанной в работе [67].

3.1.4 Результаты испытаний и их анализ

Испытания проводились для образца из стали 12Х18Н12М3ТЛ диаметром $d_0 = 5,989$ мм и высотой $h_0 = 6,982$ мм. Химический состав образца представлен в таблице 3.1. Твердость испытуемого материала 170 НВ.

Таблица 3.1 – Фактический химический состав испытуемого образца из стали 12Х18Н12М3ТЛ

C	Si	Mn	Cr	Ni	Cu	Ti	Mo	S	P
0,087	0,85	1,919	16,92	11,73	0,316	0,57	3,29	0,011	0,027

Испытания проводятся при скорости деформирования 10 мкм/с. В процессе испытаний регистрируется индикаторная диаграмма « $P-\Delta l$ » (рис. 3.8 кривая 1).

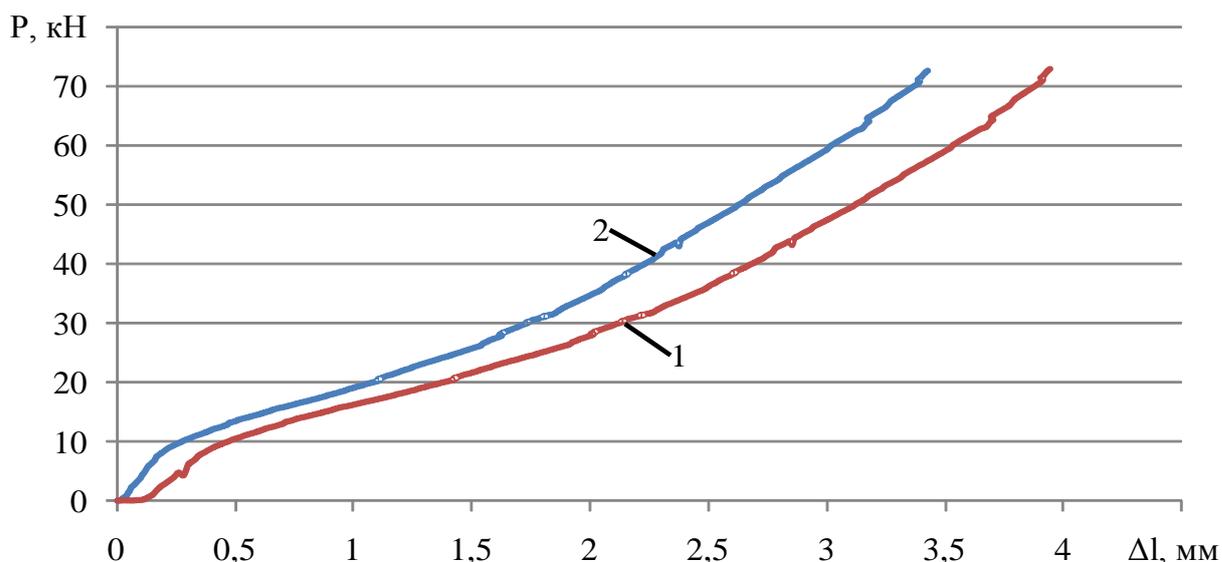


Рисунок 3.8 – Индикаторная диаграмма (кривая 1) и уточненная индикаторная диаграмм (кривая 2) сжатия образца из стали 12Х18Н12М3ТЛ

Высота образца после сжатия h_k составила 3,55 мм, площадь образца в максимальном поперечном сечении составила 58,09 мм², что соответствует диаметру образца d_ϕ равному 8,60 мм.

В связи с тем, что значения перемещений в индикаторной диаграмме показывают перемещение всей системы, включая перемещение образца в целом, захватов, колонн и других элементов, то для оценки действительных укорочений образца на

рабочей длине, необходимо выполнить масштабирование значений по оси укорочений. Полагая, что укорочение после сжатия на диаграмме и укорочение образца на базовой длине равны, определяется коэффициент перемещений:

$$K_l = \frac{h_0 - h_k}{\max \Delta l} = \frac{6,98 - 3,55}{3,59} = 0,96.$$

В силу того, что испытательная машина не абсолютно жесткая, воздействие нагрузки на механизмы испытательной машины приводит к дополнительным перемещениям, которые приняты прямо пропорциональными действующей нагрузке.

Приняв во внимание все перечисленные факторы и произведя соответствующий пересчет перемещений, уточненная индикаторная диаграмма принимает вид кривой 2 (рис. 3.8).

Из уравнения (3.28) определяем номинальный диаметр образца:

$$d_n = 5,99 \sqrt{\frac{6,98}{3,55}} = 8,40(\text{мм}).$$

По известным данным фактического (максимального) и номинального диаметров вычисляется значение ΔR :

$$\Delta R = \frac{8,60 - 8,40}{2} = 0,10(\text{мм}).$$

Определяется деформация образца:

$$\varepsilon_p = -\ln \frac{3,55}{6,98} = 0,68.$$

По полученным значениям ΔR и ε_p по уравнению (3.19) определяется значение среднего коэффициента трения на торцах образца: $\mu_{cp} = 0,11$.

Далее определяются напряжения в образце по уравнению (3.32) и деформации в каждый момент времени по уравнению (3.31). Используя известные значения напряжений и деформаций, строим диаграмму «напряжение - деформация» (рис. 3.9).

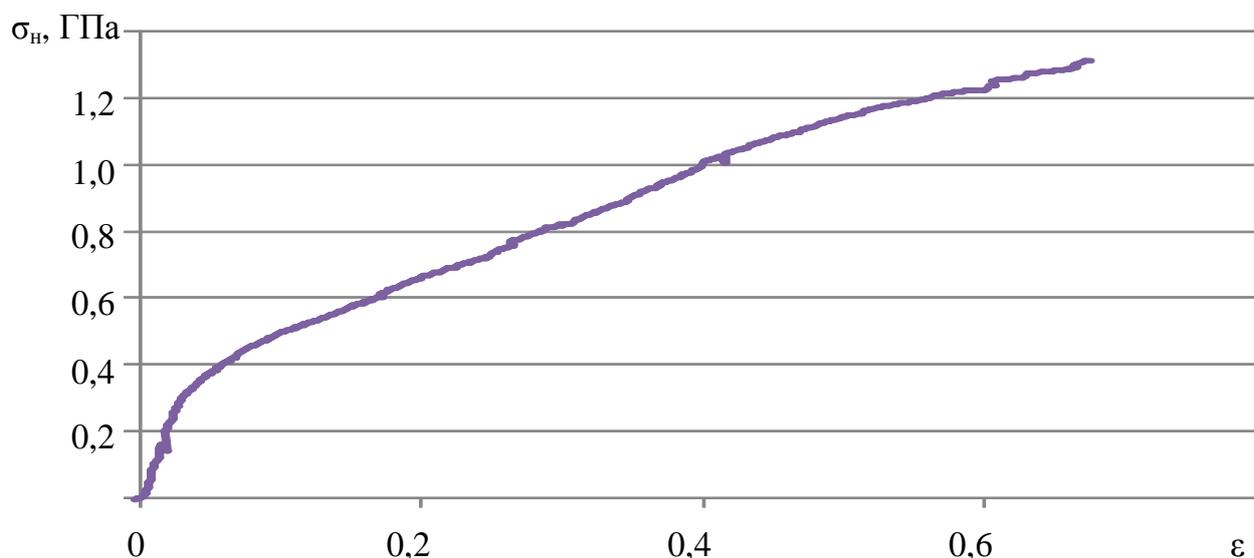


Рисунок 3.9 – Диаграмма напряжения-деформации при сжатии стали 12X18H12M3TL

Определяются истинные напряжения в образце по уравнениям (3.21) и (3.24). По уравнениям (3.25) и (3.27) определяются деформации в образце.

По полученным значениям истинных напряжений и истинных деформаций определяются коэффициенты в уравнении (3.33) методом наименьших квадратов путем минимизации функционала:

$$\Phi = \sum_{i=1}^N \left(\sigma_s(\varepsilon_i^p, A, B, n) - \sigma_i \right)^2 \rightarrow \min.$$

Для представленного образца из стали 12X18H12M3TL уравнение (3.33) примет следующий вид:

$$\sigma_s = \left(0,105 + 1,392(\varepsilon^p)^{0,642} \right), \text{ ГПа} \quad (3.34)$$

где $A=0,105$ ГПа;

$B=1,392$ ГПа;

$n=0,642$.

Сравнение экспериментальной диаграммы и диаграммы, полученной по уравнению (3.34), представлены на рис. 3.10. Погрешность составляет не больше 3%.

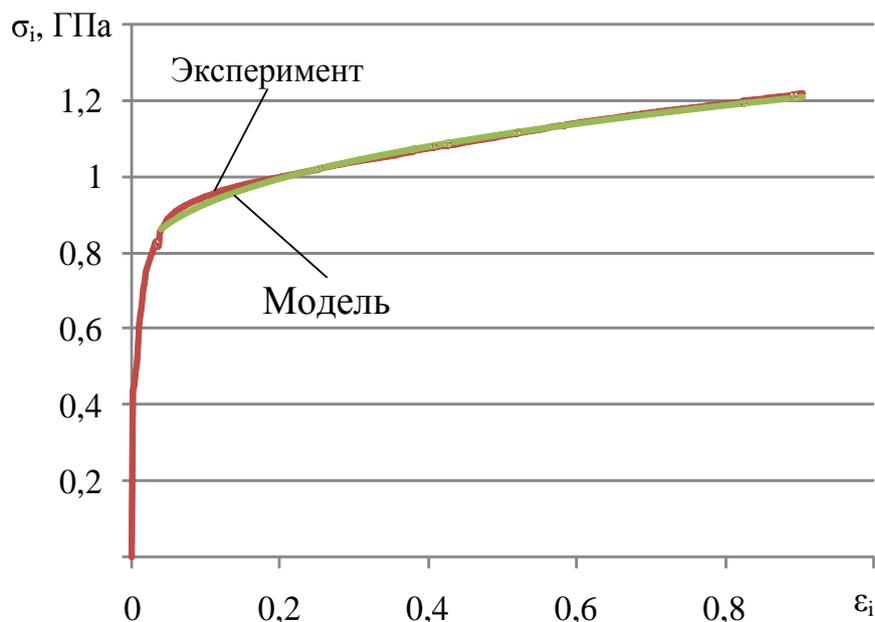


Рисунок 3.10 – Сравнение экспериментальных данных с уравнением Джонсона-Кука

Прочие коэффициенты определяющего уравнения и уравнения пластичности представлены в таблице 3.2. Их сравнение с коэффициентами для других сталей позволяет заметить следующее: сталь 12X18Н12МЗТЛ имеет большее деформационное упрочнение по сравнению со сталью 45 и 12X18Н10Т, сталь 12X18Н12МЗТЛ менее чувствительна к скорости деформации по сравнению со сталью 12X18Н10Т, разрушение стали 12X18Н12МЗТЛ происходит при меньших значениях деформации по сравнению со сталью 45 и 12X18Н10Т.

Таблица 3.2 – Коэффициенты определяющего уравнения и уравнения пластичности

Материал	A	B	n	C	m	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
Сталь 45 (НВ 140)	410	280	0,47	0,0037	1,1	0	1,3	-0,17	0,063	2,8
Сталь 12X18Н10Т (НВ160)	280	1215	0,43	0,0310	1,0	0	1,15	-0,1	-0,015	-0,5
Сталь 12X18Н12МЗТЛ (НВ147)	105	1392	0,642	0,01	0,517	0	1,1	-0,7	-0,029	-0,3

3.2 Исследование трибологических свойств

3.2.1 Общий алгоритм идентификации адгезионной составляющей силы трения скольжения

Для решения поставленной задачи о моделировании процесса фрезерования необходимо определить четыре константы модели трения τ_0 , β_0 , k_b , θ_k . Для определения этих констант использован алгоритм, предложенный в работе [67], (рис. 3.11):

а) при нормальной температуре проводятся испытания на адгезиометре, который реализует трение сферического индентора из инструментального материала при его перемещении относительно образца из обрабатываемого материала при разных давлениях в условиях жесткого нагружения;

б) определяются средние касательные напряжения сопротивления скольжению;

в) по известным параметрам микрорельефа индентора R_p , t_m рассчитывается μ_d для условий испытаний;

г) определяются τ_0 , β_0 путем вычитания деформационной составляющей касательных напряжений и экстраполяции полученных зависимостей на нулевое давление и их аппроксимации уравнением (2.25) при условии $\theta < \theta_k$;

д) проводятся испытания на адгезиометре при температурах $\theta = 600$ °С, 700 °С и 800 °С, при одинаковом давлении и рассчитывают константы k_b , θ_k , аппроксимируя полученную зависимость уравнением (2.25).

Опираясь на опыт Л.Ш. Шустера, в работе не выполнялись испытания при повышенных температурах для случаев, когда температура контактного взаимодействия ожидалась меньшей, чем 700°С. Также в первом приближении константы k_b и θ_k могут быть определены по приближенной формуле:

$$\theta_k \approx 700^\circ\text{C}, k_b \approx \beta_0 / 300.$$

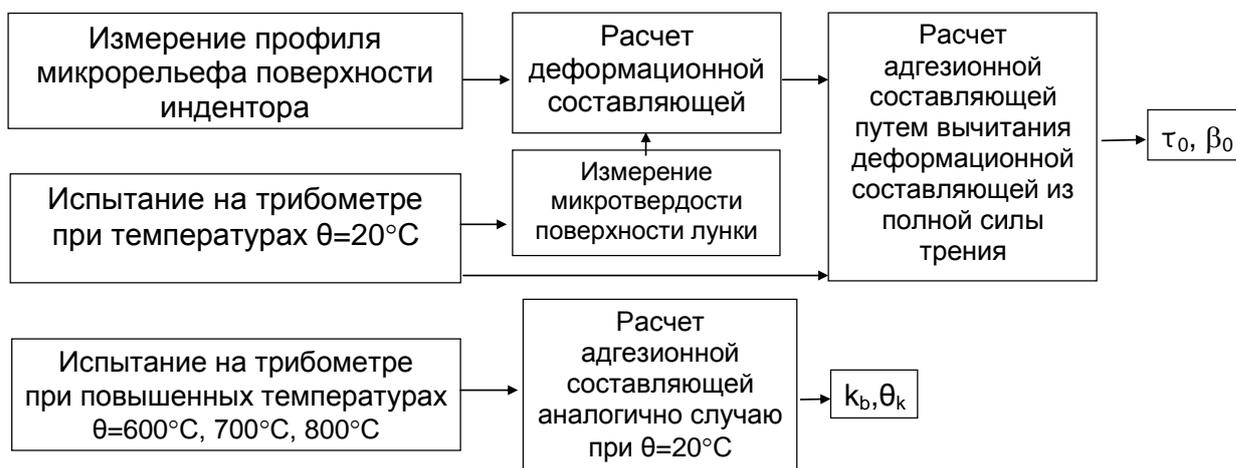


Рисунок 3.11 – Общий алгоритм измерения адгезионной составляющей коэффициента трения

3.2.2 Приборы, оборудование и методики измерений

Прототип устройства, обеспечивающего измерение момента трения методом вращающегося сферического индентора относительно плоского контртела с жесткой схемой нагружения, реализован на базе вертикально-фрезерного станка 6P12 (рис. 3.12). Выбор базовой системы для реализации устройства обусловлен необходимостью обеспечения высокой жесткости нагружающего механизма в направлении оси действия нормальной силы с возможностью одновременного придания вращения вокруг этой оси. Жесткость использованного станка составляла $j_z = 55 \text{ мкм/кН}$.

Устройство работает следующим образом. На столе станка соосно с осью шпинделя устанавливается измерительное устройство (динамометр), позволяющее одновременно измерять нормальную к его базовой плоскости силу и крутящий момент. На базовую поверхность динамометра устанавливается контртело в виде пластины с параллельными боковыми поверхностями, толщиной не менее 5 мм. В цанговом патроне закрепляется оправка с коническим центровым отверстием, выполненным с целью минимизировать биение совместно с оправкой непосредственно на фрезерном станке. Индентор в виде полированной сферы диаметром 6-9 мм с отклонением от округлости не более 5 мкм, предварительно обезжиренной спиртом и обработанной активированным углем, размещается между поверхностью контртела, обработанного аналогичным образом, и конической оправкой. Базирование индентора осуществляется по конической поверхности центрового отверстия. Шпиндель-

ную гильзу зажимают в шпиндельной бабке. Нагружение осуществляют перемещением консоли станка вверх вдоль оси z . Силу нагружения контролируют динамометром. Измерение момента трения производят при вращающемся шпинделе с частотой 31,5 об/мин. Малая частота вращения исключает разогрев контактной поверхности. Вращающий момент индентору передается через контактную поверхность «оправка-сфера», радиус которой в несколько раз больше радиуса образовавшейся лунки.

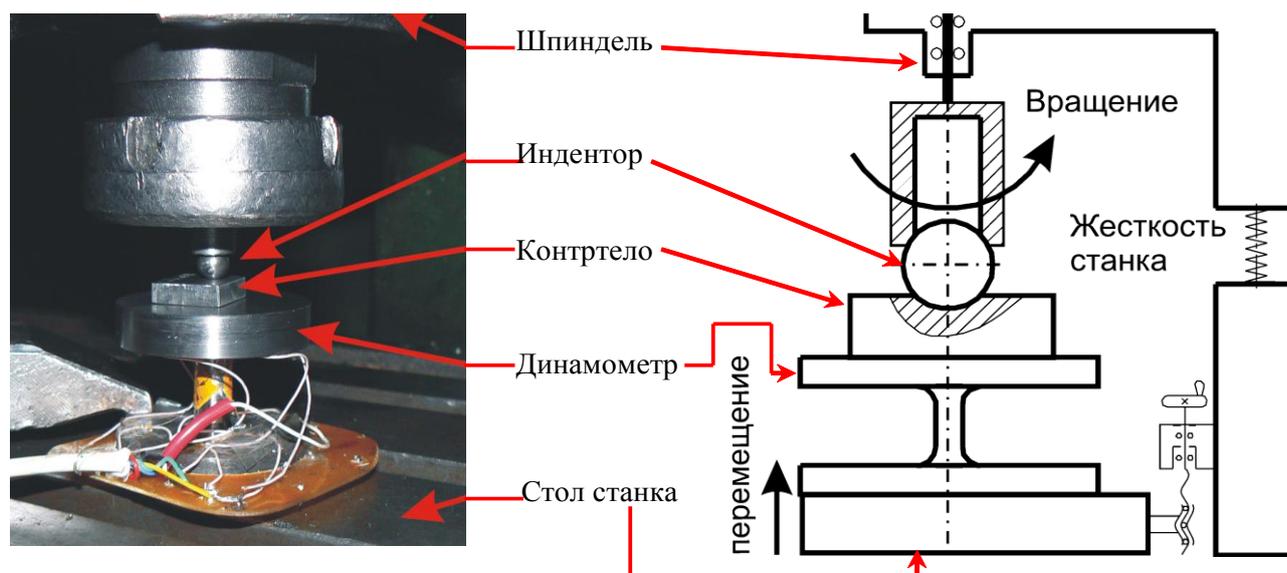


Рисунок 3.12 - Схема и общий вид экспериментальной установки для измерения момента трения

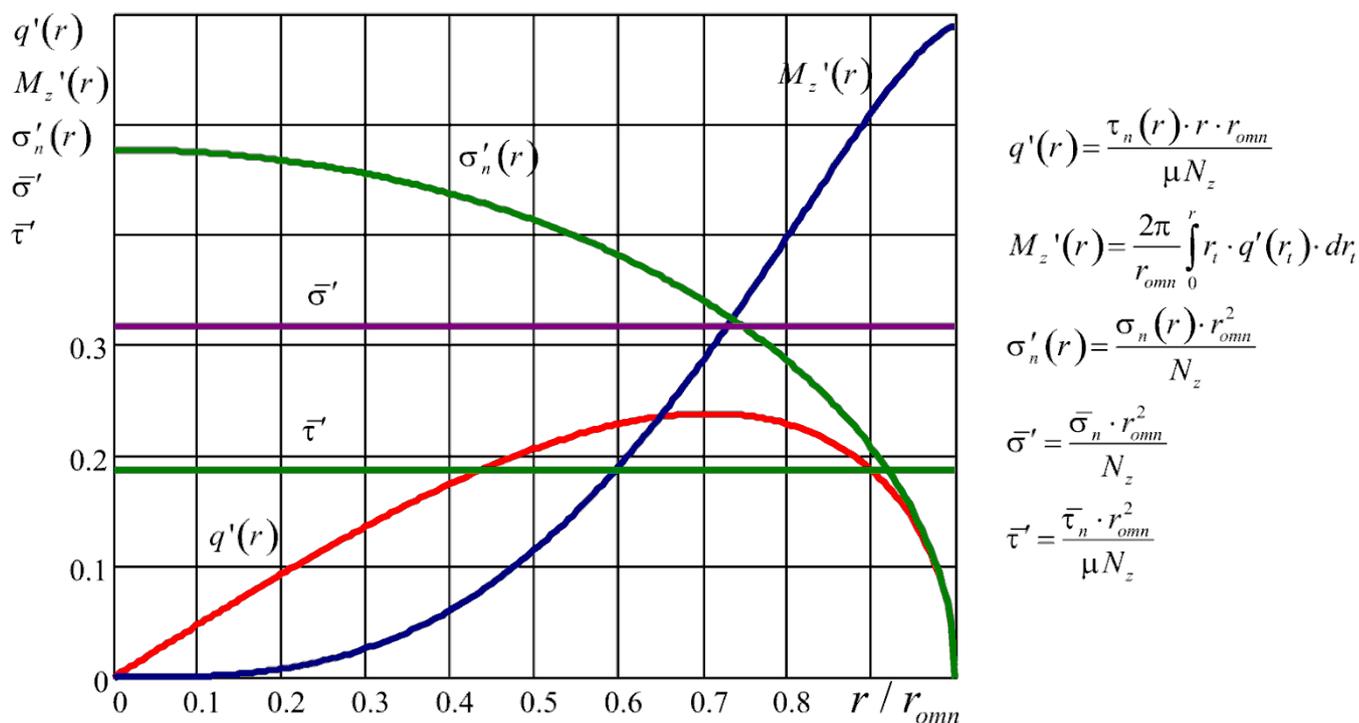
Если скольжение по площади контакта отсутствует, то из этого допущения выходит. Если скольжение на площадке контакта отсутствует, то из этого допущения следует, что площадка контакта может вращаться как единое жесткое тело относительно внутренних точек обоих тел. Тогда среднее значение касательных напряжений на поверхности отпечатка в соответствии с данными К. Джонсона [91] может быть задано выражением:

$$\tau_n = \frac{16}{3\pi^2} \frac{M_z}{r_{omn}^3} = 0,540 \frac{M_z}{r_{omn}^3}, \quad (3.35)$$

где M_z - момент сопротивления вращению, измеряемый динамометром;

r_{omn} - радиус отпечатка.

Распределение напряжений в безразмерной форме представлено на рисунке 3.13. Видно, что созданию момента сопротивления вращению способствуют касательные напряжения от 0.3 до $1 r_{omn}$.



$$q'(r) = \frac{\tau_n(r) \cdot r \cdot r_{omn}}{\mu N_z}$$

$$M_z'(r) = \frac{2\pi}{r_{omn}} \int_0^r r_i \cdot q'(r_i) \cdot dr_i$$

$$\sigma'_n(r) = \frac{\sigma_n(r) \cdot r_{omn}^2}{N_z}$$

$$\bar{\sigma}' = \frac{\bar{\sigma}_n \cdot r_{omn}^2}{N_z}$$

$$\bar{\tau}' = \frac{\bar{\tau}_n \cdot r_{omn}^2}{\mu N_z}$$

Рисунок 3.13 - Распределение безразмерных напряжений на контактной поверхности отпечатка при вращении сферического индентора (по К. Джонсону [91])

3.2.3 Методика обработки результатов

Таким образом, имея данные о суммарных нормальных и касательных контактных напряжениях на поверхности контакта, параметры микрорельефа поверхности индентора и величину накопленной пластической деформации в поверхностном контактном слое контртела, может быть вычислена деформационная часть силы сопротивления скольжению. Тогда:

$$\tau_a = \tau_n - \tau_0. \quad (3.36)$$

По этой же модели может быть вычислена фактическая площадь контакта σ_{nr} .

Полученные значения τ_{adzi} при известных σ_{nri} позволяют построить эмпирическую модель адгезионной составляющей силы сопротивления скольжению путем аппроксимации данных методом наименьших квадратов с помощью уравнения:

$$\tau_{adz} = \tau_0 + \beta_0 \sigma_{nr}. \quad (3.37)$$

Более точным приближением является учет неравномерного распределения контактных напряжений на поверхности сферы. Для этого допустим, что упрочнение поверхности во всех случаях испытаний одинаково, т.е. $\sigma_S = const$. Тогда с учетом формул, приведенных на рис. 3.13, и результатов исследований К. Джонсона [91] получаем методом наименьших квадратов:

$$F(\tau_0, \beta_0, \sigma_S) = \sum_{i=1}^N (M_z(N_{zi}, r_{omn}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) - M_{zi})^2 \rightarrow \min, \quad (3.38)$$

где

$$M_z(N_{zi}, r_{omn}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = 2\pi \int_0^{r_{omn}} r^2 \tau_n(N_{zi}, r, r_{omn}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) dr, \quad (3.39)$$

$$\tau_n(N_{zi}, r, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = \tau_\theta(N_{zi}, r, r_{omn}, \sigma_S) + \tau_a(N_{zi}, r, r_{omn}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S), \quad (3.40)$$

$$\tau_\theta(N_{zi}, r, r_{omn}, \sigma_S) = \mu_\theta \left(\frac{\sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{omn}, \sigma_S)}{\sigma_S} \right) \sigma_n(N_{zi}, r, r_{omn}), \quad (3.41)$$

$$\sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{omn}, \sigma_S) = \sigma_n(N_{zi}, r, r_{omn}) / Kr(\sigma_n(N_{zi}, r, r_{omn}) / \sigma_S), \quad (3.42)$$

$$\sigma_n(N_{zi}, r, r_{omn}) = \frac{3N_{zi}}{2\pi r_{omn}^3} \sqrt{r_{omn}^2 - r^2}, \quad (3.43)$$

$$\tau_a(N_{zi}, r, r_{omn}, \tau_0, \beta_0, \sigma_S) = (\tau_0 + \beta_0 \sigma_{nr}(N_{zi}, r, r_{omn}, \sigma_S)) \cdot Kr(\sigma_n(N_{zi}, r, r_{omn}) / \sigma_S), \quad (3.44)$$

μ_θ – деформационный коэффициент трения;

Kr - отношение действительной площади контакта к номинальной, вычисляется по формуле;

$(N_{zi}, M_{zi}, r_{omn})$ - экспериментальные данные.

Методика реализована в среде MatLAB (рис. 3.14).

Таким образом, предлагаемая модель позволяет не только учесть неравномерность распределения контактных напряжений на поверхности сферы, но и оценить величину предела текучести поверхностных слоев контртела. Ошибка расчетов будет тем меньше, чем больше экспериментальных данных будет использовано для поиска решения. Если известно значение σ_S в каждом из опытов, то точность метода будет еще больше за счет исключения одной степени свободы.

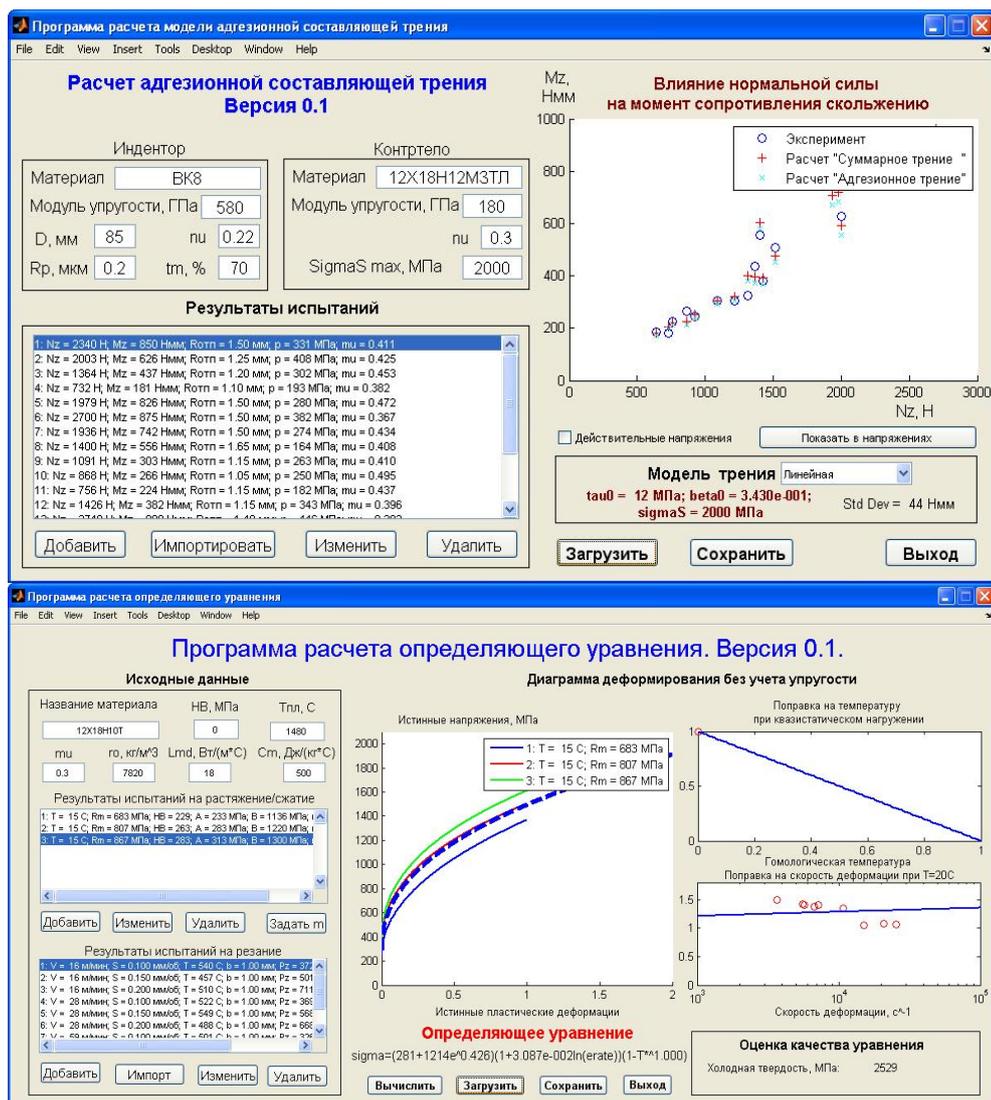


Рисунок 3.14 – Интерфейс программы для обработки экспериментальных данных трибологических испытаний

3.3 Выводы

1. Разработана методика экспериментального определения механических свойств обрабатываемого материала из экспериментов по сжатию с учетом воздействия температуры, позволяющая с минимальными затратами уменьшить ошибку прогнозирования показателей процесса резания методом конечных элементов за счет реализации модели материала именно для тех условий и состояний, в которых он будет обрабатываться.

2. Усовершенствован стенд для определения коэффициентов определяющих уравнений конструкционных материалов путем модернизации машины УМЭ – 10ТМ для испытаний на растяжение–сжатие при температурах до 900 °С, за счет использования современных измерительных и вычислительных средств.

3. Разработана методика определения коэффициентов определяющего уравнения для стали 12Х18Н12М3ТЛ из опытов по сжатию стандартных цилиндрических образцов с воздействием различных значений температур. Проведение испытаний на сжатие при повышенных температурах стало возможным за счет применения твердосплавных опор и идентификации коэффициента трения из виртуального эксперимента.

4. Проведены испытания и определены для стали 12Х18Н12М3ТЛ коэффициенты определяющего уравнения, уравнения пластичности и параметры адгезионной составляющей модели трения. Ошибка расчета силы сжатия с помощью конечно-элементной модели, использующей полученное определяющее уравнение, по сравнению с экспериментальными данными не превышает 5,1%.

РАЗДЕЛ 4

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ

Режущая кромка представляет собой некоторую поверхность сопряжения передней и задней поверхностей. Как уже указывалось (см. разд. 1.5.2) эта поверхность может быть аппроксимирована цилиндрической поверхностью с некоторым радиусом – радиусом округления режущей кромки ρ . В разделе 1 также отмечалось, что состояние режущей кромки, в частности ρ , существенным образом влияет на процесс стружкообразования, силу резания и другие показатели процесса. Влияние радиуса округления РК на процесс стружкообразования рассмотрено в работах М.Е. Abdelmoneim, R.F. Scrutton [92], К. Рубенштейн [93], А.А. Виноградов [94], Д.К. Маргулис [95], Г.Л. Цвирко [46], Г.Ф. Алейниченко [95], С.Н. Филоненко [96], Е.Н. Маслов [97], Г.И. Грановский [98], В.А. Залогин [99], Д.В. Криворучко [73], С.С. Ковальчука [71], Ф. Клоке [100] и других авторов. В этих работах показано, что эффективность стружкообразования в значительной мере определяется именно соотношением a/ρ . Существует критическое значение a/ρ , меньше которого стружкообразование перестает быть устойчивым, причем величина критического значения a/ρ тем больше, чем меньше пластичность обрабатываемого материала и больше размер его зерна.

Sathyan Subbiah [101] показала, что при увеличении радиуса округления режущей кромки увеличивается сила резания. Н.А. Kishawy, I.M. Deiab [102] доказали, что при увеличении радиуса округления режущей кромки увеличивается температура резания, пластические деформации в зоне резания, уменьшается угол сдвига, увеличивается сила резания. J. Rech, Y.-C. Yen, M.J. Schaff, H. Hamdi, T. Altan, K.D. Bouzakis [51], V.P. Astakhov, J.P. Davim [103] показали, что радиус округления режущей кромки влияет также и на ресурс инструмента, в некоторых случаях уменьшая его.

Вместе с тем, увеличенный радиус округления РК повышает прочность инструмента [12]. В то же время с увеличением радиуса округления на определенном

участке передней поверхности, передний угол уменьшается с увеличением ρ до отрицательных значений, что вызывает рост сил в процессе резания. Инструмент с дополнительным округлением режущих кромок имеет большую площадь контакта со срезаемым слоем и обработанной поверхностью, в связи с чем возрастают силы как на передней, так и на задней поверхностях. Увеличение равнодействующей силы резания на лезвии инструмента, например, концевой фрезы, с увеличением ρ приводит к возрастанию напряжений в ее рабочей части, что, в свою очередь, снижает ее прочность и может приводить к поломке.

Несмотря на уже достаточно большое количество исследований влияния радиуса округления режущей кромки на процесс стружкообразования, чаще всего применительно к точению, роль ρ в процессах с переменной толщиной среза, в частности при фрезеровании остается все таки недостаточно изученной. В настоящем разделе представлены результаты исследования этого вопроса при фрезеровании стали 12X18H12M3ТЛ, выполненные с применением разработанного в разделе 2 подхода.

4.1 Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на температуру резания, напряжения на контактных поверхностях и в объеме лезвия

4.1.1 План виртуального эксперимента

С целью исключения несущественных эффектов, исследования проводились на основе 2D-модели процесса резания с переменной толщиной среза твердосплавным лезвием. Модель описана в разделе 2. Механические и трибологические свойства стали 12X18H12M3ТЛ в состоянии, близком к ее состоянию при резании, представлены в разделе 3. Исследования проводились с геометрией режущей части (лезвия), наиболее часто рекомендуемой производителями фрез для фрезерования нержавеющей сталей: передним углом $\gamma=10^\circ$, задним углом $\alpha=10^\circ$ и фаской по задней поверхности $h_3=10$ мкм. В частности, такая геометрия соответствует геометрии ре-

жущего лезвия концевой фрезы Guehring №3677 диаметром 16 мм, которую использовали при проведении физического (натурного) эксперимента.

Радиус округления режущей кромки задавался следующими значениями: 5, 10, 20 и 40 мкм. Нижний предел соответствует технологическим возможностям доводки режущей кромки реального твердосплавного инструмента, а верхний предел – величине радиуса округления режущей кромки, при котором возникают чрезвычайно большие силы резания, приводящие к поломке концевой фрезы диаметром 16 мм.

Режим резания был выбран, исходя из рекомендаций производителя для концевой фрезы Guehring №3677 диаметром 16 мм для обработки стали 12X18H12M3ТЛ: скорость резания $V=50$ м/мин, частота вращения $n=1000$ об/мин, подача $S_z=0,04$ мм/зуб, ширина фрезерования $B=16$ мм, количество зубьев фрезы $z=3$. В силу высокой частоты вращения фрезы проникновение СОТС в зону резания крайне затруднительно. Поэтому моделирование выполнялось в предположении об отсутствии какого-либо действия СОТС в процессе резания. С другой стороны, хороший доступ СОТС в процессе цикла «отдых», обеспечивает полное охлаждение инструмента, и поэтому в расчетах начальная температура цикла «резание» принималась всегда равной нормальной температуре.

Для предотвращения взаимодействия инструмента с абразивными включениями, которые имеются в поверхности заготовок, выполненных литьем, применяют встречное фрезерование. Поэтому в работе рассмотрено именно встречное фрезерование, характеризующееся непрерывно увеличивающейся толщиной среза.

Поскольку образование нароста характерно для процессов стационарного резания, а процесс фрезерования – нестационарный (происходит врезание режущего лезвия в обрабатываемый материал с ударом), то для фрезерования не характерно образование нароста. Поэтому моделирование процесса резания осуществлялось без учета образования нароста.

4.1.2 Моделирование процесса стружкообразования

Расчеты показали, что при резании стали 12X18H12M3ТЛ формируется сливная стружка. Накопленные пластические деформации в зоне стружкообразования

достигают 2.5, что свидетельствует о чрезвычайно большой степени упрочнения обрабатываемого материала перед режущим клином, в стружке и обработанной поверхности (рис. 4.1). Объем пластически деформированной области возрастает с увеличением толщины среза в цикле резания, в том числе и в обработанной поверхности, хотя и не так значительно, как в зоне первичных и вторичных деформаций.

Следует отметить следующие особенности. С увеличением толщины среза величина максимальных пластических деформаций уменьшается. Например, если в начале цикла ($0.25L$) $\varepsilon_p = 2.5$, то в конце цикла ($0.9L$) ε_p уже меньше 2.0. Более того, зона максимального упрочнения смещается со стороны задней поверхности в сторону передней поверхности. Это связано со смещением центра давления в сторону передней поверхности, смещением области разрушения и перераспределением контактных напряжений. Таким образом, с увеличением толщины среза разрушение происходит при меньшей степени упрочнения, а дополнительное существенное упрочнение создается в зоне вторичных деформаций в ходе перемещения стружки по передней поверхности. Степень упрочнения поверхности, несмотря на увеличивающийся объем деформаций, также уменьшается к концу цикла резания на 20-30%.

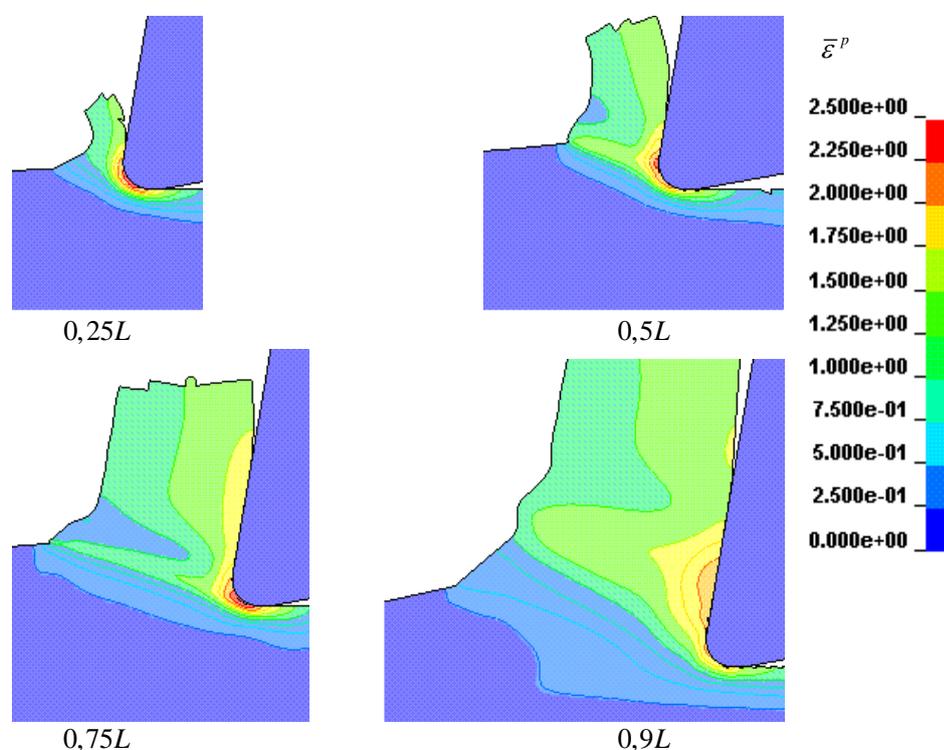


Рисунок 4.1 – Изменение величины пластических деформаций в цикле резания при $\rho=20$ мкм

4.1.3 Контактные напряжения и сила резания

Вычисления показали, что радиус округления режущей кромки оказывает влияние на величину и характер распределения контактных напряжений на поверхности режущего лезвия (рис. 4.2).

Максимальные нормальные контактные напряжения имеют место на поверхности округления режущей кромки на протяжении всего цикла резания зуба фрезы. Величина максимальных нормальных контактных напряжений не зависит от толщины срезаемого слоя, а изменяется лишь характер распределения напряжений на передней поверхности лезвия. Полученное расчетным путем распределение контактных напряжений качественно совпадает с экспериментальными данными по исследованию распределения контактных напряжений на поверхности округленного лезвия [10, 104].

В отличие от нормальных напряжений, максимальные контактные касательные напряжения расположены на поверхности округления режущей кромки вблизи задней и передней поверхностей лезвия в течение всего цикла резания зубом фрезы.

Проведенные исследования также показали, что радиус округления режущей кромки оказывает влияние и на контактные напряжения. Как видно из приведенных на рис. 4.3 данных, при увеличении радиуса округления режущей кромки нормальные контактные напряжения возрастают, в то время как касательные контактные напряжения имеют экстремальный характер, имея для заданных условий максимальное значение при радиусе округления, равном 20 мкм.

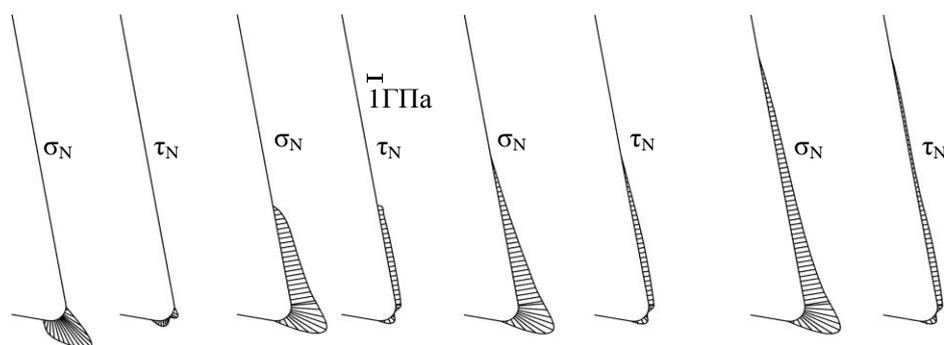


Рисунок 4.2 – Изменение контактных напряжений в течение одного цикла резания

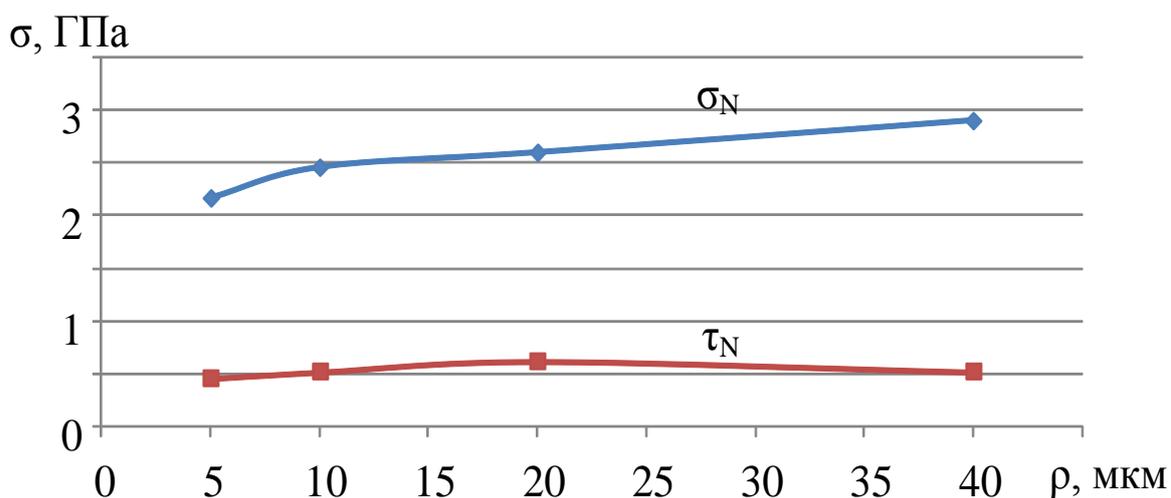


Рисунок 4.3 – Влияние радиуса округления на контактные напряжения на поверхности режущего лезвия

4.1.4 Моделирование температуры резания

Изменение радиуса округления режущей кромки в исследованном диапазоне величин оказывает относительно небольшое влияние (повышение всего на 20-25°C) на температуру резания (рис. 4.4), т.е. при увеличении радиуса округления с 5 до 40 мкм, увеличение температуры не превышает 3%. Такие результаты хорошо согласуются с экспериментальными исследованиями даже для процессов с постоянной толщиной среза А.А. Виноградова [94].

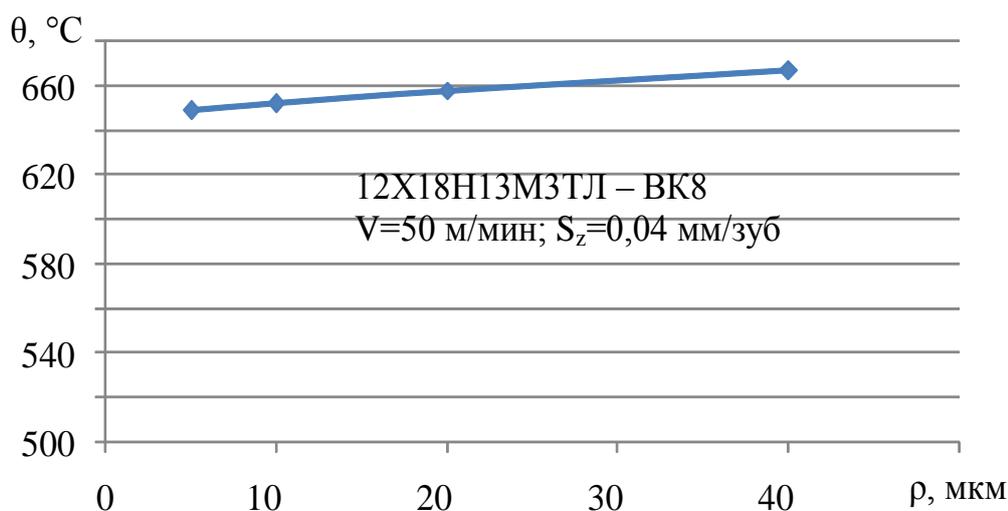


Рисунок 4.4 – Влияние радиуса округления режущей кромки на температуру резания

Анализ полей температур показал, что максимальная температура в режущем лезвии меньше, чем в поверхностном слое стружки, и для $\rho=20$ мкм не превышает $550\text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 4.5). В самом начале процесса врезания температура за короткий промежуток времени (1,5 мс – 1,75 мс) резко увеличивается от комнатной температуры до значений, близких к $300\text{ }^{\circ}\text{C}$, а затем плавно возрастает с ростом толщины среза. При достижении максимального значения толщины среза температура резания составляет $550\text{ }^{\circ}\text{C}$.

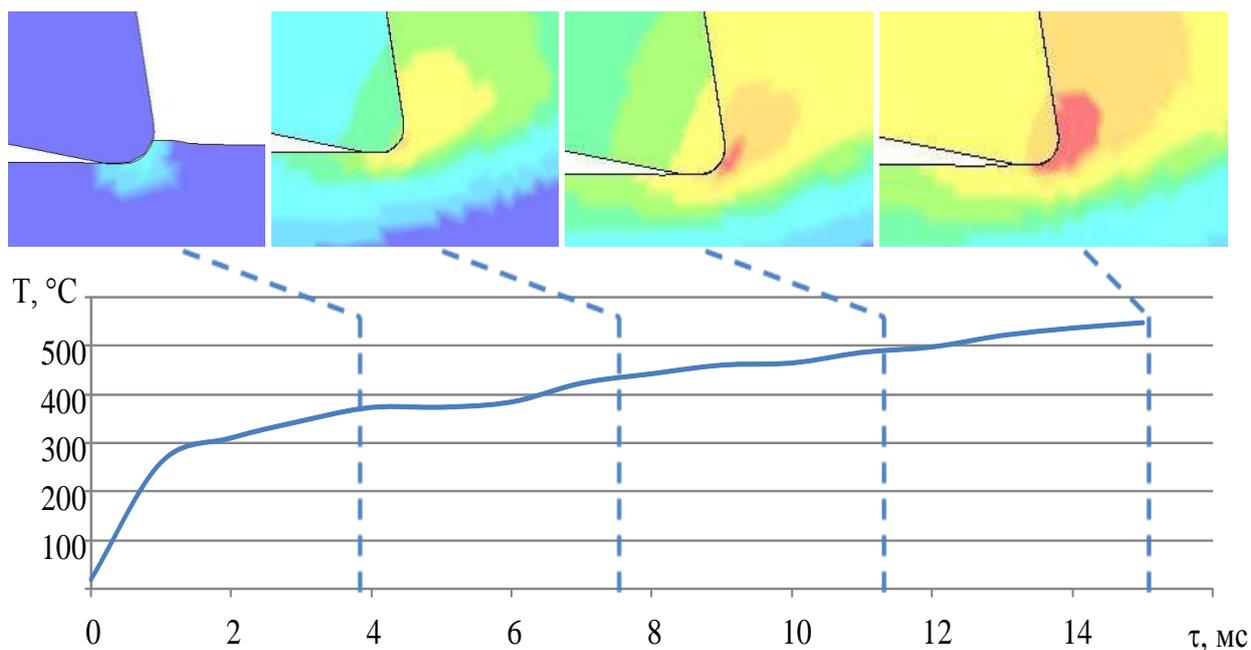


Рисунок 4.5 – Изменение температуры в режущем лезвии за один цикл резания зуба фрезы

4.2 Исследование влияния радиуса округления на интенсивность изнашивания

Формула (2.9) с учетом рисунков 4.3 и 4.4 позволяет оценить максимальную интенсивность изнашивания по задней поверхности (рис. 4.6). С увеличением радиуса округления режущей кромки интенсивность изнашивания возрастает, но особенно интенсивно в диапазоне изменения ρ от 5 до 20 мкм, что обусловлено, на наш взгляд, двояким влиянием контактных напряжений на интенсивность изнашивания: непосредственным (формула (2.9)) и косвенным - через работу резания и температу-

ру резания. Поэтому замедление роста интенсивности изнашивания можно объяснить падением контактных касательных напряжений при больших ρ (см. рис. 4.3).

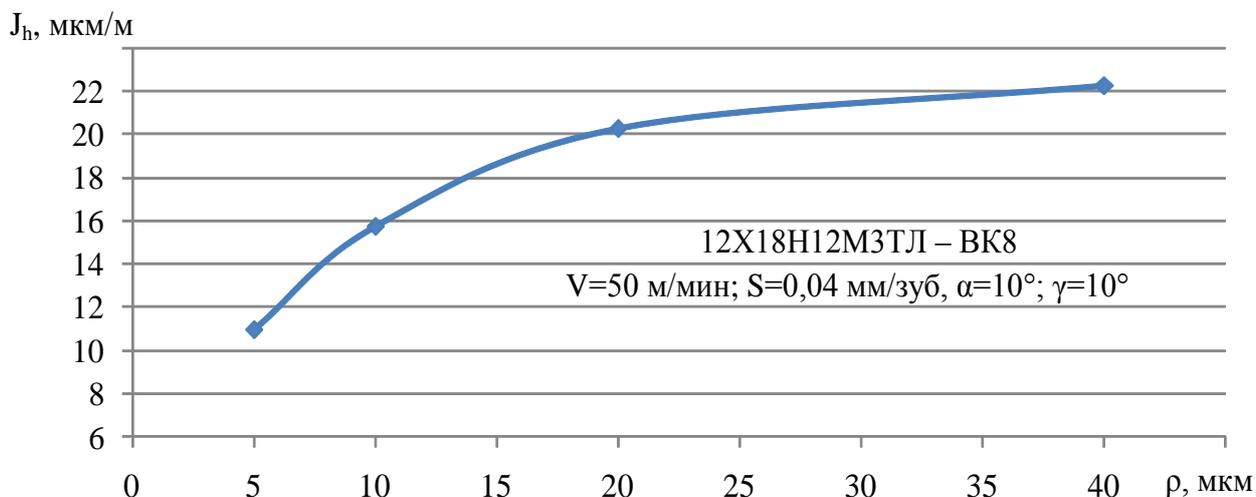


Рисунок 4.6 – Влияние радиуса округления режущей кромки на интенсивность износа

Анализ распределения интенсивности изнашивания на режущей кромке показывает, что при увеличении радиуса округления режущей кромки от 5 мкм до 40 мкм, в общем интенсивность изнашивания режущего лезвия увеличивается.

4.3 Исследование влияния радиуса округления на прочность режущей кромки

4.3.1 Влияние ρ на статическую прочность лезвия фрезы

Статическая прочность лезвия является необходимым условием его работоспособности. Поскольку температура в режущем лезвии не превышает 550°C (см. рис. 4.5), то для оценки статической прочности может быть применен критерий (2.2). Напряжения, рассчитанные по формуле (2.2), будем называть в данном разделе эквивалентными.

Выполненные исследования (рис. 4.8, прил. Б.) показывают, что наибольшие эквивалентные напряжения наблюдаются не на самой передней поверхности лезвия, а на некотором расстоянии от нее на уровне расположения центра радиуса округле-

ния режущей кромки. Область максимальных напряжений ориентирована в направлении задней поверхности и выходит на нее на некотором расстоянии от режущей кромки. В отличие от эквивалентных напряжений, максимальное гидростатическое давление сосредоточено на самой передней поверхности лезвия. Его максимальная величина почти на 30% больше максимальных эквивалентных напряжений. Это свидетельствует о том, что контактный поверхностный слой лезвия подвергается значительному сжатию.

Полученные результаты показывают (рис. 4.7), что общей тенденцией для всех исследуемых значений радиусов округлений режущей кромки является увеличение эквивалентных напряжений в режущем лезвии в течение всего цикла резания с увеличением толщины среза. Это увеличение стабилизируется в последней четверти цикла резания зуба, очевидно, из-за сдвига точки приложения равнодействующей сил резания на поверхности округленной части режущей кромки. На это указывает сдвиг максимума гидростатического давления на передней поверхности лезвия (см. рис. 4.8, прил. Б). Таким образом, максимальные напряжения в зоне, прилегающей к режущей кромке, имеют место приблизительно при максимальной толщине среза.

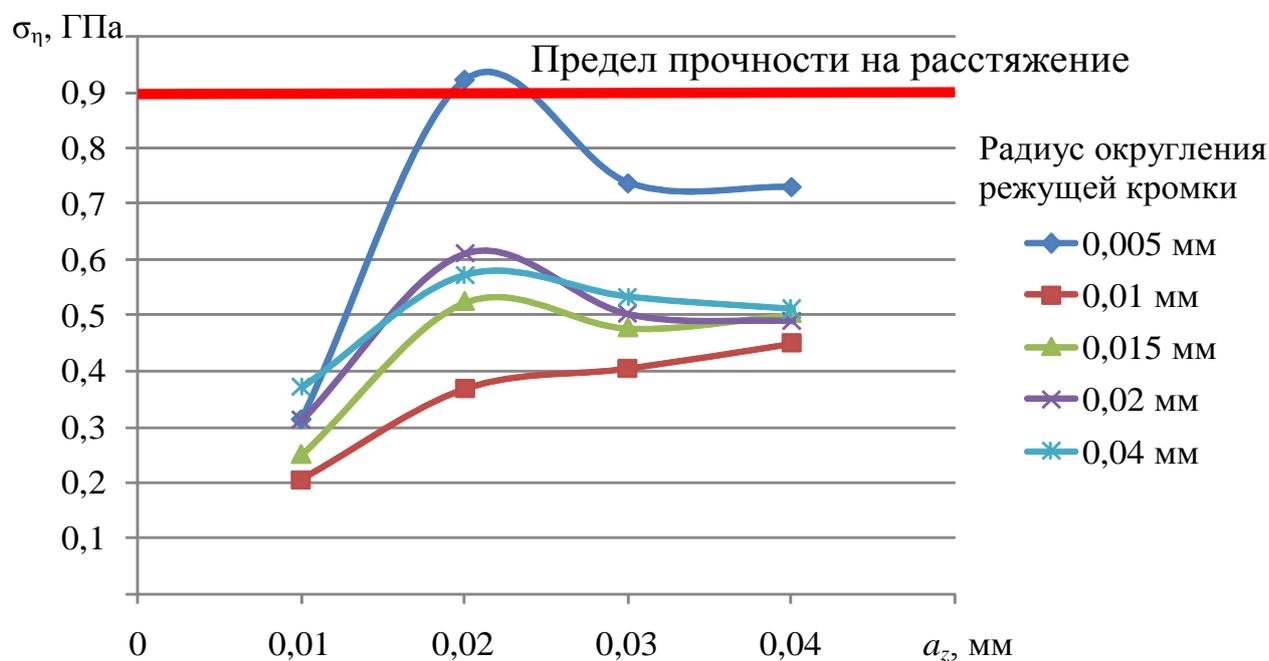


Рисунок 4.7 – Сравнение диаграмм изменения напряжения при разных радиусах округления режущей кромки

Распределение эквивалентных напряжений

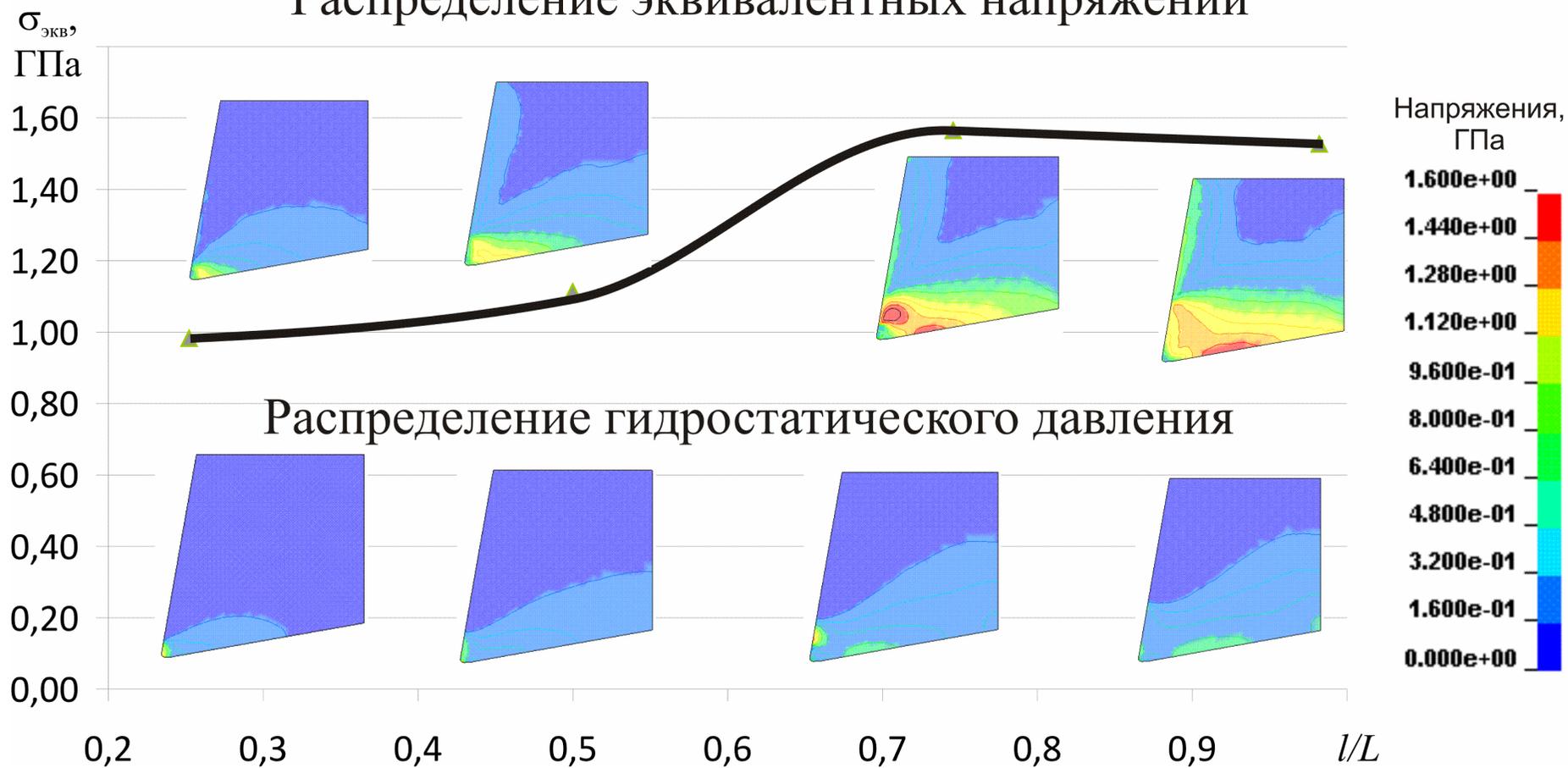


Рисунок 4.8 – Изменение эквивалентных напряжений в цикле резания лезвия с $\rho = 5$ мкм

Установлено, что влияние радиуса округления режущей кромки на максимальные эквивалентные напряжения имеет неоднозначный характер (рис. 4.9): наименьшее значение напряжений наблюдается при ρ , близком к 10 мкм. В этой области, очевидно, наблюдается баланс между эквивалентными напряжениями в объеме режущего лезвия и действующими на него нагрузками. При малых значениях ρ нагрузки на лезвие хоть и уменьшаются (о чем свидетельствует некоторое уменьшение гидростатического давления (см. рис. 4.8)), однако напряжения в нем возрастают за счет уменьшения площади сечения лезвия.

При больших значениях ρ существенно возрастает нагрузка на лезвие, о чем свидетельствует возрастание гидростатического давления (см. прил. Б). Это также приводит к увеличению максимальных напряжений, несмотря на увеличение площади сечения режущего лезвия.

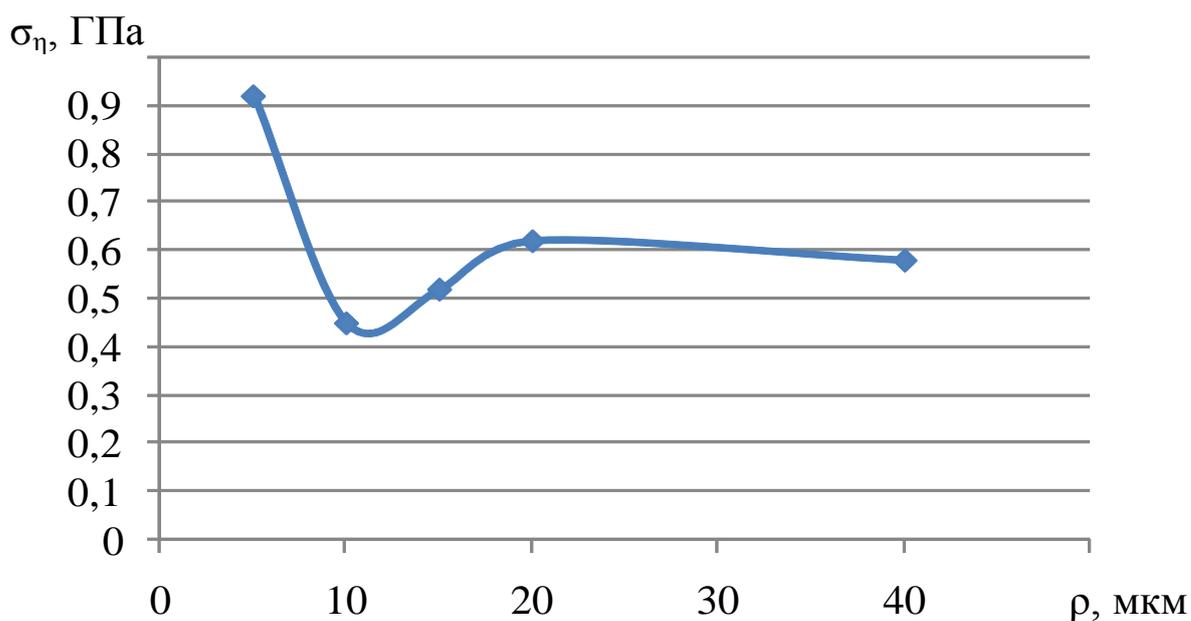


Рисунок 4.9 – Влияние радиуса округления режущей кромки на максимальные эквивалентные напряжения

Таким образом, исходя из условия статической прочности для фрез, применяемых при обработке стали 12Х18Н12М3ТЛ, рекомендуется радиус округления режущей кромки ρ близкий к 10 мкм. Однако это условие не гарантирует длительной работы лезвия в условиях фрезерования, поскольку имеет место циклическое

нагружение лезвия. Поэтому должна быть рассмотрена усталостная прочность режущей кромки.

4.3.2 Влияние ρ на усталостную прочность лезвия фрезы

Для оценки усталостной прочности будем считать, что лезвие находится в состоянии изгиба с преобладающим объемом сжимаемых слоев. Расчеты показывают, что в цикле резания амплитуда напряжений превышает предельные величины именно в сжимающихся слоях, что способствует накоплению в них достаточных для разрушения повреждений. Поэтому принято допущение, что наиболее вероятной границей разрушения лезвия является граница наибольших значений минимальных главных напряжений σ_3 . Наиболее вероятную границу минимальных главных напряжений предложено определять изолинией с величиной напряжений, равной 95% от максимальных, допуская при этом 5% неопределенность величины этих напряжений. Такая аппроксимация для лезвий с четырьмя значениями начального радиуса округления режущей кромки показана на рисунке 4.10.

Амплитудные значения напряжений σ_3 экстремально зависят от радиуса округления режущей кромки с минимумом в рассматриваемом случае около 20 мкм (рис. 4.11). Это объясняется благоприятным сочетанием величины силы резания, длины контакта стружки на передней поверхности и формой сечения режущего лезвия, что в совокупности и обеспечивает наименьшие напряжения.

Обработка результатов выполненного моделирования показывает, что формируемая после разрушения поверхность режущей кромки будет иметь радиус округления $\rho_{\text{кон}}$, значение которого больше величины начального радиуса режущей кромки ρ_0 (рис. 4.12). Для твердого сплава ВК8 отношение $\rho_{\text{кон}}/\rho_0$ в среднем находится в пределах 3-4. Этот эффект наблюдается для лезвий с начальным радиусом округления больше 10 мкм. При меньших начальных радиусах ρ_0 величина $\rho_{\text{кон}}$ практически не зависит от ρ_0 .

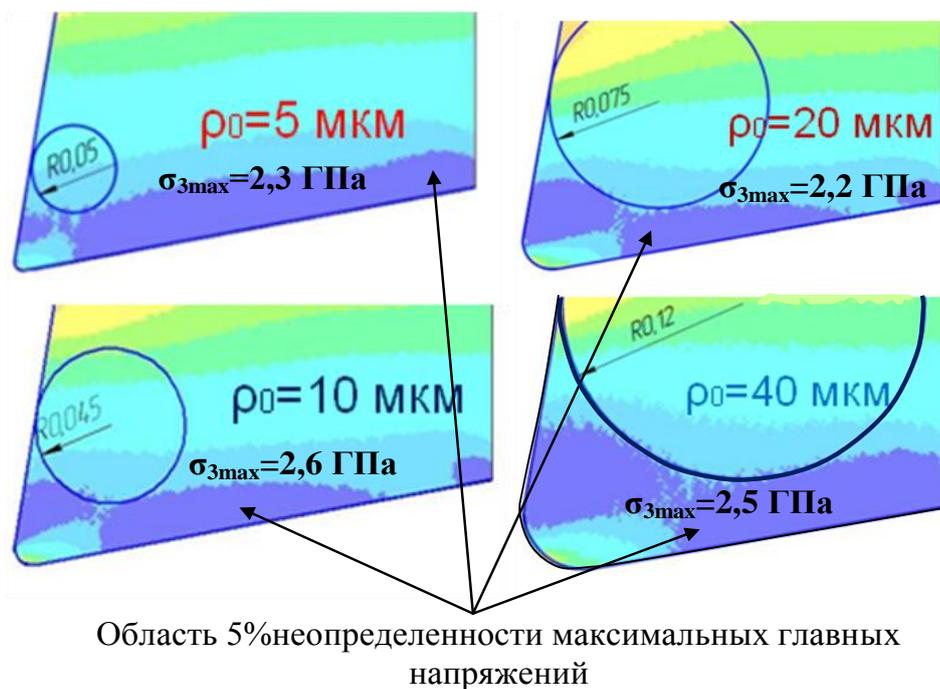


Рисунок 4.10 – Поля максимальных главных напряжений в главной секущей плоскости при максимальной толщине среза для лезвий с четырьмя начальными радиусами ρ_0

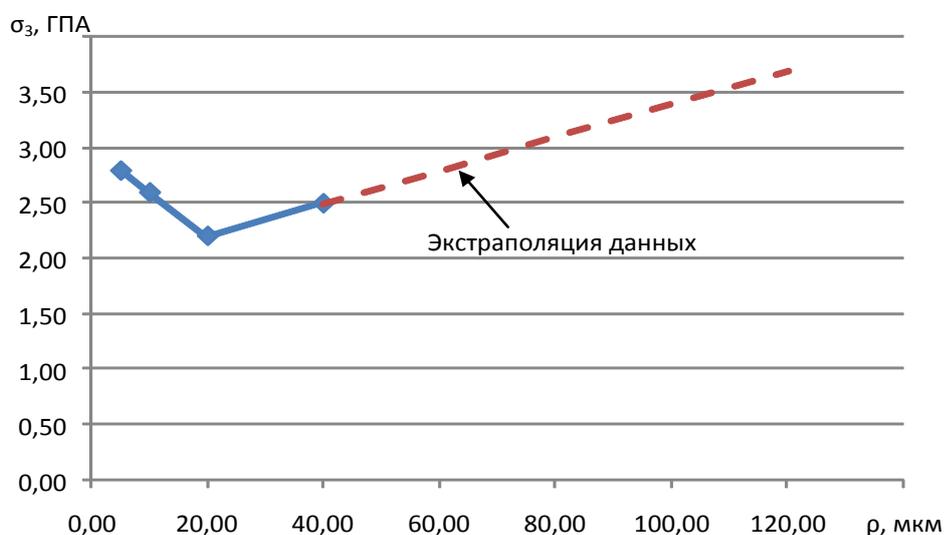


Рисунок 4.11 – Влияние начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 на амплитуду минимальных главных напряжений σ_3 в цикле резания

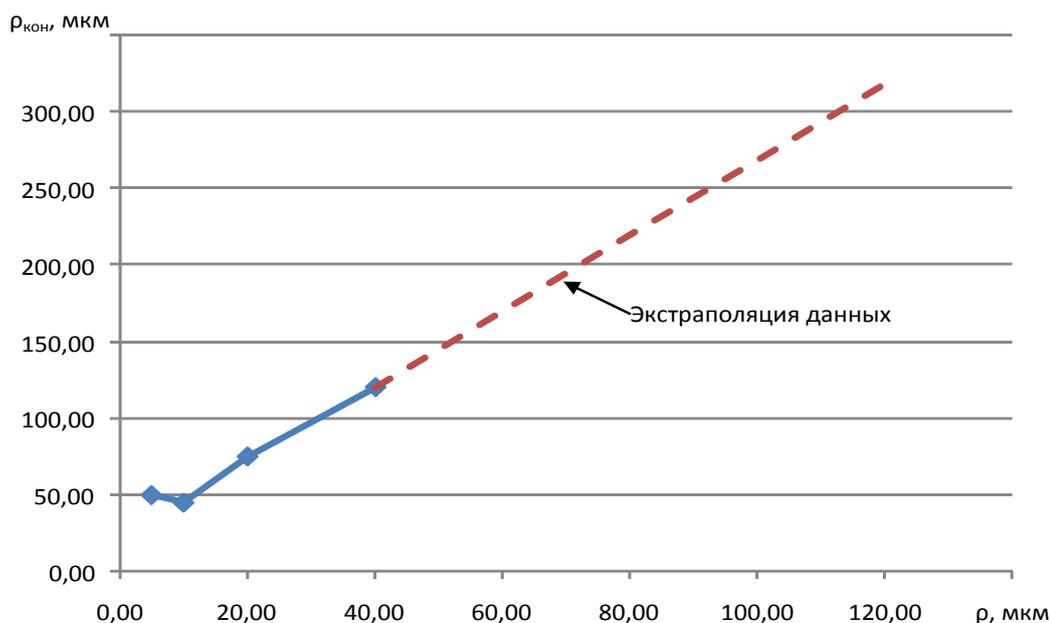


Рисунок 4.12 – Влияние величины начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 на величину конечного значения радиуса округления режущей кромки $\rho_{кон}$ после разрушения режущей кромки в заданных условиях

Интерес представляет количество циклов резания до некоторого частичного разрушения режущей кромки при заданном начальном радиусе ее округления. Эту задачу можно решить, основываясь на теории накопления повреждений и экспериментальной зависимости количества циклов до разрушения от амплитуды сжимающих напряжений в ассиметричном цикле нагружения для однокарбидного твердого сплава, представленных на рисунке 2.3. Определенное по этому графику количество циклов до разрушения определенного объема режущей кромки при различных начальных радиусах ее округления представлены в таблице 4.1. Видно, что с увеличением ρ_0 , при прочих равных условиях, количество циклов до разрушения увеличивается, что свидетельствует об увеличении стойкости инструмента.

Таблица 4.1 – Количество циклов до разрушения N и величина конечного радиуса округления $\rho_{\text{кон}}$ в зависимости от начального радиуса округления режущей кромки ρ_0

ρ_0 , мкм	σ_3 , ГПа	N	$\rho_{\text{кон}}$, мкм
5	2.8	800	5
10	2.6	1500	45
20	2.2	8000	75
40	2.5	1100	120

Вместе с тем, более чем трехкратное увеличение радиуса округления после разрушения режущей кромки приводит к существенному увеличению силы резания. В случае фрезерования чрезмерная величина силы резания вызывает относительно большие напряжения в рабочей части и, следовательно, поломку фрезы. Следовательно, наибольший ресурс будет иметь фреза с таким начальным радиусом округления ρ_0 , который обеспечит наибольшее количество циклов резания до достижения предельного значения радиуса округления режущего лезвия $\rho_{\text{пред}}$. Это положение принято в данном исследовании как критерий отказа.

Таким образом, за рабочую гипотезу может быть принято положение о том, что изменение радиуса округления при фрезеровании в условиях высокой износостойкости твердого сплава происходит ступенчато. Когда лезвие с заданным начальным радиусом округления выработало свой ресурс, происходит его частичное разрушение с образованием новой поверхности округленной части режущей кромки с новым радиусом, имеющим несколько большую величину (рис. 4.12). Вновь образованное лезвие продолжает работу и, относительно мало изнашиваясь, сохраняет сформированный радиус округления в течение относительно большого времени работы инструмента. Через определенное количество циклов резания режущая кромка снова начинает разрушаться с увеличением радиуса ее округления. Так продолжается до тех пор, пока не будет достигнуто предельное значение радиуса округления режущей кромки $\rho_{\text{пред}}$, приводящее к поломке рабочей части фрезы.

Основываясь на представлении о работе режущих лезвий фрез и принятом критерии отказа, были рассчитаны суммарные количества циклов резания до достижения предельного радиуса округления режущей кромки для лезвий с различным начальным радиусом округления режущей кромки (рис. 4.13). Анализ полученных результатов позволяет сделать вывод о том, что для описанных условий наибольший ресурс (количество циклов резания) обеспечивает начальный радиус округления режущей кромки, равный 20 мкм. Как меньшие, так и большие радиусы округления обеспечивают почти в два раза меньший ресурс лезвий.

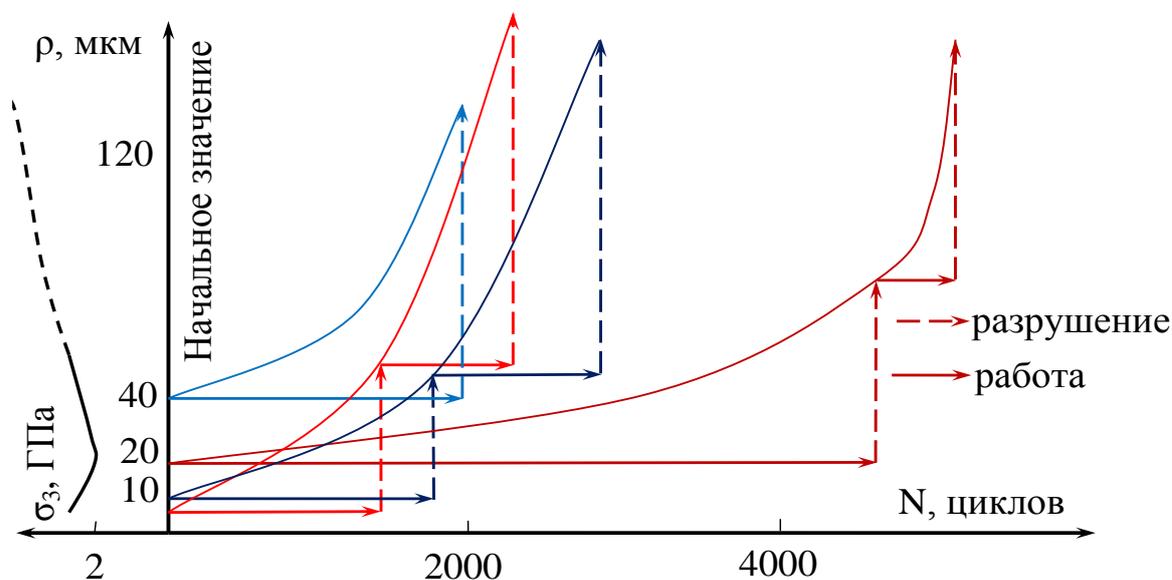


Рисунок 4.13 – Изменение радиуса округления режущей кромки в зависимости от начальной величины радиуса округления лезвия и количества циклов резания в заданных условиях

4.4 Экспериментальное исследование изменения радиуса округления режущей кромки в процессе резания

4.4.1 Методика экспериментальных исследований

Эксперимент проводился на вертикально-фрезерном станке 6Н13Ф3 с системой ЧПУ WL4M (рис. 4.14). Использовалась фреза Guehring 3677 диаметром 16 мм. Материал инструмента DK460UF (однокарбидный твердый сплав, Co 10%, размер зерна карбида 0.5 мкм). Осуществлялась обработка стали аустенитного класса 12X18H12M3ТЛ. Режим резания соответствовал режиму, рекомендуемому произво-

дителем: $V=50.3$ м/мин, $S_z=0.04$ мм/зуб, $n=1000$ об/мин, $S_m=120$ мм/мин. С целью исключения вибраций ширина фрезерования была выбрана равной $B=5$ мм.

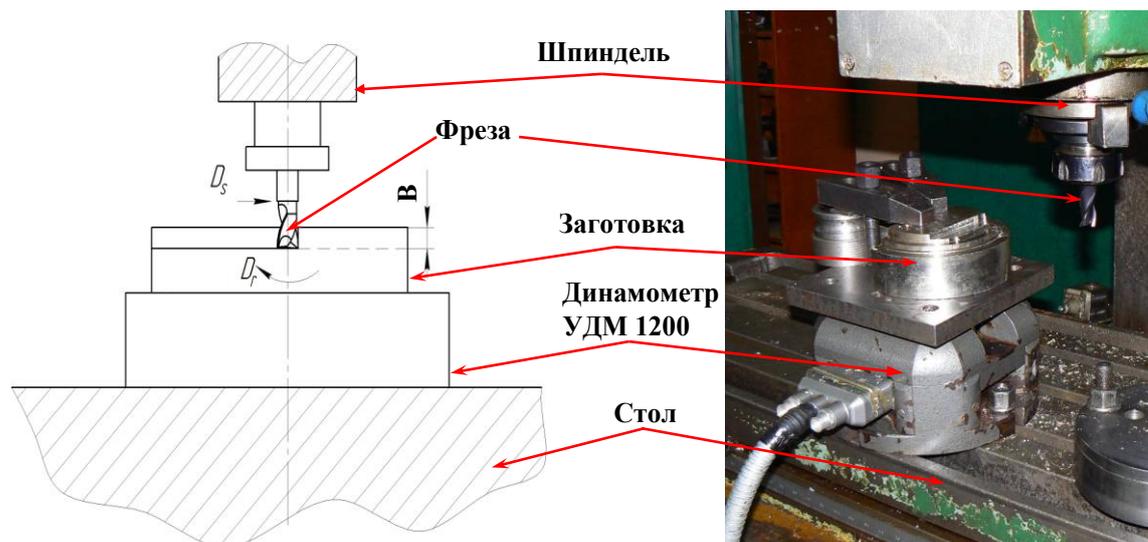


Рисунок 4.14 – Наладка станка 6Н13Ф3 в экспериментальных исследованиях

Измерение радиуса округления режущей кромки фрезы проводилось через определенные промежутки времени работы инструмента в зависимости от пройденного пути резания (10 – 20 мм). Измерение проводилось методом сканирования режущей кромки со стороны задней поверхности [105] на растровом электронном микроскопе РЭМ100-УМ. Принцип наблюдения в этом микроскопе основан на облучении исследуемого образца сфокусированным пучком электронов с минимальным диаметром около 10 нм, что соответствует предельному разрешению этого способа наблюдения. В каждый момент времени положение пучка согласуется с положением точки изображения, выводимой на экран электронно-лучевой трубки (ЭЛТ). В условиях применения детектора Э-Т яркость точки на экране ЭЛТ сильно зависит от угла наклона нормали к поверхности, облучаемой электронным пучком, – проявляется т. н. эффект топографического контраста. Вместе с этим яркость изображения на экране ЭЛТ S , характеризуемая сигналом вторичных электронов в режиме вторичной электронной эмиссии, пропорциональна $\sec(\xi)$ [106], т.е.

$$S = S_0 \sec \xi, \quad (4.1)$$

где S - яркость изображения;

S_0 - некоторый коэффициент, величина которого в каждом конкретном случае зависит от настройки микроскопа;

ξ - угол наклона нормали к поверхности.

При этом контраст изображения определяется зависимостью

$$\frac{dS}{S} = \operatorname{tg} \xi d\xi. \quad (4.2)$$

Измерение радиуса округления РК основано на описанном эффекте формирования топографического контраста.

В соответствии с принципом формирования топографического контраста и согласно формуле (4.1), при сканировании участка РК лучом, перпендикулярным передней поверхности лезвия (рис. 4.15), наличие кривизны поверхности будет проявляться в виде изменения средней яркости изображения ее микрорельефа, а границы полосы этого изменения яркости в каждом пересечении соответствуют границам поверхности округления РК, то есть изменению угла нормали к ней.

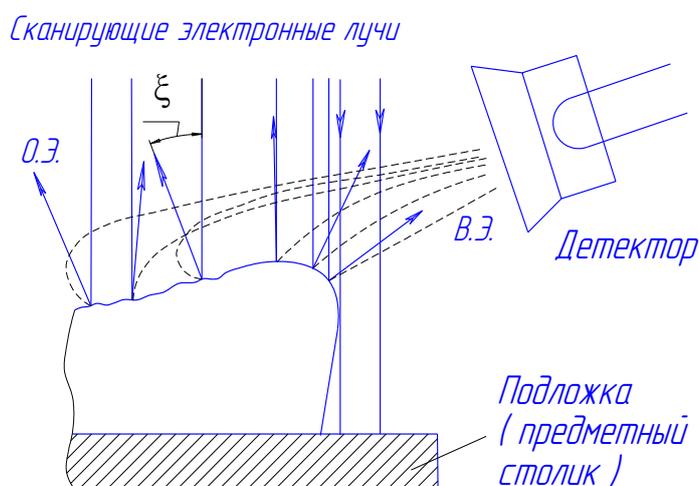


Рисунок 4.15 – Реализация сканирования в РЭМ: О.Э. – отраженные электроны, В.Э. – вторичные электроны

Характерные фотографии режущей кромки показаны на рис. 4.16. Температура резания оценивалась по цветам побежалости стружки.

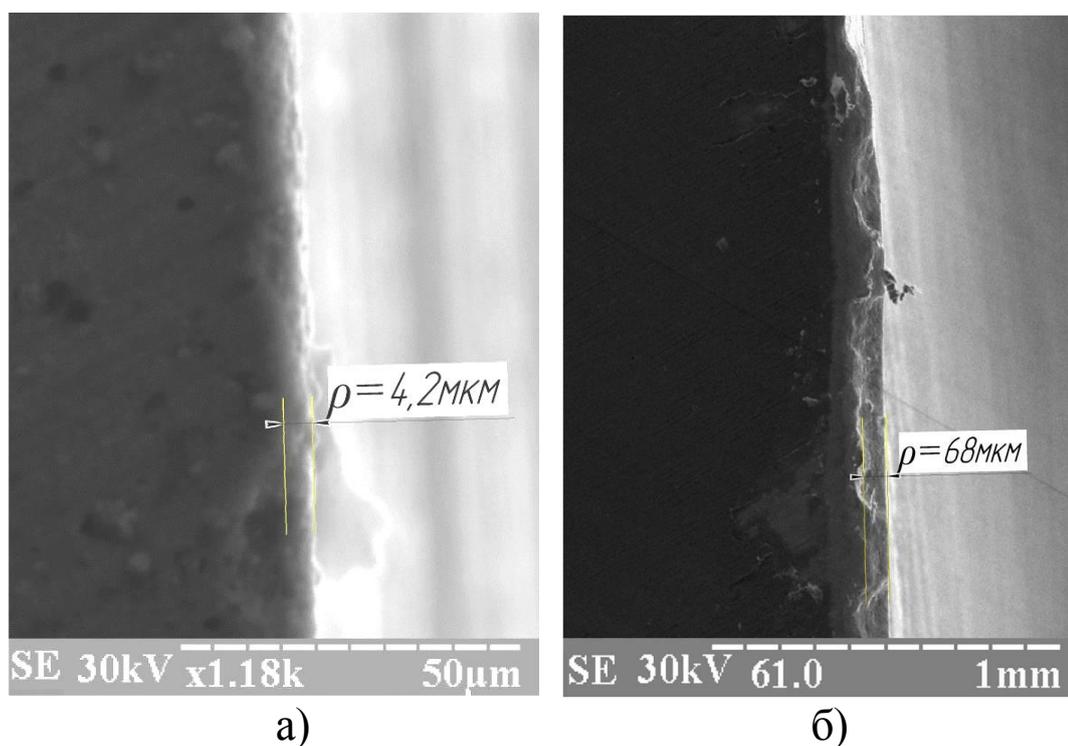


Рисунок 4.16 – Режущая кромка новой (а) и изношенной фрез (через 400 мм пути резания) (б)

4.4.2 Результаты исследований

На рис. 4.17 приведены результаты непосредственных измерений радиусов округления режущей кромки в различные моменты времени работы фрезы при заданных условиях (точки) и аппроксимирующая кривая, которая характеризует характер формирования новых поверхностей округленной части режущей кромки. Результаты измерений подтвердили описанный механизм разрушения режущей кромки и формирования радиуса ее округления, т.е. то положение, что радиус округления режущей кромки непрерывно ступенчато увеличивается. Причем, после ступенчатого мгновенного возрастания, наблюдается медленное равномерное уменьшение вновь сформированного радиуса (большого, чем на предыдущем этапе) режущей кромки. Увеличение радиуса округления режущей кромки приводит к непрерывному увеличению температуры резания от 400 до 600 °С.

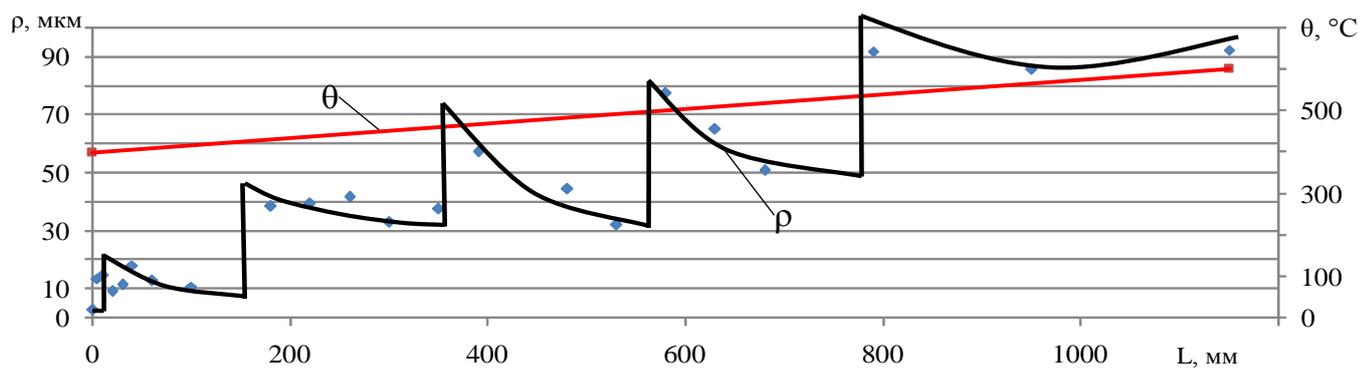


Рисунок 4.17 –Изменение радиуса округления режущих кромок фрезы Guehring 3677 диаметром 16 мм в зависимости от пройденного пути обработки при фрезеровании стали 12Х18Н12МЗТЛ: $n=1000$ об/мин, $S_m=120$ мм/мин, $V=5$ мм

В то же время, этот уровень температуры резания еще не сопровождается интенсификацией процесса изнашивания и образованием на задней поверхности существенной фаски износа. Величина фаски износа на задней поверхности после окончания приработки (для заданных условий - примерно через 150 мм пути обработки) составила около 0.1 мм и оставалась практически постоянной до 1200 мм пути обработки (рис. 4.18).

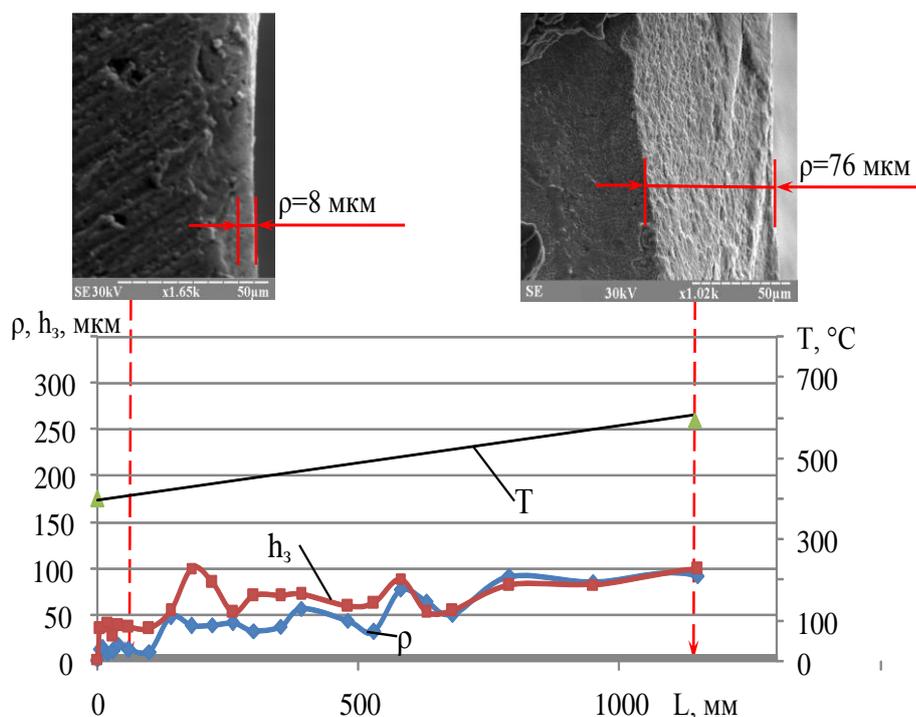


Рисунок 4.18 – Изменение радиуса округления режущей кромки в процессе фрезерования

Следует отметить то обстоятельство, что при относительно больших фасках износа начинает наблюдаться интенсивное скалывание режущей кромки, причем до такой степени, что аппроксимация ее поверхностей цилиндром становится практически невозможной. Поэтому измеренное значение ρ при больших фасках (120 – 170 мкм) износа (сколах) является некорректным (рис. 4.18).

На наш взгляд, наблюдаемая картина свидетельствует о следующем. Мелкозернистый твердый сплав имеет высокую износостойкость, что и обеспечивает в течение длительного времени постоянство фаски износа на задней поверхности после окончания периода приработки. Наряду с наблюдаемым постоянным изнашиванием задней поверхности лезвия происходит изменение радиуса округления режущей кромки, и особенно интенсивно в начальный период ее работы. Такое изменение ρ , в первую очередь, можно объяснить выкрашиванием режущей кромки. В результате последующего изнашивания лезвия происходит адаптация поверхности режущей кромки к вновь сложившимся условиям резания. Дальнейшее накопление повреждений в поверхности округленной части режущей кромки приводит к последующим сколам, увеличению радиуса округления режущей кромки, выведению системы из равновесия и ее постепенной адаптации к новым условиям. Этот процесс повторяется циклически, постепенно ухудшая условия резания, увеличивая температуру резания, силу резания, контактные напряжения и интенсивность изнашивания. Он происходит до тех пор, пока интенсивность изнашивания поверхности режущей кромки не превысит интенсивность ее скалывания. При достижении этого условия характер формирования нового состояния режущей кромки будет определяться преимущественно процессом ее непрерывного изнашивания, а не разрушения (скалывания, выкрашивания).

Таким образом, изменение радиуса округления режущей кромки в процессе резания происходит в результате действия двух конкурирующих механизмов: выкрашивания из-за накопления материалом режущей кромки предельного количества повреждений (1) и непрерывного изнашивания (2), стремящегося адаптировать режущую кромку под сложившиеся условия резания. Если превалирует первый процесс – происходит ступенчатое изменение режущей кромки, если превалирует вто-

рой – происходит адаптация формы режущей кромки под сложившиеся условия, и радиус округления режущей кромки поддерживается в процессе резания практически постоянным. Для фрезерования материалов с высокой степенью упрочнения характерен именно первый случай, поскольку высокая амплитуда напряжений в режущей кромке способствует быстрому накоплению в ней предельного количества повреждений и выкрашиванию.

4.5 Влияние радиуса округления режущей кромки на запас прочности в рабочей части

Для исследования влияния радиуса округления режущей кромки на прочность рабочей части использована 3D-модель процесса фрезерования, описанная в разделе 2.5. Средний коэффициент трения, определенный из 2D-модели, был принят равным 0,55.

Рассчитанные по формуле (2.29) силы резания возрастают с увеличением радиуса округления режущей кромки (рис. 4.19). Причем это возрастание мало заметно при величине ρ меньше 20 мкм из-за того, что при таких значениях ρ незначительно возрастает удельный вес проскальзывания в цикле резания при входе зуба в контакт со срезаемым слоем. В то же время, при больших ρ процесс стружкообразования становится неэффективным из-за существенно возрастающей силы резания.

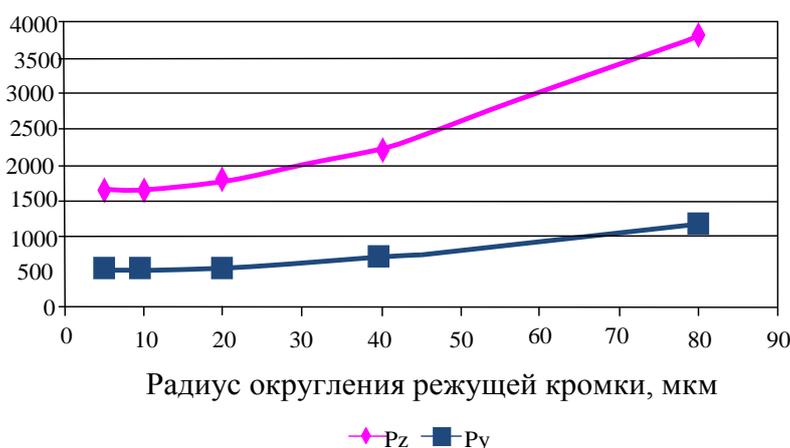


Рисунок 4.19 – Влияние радиуса округления режущей кромки на максимальную силу резания при концевом фрезеровании ($V=50$ м/мин, $S_z=0,04$ мм/зуб, $z=3$, $d=16$ мм)

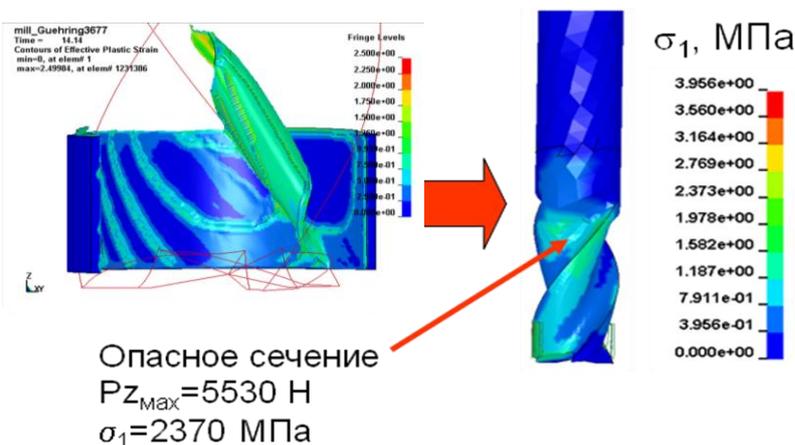


Рисунок 4.20 – Определение опасного сечения рабочей части

Исходя из допущения о линейной упругости инструментального материала, по имеющимся силам и полям напряжений в рабочей части фрезы при заданной геометрии и режимах резания были рассчитаны эквивалентные напряжения (по формуле (2.4)) в критической области концевой фрезы (рис. 4.21). Из полученных данных видно, что максимальные напряжения (опасное сечение) возникают в рабочей части фрезы в месте окончания стружечных канавок (рис. 4.20). Максимальная величина напряжений в цикле резания является меньше предельно допустимых для заданных условий напряжений при радиусе округления режущей кромки r , меньшем 35 мкм. Коэффициент запаса прочности для принятой фрезы составляет около 1.3 в диапазоне $r=5-20$ мкм, что обеспечивает возможность сохранения работоспособности фрезы при заданной величине износа лезвия.

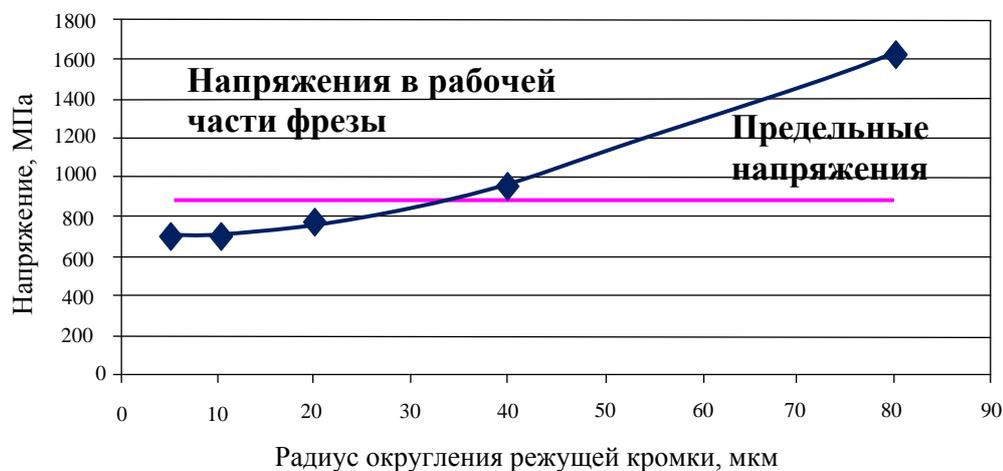


Рисунок 4.21 – Влияние радиуса округления режущей кромки на максимальные главные напряжения в рабочей части концевой фрезы

4.6 Исследование влияния радиуса округления режущей кромки на виброустойчивость фрезерования

Анализ виброустойчивости системы «станок – инструмент – заготовка», проведенный по методике, описанной в разделе 2.6., показал, что радиус округления режущей кромки оказывает влияние на допустимую ширину концевого фрезерования, обеспечивающую виброустойчивое фрезерование (рис. 4.22). Для концевого фрезерования стали 12Х18Н12М3ТЛ цельной твердосплавной фрезой диаметром 16 мм с подачей 0,04 мм/зуб рекомендуемая производителем инструмента скорость резания 50 м/мин соответствует (для данного станка) частоте вращения шпинделя 1000 об/мин.

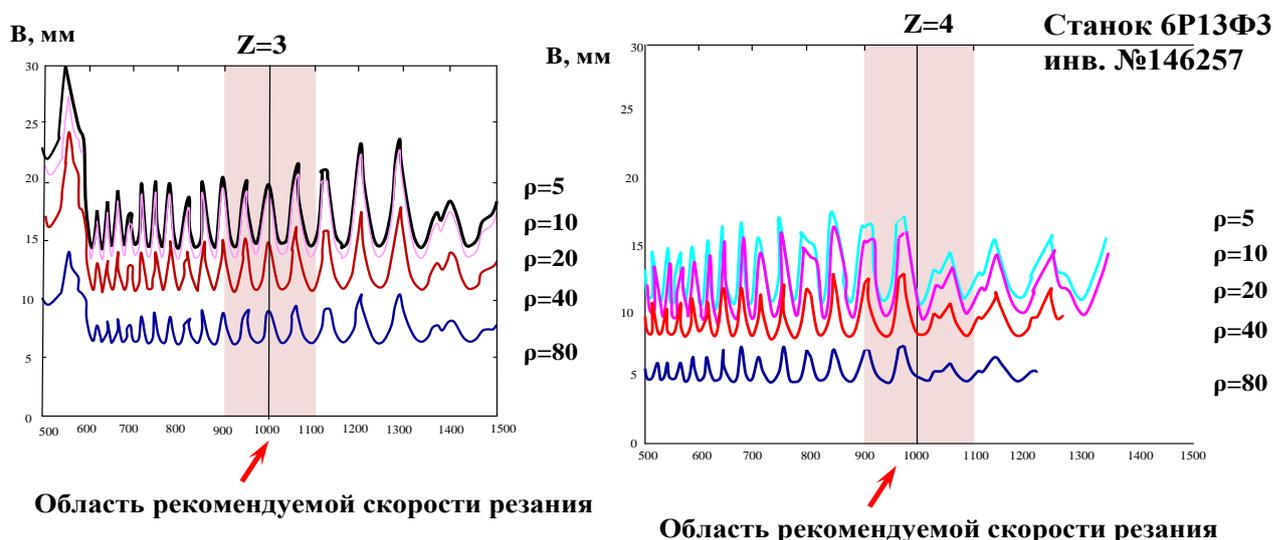


Рисунок 4.22 – Влияние радиуса округления режущей кромки на область устойчивого фрезерования

Предельная ширина фрезерования, при прочих равных условиях, уменьшается с увеличением радиуса округления режущей кромки (рис. 4.23). Это объясняет наблюдаемое на практике увеличение вибраций в процессе резания. Действительно, в процессе работы фрезы радиус округления увеличивается (см. п.4.4 и 4.5), что приводит к возрастанию удельных сил и, следовательно, к увеличению вибраций и потере виброустойчивости фрезерования при достижении некоторого износа фрезы.

Установлено, что фреза с числом зубьев, равным трем, обеспечивает большую ширину устойчивого фрезерования, чем фреза с четырьмя зубьями и постоянным шагом винтовой линии зубьев. При ширине фрезерования, равной 16 мм, максимально допустимый радиус округления режущей кромки для обеспечения виброустойчивого фрезерования не должен превышать 30 мкм.

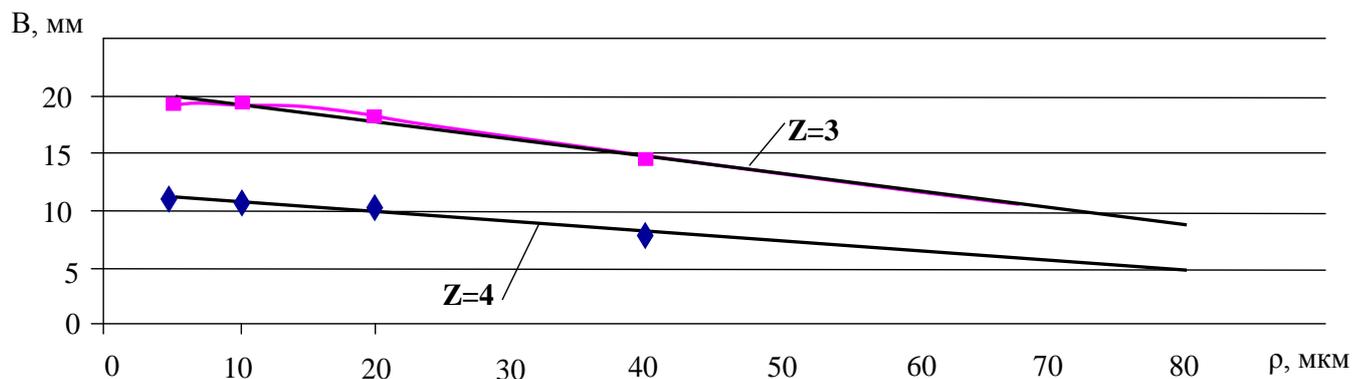


Рисунок 4.23 – Влияние радиуса округления режущей кромки на предельную величину фрезерования

4.7 Анализ влияния начального радиуса округления режущей кромки на стойкость концевых фрез

Таким образом, работоспособность цельных концевых фрез определяют процессы: изнашивание на задней поверхности, статическое и усталостное разрушения режущей кромки, разрушение рабочей части и виброустойчивость процесса резания. Проведенный в разделах 4.2-4.6 анализ позволил выявить характер и степень влияния на указанные процессы величины начального радиуса округления режущей кромки при неизменных режимах резания.

Для заданных условий из условия статической прочности режущей кромки (раздел 4.3) доказано, что начальный радиус округления режущей кромки не должен быть менее 5 мкм: при меньших значениях начального радиуса округления возникают большие эквивалентные напряжения в зоне около режущей кромки, которые приводят к ее интенсивному скалыванию. Из условия прочности рабочей части фрезы (раздел 4.5) установлено, что максимально допустимый начальный радиус округ-

ления не должен превышать 35 мкм: при больших величинах начального радиуса округления режущей кромки силы резания имеют такие значения, при которых не соблюдается условие прочности рабочей части концевой фрезы, т.е., как правило, процесс обработки сопровождается поломкой инструмента. Анализ виброустойчивости процесса фрезерования (раздел 4.6) показал, что при значениях начального радиуса округления режущей кромки, превышающих 30 мкм, процесс концевое фрезерования фрезой $\varnothing 16$ мм виброустойчивое фрезерование обеспечивается при $V < 16$ мм. Проведенные исследования усталостной прочности режущего лезвия позволили выявить экстремальный характер влияния величины начального радиуса округления режущей кромки на ресурс лезвия с максимумом для заданных условий фрезерования около 20 мкм (рис. 4.24). С увеличением ρ_0 возрастает интенсивность изнашивания на задней поверхности и ресурс инструмента уменьшается.

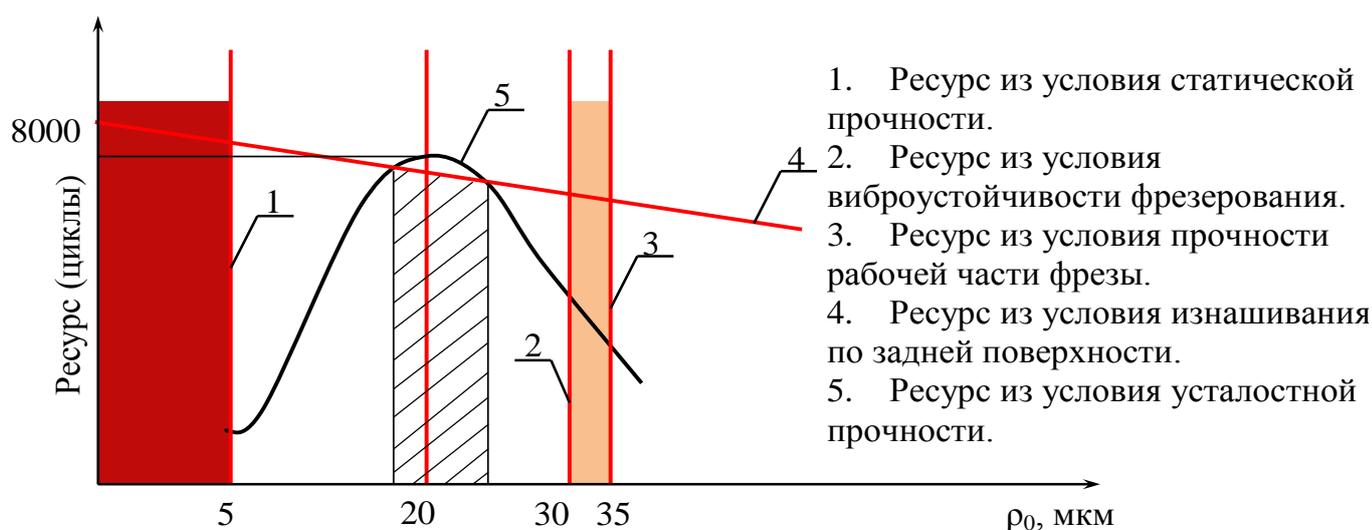


Рисунок 4.24 – Влияние различных факторов на ресурс твердосплавной концевой фрезы

Установлено, что диапазон применимых значений начального радиуса округления режущей кромки ограничен статической прочностью лезвия (1) и виброустойчивостью (2) процесса резания (рис. 4.24). Для заданных условий этот диапазон составляет от 5 до 30 мкм. Оптимальные (рациональные) значения на-

чального радиуса округления режущей кромки, обеспечивающие максимально возможный ресурс инструмента, находятся в этом диапазоне и ограничены ресурсом из условия усталостной прочности режущей кромки (5) и ресурсом из условия изнашивания лезвия по задней поверхности (4), т.е. величиной фаски износа. Если принять в качестве критерия износа величину размерного износа, равную 0,050 мм, что соответствует фаске износа по задней поверхности, равной 0,3 мм, то в указанном диапазоне ρ_0 ресурс фрезы будет увеличиваться от 800 до 7500 циклов. С другой стороны, исходя только из условия усталостной прочности лезвия максимальный ресурс инструмента будет достигнут при начальном радиусе округления режущей кромки около 20 мкм. Графическое сравнение этих данных (рис. 4.24) показывает, что наибольший ресурс инструмента будет достигаться в диапазоне от 17 до 23 мкм (заштрихованная зона), т.е. 20 ± 3 мкм. Такое качество режущей кромки может быть достигнуто с помощью современных технологий доводки рабочих поверхностей лезвий инструментов. Режущие кромки инструмента после заточки желательно подвергать дополнительной финишной обработке с целью создания требуемого начального радиуса округления режущих кромок инструментов различных назначений [12, 107, 108, 42, 56, 109, 110], что обеспечивает увеличение стойкости режущей кромки. Наибольший успех в этом направлении достигнут при изготовлении сменных твердосплавных пластин. Многолезвийные инструменты, в отличие от однолезвийных имеют более сложную форму, что значительно усложняет процесс обеспечения стабильного значения радиусов округления режущих кромок на всех лезвиях. Решение этой проблемы возможно путем применения метода обработки щетками, который уже относительно давно используется для обработки режущих кромок инструмента [39, 40]. Во время обработки щетки из нейлона или натурального волоса, покрытые абразивом, ударяют по лезвиям инструмента, в результате чего обеспечивается снятие материала. В качестве абразива могут эффективно использоваться также пасты и гели на основе карбидов корунда, алмаза или кремния.

Одним их эффективных для обработки режущих кромок и поверхностей инструмента является метод обработки в свободном абразиве. В зависимости от пара-

метров обработки этот метод позволяет получать радиус округления режущей кромки менее 4 мкм [111]. К группе методов обработки свободными зёрнами абразива принадлежит и магнито-абразивная обработка, которая может быть применена как для снятия заусенцев, сглаживания, очистки и полировки, так и обеспечения требуемого начального радиуса округления режущей кромки [112, 113, 114, 115, 116, 117, 118, 119].

4.8 Выводы

1. Работоспособность твердосплавных концевых фрез определяют процессы: изнашивание на задней поверхности, статическое и усталостное разрушения режущей кромки, разрушение рабочей части и виброустойчивость процесса резания. Путём модельных экспериментов установлено влияние на указанные процессы величины начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 при неизменных режимах резания. Статическая прочность лезвия и рабочей части, а также виброустойчивость процесса фрезерования являются факторами, ограничивающими рациональный диапазон ρ_0 .

2. Модельными исследованиями установлено, что в отличие от процесса точения при фрезеровании состояние режущей кромки непрерывно интенсивно изменяется, что проявляется в периодическом увеличении радиуса ее округления в результате накопления в ней повреждений и разрушения путем выкрашивания. Это положение подтверждено экспериментально при фрезеровании стали 12Х18Н12М3ТЛ. Такой процесс изменения состояния лезвия определяет зависимость ресурса режущего инструмента от радиуса округления режущей кромки, полученного после заточки инструмента.

3. Теоретически решена задача выбора начального радиуса округления режущей кромки цельной твердосплавной концевой фрезы при концевом фрезеровании стали 12Х18Н12М3ТЛ, который обеспечивает наибольший ресурс инструмента при прочих равных условиях. Например, для случая обработки фрезой диаметром 16 мм с $V=50$ м/мин, $S_z=0.04$ мм/зуб, $t=8$ мм, $B=16$ мм наибольший ресурс инструмента бу-

дет достигаться при начальном радиусе округления режущей кромки в диапазоне от 17 до 23 мкм.

РАЗДЕЛ 5

РАЗРАБОТКА ПРАКТИЧЕСКИХ РЕКОМЕНДАЦИЙ ПО ВЫБОРУ РАДИУСА ОКРУГЛЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ

5.1 Исследование влияния режима резания на оптимальную величину радиуса округления режущей кромки

Рассмотрим влияние режима резания на оптимальное значение режущей кромки при фрезеровании цельными концевыми фрезами. Важнейшими элементами режима резания, которыми можно управлять в процессе обработки, для рассматриваемого процесса являются скорость резания V и подача S_z . Для определенности примем ширину фрезерования, равную одному диаметру фрезы, а глубину фрезерования – половине диаметра фрезы. Такие условия чаще всего встречаются на практике.

Исследование выполним на примере фрезы конструкции №3677, рассмотренной в разделе 4. Подачу будем варьировать в диапазоне от 0.02 до 0.08 мм/зуб, скорость резания от 50 до 100 м/мин. План виртуального эксперимента представлен в таблице 5.1.

Таблица 5.1 – План виртуального эксперимента

Номер опыта	V , м/мин	S_z , мм/зуб	ρ , мкм
1	50	0.02	10
2	50	0.02	20
3	50	0.02	40
4	50	0.02	80
5	50	0.08	10
6	50	0.08	20
7	50	0.08	40
8	50	0.08	80
9	75	0.04	10
10	75	0.04	20
11	75	0.04	40
12	75	0.04	80
13	100	0.04	10
14	100	0.04	20
15	100	0.04	40
16	100	0.04	80

При скорости резания 50 м/мин и подаче 0,02 мм/зуб рациональным начальным радиусом округления режущей кромки будет радиус 40 мкм (рис. 5.1), поскольку на данном режиме обработки при этом значении радиуса округления режущей кромки максимум эквивалентных напряжений меньше, чем у других рассматриваемых значений радиусов.

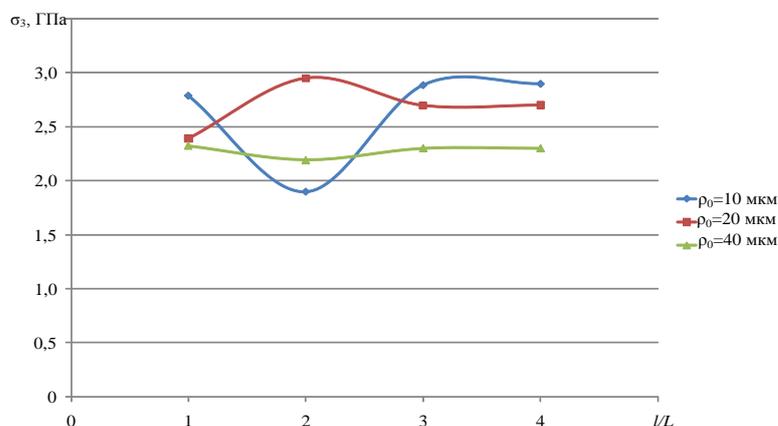


Рисунок 5.1 – Изменение напряжений за цикл резания зуба фрезы при скорости резания 50 м/мин, подаче 0,02 мм/зуб

При скорости резания 50 м/мин и подаче 0,08 мм/зуб рациональным начальным радиусом округления режущей кромки будет радиус 10 мкм (рис. 5.2), поскольку на данном режиме обработки при этом значении радиуса округления режущей кромки максимум эквивалентных напряжений меньше, чем у других рассматриваемых значений радиусов.

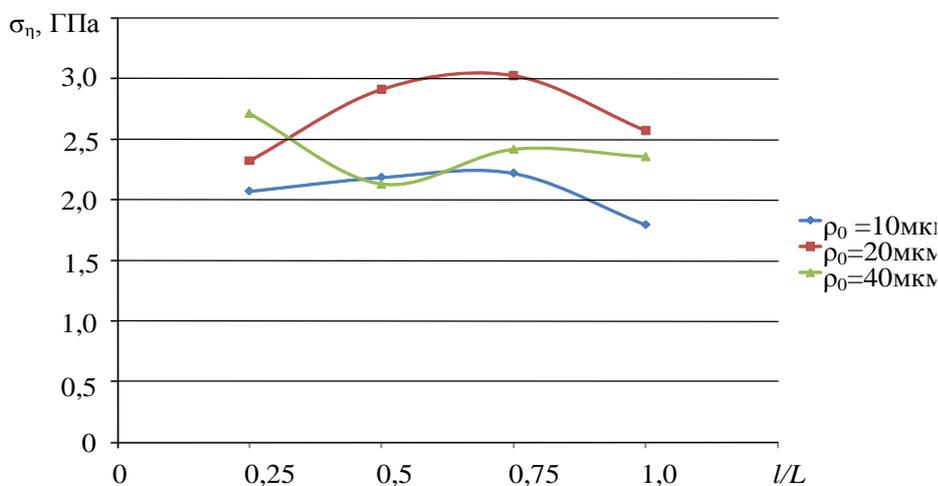


Рисунок 5.2 - Изменение напряжений за цикл резания зуба фрезы при скорости резания 50 м/мин, подаче 0,08 мм/зуб

При скорости резания 75 м/мин и подаче 0,04 мм/зуб ее рациональным начальным радиусом округления режущей кромки будет радиус 20 мкм (рис. 5.3), поскольку на данном режиме обработки при этом значении радиуса округления режущей кромки максимум эквивалентных напряжений меньше, чем у других рассматриваемых значений радиусов.

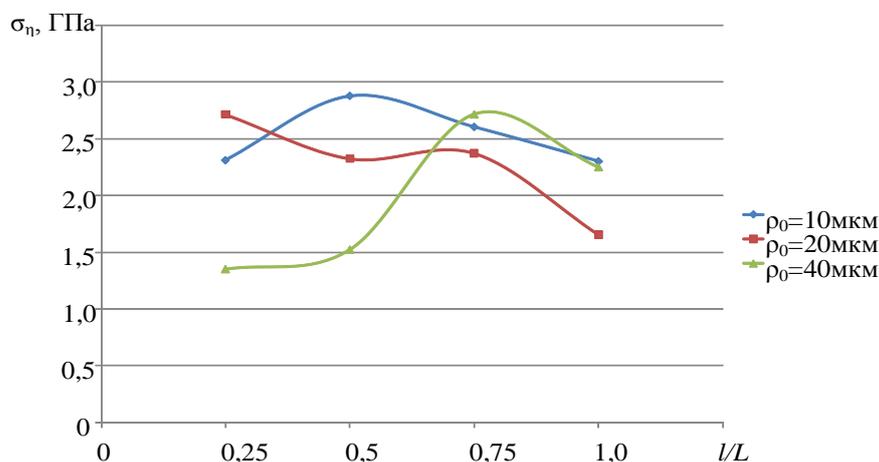


Рисунок 5.3 - Изменение напряжений за цикл резания зуба фрезы при скорости резания 75 м/мин, подаче 0,04 мм/зуб

При скорости резания 100 м/мин и подаче 0,04 мм/зуб рациональным начальным радиусом округления режущей кромки будет радиус 10 мкм (рис. 5.4), поскольку на данном режиме обработки при этом значении радиуса округления режущей кромки максимум эквивалентных напряжений меньше, чем у других рассматриваемых значений радиусов.

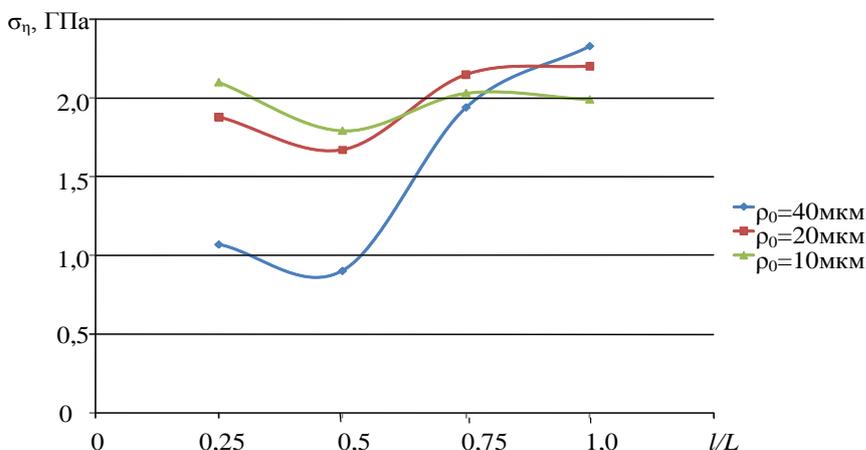


Рисунок 5.4 - Изменение напряжений за цикл резания зуба фрезы при скорости резания 100 м/мин, подаче 0,04 мм/зуб

Полученные результаты исследований можно представить зависимостью:

$$\rho_0 = \frac{105 - 0,6V - 750S_z}{1,5} \begin{cases} 50 \text{ м / мин} < V < 100 \text{ м / мин} \\ 0,02 \text{ мм / зуб} < S_z < 0,08 \text{ мм / зуб} \end{cases} \quad (5.1)$$

где V - скорость резания, м/мин;

S_z - подача, мм/зуб;

ρ_0 - начальный радиус округления режущей кромки, мкм.

Графическое представление этой зависимости показано на рисунке 5.5.

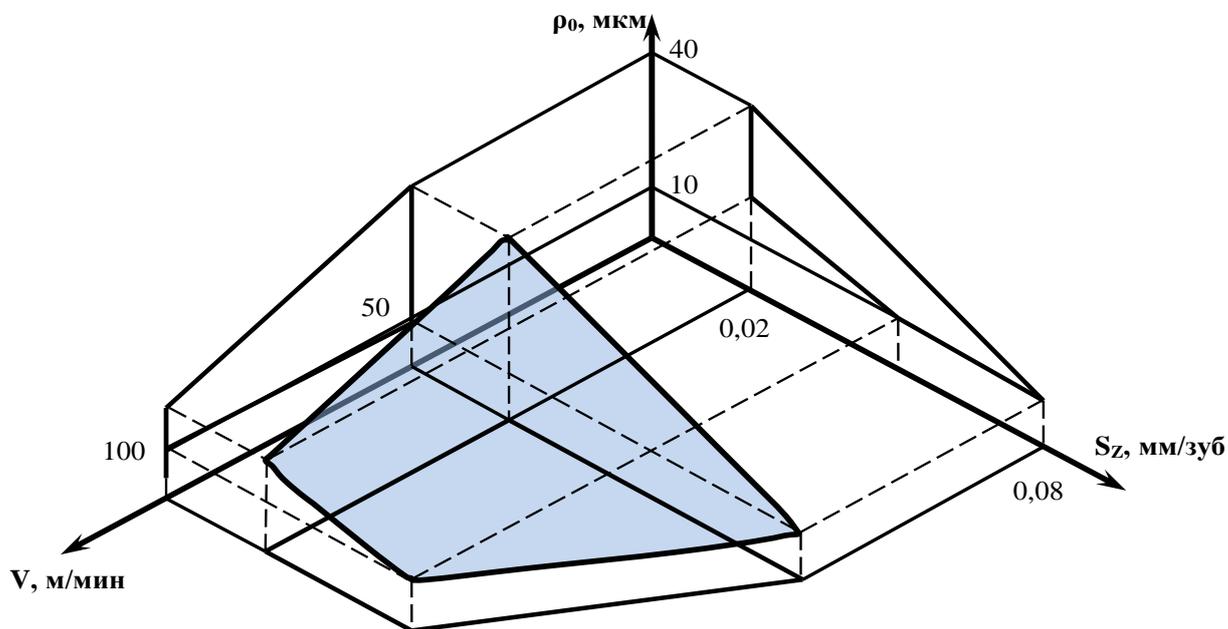


Рисунок 5.5 – Влияние режимов фрезерования на начальный радиус округления режущей кромки

Результаты проведенного исследования показывают, что при увеличении скорости резания необходимы меньшие значения начального радиуса округления режущей кромки. Это можно объяснить тем, что с увеличением скорости резания увеличивается интенсивность накопления повреждений в режущей кромке за счет увеличения частоты врезаний зуба фрезы в заготовку. Поэтому для поддержания неизменным ресурса режущей кромки необходимо снижение интенсивности напряжений

в ней. Это достигается уменьшением силы резания за счет уменьшения радиуса округления режущей кромки.

Из полученных результатов также видно, что при увеличении подачи на зуб фрезы необходимо использовать меньшие значения начального радиуса округления режущей кромки поскольку с увеличением подачи увеличивается при прочих равных условия сила резания. Для поддержания неизменным ресурса режущей кромки необходимо снижение интенсивности напряжений в ней. Это достигается уменьшением силы резания за счет уменьшения радиуса округления режущей кромки.

5.2 Экспериментальное исследование влияния режимов фрезерования на начальный радиус округления режущей кромки, обеспечивающий наибольший ресурс инструмента

Для экспериментального подтверждения зависимости (5.1) был проведен эксперимент по изучению влияния режимов фрезерования на радиус округления режущей кромки, обеспечивающий наибольший ресурс инструмента при фрезеровании стали 12Х18Н12М3ТЛ цельными твердосплавными фрезами диаметром 16 мм. Для этого были взяты фрезы с начальными значениями радиусов округления режущей кромки 4,2, 20 и 35 мкм.

Наладка для проведения эксперимента аналогична наладке, описанной в разделе 4.4.1. Скорость резания была выбрана равной $V=80$ м/мин, что соответствует частоте вращения шпинделя, равной 1600 об/мин. Подача на зуб фрезы составляла 0,036 мм/зуб. Эксперимент проводился при фрезеровании однозубой фрезой. Минутная подача составляла 58 мм/мин.

Проведенные исследования показали, что для фрезы с начальным радиусом округления режущей кромки 4,2 мкм значение силы резания в начальной стадии процесса резания составило 750Н (рис. 5.6).

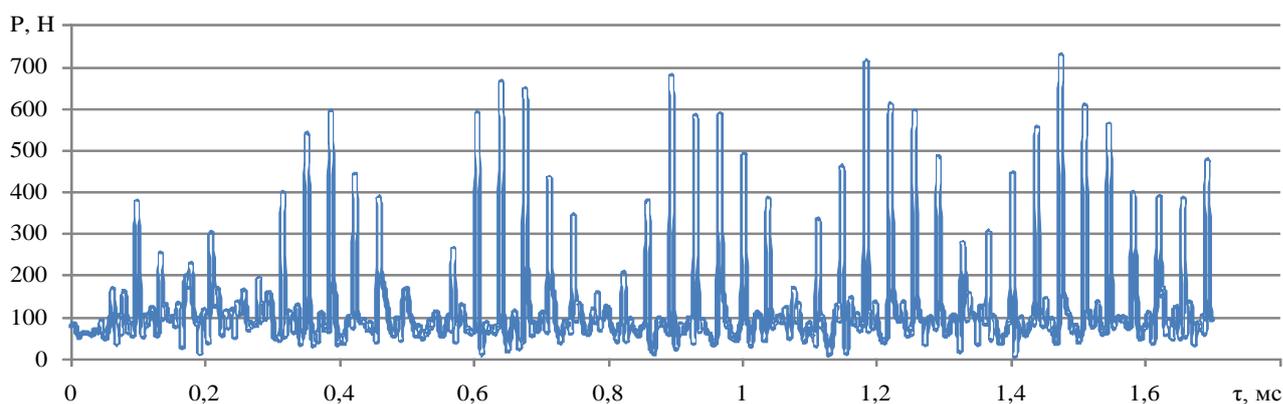


Рисунок 5.6 – Изменение силы резания в начальной стадии процесса резания при начальном радиусе округления режущей кромки 4.2 мкм

После того, как фреза прошла путь в движении подачи 125 мм, сила резания составила 1350Н (рис. 5.7), т.е. увеличение силы резания при начальном радиусе округления режущей кромки фрезы 4.2 мкм составило 600Н.

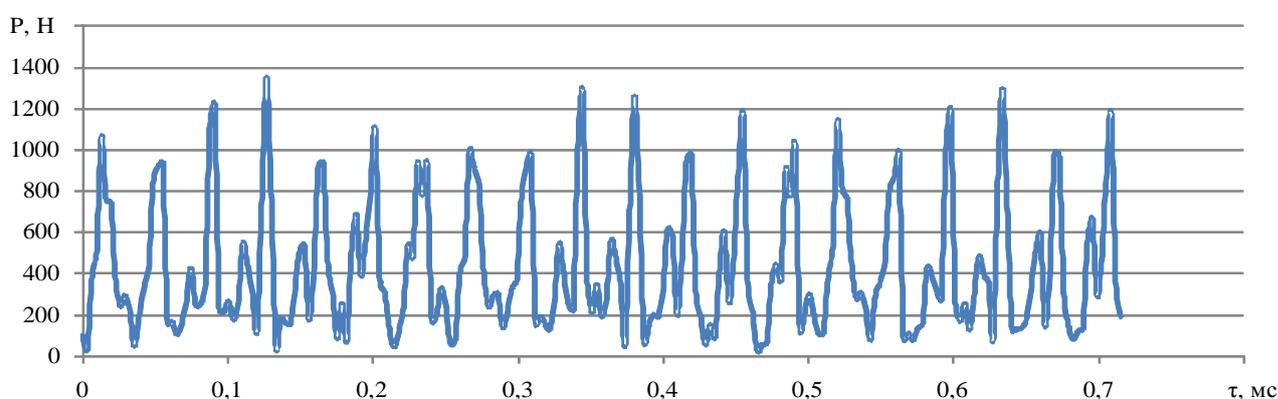


Рисунок 5.7 - Изменение силы резания после пути фрезерования в движении подачи 125мм (в завершающий момент фрезерования) при начальном радиусе округления режущей кромки 4.2 мкм

Состояние режущей кромки фрезы с начальным радиусом округления 4.2 мкм до начала проведения эксперимента и после его завершения представлены на рис. 5.8. Из представленных фотографий видно, что после того, как фреза прошла путь 125 мм, фаска износа по задней поверхности составила 250 мкм.

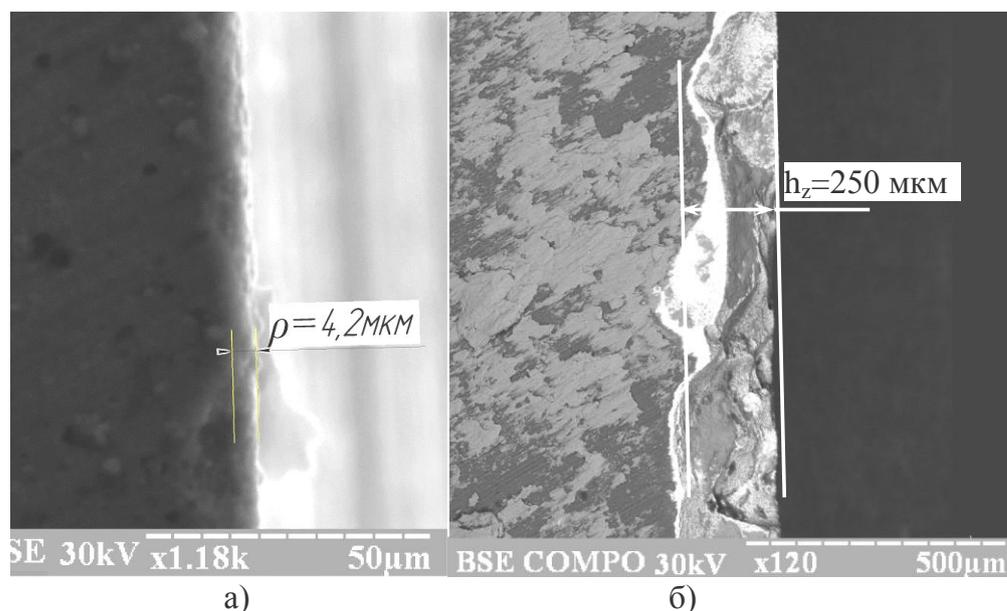


Рисунок 5.8 – Режущая кромка цельной твердосплавной фрезы с начальным радиусом округления 4,2 мкм: а) до начала обработки; б) после завершения обработки

Проведенные исследования при фрезеровании с начальным радиусом округления режущей кромки 20 мкм показало, что значение силы в начальной стадии процесса резания составило 900Н (рис. 5.9).

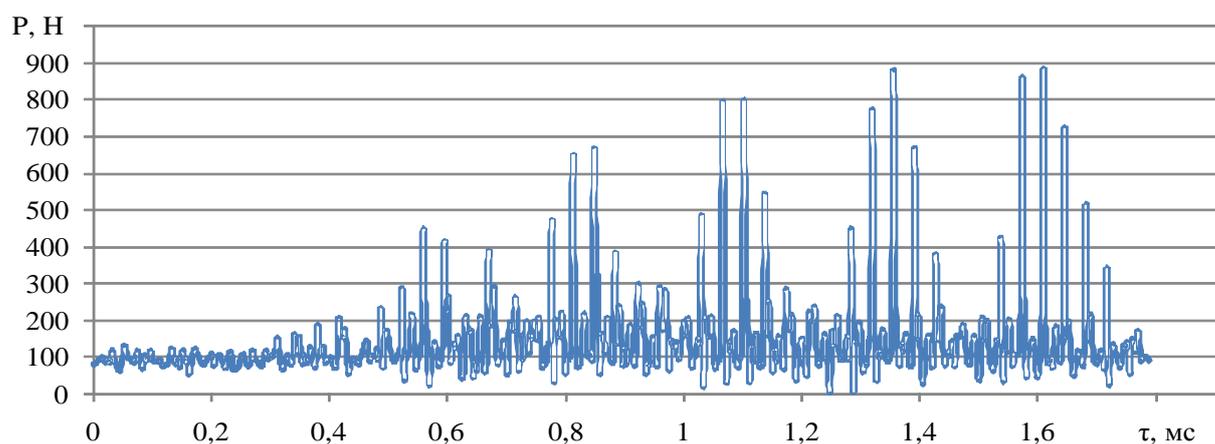


Рисунок 5.9 – Изменение силы резания в начальный момент фрезерования при начальном радиусе округления режущей кромки 20 мкм

После того как фреза прошла путь 125 мм сила резания составила 1550 Н (рис. 5.10), т.е. увеличение силы резания при начальном радиусе округления режущей кромки фрезы 20 мкм составило 650Н.

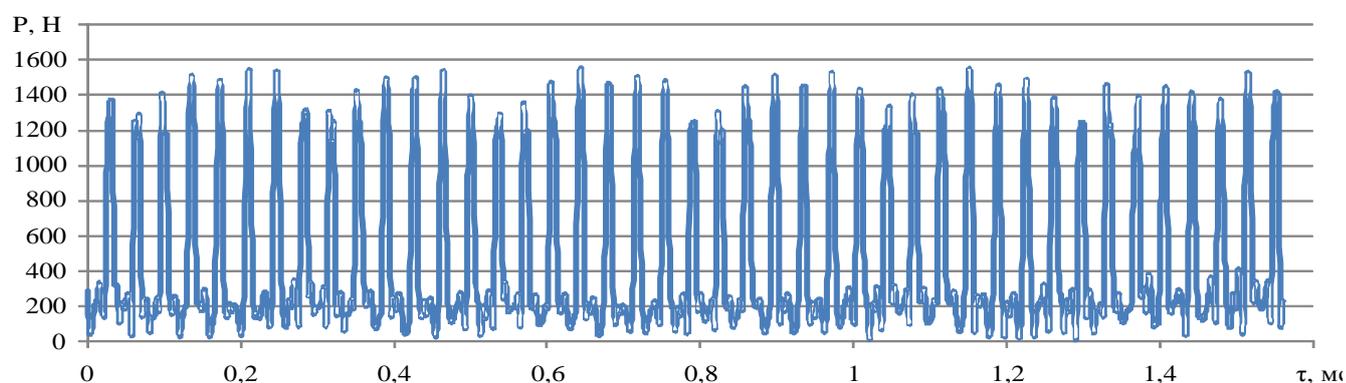


Рисунок 5.10 – Измерение силы резания в завершающий момент фрезерования при начальном радиусе округления 20 мкм

Состояние режущей кромки фрезы с начальным радиусом округления 20 мкм до начала обработки и после ее завершения представлены на рис. 5.11. Из представленных фотографий видно, что после того как фреза прошла путь 125 мм, фаска износа по задней поверхности составила 150 мкм.

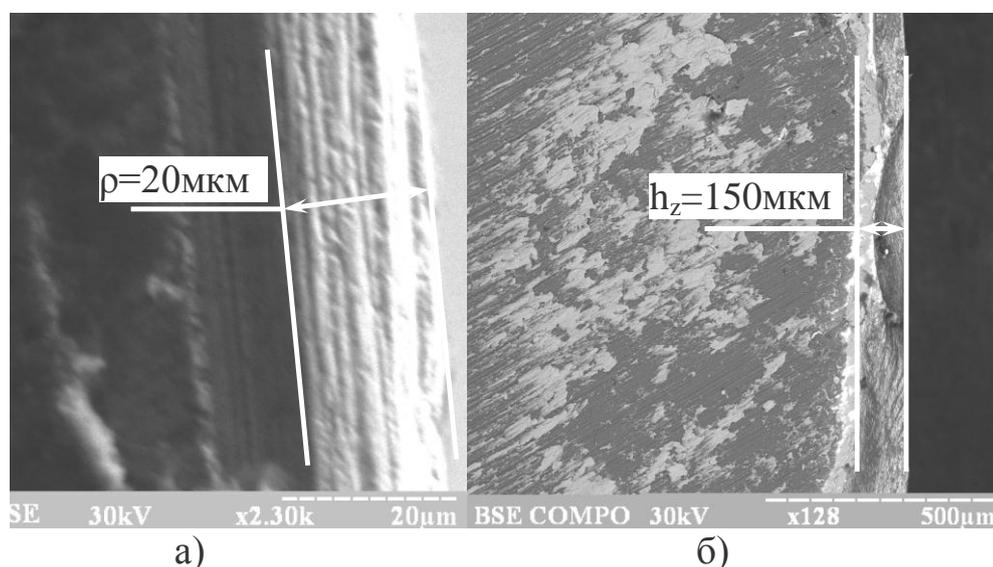


Рисунок 5.11 – Режущая кромка цельной твердосплавной фрезы с начальным радиусом округления 20 мкм: а) до начала обработки; б) – после завершения обработки

Проведенные исследования при фрезеровании с начальным радиусом округления режущей кромки 35 мкм показали, что значение силы в начальной стадии процесса резания составило 900Н (рис. 5.12).

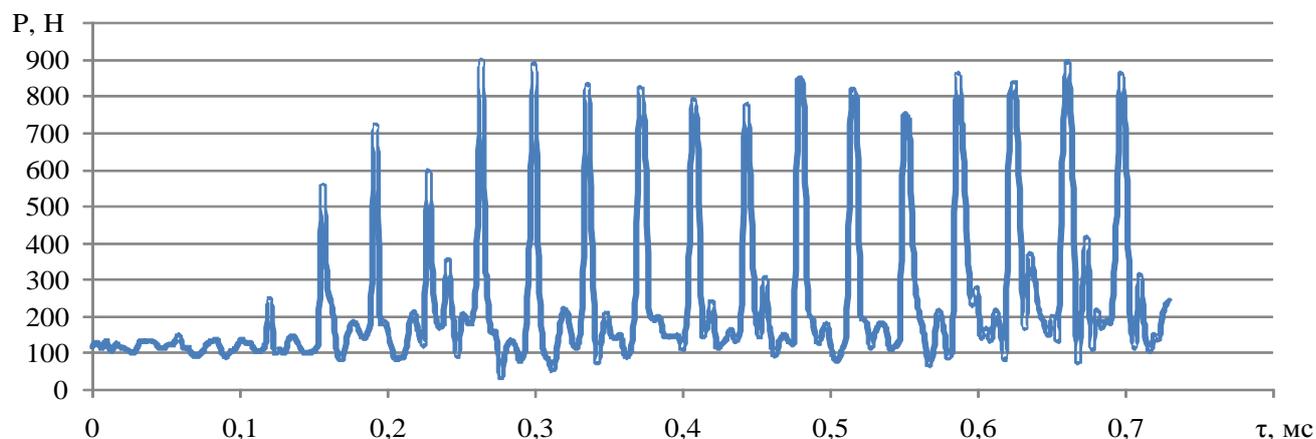


Рисунок 5.12 – Измерение силы резания в начальный момент фрезерования при начальном радиусе округления режущей кромки 35 мкм

После того как фреза прошла путь 85 мм сила резания составила 1500 Н (рис. 5.13), т.е. силы резания при начальном радиусе округления режущей кромки фрезы 35 мкм составило 600Н.

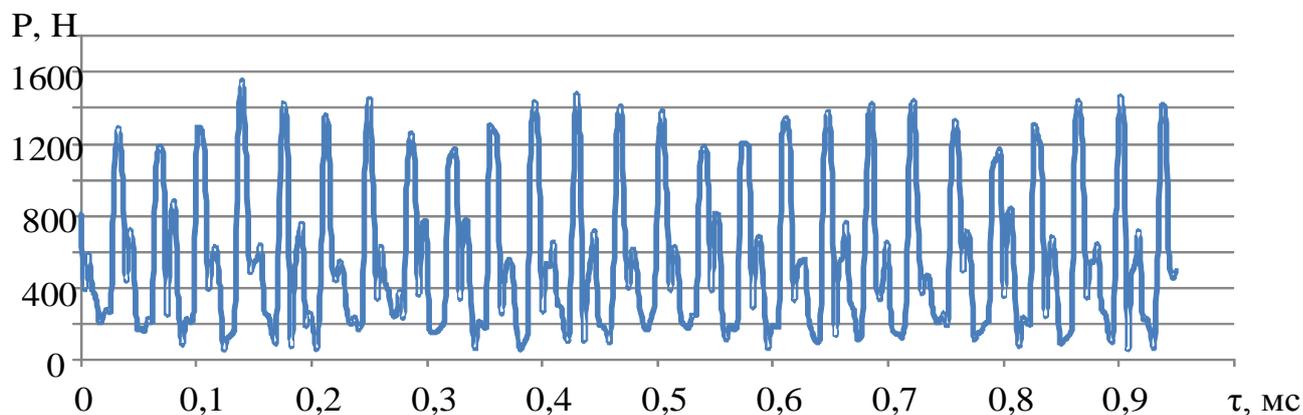


Рисунок 5.13 – Изменение силы резания в завершающий момент фрезерования при начальном радиусе округления 35 мкм

Состояние режущей кромки фрезы с начальным радиусом округления 35 мкм до начала обработки и после ее завершения представлены на рис. 5.14. Из представ-

ленных фотографий видно, что после того как фреза прошла путь 85 мм, фаска износа по задней поверхности составила 400 мкм.

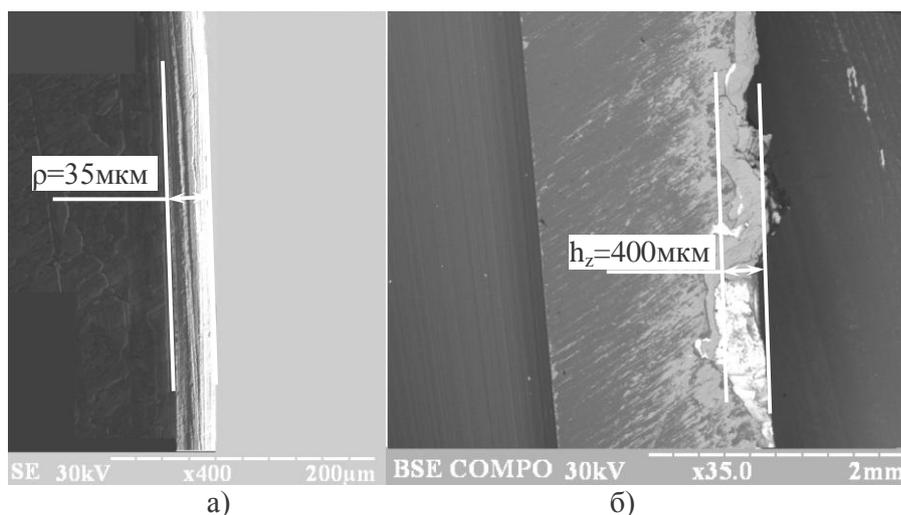


Рисунок 5.14 – Режущая кромка цельной твердосплавной фрезы с начальным радиусом округления 35 мкм: а) до начала обработки; б) после завершения обработки

Обобщенные результаты проведенного эксперимента представлены в таблице 5.2

Таблица 5.2 – Результаты эксперимента

Начальный радиус округления режущей кромки ρ_0 , мкм	Пройденный путь фрезерования L , мм	Фаска износа по задней поверхности h_z , мкм	Сила резания в начальной стадии фрезерования P, N	Сила резания в завершающей стадии фрезерования P, N	Изменение (возрастание) силы резания $\Delta P, N$
4.2	125	250	750	1350	600
20	125	150	900	1550	650
35	85	400	900	1500	600

Из полученных результатов установлено, что при начальном радиусе округления режущей кромки 20 мкм при фрезеровании стали 12Х18Н12М3ТЛ наблюдается наименьшая интенсивность изнашивания режущего лезвия цельной твердосплавной концевой фрезы. При этом изменение силы резания от начала до завершения процесса фрезерования для всех рассмотренных радиусов округления режущих кромок практически одинаково. Исходя из этого, можно сделать вывод, что при начальном

радиусе округления режущей кромки, равном 20 мкм, обеспечивается наибольший ресурс инструмента, что подтверждает результаты виртуального эксперимента с помощью разработанной модели (см. разд. 4.7).

5.3 Практическое применение результатов работы

В настоящее время существенной проблемой на ПАО «Насосэнергомаш» является обработка диффузорных каналов в деталях типа «Аппарат направляющий». Существующая на предприятии технология не позволяет произвести фрезерование диффузорных каналов одного «Аппарата направляющего» менее, чем за 1000 мин. Учитывая увеличения производственной программы, повышение производительности обработки диффузорных каналов в аппаратах направляющих для данного предприятия является актуальной и важной задачей.

Разработанные в предыдущих пунктах рекомендации позволили выбрать режущий инструмент с заданным состоянием его режущих кромок, который обеспечил повышение производительности. Продемонстрируем это на примере детали «Аппарат направляющий» чертеж Н18.220.40.06. Контур диффузорного канала имеет криволинейную форму с изменяющейся шириной канала, которая в минимальном сечении составляет 44,5 мм, глубина канала изменяется в пределах от 44 до 60 мм (рис. 5.15).

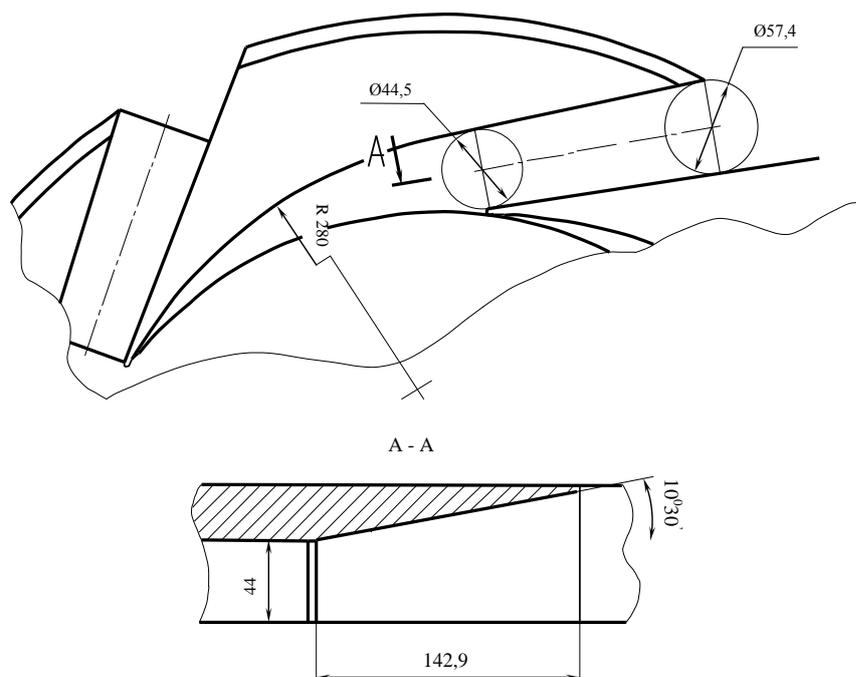
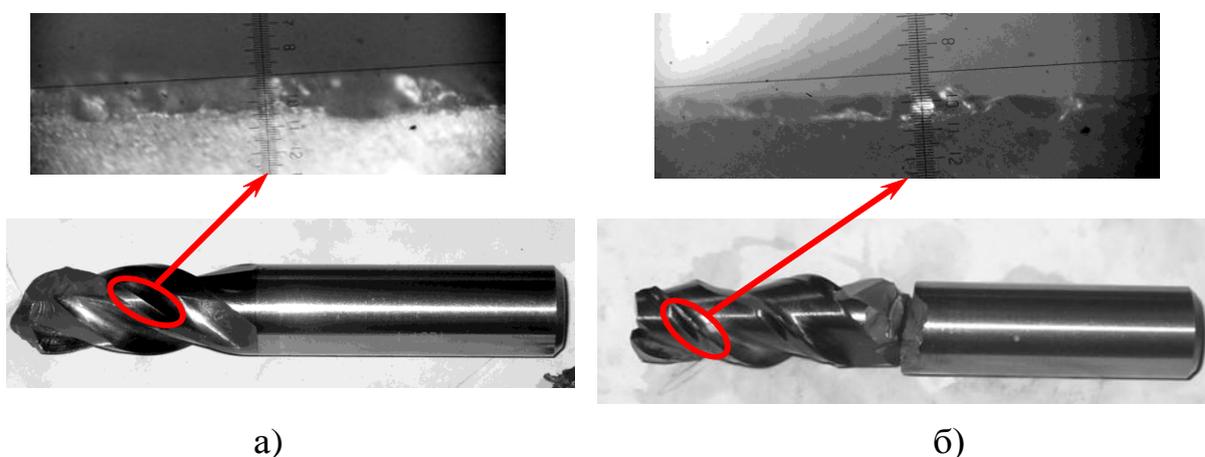


Рисунок 5.15 – Эскиз диффузорного канала направляющего аппарата

Существующая ранее технология обработки подобных деталей предусматривала черновую обработку быстрорежущими фрезами с дальнейшей чистовой обработкой твердосплавными фрезами с напайными пластинами. Применение цельных твердосплавных фрез было экономически нецелесообразным, поскольку при фрезеровании такими фрезами их стойкость была в 40-50 раз ниже стойкости, которая была заявлена производителями этих фрез (рис. 5.16).



а)

б)

Рисунок 5.16 – Результаты производственных испытания цельных твердосплавных фрез: а) фреза фирмы Guehring; б) фреза фирмы Kempf

Производственные испытания цельных твердосплавных концевых фрез (рис. 5.16) показали, что фреза фирмы Guehring диаметром 16 мм, которая была рекомендована производителем для фрезерования пазов в отливках из стали 12Х18Н12М3ТЛ с режимами резания $V=50$ м/мин, $S_z=0,0425$ мм/зуб, $B=16$ мм, $t=16$ мм, обеспечила стойкость, равную 1,2 м пути фрезерования в движении подачи. При этом производитель фрез заявлял стойкость в 40 м. Также были произведены испытания фрезы фирмы Kemprf диаметром 16 мм, которая также была рекомендована производителем для фрезерования пазов в отливках из стали 12Х18Н12М3ТЛ с режимами резания $V=60$ м/мин, $S_z=0,024$ мм/зуб, $B=16$ мм, $t=16$ мм. Эта фреза обеспечила стойкость, равную всего 0,5 м пути фрезерования, в то время как производитель фрез заявлял стойкость в 25 м. Такие результаты реально не обеспечивают экономическую эффективность фрезерования заготовок. Поэтому на ПАТ «Насосэнергомаш» и производилась обработка более дешевыми быстрорежущими фрезами.

На данном предприятии заготовка из стали 12Х18Н12М3ТЛ, имеющая форму диска, выполняется литьем в песчаную форму \. Поэтому, исходя из имеющейся заготовки и требований к готовой детали, обработку целесообразнее всего проводить на вертикально-фрезерном станке с ЧПУ. Обработка должна производиться концевыми фрезами попутным фрезерованием, что должно обеспечить больший, по сравнению с определенным в работе, ресурс режущего инструмента, в отличие от встречного фрезерования, при котором врезание лезвия фрезы будет производиться в материал упрочненный пластическими деформациями после предыдущего реза зуба фрезы, что существенно снижает стойкость обрабатываемого инструмента в результате дополнительного абразивного износа.

Длина траектории фрезы в одном канале составляет 818 мм. Фрезерование выполняется на вертикально-фрезерном станке 6Н13Ф3 с системой ЧПУ WL4M, который имеет ступенчатую коробку регулирования частот вращения шпинделя. Станок соответствует требованиям точности и жесткости по ГОСТ 17734-88.

Для обработки диффузорных каналов рассматривались следующие способы.

1. *Обработка быстрорежущей концевой фрезой (традиционная технология).*

Для обработки отливок из стали 20Х13Л была выбрана фреза 2223-0274 по ГОСТ17026 диаметром 32 мм с коническим хвостовиком и числом зубьев равном 4. Фрезерование диффузорного канала предлагается выполнять с шириной фрезерования 44 мм, что позволяет выполнить диффузорный канал за один проход концевой фрезы. Для обработки отливок из указанной стали рекомендуемая скорость резания принятой фрезой составляет 15 м/мин, что соответствует на заданном станке 160 об/мин; рекомендуемая подача составляет 0,05 мм/зуб, что для заданной частоты вращения соответствует 32 мм/мин. При таких режимах обработки машинное время фрезерования одного канала составляет 25,5 мин. Кроме того, установлено, что при такой технологии фрезерования сложно обеспечить требуемую чертежом шероховатость обработанной поверхности.

2. *Обработка твердосплавной фрезой (новая технология).* Для обработки отливок из стали 20Х13Л была выбрана цельная твердосплавная концевая фреза DIN6528 (артикул №3677) производства фирмы Guehring диаметром 20 мм с цилиндрическим хвостовиком и числом зубьев равном 3. Эта фреза может работать с шириной фрезерования, равной двум диаметрам, что не превышает 40 мм. Поскольку глубина диффузорного канала составляет 44 мм, то фрезерование выполнялось за два прохода с шириной 22 мм, что позволило несколько повысить производительность фрезы на каждом проходе за счет повышения виброустойчивости. Для обработки отливок из указанной стали рекомендуемая производителем инструмента скорость резания этой фрезой составляет 50 м/мин, что соответствует на данном станке 800 об/мин; рекомендуемая подача составляет 0,045 мм/зуб, что для заданной частоты вращения соответствует 108 мм/мин. Поскольку максимальная ширина диффузорного канала составляет 57,4 мм, то, чтобы выполнить обработку на всю ширину канала этой фрезой было принято два прохода, что позволило увеличить длину фрезерования на каждом проходе до достижения принятой величины износа 142 мм, т.е. общая длина фрезерования данной фрезой составила 960 мм. Кроме того, такой подход позволил обеспечить требуемые параметры шероховатости обработанной поверхности. В рассматриваемом случае машинное время обработки одного канала со-

ставило 8,9 мин. Работоспособность фрезы обеспечивалась дополнительной обработкой лезвий фрезы путем доводки режущих кромок таким образом, чтобы их начальный радиус округления составил 20 ± 3 мкм.

3. *Черновая обработка быстрорежущей фрезой и после этого окончательная обработка твердосплавной фрезой.* Черновая обработка диффузорного канала с оставленным на окончательную обработку припуском 1-2 мм производилась фрезой 2223-0274 ГОСТ 17026 с режимами обработки, приведенными в пункте 1. Окончательная обработка производилась фрезой (артикул №5582) фирмы Guehring.. Рекомендуемая скорость резания этой фрезой составляет 100 м/мин, что на данном станке соответствует 1250 об/мин; рекомендуемая подача составляет 0,1 мм/зуб, что для заданной частоты соответствует 500 мм/мин. Такой подход позволил обеспечить наибольшую стойкость цельной твердосплавной концевой фрезы, переточка которой является сложно и достаточно трудоемкой. Поскольку фреза №5582 по каталогу производителя предназначена для окончательной обработки, то обеспечение требуемой шероховатости обработанной поверхности является несложным. Благоприятное состояние режущих кромок принятой фрезы №5582 обеспечивается производителем уже в состоянии. При такой технологии машинное время обработки одного диффузорного канала составило 27,1 мин.

Анализ результатов (акты внедрения приведены в приложении В), полученных при обработке опытного образца по указанным вариантам технологических процессов, позволил сделать следующие выводы:

- при использовании варианта 1 для обеспечения заданной шероховатости необходимы частые переточки режущего инструмента, что приводит к увеличению времени обработки детали.

- при использовании варианта 2, несмотря на достижение повышенной производительности и удовлетворительного качества обработанных поверхностей, наблюдалась существенная чувствительность инструмента к качеству отливки, что приводило к случайным поломкам фрез и повышению, вследствие этого, себестоимости обработки.

- при использовании варианта 3 обеспечивается наименьшая себестоимость и достаточно приемлемая производительность.

Окончательно для обработки диффузорных каналов в производственных условиях был принят вариант 3.

5.4 Выводы

1. Измерения твердосплавных концевых фрез, представленных на рынке, показали, что производители инструмента независимо от рекомендуемой операции (предварительная (черновая) или окончательная (чистовая)) стремятся сформировать режущую кромку с насколько можно меньшим радиусом ее округления. Его величина на лезвиях режущего инструмента в состоянии поставки находится, как правило, в пределах 4-5 мкм. Вместе с тем проведенными поисковыми экспериментами установлено, что в условиях чернового фрезерования такое состояние режущей кромки не может обеспечить требуемый ресурс инструмента, особенно при повышенном уровне вибраций.

2. Экспериментальное исследование процесса фрезерования литейных сталей аустенитного класса твердосплавными концевыми фрезами различной конструкции, но с одинаковыми радиусами округления режущей кромки, подтвердили, что преобладающей причиной отказов инструмента является выкрашивание режущей кромки, которое можно компенсировать выбором рационального значения начального радиуса округления режущей кромки.

3. Экспериментально доказано, что в процессе эксплуатации твердосплавных концевых фрез при обработке нержавеющей сталей изменение состояния режущей кромки происходит в результате конкуренции процессов выкрашивания режущей кромки и изнашивания по задней поверхности. В зависимости от конструкции фрезы и принятых условий резания может превалировать тот или иной процесс, а отсутствие выкрашивания способствует повышению ресурса инструмента.

4. Исследованиями влияния режима резания на величину необходимого начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 , обеспечивающего наибольший ресурс инструмента при прочих равных условиях, доказано, что с увеличением скорости резания величина ρ_0 должна уменьшаться в диапазоне подач от 0,02 до 0,08мм/зуб.

5. Разработанные рекомендации опробованы и внедрены на ПАО «Сумский завод «Насосенергомаш», НПП «Насостехкомплект» (г. Сумы) для обработки диффузорных каналов деталей «Аппарат направляющий». Производительность обработки увеличена в 1,8 раза по сравнению с традиционной технологией, применяемой на ПАО «Сумский завод «Насосенергомаш». Использование предложенного инструмента на НПП «Насостехкомплект» позволило сократить основное время на операцию в 2,2 раза. Дальнейшее повышение производительности ограничивается, чаще всего, низким качеством заготовки и малой жесткостью имеющегося на предприятиях оборудования.

ОБЩИЕ ВЫВОДЫ

В диссертационной работе решена научно-практическая задача повышения работоспособности твердосплавных концевых фрез при обработке пазов в отливках из литейной стали аустенитного класса за счет выбора величины начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 , который обеспечивает наибольший ресурс инструмента.

1. Получила дальнейшее развитие модель процесса резания округленным лезвием с переменной толщиной среза за счет применения метода конечных элементов для оценки во времени полей напряжений и температур на границе контакта и в объеме лезвия, а также расчета зависимости силы резания от толщины среза, что позволило комплексно исследовать влияние радиуса округления режущей кромки в процессе фрезерования на изнашивание и выкрашивание лезвия, разрушение фрезы в целом и устойчивость фрезерования.

2. Впервые в механических испытаниях на сжатие применены твердосплавные опоры и учтено влияние на форму образца трения на его торцах, что позволило провести испытания на сжатие при повышенных температурах, определить определяющее уравнение и уравнение пластичности стали 12X18H12M3TЛ и показать, что эта сталь по сравнению с ее деформируемым аналогом 12X18H10T имеет сходную способность к деформационному упрочнению и в 2 раза меньшие предельные пластические деформации до разрушения при растяжении.

3. На основе трибологических испытаний пары «литейная нержавеющая сталь 12X18H12M3TЛ – твердый сплав ВК8» показано, что адгезионная активность литейной и деформируемой нержавеющих сталей близки между собой, что позволило использовать известные модели трения в разработанных конечно-элементных моделях рабочего процесса.

4. Впервые выявлена зависимость ресурса фрезы при фрезеровании литейной нержавеющей стали 12X18H12M3TЛ от радиуса округления режущей кромки, полученного после заточки и доводки инструмента – начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 . Это обусловлено преобладанием при фрезеровании этой стали

выкрашивания режущей кромки, что приводит к периодическому увеличению его радиуса округления.

5. Разработаны и подтверждены экспериментально рекомендации по выбору начального радиуса округления режущей кромки ρ_0 для условий резания при концевом фрезеровании стали 12Х18Н12М3ТЛ, который обеспечивает наибольший ресурс инструмента при прочих равных условиях. Применение этих рекомендаций позволяет сократить время на внедрение в производство новых твердосплавных концевых фрез.

6. Внедрение результатов исследований в производство для концевого фрезерования деталей из литейных сталей аустенитного класса позволило увеличить производительность обработки в 1.8 – 2.2 раза за счет полного исключения поломок фрез и увеличения режимов резания. Усовершенствованна методика проведения механических испытаний на сжатие может быть использована для определения свойств материалов, проявляющих хрупкость при растяжении. Результаты исследований внедрены в учебный процесс.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

КОММАНДНЫЙ ФАЙЛ LS-DYNA

```

$# LS-DYNA Keyword file created by LS-PREPOST 2.3 - 24Oct2008(18:15)
$# Created on Feb-10-2009 (10:26:30)
*KEYWORD
*CONTROL_ACCURACY
$#  osu   inn  pidosu
    1    2
*CONTROL_ADAPTIVE
$# adpfreq  adptol  adpopt  maxlvl  tbirth  tdeath  lcadp  ioflag
    0.008000 0.007000   8     3  0.0001.0000E+20
$# adpsize  adpass  ireflg  adpene  adpth  memory  orient  maxel
    1.100000   1
$# ladpn90  ladpgh  ncfred  ladpcl  adpctl  cbirth  cdeath  lclvl
    0    0    0    1  0.000  0.0001.0000E+20
$#  cnla
    0
*CONTROL_CONTACT
$# slsfac  rwpnal  islchk  shlthk  penopt  thkchg  orien  enmass
    0.080000  0.000   1    0    0    0    1
$# usrstr  usrfrc  nsbcs  interm  xpene  ssthk  ecdt  tiedprj
    0    0    0    0  4.000000
$# sfric  dfric  edc  vfc  th  th_sf  pen_sf
    0.000  0.000  0.000  0.000  0.000  0.000  0.000
$# ignore  frceng  skiprwc  outseg  spotstp  spotdel  spothin
    0    1
$# isym  nserod  rwgaps  rwgdt  rwksf  icov  x  ithoff
    0    0    0  0.000  1.000000  0  1.000000
$# shldg
    0
*CONTROL_ENERGY
$# hgen  rwen  slnten  rrlen
    2    2    2    2
*CONTROL_HOURLASS
$# ihq  qh
    5  0.150000
*CONTROL_OUTPUT
$# npopt  neecho  nrefup  iaccop  opifs  ipnint  ikedit  iflush
    0    0    0    0  0.000  0    0  100
$# iprtf  ierode  tet10  msgmax  ipcurv
    0    0    0    0    0
*CONTROL_SOLUTION
$# soln  nlq  isnan
    2
*CONTROL_TERMINATION
$# endtim  endcyc  dtmin  endeng  endmas
    16.00000
*CONTROL_THERMAL_NONLINEAR
$# refmax  tol  dcp  lumpbc  thlstl  nlthpr  phchpn
    100
*CONTROL_THERMAL_SOLVER
$# atype  ptype  solver  cgtol  gpt  eqheat  fwork  sbc
    1    2    3  1.0000E-6  1  1.000000  0.900000
*CONTROL_THERMAL_TIMESTEP
$# ts  tip  its  tmin  tmax  dtemp  tscp  lcts
    0  0.500000  0.001000  1.0000E-7  0.002650  100.00000  0.500000
*CONTROL_TIMESTEP
$# dtinit  tssf  isdo  tslimt  dt2ms  lctm  erode  ms1st
    0.000  0.900000  1  0.000  -1.300E-6

```

```

$# dt2msf dt2mslc imslc
    0.000    0    0
*DATABASE_GLSTAT
$# dt binary lcur ioopt
    0.002000    2
*DATABASE_MATSUM
$# dt binary lcur ioopt
    0.002000    2
*DATABASE_NCFORC
$# dt binary lcur ioopt
    0.002000    2
*DATABASE_RCFORC
$# dt binary lcur ioopt
    0.002000    2
*DATABASE_SECFORC
$# dt binary lcur ioopt
    0.002000    2
*DATABASE_SLEOUT
$# dt binary lcur ioopt
    0.002000    2
*DATABASE_BINARY_D3DUMP
$# dt lcdt beam npltc psetid
    3.0000E+5
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
$# dt lcdt beam npltc psetid
    0.002650    0    0    200
$# ioopt
    0
*DATABASE_FORMAT
$# iform ibinary
    0    0
*DATABASE_EXTENT_BINARY
$# neiph neips maxint strflg sigflg epsflg rtflg engflg
    0    0    3    1
$# cmpflg ieverp beamip dcomp shge stssz n3thdt ialemat
    0    0    4    1    2    3
$# nintslid pkp_sen sclp unused msscl therm iniout iniout
    1    0    0.000    0    0    0
*DATABASE_CROSS_SECTION_PLANE_ID
$# csid title
    1
$# psid xct yct zct xch ych zch radius
    0 1.000000 -0.110000 0.000 1.000000 1.000000 0.000 99.00000
$# xhev yhev zhev lenl lenm id itype
    0.000 0.000 0.000 0.000 0.000 0 0
*CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_THERMAL_ID
$# cid title
    1
$# sids sidm sfact freq fs fd dc membs
    0 0 1.000000 50 0.460000 0.000 0.000 6
$# tbirth tdeath sos som nds ndm cof init
    0.0001.0000E+20 1.000000 1.000000
$# k rad h lmin lmax chlm bc_flag
    0.000 0.000 3.3300E-4 0.001000 0.100000 0.050000
$# vc vdc ipf slide istiff tiedgap
    0.600000 10.000000 0 1
*INITIAL_TEMPERATURE_SET
$# nsid temp loc
    4 20.000000
*SET_NODE_GENERAL
$# sid da1 da2 da3 da4
    4
$# option e1 e2 e3 e4 e5 e6 e7

```

```
ALL
*DAMPING_GLOBAL
$# lcid valdmp stx sty stz srx sry srz
0 200.00000
*INCLUDE
$# filename
work.k
*INCLUDE
$# filename
tool.k
*END
```

ПРИЛОЖЕНИЕ Б

Изменение напряжений в лезвии

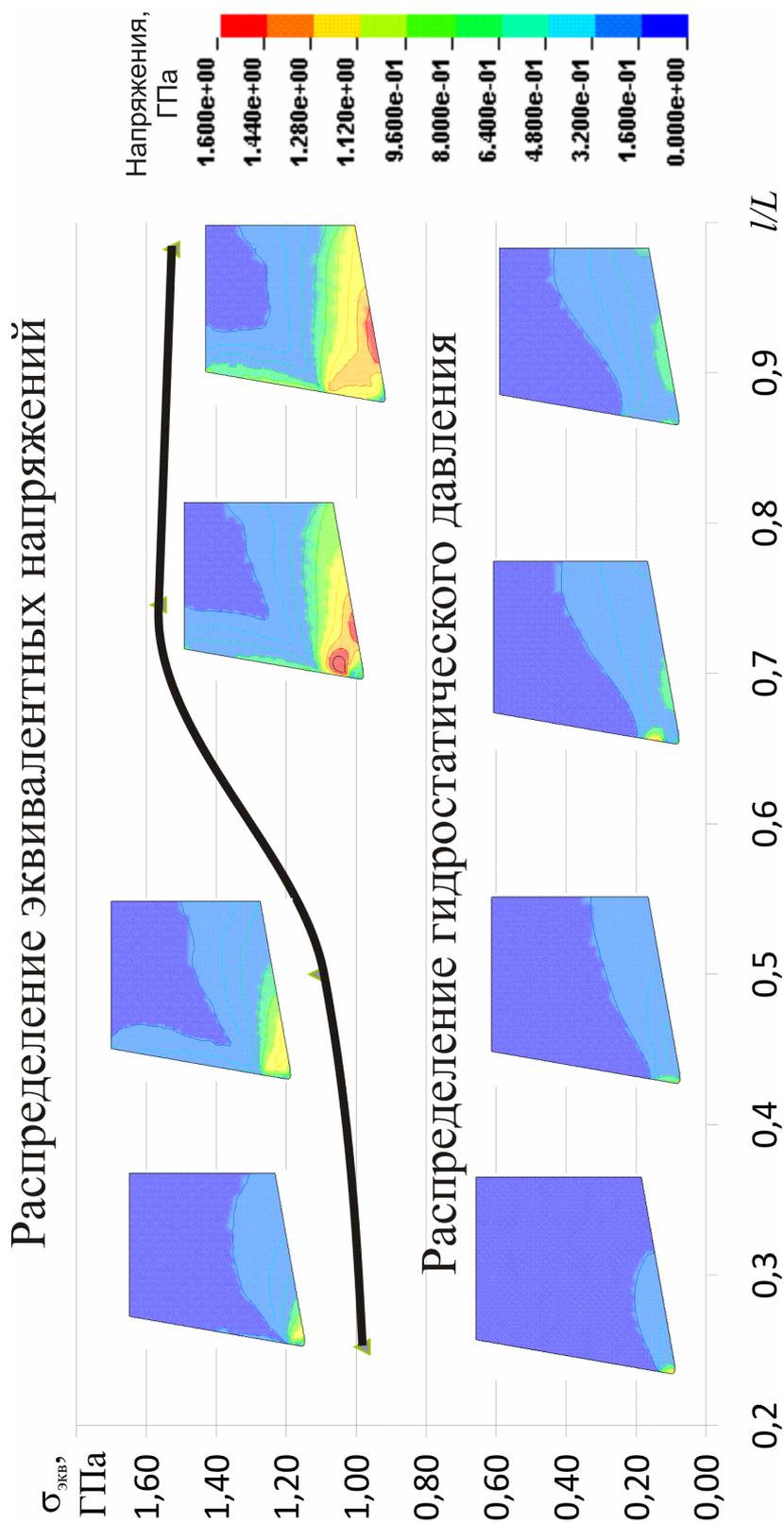


Рисунок Б.1 – Изменение напряжений в цикле резания лезвия с $\rho = 5$ мкм

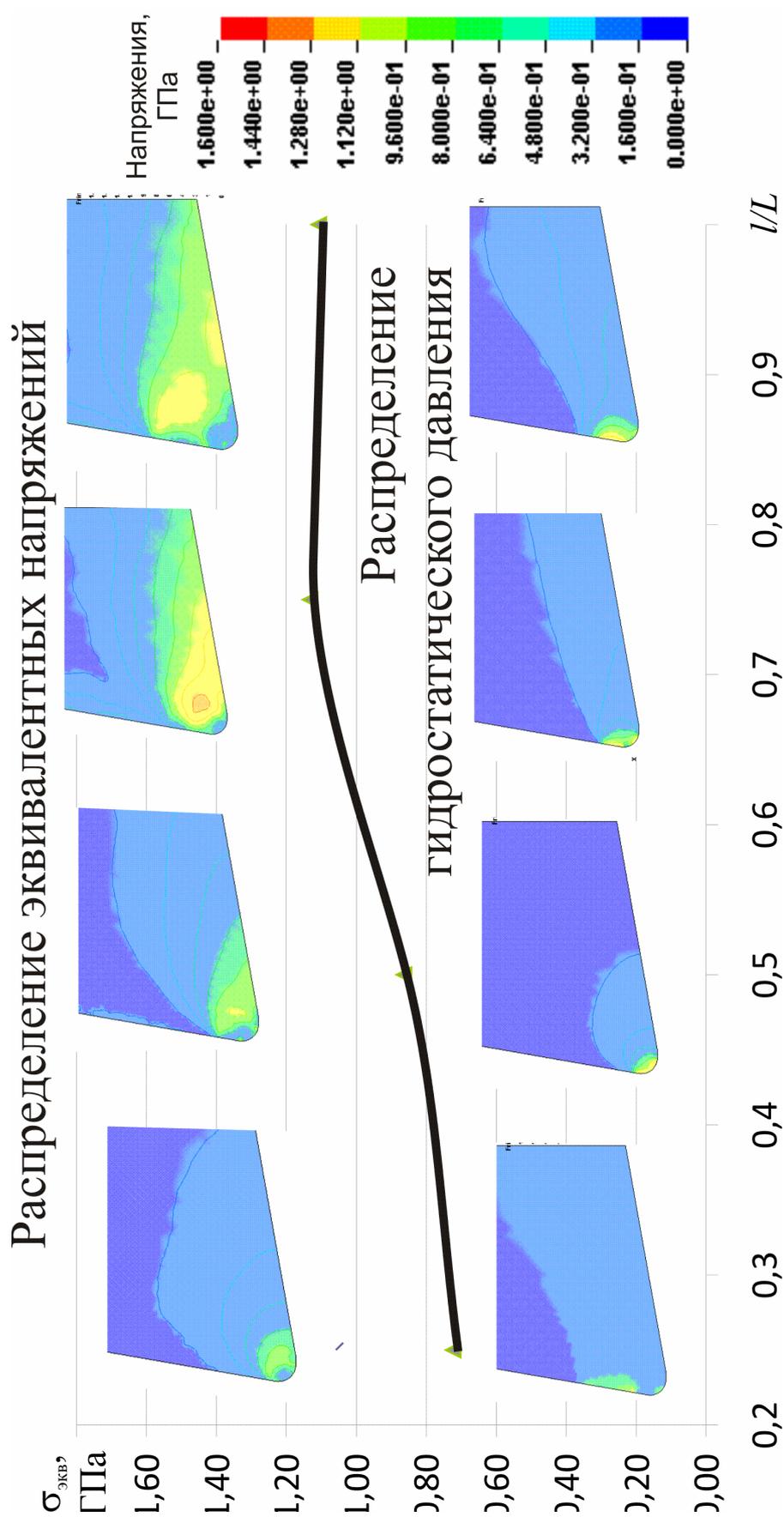


Рисунок Б.2 – Изменение напряжений в цикле резания лезвия с $\rho=20$ мкм

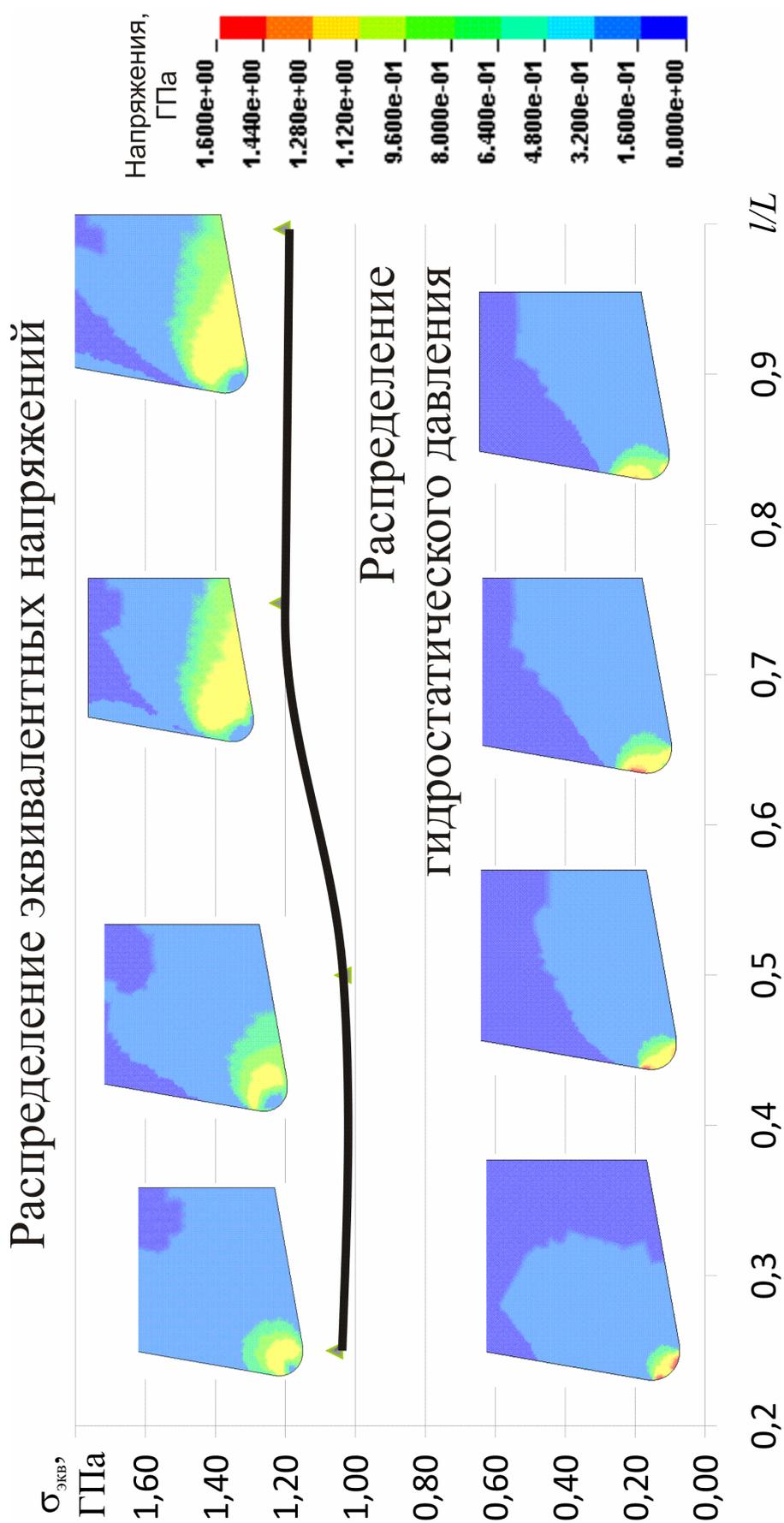


Рисунок Б.3 – Изменение напряжений в цикле резания лезвия с $\rho=40$ мкм

ПРИЛОЖЕНИЕ В
АКТЫ ВНЕДРЕНИЯ

ЗАТВЕРДЖУЮ

Головний інженер
 ВАТ «НАСОСЕНЕРГОМАШ» Куш-
 ко В.О.

«___» _____ 2011 р.

АКТ

впровадження науково-дослідної роботи

«___» _____ 2011 р.

м. Суми

Акт складено комісією у складі:

Голова комісії Недокус І.Я. заступник головного технолога

Члени комісії: Руденко Д.Б. заступник головного технолога, начальник бюро
 Кущенко С.В. начальник бюро верстатів з ЧПК
 Некрасов С.С., асистент СумДУ

Розглянувши результати випробувань комісія дійшла висновку, що результати дисертаційної роботи асистента СумДУ Некрасова С.С. на тему: «Підвищення ресурсу твердосплавних кінцевих фрез при обробці сталей аустенітного класу» використані при розробці технології та керуючих програм для обробки дифузорних каналів деталі «Апарат направляючий» із нержавіючої сталі 12Х18Н12М3ТЛ у період з 04січня 2011р по 31 березня.2011 р. автором запропоновані режими різання, ріжучий інструмент та керуюча програма для вертикально фрезерного верстата 6Р13Ф3 з системою ЧПК WL4М що в сукупності дозволило скоротити основний час на операцію у 1,8 рази.

Комісія рекомендує впровадження розробленої технології, ріжучого інструменту та режимів різання в серійне виробництво в цехах №1 та №2 ВАТ «НАСОСЕНЕРГОМАШ».

Роботи виконувалися за Договором № 40.102.10 та №40.112.11 між Сумським державним університетом та ВАТ «НАСОСЕНЕРГОМАШ».

Голова комісії Недокус І.Я. заступник головного технолога

Члени комісії: Руденко Д.Б. заступник головного технолога, начальник бюро
 Кущенко С.В. начальник бюро верстатів з ЧПК
 Некрасов С.С., асистент СумДУ

ЗАТВЕРДЖУЮ
 Директор
 ТОВ НВП «Насостехкомплект» Гу-
 лий О.М.

«__» _____ 2011 р.

АКТ

впровадження науково-дослідної роботи

«__» _____ 2011 р.

м. Суми

Акт складено комісією у складі:

Голова комісії Поклад О.В.

Члени комісії: Сиволап Є.І.
 Бондаренко О.О.
 Некрасов С.С., асистент СумДУ

За Договором № 40.116.11 між Сумським державним університетом та ТОВ НВП «Насостехкомплект» впроваджені в виробництво результати роботи асистента СумДУ Некрасова С.С. на тему: «Підвищення ресурсу твердосплавних кінцевих фрез при обробці сталей аустенітного класу».

Рекомендації з підвищення ресурсу твердосплавних кінцевих фрез при обробці сталей аустенітного класу повністю виключили поломку їх різальних кромки, що дозволило за рахунок підвищення режимів різання скоротити основний час на операцію в 2,2 рази.

Голова комісії

Поклад О.В.

Члени комісії:

Сиволап Є.І.
 Бондаренко О.О.
 Некрасов С.С., асистент СумДУ

ЗАТВЕРДЖУЮ

Перший проректор

_____ В. Д. Карпуша

«__» _____ 2011 р.

АКТ

впровадження результатів дисертаційної роботи

«Підвищення ресурсу твердосплавних кінцевих фрез при обробці сталей аустенітного класу»

в навчальний процес

Акт складено комісією у складі:

Голова комісії зав. каф. ТМВІ, д. т. н. проф. Залога В. О.

Члени комісії: доц. каф. ТМВІ, д. т. н. Криворучко Д. В.

 заст. зав. каф. ТМВІ, к. т. н. Івченко О. В.

Даний акт засвідчує, що результати дисертаційної роботи Некрасова Сергія Сергійовича «Підвищення ресурсу твердосплавних кінцевих фрез при обробці сталей аустенітного класу» були впроваджені у навчальний процес при читанні курсу лекцій з дисципліни «Теорія різання».

Голова комісії зав. каф. ТМВІ, д. т. н. проф. Залога В. О.

Члени комісії: доц. каф. ТМВІ, д. т. н. Криворучко Д. В.

 заст. зав. каф. ТМВІ, к. т. н. Івченко О. В.

ПРИЛОЖЕНИЕ Г**ЛИЦЕНЗИЯ НА ПРОГРАММНЫЙ ПРОДУКТ LS-DYNA**

ПРИЛОЖЕНИЕ Д
АКТ АТЕСТАЦИИ МАШИНЫ УМЭ-10ТМ

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. **Криворучко, Д. В.** Влияние модели обрабатываемого материала на точность прогнозирования показателей процесса прямоугольного резания методом конечных элементов [Текст] / Д. В. Криворучко, В. А. Залога, С. С. Некрасов // Вісник Вінницького політехнічного інституту. -Наіфа, 2007. -Вып. 2007. -№ 4. -С. 115- 120.
2. **Залога, В. А.** Скінченноелементна модель процесу різання. підтвердження її адекватності експерименту [Текст] / О. А. Залога, Д. В. Криворучко, С. С. Некрасов //Процеси механічної обробки в машинобудуванні. -Житомир: ЖІТІ, 2007. -Вып. 5. -С. 60- 72.
3. **Залога, В. А.** К вопросу о перспективах моделирования методом конечных элементов процесса разрушения обрабатываемого материала (трещинообразования) при резании: К юбилею Ф. Я. Якубова [Текст] / В. А. Залога, Д. В. Криворучко, С. С. Некрасов //Современные технологии в машиностроении. - Х.: НТУ «ХПИ», 2007. -С. 75- 86.
4. **Залога, В. А.** Методика численной оценки показателей прочности обрабатываемого материала по его модели [Текст] / В. А. Залога, Д. В. Криворучко, С. С. Некрасов //Компрессорное и энергетическое машиностроение. - Сумы: МИКЭМ, 2009. - Вып. 15. -№ 1. -С. 47- 51.
5. **Даниелян, А. М.** Обработка резанием жаропрочных сталей, сплавов и тугоплавких металлов [Текст] / А. М. Даниелян, П. И. Бобрик. - М.: Машиностроение, 1965. -308 с.
6. **Stephenson, D. A.** Metall Cutting Theory and Practice [Text] / D. A. Stephenson, J. S. Agariou. -New York: Taylor and Francis Group, 2006. -848 с.
7. **Grzesik, W.** Advanced Mashining Processes of Metallik Materials: Theory, Modeling and Applications [Text] / W. Grzesik. -Amsterdam: Elsevier, 2008. -448 с.
8. **Dolinsek, S.** Work-hardening in the drilling of austenitik stainless steels [Text] / S. Dolinsek //Journal of Materials Processing Technology. -: Elsevier, 2003. -Вып. 133. -С. 63- 70.

9. **Ташлицкий, Н. И.** Влияние механических свойств и теплопроводности сталей на их обрабатываемость [Текст] / Н. И. Ташлицкий. - М.: Машгиз, 1952. -84 с.
10. **Талантов, Н. В.** Физические основы процесса резания изнашивания и разрушения инструмента [Текст] / Н. В. Талантов. -М.: Машиностроение, 1992. -240 с.
11. **Криворучко, Д. В.**, О выборе уравнения состояния обрабатываемого материала для моделирования процесса резания методом конечных элементов [Текст]/ Д. В. Криворучко, В. А. Залого, С. Н. Хвостик //Вестник СумГУ. -2006. -№ 56. -С. 113- 122.
12. **Хаег, Г. Л.** Прочность режущего инструмента [Текст] / Г. Л. Хаег. - М.: Машиностроение, 1975. -168 с.
13. **Ильченко, Н. Я.** Об особенностях напряженного состояния режущей части инструмента при прерывистой работе [Текст] / Н. Я. Ильченко и др. //Резание и инструмент. -Х., 1979. -Вып. 22.
14. **Родин, П. Р.** Монолитные твердосплавные концевые фрезы [Текст] / П. Р. Родин, Н. С. Равская, А. И. Касьянов - К.: Вища школа, 1985. -66 с.
15. **Гуревич, Я. Л.** Обработка резанием жаропрочных сталей и сплавов [Текст] / Я. Л. Гуревич; ред. П. В. Смирнова. - М.: "Рус.", 1960. -32 с.
16. **Пинахин А. М.** Кинетика изнашивания твердосплавного режущего инструмента [Текст] / А. М. Пинахин, И. А. Пинахин, А. С. Иванова, А. А. Левченко //Сборник научных трудов: Серия "Естественнонаучная". - Ставрополь: Сев-КавГТУ, 2004. -№ 1.
17. **Лоладзе, Т. Н.** Прочность и износостойкость режущего инструмента [Текст] / Т. Н. Лоладзе. -М.: Машиностроение, 1982. -320 с.
18. **Подураев, В. Н.** Резание труднообрабатываемых материалов [Текст] / В. Н. Подураев. - М.: Высшая школа, 1974. -587 с.
19. **Макаров, А. Д.** Износ и стойкость режущих инструментов [Текст] / А. Д. Макаров. - М.: Машиностроение, 1966. -266 с.
20. **Шустер, Л. Ш.** Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом [Текст] / Л.Ш. Шустер. - М.: Машиностроение, 1988. -96 с.

21. **Артамонов, Е. В.** Напряженно деформированное состояние и прочность режущих элементов и инструментов [Текст] / Е. В. Артамонов, И. А. Ефимович, Н. И. Смолин, М.Х. Утешев; ред. М.Х. Утешев. - М.: Недра: Бизнесцентр, 2001. - 199 с.
22. **Ханин, М. В.** Механическое изнашивание материалов [Текст] / М. В. Ханин. - М.: Издательство стандартов, 1984. -152 с.
23. **Сахаров, В. В.** Разработка состава аустенитной коррозионно-стойкой стали с улучшенной обрабатываемостью резанием для систем выпуска отработанных газов автомобилей [Текст]: дисс. ... канд. техн. наук: 05.02.01/ Сахаров В.В. - Самара, 2006. -157 с.
24. **Верещака, А. С.** Повышение работоспособности режущего инструмента при обработке труднообрабатываемых материалов путем комплексного применения наноструктурированного износостойкого покрытия и твердого сплава оптимального состава [Текст] / А. С. Верещака, А. В. Дачева, А. И. Аникеев //Известия Московского государственного технического университета "МАМИ". -М.: МГТУ "МАМИ", 2010. -№ 1. -С. 99- 106.
25. **Гуревич, Д. М.** Механизм изнашивания твердосплавного инструмента при высоких температурах резания [Текст] / Д. М. Гуревич //Вестник машиностроения. -1976. -№ 3. -С. 73- 75.
26. **Талантов, Н. В.** Влияние неустойчивости процесса стружкообразования и особенностей контактного взаимодействия на износ твердосплавного инструмента при резании аустенитной нержавеющей стали [Текст] / Н. В. Талантов, А. А. Липатов //Физические процессы при резании металлов: Межвузовский сборник научных трудов. - Волгоград: ВолгПИ, 1987.
27. **Кабалдин, Ю. Г.** Структурно-энергетический подход к процессу изнашивания режущего инструмента [Текст] / Ю. Г. Кабалдин //Вестник машиностроения. - 1990. -№ 12.
28. **Байрамов, Ч. Г.** Природа изнашивания твердосплавного режущего инструмента [Текст] / Ч. Г. Байрамов - Баку: ЭЛМ, 2000. -192 с.

29. **Козловский, Н. А.** Жесткость и виброустойчивость тяжелых фрезерных станков [Текст] / Н. А. Козловский, М. П. Зайкин, ред. П. И. Ящерицын. - Мн: Наука и техника, 1986. -135 с.
30. **Кучма, Л. К.** Вибрации при работе на фрезерных станках и методы их гашения [Текст] / Л. К. Кучма. - М.: Машгиз, 1959. -72 с.
31. **Жарков, И. Г.** Вибрации при обработке лезвийным инструментом [Текст] / И. Г. Жарков. - Л.: Машиностроение, 1986. -184 с.
32. **Попов, В. И.** Динамика станков [Текст] / В. И. Попов, В. И. Локтев. - К.: Техника, 1975. -136 с.
33. **Попов В. И.** Исследование вибраций при обработке титановых сплавов концевыми фрезами [Текст]: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Попов В. И. - Куйбышев, 1971. -19 с.
34. **Schmitz, T. L.** Examination of surface location error due to phasing of cutter vibration [Text] / T. L. Schmitz, J. Ziegert //Precis.-: Eng, 1999. -Вып. 23. -№ 1. -С. 51-62.
35. **Емельяненко, С. С.** Повышение эффективности процесса концевой фрезерования путем обеспечения динамической устойчивости технологической системы [Текст]: дисс. ... канд. техн. наук: 05.03.01/ Емельяненко Сергей Сергеевич. - Х., 2008. -140 с.
36. **Rodriguez, C. J.** Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing [Text] / C. J. Rodriguez. - Kassel: Kassel university press GmbH, 2009. -205 с.
37. **Родин, П. Р.** Монолитные твердосплавные концевые фрезы [Текст] / П. Р. Родин, Н. С. Равская, А. И. Касьянов. - К.: Вища школа, 1985. -66 с.
38. **Городничев С. В.** Влияние конструкции режущей части концевой фрезы на динамику фрезерования: Дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01. -Тула, 1996. -319 с. **Городничев, С. В.** Влияние конструкции режущей части концевой фрезы на динамику фрезерования [Текст]: дисс. ... канд. техн. наук: 05.03.01/ Городничев С. В. -Тула, 1996. -319 с.
39. **Kim, J. H.** End mill design and machining via cutting simulation [Text] / J. H. Kim, J. W. Park, J. T. Ko //Computer-Aided Design. -2008. -Т. 40, № 3.

40. **Whitehouse, D. J.** Cutting force formulation of taper end-mills using differential geometry [Текст] / D. J. Whitehouse, T. Huang // Precision Engineering. -1999. -Т. 23, № 3. -С.
41. **ГОСТ 18949-73.** Фрезы концевые сферические, цилиндрические и конические твердосплавные для труднообрабатываемых сталей и сплавов. Технические условия. [Текст]; Введ. 01.01.1975. - М.: Издательство стандартов, 1993. - 8 с.
42. **Rodriguez, C. J.** Cutting edge preparation of precision cutting tools by applying micro-abrasive jet machining and brushing [Текст] / C. J. Rodriguez -Kassel: Kassel university press GmbH, 2009. -205 с.
43. **Глазунов, А. В.** Износ резца и шероховатость поверхности [Текст] / А. В. Глазунов, Н. А. Макаров. //Свойства материалов при повышенной температуре и аппаратура для испытания: Сборник научных трудов. -М.: МИФИ, 1972. -С. 89- 107.
44. **Филоненко, С. Н.** Особенности геометрии износа резцов при тонком точении стали 38ХМЮА [Текст] / С. Н. Филоненко, Г. Ф. Алейниченко. //Резание и инструмент. -Х., 1971. -Вып. 4. -С. 67- 79.
45. **Наумов, В. А.** Роль радиуса округления режущей кромки в процессе резания [Текст] / В. А. Наумов. //Вопросы автоматизации контроля и технологии машиностроения. - Омск, 1970. -С. 93- 97.
46. **Цвирко, Г. Л.** Процесс образования стружки и динамика износа инструмента в условиях тонких срезов [Текст] / Г. Л. Цвирко. //Труды Уральской юбилейной научной сессии по итогам научно-исследовательских работ в области машиностроения. - Курган, 1969. -С. 65- 68.
47. **Синопальников, В. А.** Радиус округления режущих кромок твердосплавного инструмента [Текст] / В. А. Синопальников, Э. Ф. Эйхманс. // Станки и инструмент. -1965. -№ 6. -С. 35- 37.
48. **Залого, В. О.** Інструментальні матеріали для лезових інструментів [Текст]: Курс лекцій. / В. О. Залого. - Суми: СумДУ, 2007. -296 с.
49. **Криворучко, Д. В.** Повышение эффективности процессов чистовой обработки на основе аналитического моделирования силового взаимодействия лезвия с за-

- готовкой [Текст]: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01/ Криворучко Дмитрий Владимирович. - К., 2003. -205 с.
50. **Родин, П. Р.** Металлорежущие инструменты [Текст] / П. Р. Родин.- М.: Высшая школа, 1973. -400 с.
51. **Yen, Y. C.** Influence of Cutting Edge Radius of Coated Tool on Chip Formation in Orthogonal Cutting of Alloy Steel [Text] / Y. C. Yen, J. Rech, T. Altan, Hamdi H.//Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2004.
52. **Фоминичева, Н. М.** Роль округления режущих кромок на инструментах с износостойкими покрытиями [Текст] / Н. М. Фоминичева, Ю. М. Барон, А. И. Мельников //Прогрессивные технологии в машиностроении. - Л.: ЛГТУ, 1990. -С. 33-35.
53. **Барон, Ю. М.** Влияние радиуса закругления режущей кромки инструментов из быстрорежущей стали на их стойкость [Текст] / Ю. М. Барон, К. А. Халбаев //Повышение эффективности обработки конструкционных материалов: Научно-техническая конференция. - Улан-Уде: Вост.-Сибирский технол. ин-т, 1985. -С. 87- 88.
54. **Biermann, D.** Cutting Edge Preparation to Improve Drilling Tools for HPC Processes [Text] / D. Biermann, I. Terwey //Proceedings of the 3rd International CIRP High Performance Cutting Conference. -Dublin: University College Dublin, 2008. -С. 77-85.
55. **Rech, J.** Cutting Edge Preparation And Surface ISSUES [Text] / Rech J. // HSS Forum's International Conference "Smart solutions for metal cutting". -Aachen, 2005. -С. 1- 12.
56. **Романов, В. В.** Выбор оптимального радиуса скругления режущих кромок инструмента по его прочности при прерывистом резании [Текст] / В. В. Романов, В. Н. Чижов. //Известия вузов: Машиностроение. -1985. -№ 3. -С. 116- 120.
57. **Касьянов, А. И.** Исследование и разработка монолитных твердосплавных концевых фрез для обработки нержавеющей стали [Текст]: дисс. ... канд. техн. наук: 05.03.01/ Касьянов А. И. -К., 1979.

58. **Остафьев, В. А.** Расчет динамической прочности режущего инструмента [Текст] / В. А. Остафьев. - М.: Машиностроение, 1979. -168 с.
59. **Писаренко, Г. С.** Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии [Текст] / Г. С. Писаренко, В. Я. Лебедев. - К.: Наукова думка, 1976. -415 с.
60. **Вейбулл, В.** Усталостные испытания и анализ их результатов [Текст]: [пер. с англ.] / В. Вейбулл; под ред. С. В. Серенсена. -М.: Машиностроение, 1964. -257 с.
61. **Немец, Я. К.** Жесткость и прочность стальных деталей [Текст] / Я. К. Немец. - М.: Машиностроение, 1970. -528 с.
62. **Писаренко, Г. С.** Сопротивление жаропрочных материалов нестационарным силовым и температурным воздействиям [Текст] / Г. С. Писаренко, Н. С. Можаровский, А. Д. Антипов. - К.: Наукова думка, 1974. -200 с.
63. Вопросы прочности металлокерамических твердых сплавов / Под ред. Г. С. Писаренко. -К.: АН УССР, 1957. -185 с.
64. **Лошак, М. Г.** Прочность и долговечность твердых сплавов [Текст] / М. Г. Лошак. -К.: Наукова думка, 1984. -328 с.
65. **Макаров, А. Д.** Оптимизация процессов резания [Текст] / А. Д. Макаров. - М.: Машиностроение, 1976. -278 с.
66. **Криворучко, Д. В.** Основи прогнозуючого моделювання процесів різання методом скінчених елементів [Текст]: дис. ... докт. техн. наук:05.03.01/ Криворучко Дмитрій Володимирович. -Х., 2010.
67. **Криворучко, Д. В.** Наукові основи моделювання процесів різання з використанням числових методів [Текст]: автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01/ Криворучко Дмитрій Володимирович. - СумДУ. -Харків, 2010. -40 с.
68. **Криворучко, Д. В.** Основи 3D-моделювання процесів механічної обробки методом скінчених елементів [Текст]: навчальний посібник/ Д. В. Криворучко, В. А. Залого, В. Г. Корбач -Суми: Вид-во СумДУ, 2010. -208 с.
69. **Залого, В. А.** Имитационная модель прямоугольного свободного резания [Текст] / В. А. Залого, Д. В. Криворучко, С. Н. Хвостик //Вестник СумГУ. -2005. - № 11. -С. 113- 122.

70. **Heisel, U.** Cause Analysis of Errors in FE Prediction Orthogonal Cutting Performances [Text] / U. Heisel, D. V. Krivoruchko, V. A. Zaloha, M. Storchak // Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. - Calabria, 2007. - С. 141- 148.
71. **Ковальчук, С. С.** Исследование контактных нагрузок на поверхностях режущего инструмента при изменении его геометрических параметров [Текст]: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01/ С. С. Ковальчук. - ТУП. - Хмельницкий, 1993. - 204 с.
72. **Ozel, T.** Finite Element Analysis of The Influence of Edge Roundness on The Stress and Temperature Fields Induced by High Speed Machining [Text] / T. Ozel, E. Zeren // Int. J. Adv. Manuf. Technology. - 2007. - Вып. 35. - № 3. - С. 255- 267.
73. **Криворучко, Д. В.** Підвищення ефективності процесів чіткової обробки на основі аналітичного моделювання силової взаємодії леза з заготівкою [Текст]: автореф. дисс. канд. техн. наук: 05.03.01/ Криворучко Дмитрій Владимирович. - ІСМ ім. В. М. Бакуля НАН України. - К., 2002. - 20 с.
74. **Крижановский, С. А.** Прогнозування параметрів процесу контурної обробки кінцевими фрезами на основі моделювання процесу різання та точності обробки [Текст]: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / С. А. Крижановский. - Хмельницький, 2005. - 225 с.
75. **Исаченко, В. П.** Теплопередача: Учебник для вузов [Текст] / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сукомел. - 3 изд., доп. - М.: Энергия, 1975. - 488 с.
76. **Залого, В. А.** Исследование методом конечных элементов динамики изменения силы резания при врезании [Текст] / В. А. Залого, Д. В. Криворучко, М. Сторчак и др. // Вісник СумДУ. - Суми: СумДУ, 2008. - № 3. - С. 13- 24.
77. **Chiriacescu, S. T.** Stability in the dynamics of metal cutting: Studies in applied mechanics [Text] / S. T. Chiriacescu. - Amsterdam: Elsevier, 1990. - 200 с.
78. **Altintas, Y.** Metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and cnc design: manufacturing automation [Text] / y. Altintas. - New York: Cambridge university press, 2000. - 286 с.

79. **Faassen, R. P.** Chatter prediction and control for high-speed milling: modelling and experiments [Text] / R.P. Faassen - Eindhoven: University press facilities, 2007. -158 с.
80. **Емельяненко, С. С.** Повышение эффективности процесса концевое фрезерования путем обеспечения динамической устойчивости технологической системы [Текст]: дисс. ... канд. техн. наук:05.03.01/ С. С. Емельяненко -Х., 2008. -140 с.
81. **ГОСТ 1497-84.** Методы испытаний на растяжение [Текст]. - Naifa: ИПК, 1984.
82. **Аркулис, Г. Э.** Теория пластичности [Текст] / Г. Э. Аркулис, В. Г. Дорогобид. - М.: Metallurgizdat, 1987. -352 с.
83. **Ржевская, С. В.** Материаловедение [Текст] / С. В. Ржевская. -3 изд., доп. - М.: Московский государственный горный университет, 2003. -456 с.
84. **Тиме, И. А.** Сопротивление металлов и дерева резанию [Текст] / И. А. Тиме. - СПб: Горно-учебком, 1870. -143 с.
85. **Зворыкин, К. А.** Работа и усилие необходимые для отделения стружек [Текст] / К. А. Зворыкин. - М., 1893.
86. **Усачев, Я. Г.** Явления, происходящие при резании металлов [Текст] / Я. Г. Усачев. - Петроград: Тип. Р.Г. Шредера, 1915. -45 с.
87. **Зорев, Н. Н.** Развитие науки о резании металлов [Текст] / Н. Н. Зорев, Г. И. Грановский, М. Н. Ларин и др. - М.: Машиностроение, 1967. -415 с.
88. **Розенберг, В. М.** Элементы теории процесса резания металлов [Текст] / Розенберг В. М., Еремин А. Н. -М.: Машгиз, 1956. -320 с.
89. **Бриджмен, П. У.** Исследование больших пластических деформаций и разрыва: Влияние высокого гидростатического давления на механические свойства материалов [Текст] / П. У. Бриджмен; [Пер. с англ.]/-2 изд., доп. -М.: URSS, 2010. -448 с.
90. **ГОСТ 25.503.** Метод испытания на сжатие. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов [Текст]. - Введ. 2000-03-22 -Мн: УкрНИИТИ и ТЭЦ, 1998. - 28 с.
91. **Джонсон, К.** Механика контактного взаимодействия [Текст]/ К. Джонсон. - М.: Мир, 1989. -510 с.

92. **Abdelmoneim, M. E.** Tool edge roundness and stable buildup formation in finish machining [Text] / M. E. Abdelmoneim, R. F. Scrutton // Trans. ASME. -1976. -№ 4. - С. 1258- 1267.
93. **Rubenstein, C.** The influence of strain rate in orthogonal cutting [Text] / C. Rubenstein // Int. J. Mach. Tool Des. and Res. -1972. -Т. 12, № 2. -С. 105- 120.
94. **Виноградов, А. А.** Стружкообразование при точении пластичных металлов инструментом с округленной режущей кромкой [Текст] / А. А. Виноградов //Сверхтвердые материалы. -1991. -№ 1. -С. 65- 70.
95. **Алейниченко, Г. Ф.** О соотношении радиуса округления режущей кромки и толщины срезаемого слоя [Текст] / Г. Ф. Алейниченко //Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. - Вып. 15. - Х.: ХГТУ, 1976. - С. 39- 40.
96. **Филоненко, С. Н.** Особенности стружкообразования при резании с малыми толщинами среза [Текст] / С. Н. Филоненко, А. Г. Деревянченко // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сборник. - Х.: Высшая школа, 1977. -Вып. 18. -С. 73- 77.
97. **Маслов, Е. Н.** Теория шлифования материалов [Текст] / Е. Н. Маслов. - М.: Машиностроение, 1974. -320 с.
98. **Грановский, Г. И.** Фасонные резцы [Текст] / Г. И. Грановский, К. П. Панченко. - М.: Машиностроение, 1975. -309 с.
99. **Залого, В. А.** Разработка научных основ и принципов практического применения нестационарных видов обработки резанием на базе попутного тангенциального течения [Текст]: автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01/ Залого Вильям Александрович. - СумГУ. -Х., 2000. -33 с.
100. **Klocke, F.** Scaling Effects of the Cutting Edge Rounding on the Minimum Uncut Chip Thickness and 3D FE Modeling in Drilling [Text] / F. Klocke , D. Lung , K. Gerschwiler, M. Abouridouane // Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. -2007. -С. 197- 208.
101. **Sathyan, S.** Some Investigations of Scalling Effects in Micro-Cutting [Text] / S. Sathyan -: Georgia Institute of Technology, 2006.

102. **Kishawy, H. A.** Arbitrary Lagrangian Eulerian analysis on cutting with a honed tool [Text] / H. A. Kishawy, I. M. Deiab, A. J. Haglund // Proc. IMeshE Vol. 222 Part B: Engineering Manufacture. -2008. -С. 155- 162.
103. **Astakhov, V. P.** Tools (geometry and material) and tool wear [Text] / V. P. Astakhov, J. P. Davim // Machining: Fundamentals and Recent Advances. - London, 2008. -С. 29- 57.
104. **Андреев, Г. С.** Исследование напряжения в рабочей части резца на поляризационно-оптической установке с применением киносъемок [Текст] / Г. С. Андреев // Вестник машиностроения. -1952. -№ 5. -С. 34- 40.
105. **Пат. 45759А UA, МКИ G 01 В 11/24.** Спосіб вимірювання малого радіуса сполучення площин об'єкта [Текст] / Криворучко Д. В., Залога В. А. (UA). - №2001064433; заявл. 25.06.2001; опубл. 15.04.2002, Бюл. №4. -5 с.
106. Практическая растровая электронная микроскопия: Пер. с англ./Под ред. Д. Гоулдстейна. -М.: Мир, 1978. -656 с.
107. **Барон, Ю. М.** Влияние состояния кромок лезвий на эффективность режущих инструментов [Текст] / Ю. М. Барон. //Инструмент и технологии. -СПб: ИИТ, 1997. -№ 5.
108. **Kötter, D.** Herstellung von Schneidkantenverrundungen und deren Einfluss auf das Einsatzverhalten von Zerspanwerkzeugen [Text] / Kötter D. -Dortmund: Universität Dortmund, 2006. -106 с.
109. **Denkena, B.** Surface preparation, coating and wear performance of geometrically defined cutting adges [Text] / B. Denkena, M. Reichstein, J. Brodehl. //Proc. of the 5th International Conference and EUREKA Brokerage Event: "THE" Coatings in Manufacturing Engineering. -Kallithea-Chalkidiki, 2005. -С. 43- 51.
110. **Bouzakis, K.** Effect of Cutting Edge and its Manufacturing Procedure on the Milling Performance of PVD Coated Cemented Carbide Inserts [Text] / K. Bouzakis. //Annals of the CIRP Vol. 51/1. -2002. -С. 61- 64.
111. **Denkena, B.** Methode zur Präparation von Zerspanwerkzeugen: Leistungsoptimierung an der Schneidkante [Text] / B. Denkena, N. Kramer, F. Siegel, J. Kästner. //VDI-Z Spezial Werkzeuge. -2007. -С. 24- 26.

112. **Risse, K.** Einflüsse von Werkzeugdurchmesser und Schneid- kantenverrundung beim Bohren mit Wendelbohrern in Stahl [Text]. Diss. –Aachen/ Risse K.: Aachen, 2006.
113. **Барон, Ю. М.** Шерховатость упроченной инструментальной стали Р6М5 (1.2243) после магнитно-абразивного полирования [Текст] / Ю. М. Барон, В. А. Литвиненко, И. А. Сенчило, М. И. Анисимов. //Физика и технология обработки поверхностей металлов. -1984. -С. 153- 157.
114. **Baron, Y.** Characterization of the Magnetic Abrasive Finishing Method and Its Application to Deburring: Tarns Tech Publications LTD, Switzerland-Germany-UK-USA [Text] / Y. Baron, J. T. Ko, I. W. Park. //Proc. On Advances in Abrasive Technology VIII. -2005. -С. 291- 296.
115. **Dehoff, F.** Magnetabrasiven Entgraten der Zahnstirnkanten von Zahnräder [Text] / F. Dehoff, R. Krull, W. Mattke. //WB: Werkstatt und Betrieb, Band 117. -1984. -С. 77- 79.
116. **Kodácsy, J.** Magnetabrasives Polieren und Entgraten [Text] / J. Kodácsy //Weiterentwickelte Feinbearbeitung. Technische Rundschau (CH) //Jahrgang. -1990. -С. 76- 79.
117. **Kodácsy, J.** Magnetic Aided Roller Burnishing Metal Parts [Text]/ J. Kodácsy, J. Danyi , A. Szabo, G. Fulop. //Proc. of 7th International Conference on Deburring and Surface Finishing. -Berkley, 2004. -С. 351- 354.
118. **Майборода, В. С.** Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь [Текст]: дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01/ Майборода В. С. - К., 2001. -404 с.
119. **Сакулевич, Ф. Ю.** Магнитно-абразивная обработка высокоточных заготовок [Текст] / Ф. Ю. Сакулевич. – М.: Высшая школа, 1977.