ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ АВТОНОМНОЕ
ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
«СЕВАСТОПОЛЬСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ УНИВЕРСИТЕТ»

На правах рукописи

Якубов Чингиз Февзиевич

УДК 621.923

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА И ПОВЫШЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ ПРОЦЕССОВ ТЕРМОФРИКЦИОННОГО РЕЗАНИЯ СТАЛЕЙ

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

Диссертация на соискание ученой степени
доктора технических наук

Научный консультант
доктор технических наук, профессор
Покинтелица Николай Иванович

Севастополь – 2026

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ……...……....… 6
ГЛАВА 1. ПРОБЛЕМА ОБЕСПЕЧЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПРИ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЬНЫХ ЗАГОТОВОК.
ЦЕЛЬ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЙ……..... 18
1.1. Проблема обеспечения параметров качества при высокопроизводительной черновой обработке деталей машин..... 18
1.2. Конкурирующие алгоритмы системы резания материалов…..... 36
1.3. Особенности процесса термофрикционного резания металлическим диском …….. 51
1.4. Обоснование темы исследования…… 60
1.5. Цель работы и задачи исследований……. 62
ГЛАВА 2. МЕТОДОЛОГИЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА И ПОВЫШЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ ПРОЦЕССОВ ТЕРМОФРИКЦИОННОГО РЕЗАНИЯ ……..... 64
2.1. Анализ путей обеспечения качества и повышения стабильности процессов термофрикционного резания сталей..... 64
2.2. Анализ особенностей фрикционного контакта поверхностей инструмента и заготовки ……..... 78
2.3. Выводы к главе 2……..... 95
ГЛАВА 3. ТЕРМОДИНАМИКА ДЕФОРМАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ В ЗОНЕ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ. СТАТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОЦЕССА ТФР…… 97
3.1. Плоскости сдвига – диссипативная структура в синергетике процесса стружкообразования при ТФР ……..…… 97
3.2. Роль плоскости сдвига в механике процесса ТФР металлов…… 102
3.3. Деформационные процессы стружкообразования при ТФР как объект физической мезомеханики……..…..……. 106

3.4. Исследования изменения механических состояний материала при ТФР…….. 114
3.5. Управление процессом стружкообразования при ТФР …… 125
3.6. Исследование силовых параметров процесса ТФР…… 127
3.7. Результаты экспериментальных измерений составляющих силы резания……..... 130
3.8. Исследование износа ТФД…….. 143
Выводы к главе 3…… 154
ГЛАВА 4. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ МЕЗОМЕХАНИКИ ПРОЦЕССА ТЕРМОФРИКЦИОННОГО РЕЗАНИЯ ……..... 156
4.1. Рабочие процессы ТФР, связанные с течением расплавленного металла…… 156
4.2. Формирование жидкотекучей фазы металла при ТФР ……... 173
4.3. Уравнение теплового баланса подвижной вязкой жидкости ……... 177
4.4. **Выводы к главе 4**……..…… 206
ГЛАВА 5. ТЕРМОДИНАМИКА КОНТАКТНО-ФРИКЦИОННОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПРИ ТФР СТАЛЕЙ……. 208
5.1. Адгезионные процессы контактно-фрикционного взаимодействия в системе ТФР материалов……..…. 210
5.2. Идентификация адгезионно активных структур на поверхностях ТФД…… 223
5.3. Методика определения тепловых потоков и аппаратура…… 227
5.4. Исследование процесса теплопередачи при ТФР с учетом движения ТФД…… 235
5.5. Учет анизотропии теплофизических свойств в процессах теплопередачи, сопровождающих ТФР…… 256
Выводы к главе 5……... 266
ГЛАВА 6. РАЗРАБОТКА НОВЫХ ИНСТРУМЕНТОВ И СПОСОБОВ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТФР. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ……..…….. 268

6.1. Разработка новых способов и инструментов для ТФР……..…. 268
6.2. Математическое описание микро- и макрогеометрии инструмента 296
6.3. Экспериментальные исследования вибрационных характеристик процесса ТФР……..….. 305
Выводы к главе 6……... 326
ГЛАВА 7. ОБЕСПЕЧЕНИЕ КАЧЕСТВА И ПОВЫШЕНИЕ СТАБИЛЬНОСТИ ПРОЦЕССОВ ТЕРМОФРИКЦИОННОГО РЕЗАНИЯ…….. 328
7.1. Разработка динамических математических моделей процесса ТФР и их экспериментальная проверка…….. 328
7.2. Математическое моделирование вибраций дисковых инструментов со специальными демпферами колебаний……..... 342
7.3. Концепция исследований случайных колебаний при ТФР сталей… 354
7.4. Разработка математической модели операции ТФР, характеризующей поведение динамической системы в отклонениях от номинального режима……..…….. 367
7.5. Построение стохастического наблюдателя Льюинбергера…..…….. 374
7.6. Синтез оптимального стохастического детерминированного регулятора процесса ТФР……..…… 384
Выводы к главе 7……..…….. 393
ГЛАВА 8. ПАРАМЕТРЫ КАЧЕСТВА ОБРАБОТАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, РЕКОМЕНДАЦИИ ПО РЕАЛИЗАЦИИ ПРОЦЕССА ТФР И ПРИМЕНЕНИЮ ОБРАБОТАННЫХ ДЕТАЛЕЙ……. 396
8.1. Оптимизация режимов обработки. Расчет оптимальных циклов ТФР……... 396
8.2. Математическая модель процесса ТФР……... 401
8.3. Динамическая стабилизация параметров технологического цикла ТФР для производственных условий…….. 418

8.3.1. Оценка эффективности САУ ТП ТФР……... 424
8.4. Усовершенствование системы питания шпиндельного узла……. 426
8.5. Физико-химическое состояние поверхности после термофрикционного резания……..…… 434
Выводы к главе 8……..……... 446
ЗАКЛЮЧЕНИЕ……..……... 448
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ……...…….. 455
ПРИЛОЖЕНИЕ А……...…… 481
ПРИЛОЖЕНИЕ Б……... 486
ПРИЛОЖЕНИЕ В…… 493
ПРИЛОЖЕНИЕ Г…… 522

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность темы. При изготовлении широкого класса деталей машин, нужно, с одной стороны выдерживать заданные требования по качеству получения геометрических размеров, шероховатости и физико-механическому состоянию поверхностного слоя, с другой стороны – повышать производительность их выпуска в связи с требованиями рынка. Ставится задача не только повысить точность изготовления деталей в целом, но и обеспечить стабильность их параметров. Указанная задача является актуальной не только для чистовых методов формообразования, но и для черновой обработки, от качества которой зависит эффективность последующих чистовых операций [12, 144, 145].

Известными методами получения поверхностей с необходимыми показателями качества являются термофрикционная и вибрационная обработки. Недостатком термофрикционной обработки является неопределенность формы полученных поверхностей и сложность реализации размерной обработки. Вибрационная обработка требует дополнительных приводов и систем регулирования. Целесообразным является сочетание указанных методов [148].

Для стабилизации показателей качества технологические режимы назначаются, исходя из неблагоприятных условий, например, возобновление режущих свойств изношенного инструмента производится значительно раньше, чем того требует его действительное состояние. При прогнозировании состояния технологической системы (ТС) используются традиционные детерминированные модели протекания технологического процесса (ТП), осуществляемые с применением традиционных режимов резания, способов диагностики и управления [27].

Процессы термофрикционного резания (ТФР) имеют сложную стохастическую природу, что приводит к разбросу показателей качества изделий и не позволяет использовать все возможности рассмотренных методов.

Нестабильность параметров деталей определяется воздействием в процессе их производства на ТС изменяющихся внешних факторов, часть из которых неизвестна и не контролируется в процессе обработки.

Таким образом, особое значение приобретают специальные методы обработки деталей, которые обеспечивают улучшение характеристик поверхностного слоя детали при обработке. К таким методам относятся комплексные методы обработки, объединяющие термофрикционную и вибрационную механическую обработку, с применением систем динамической стабилизации с обратной связью. Совершенствование процесса ТФР требует также новых технологий, совершенствования конструкций режущего инструмента и разработку эффективных способов управления.

Необходимо комплексное решение этих задач, совокупность которых представляют собой нерешенную до настоящего времени проблему.

Степень разработанности темы исследования. Фундаментальные положения обработки заготовок с нагревом освещены в исследованиях: Е.У. Зарубицкого [60-64], И.В. Насад [107-110], Н.И. Покинтелицы [120-122], А.Н. Резникова [126, 127], Н.В. Талантова [146-148], и др., [1, 2, 8, 11, 45, 156, 163, 206-215].

В этих работах рассмотрен широкий спектр проблем, возникающих при ТФР материалов. Труды авторов посвящены созданию ТП, обеспечивающих эффективную обработку деталей, в них решаются задачи, направленные на повышение производительности обработки, обеспечения заданных показателей качества.

Во всех существующих работах в качестве теоретических моделей использованы детерминированные модели или эмпирические зависимости, не учитывающие вероятностную природу процесса ТФР, что существенно снижает их область применения. Реальная система изменяется с течением времени; применение стационарных моделей не позволяет использовать значительный потенциал процесса ТФР. Для устранения указанных недостатков необходимо разработать динамические, вероятностные, нестационарные

модели процесса ТФР.

Целью диссертационной работы является: создание технологических основ обеспечения качества и повышения стабильности процессов ТФР стальных заготовок, включающих в себя: разработку новых способов, технологий и инструментов, обеспечивающих повышение эффективности съема припуска и качества обработки заготовок.

Основные задачи исследования. Разработать технологические основы обеспечения качества и повышения стабильности обработки стальных заготовок на операциях ТФР, включающие в себя:

1. Общую методологию обеспечения качества и повышения стабильности высокопроизводительной обработки стальных заготовок на операциях ТФР на основе изучения поведения технологической операции как динамической системы при воздействии на нее изменяющихся входных, управляющих и возмущающих воздействий.
2. Единую методику расчета высокопроизводительных режимов ТФР на основе изучения закономерностей теплообразования, баланса тепловых потоков и особенностей теплопередачи в системе «инструмент–деталь», динамических колебательных процессов, определения взаимосвязей параметров процессов с показателями качества обработанной поверхности.
3. Инновационные конструкции инструментов для ТФР, позволяющие осуществлять управление процессами теплопередачи и обеспечивать заданные качественные характеристики процесса при максимально возможной производительности процесса.
4. Методы стабилизации качества изделий при высокопроизводительном ТФР.
5. Проверку полученных технических решений и внедрение результатов теоретических и экспериментальных исследований в промышленность.

Научная новизна работы. На основе системного подхода к исследованию технологических операций и основных положений технологии машиностроения и теории резания материалов в работе получены следующие новые научные результаты:

1. Разработана и научно обоснована методология обеспечения стабильности качества процесса высокопроизводительного ТФР, построенная на основе изучения взаимосвязей технологической операции как динамической системы, при воздействии на нее изменяющихся входных, управляющих и возмущающих факторов, их динамической диагностики и стабилизации процесса ТФР непосредственно в процессе обработки.

2. Выдвинуто научное положение о возможности обеспечения гарантированного качества изделий на операциях ТФР, подверженных влиянию возмущающих случайных факторов в условиях реализации предельных граничных циклов, при обеспечении непрерывной диагностики состояния ТП и осуществлении динамической стабилизации параметров технологического цикла относительно номинального режима непосредственно в процессе обработки.

3. Впервые обнаружена специфическая особенность процессов тепловыделения при ТФР, заключающаяся в наличии основного источника тепла внутри объема слоя жидкого металла, осуществляющего напорное движение между поверхностью инструмента и обрабатываемой поверхностью заготовки, и поверхностью стружки. Установлено, что при ТФР в зоне контакта инструмента и заготовки доминируют рабочие процессы, связанные с течением расплавленного металла. При врезании инструмента – термофрикционного диска (ТФД) – в материал заготовки изменяется толщина расплавленного металла; она увеличивается по параболическому закону и достигает насыщения за промежуток времени 0,2…0,4 с. При этом толщина расплавленного металла равна толщине срезаемого слоя.

4. Доказано, что дополнительным фактором локализации источников

теплообразования в жидком металле является анизотропия параметров теплопроводности в зоне обработки, обусловленная разницей коэффициентов теплопроводности холодного и нагретого металла и конвективным переносом тепла в слое металла, и проявляется в виде существенной разницы главных значений тензора теплопроводности. Основное тепловыделение имеет место внутри объема жидкого слоя металла, где наблюдаются наибольшие значения градиента скорости, и в этом слое имеют место вихревые и отрывные явления.

5. Впервые установлены закономерности течения расплавленного металла в зоне контакта, доказано что пласт расплавленного металла выполняет защитные функции по типу смазывающего вещества, а в слое расплавленного металла между заготовкой и диском имеют место две области течения: напорная и безнапорная(обратная). Выявлено, что напорная область течения занимает 2/3 ширины заготовки и находится на выходе инструмента из зоны резания, в ней имеет место ламинарное течение жидкого металла с параболическим профилем скоростей. Установлено, что протяженность безнапорной области составляет 1/3 ширины обрабатываемой заготовки и характеризируется повышенным давлением, где средняя окружная скорость движения металла значительно меньше окружной скорости инструмента.

6. Разработаны новые конструкции специального инструмента, обеспечивающие целенаправленное термическое воздействие на процесс обработки путем управляемого теплоотвода, необходимые параметры вибраций в динамической системе станка, формирование стружки, предотвращение образования нароста и позволяющие целенаправленно формировать заданное качество обработанной поверхности

7. Впервые установлены взаимосвязи спектральных характеристик колебаний элементов ТС станка со спектром волнистости обработанной поверхности. Показано, что внешняя поверхность инструмента при колебаниях изменяет толщину слоя металла, вытесняя его на поверхность заготовки. При этом высота выступов будет пропорциональна относительной

скорости инструмента.

8. Для количественной оценки адгезионно-активных структур на поверхностях ТФД по величине свободной энергии предложено новое научное понятие коэффициента темно-серого оттенка (КТСО), который характеризует распределение плотности микроструктурных объектов по величине свободной энергии, и косвенно отражает химический потенциал микроструктурного объекта и их комбинаций.

9. Построена подсистема технологической диагностики, которая дает возможность получать информацию о состояниях ТП, с учетом его стохастической природы, непосредственно в процессе обработки в виде следящей системы – фильтра Калмана-Бюсси с минимально достижимой среднеквадратической ошибкой, позволяющая оценивать, в том числе непосредственно недоступные измерению, параметры состояния процесса ТФР как динамической системы.

10. Разработана система динамической стабилизации параметров ТС, использующая результаты технологической диагностики и позволяющая учесть и скомпенсировать влияние возмущающих факторов на результирующие выходные параметры ТП ТФР, обеспечивающая повышение стабильности качества изделий при работе в режимах предельных граничных циклов.

Теоретическая и практическая значимость работы:

1. Созданы технологические основы обеспечения качества и повышения стабильности обработки стальных заготовок на операциях ТФР.
2. Разработана теория оценки, прогнозирования и управления операцией ТФР, позволяющая осуществлять расчет оптимальных режимов резания, обеспечивающих стабильность показателей качества поверхностного слоя заготовок при высокопроизводительном ТФР сталей.
3. Разработан алгоритм построения подсистемы технологической диагностики, которая дает возможность получать информацию о состояниях ТП с учетом его стохастической природы, непосредственно в процессе

обработки в виде следящей системы – фильтра Калмана-Бюсси с минимально достижимой среднеквадратической ошибкой.

4. Построен динамический стохастический регулятор, использующий результаты технологической диагностики, и позволяющий учесть и скомпенсировать влияние возмущающих факторов на результирующие выходные параметры ТП.
5. Разработаны методики и практические рекомендации по эффективной реализации в промышленности разработанных методов ТФР.
6. Предложены конструкторско-технологические решения по созданию оснастки, инструмента и схем обработки, обеспечивающие возможность практической реализации ТФР сталей.
7. Разработаны алгоритмы и программы для расчета режимов ТФР, а также показателей качества полученной поверхности. Практическая реализация основных результатов исследования позволяет увеличить производительность при обработке плоскостей в 1,3...1,5 раза и получить износостойкие поверхности.

Объектом исследования являются ТС станка с дисковым инструментом, предназначенным для обработки заготовок, и динамическими приспособлениями, а также операции и процессы ТФР.

Предметом исследования являются рабочие процессы и параметры ТФР при учете целенаправленного воздействия на процессы теплопередачи и параметры колебаний в ТС станка, а также закономерности формирования параметров качества при обработке стальных заготовок.

Методология и методы исследования. Теоретические исследования проводились на базе научных основ технологии машиностроения, теории резания металлов, теории динамики станков, системного анализа, методов теории автоматического управления, линейной и нелинейной параметрической и рекуррентной оценки, проверки статистических гипотез, стохастической оптимизации, линейной алгебры, теории информации. Теоретические исследования выполнены путем математического моделирования рабочих

процессов обработки, в частности, процессов теплопередачи и динамических колебательных процессов в технологической системе станка, возникающих вследствие действия случайных факторов. Процессы теплопередачи исследованы при учете анизотропии теплофизических свойств системы вследствие неравномерного нагрева и фазовых изменений. Для исследования формы обработанной поверхности использована теория случайных процессов, методы спектрального анализа и элементы корреляционного анализа случайных величин и случайных процессов. Экспериментальные исследования проведены по специальной методике с использованием разработанных приспособлений и оснастки. Полученные данные обработаны с помощью разработанных алгоритмов и программ, современных информационных технологий, учитывающих погрешности экспериментальных измерений и особенности проведения исследований.

Личный вклад соискателя. Основные результаты теоретических и экспериментальных исследований, выносимые на защиту, получены автором самостоятельно. Личный вклад соискателя заключается в обосновании научного направления, формулировании цели работы; обосновании и разработке методик экспериментальных исследований, формулировании новизны и основных выводов по результатам работы; анализе и обобщении полученных результатов исследования.

Теоретически и экспериментально исследованы особенности рабочих процессов ТФР [21, 40, 71-76, 171-179]; установлены закономерности теплообразования и разработаны математические модели процессов теплопередачи [22, 172, 173, 176, 177, 180]; исследованы динамические колебательные процессы, осуществляемые с применением специальных устройств [28, 182]; исследованы показатели качества обработанной поверхности и установлена их связь с параметрами процесса обработки [122, 181]; разработаны и исследованы эффективные конструкции инструментов [230-235], (Приложение В); разработаны методы и даны рекомендации по повышению эффективности процессов ТФР [121].

Положения, выносимые на защиту:

1. Методология обеспечения качества и повышения стабильности высокопроизводительной обработки стальных заготовок на операциях ТФР на основе изучения поведения технологической операции как динамической системы при воздействии на нее изменяющихся входных, управляющих и возмущающих факторов.
2. Научное положение о возможности обеспечения гарантированного качества изделий на операциях ТФР, подверженных влиянию возмущающих случайных факторов в условиях реализации предельных граничных циклов.
3. Теоретические и экспериментальные результаты исследования процессов теплообразования, баланс тепловых потоков и особенностей теплопередачи в системе «инструмент–деталь» при ТФР, в том числе при целенаправленных изменениях тепловых потоков в системе, и разработанные математические модели процессов теплопередачи.
4. Положение о специфической особенности процессов тепловыделения при ТФР, заключающееся в наличии основного источника тепла внутри объема слоя жидкого металла.
5. Эффект анизотропии направлений теплопроводности материала заготовки, обусловленный разностью коэффициентов теплопроводности холодного и нагретого металла.
6. Методика расчета высокопроизводительных режимов ТФР.
7. Инновационные конструкции инструментов для ТФР, повышающие качественные характеристики процесса и его производительность.
8. Методы стабилизации качества изделий при высокопроизводительном ТФР.
9. Положение о возможности получения рабочей информации о состояниях ТП ТФР, с учетом его стохастической природы, непосредственно в процессе обработки в виде следящей системы – фильтра Калмана-Бюсси.

10. Положение о повышении стабильности и обеспечении качества изделий при работе в условиях предельных граничных циклов за счет синтеза детерминированного стохастического регулятора с стохастическим наблюдателем Льюинбергера.

Научная специальность, которой соответствует диссертация

Диссертационная работа представляет собой новое решение актуальной научно-технической проблемы – создание технологических основ обеспечения качества и повышения стабильности обработки стальных заготовок на операциях ТФР. Работа соответствует паспорту научной специальности: 2.5.5 – «Технология и оборудование механической и физико-технической обработки».

Области исследования: № 2 (теоретические основы, моделирование и методы экспериментального исследования процессов механической и физико-технической обработки, включая процессы комбинированной обработки с наложением различных физических, химических и комбинированных воздействий), №3 (исследование механических и физико-технических процессов в целях определения параметров оборудования, агрегатов, механизмов и других комплектующих, обеспечивающих выполнение заданных технологических операций и повышение производительности, качества, экологичности и экономичности обработки), №5 (создание оборудования и инструментов для новых технологических процессов механической и физико-технической обработки), № 6 (исследование влияния режимов обработки на силы резания, температуру, стойкость инструмента и динамическую жесткость оборудования), № 7 (новые технологические процессы механической и физико-технической обработки и создание оборудования и инструментов для их реализации).

Степень достоверности и апробация результатов.

Достоверность полученных результатов обеспечивается корректностью постановки задач при построении математических моделей, обоснованностью принятых допущений, использованием математически корректных методов. Адекватность полученных результатов подтверждена экспериментальной проверкой и результатами внедрения в производство.

Материалы диссертационной работы внедрены в производство на ООО «Донбасс-Сервис» (г. Луганск) с годовым экономическим эффектом от внедрения 1885000 руб.; ООО «Локомотив Сервис Ростов» (г. Донецк, Ростовская область) с годовым экономическим эффектом от внедрения 2440000 руб.; АО «Керченский металлургический завод» (г. Керчь) с годовым экономическим эффектом от внедрения 4758900 руб.; ООО «ПК ТпЮГ» (г. Симферополь) с годовым экономическим эффектом от внедрения 3595420 руб.

Основные положения диссертации получили полное отражение в докладах на научно-технических конференциях и семинарах, а также в публикациях по теме диссертации. Результаты диссертации представлены на международных и других конференциях, в том числе на международных и всероссийских конференциях: 3-й Международный научный симпозиум перспективные технологии аэрокосмической техники (ТАКТ-2021), Севастополь 06 – 10 сентября 2021 г.; Международная научно-техническая конференция «Современные направления и перспективы развития технологий обработки и оборудования 2023», Севастополь 5-8 сентября 2023 г.; 15-я Международная научно-техническая конференция «Наукоемкие технологии в машиностроении» в рамках конгресса «Русский инженер», 30 октября – 3 ноября 2023 г., МГТУ им. Н.Э. Баумана, г. Москва; Международная научно-практическая конференция «Приоритетные направления развития науки и образования в условиях формирования технологического суверенитета», 8–9 августа 2024 г., г. Ростов-на-Дону; Международная научно-практическая

конференция «Современные технологии: опыт внедрения, новые тренды и перспективы развития 2024», 16-20 сентября, пгт Кореиз, г Ялта; Международная научно-практическая конференция «Современные технологии: опыт внедрения, новые тренды и перспективы развития 2024», 16-20 сентября 2024, г. Ялта; XVI Международная научно-техническая конференция «Наукоёмкие технологии машиностроения, авиации и транспорта», 23-29 сентября 2024, г. Ростов-на-Дону, п. Дивноморское; XVI Международная научно-техническая конференция «Машиностроительные технологические системы», 10-12 апреля 2025, г. Ростов-на-Дону; 13. XXVII Международная научно-техническая конференция «Наукоемкие технологии в машиностроении: современные тренды, перспективы развития и опыт подготовки инженерных кадров - 2025», 8-13 сентября 2025 г., г. Алушта; II Дальневосточная школа-семинар «Фундаментальная механика в качестве основы совершенствования промышленных технологий, технических устройств и конструкций», 11-15 сентября 2017 г., г. Комсомольск-на-Амуре; Национальная научно-практическая конференция «Реновация машин и оборудования», 26-28 февраля 2020 г., г. Уфа.

Публикации. Основные результаты диссертационной работы изложены в 35 работах, из которых 19 – в рецензируемых журналах, входящих в перечень ВАК, 3 – в изданиях, индексируемых в международной наукометрической базе Scopus, 1 – в других изданиях, получено 12 патентов РФ – 1 на изобретение и 11 – на полезную модель.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из введения, восьми глав, заключения, списка литературы, содержащего 235 наименований, приложений. Диссертация содержит 215 рисунков и 21 таблицу в тексте. Общий объем работы – 522 страницы.

ГЛАВА 1

ПРОБЛЕМА ОБЕСПЕЧЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПРИ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЬНЫХ ЗАГОТОВОК. ЦЕЛЬ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЙ.

1.1. Проблема обеспечения параметров качества при высокопроизводительной черновой обработке деталей машин

Переход к рыночным отношениям в экономике выдвинул на передний план проблемы, связанные с выпуском конкурентоспособной продукции в машиностроении. Потребителям необходима продукция, характеристики которой удовлетворяли бы их запросы и ожидания.

Высокий уровень требований к современному производству машиностроительной продукции обусловил ряд проблеем, связанных с созданием высокопроизводительных технологических процессов (ТП), обеспечивающих изготовление деталей с заданными параметрами качества. Параметры качества определяют функциональную пригодность деталей, их эксплуатационные характеристики (усталостную прочность, коррозионную стойкость, износостойкость, контактную жесткость и др.).

По результатам анализа статистических результатов по обработке материалов резанием 67% трудоёмкости технологических операций приходится на черновую обработку [188-229]. Среди операций черновой обработки наибольшее распространение получили процессы фрезерования, строгания, обдирочного шлифования.

В настоящее время в металлургической и машиностроительной промышленности ведущих промышленно- развитых стран, таких как Китай, США, Индия, Германия, Япония и др., более 40 % трудоемкости механической обработки приходится на обработку плоских поверхностей [3, 14, 29, 37, 39, 41, 42, 88, 113]. Значительные проблемы возникают при обработке

стальных заготовок, полученных методами литья, ковки, штамповки (рисунок 1.1).

При обработке таких заготовок возникают существенные проблемы, связанные с износом инструмента, недостаточной производительностью, высокими энергосиловыми затратами и низким качеством обработанной поверхности.



Рисунок 1.1 – Стальные заготовки, полученные методами литья, ковки, штамповки

Современное производство требует, с одной стороны, выдерживать заданные требования по качеству получения геометрических размеров, шероховатости и физико-механическому состоянию поверхностного слоя, с другой стороны – повышать производительность их выпуска в связи с требованиями рынка.

Ставится задача не только повысить точность изготовления деталей в целом, но и обеспечить стабильность их параметров. Указанная задача является актуальной не только для чистовых методов формообразования, но и

для черновой обработки, от качества которой зависит эффективность последующих чистовых операций.

Фундаментальные положения обеспечения качества и повышения производительности обработки материалов резанием освещены в исследованиях В.Ф. Безъязычного [11, 14], В.Ю. Блюменштейна [15, 16], С.М. Братана [21-28], Б.М. Бржозовского [29], С.А. Букатого [31], Е.У. Зарубицкого [60-64], Т.Н. Лоладзе [92-95], Н.И. Покинтелицы [120-122], А.Н. Резникова [126, 127], А.В. Розенберга [129], А.Н. Сальникова [132], В.А. Сипайлова [136], А.Г. Суслова [144, 145], Н.В. Талантова [146-148], А.В. Тотай [152], Л.В. Худобина [162], Ю.Л. Чигиринского [163], Л.Ш. Шустера [168], А.В. Якимова [169, 170], А.С. Янюшкина [186] и многих других [6, 59, 63-65, 75, 79, 86, 87, 91, 95, 100, 121, 156, 187].

Представленные работы освещают широкий спектр проблем, возникающих при обработке материалов. Они посвящены созданию ТП, обеспечивающих высокопроизводительную обработку заготовок, позволяют решать комплекс задач, направленных на уменьшение себестоимости производства изделий, улучшение качества выпускаемой продукции, а также повышение культуры производства и безопасности труда. В них показана необходимость дальнейшего повышения производительности обработки, что возможно за счет комплексной механизации и автоматизации всех производственных процессов.

Жесткая конкуренция заставляет предприятия форсировать технологические режимы, однако, в силу возрастания чувствительности технологической системы (ТС) к возмущающим факторам, наблюдается потеря стабильности ТС и ТП. Параметры ТС могут изменяться с течением времени предсказуемым и непредсказуемым образом под действием различных факторов. Важным показателем качества ТС обработки деталей является их стабильность. Отсутствие стабильности при традиционных технологиях неиз-

бежно приводит к разбросу показателей качества выпускаемой продукции, появлению большого количества бракованных изделий, увеличению затрат на закупку инструмента вследствие интенсификации его износа.

Существующие ТС и ТП не позволяют уменьшить разброс параметров изделий. Так, например, по данным АО «Керченский металлургический завод» (г. Керчь), в результате обработки заготовок для стрелочных переводов фрезерованием при повышении производительности на 20% стойкость торцевых твёрдосплавных фрез снизилась в 12 раз, а затраты на последующую чистовую обработку повысились в 2,5 раза.

Чтобы избежать брака на заводах при проектировании ТП чернового фрезерования за основу берутся детерминированные модели [107,108], по которым рассчитываются режимы резания и осуществляется обработка партии заготовок, после чего систему перестраивают на обработку другого типоразмера или вида. В результате этого ТП осуществляется с применением традиционных режимов резания, способов диагностики и управления.

Как показали исследования, обрабатываемость большинства конструкционных материалов улучшается при нагреве поверхностного слоя [109]. Эффект улучшения обрабатываемости при резании с нагревом объясняется изменением свойств материала заготовки и инструмента под действием температуры и влиянием этих изменений на интенсивность износа инструмента, силы резания и качество обработанной поверхности.

Увеличение температуры на контактной поверхности снижает удельную работу резания. При обработке хромистой стали с нагревом напряжения в плоскости сдвига снижались на 40-50%, работа на образование стружки при этом уменьшилась на 30-40%. Нагрев заготовок из материала на основе вольфрама до 400 °С уменьшает его твердость с НВ 400 до НВ 180 и предел прочности с 950...1000 до 720...730 МПа [50].

С увеличением температуры нагрева в зоне резания уменьшаются твердость и прочность обрабатываемого материала, возрастают его пластичность,

теплопроводность, теплоемкость, снижается склонность к упрочнению. Закономерности этих изменений хотя и носят принципиально одинаковый характер, однако существенно различаются по степени роста и абсолютной величине у разных материалов и зависят от методов обработки [65].

Большинство применяемых на практике методов нагрева металла можно разделить на следующие: сплошной нагрев, когда нагревается вся заготовка или ее значительный объем, превышающий зону резания; локальный нагрев, когда теплота локализуется вблизи контактной поверхности и не охватывает весь объем зоны резания [67].

В качестве предварительного нагрева широко используют нагрев, полученный на предыдущих технологических операциях, а именно: прокатки, отливки, наплавки. Для дополнительного нагрева используются индукционные, газовые, плазменные установки или электрические устройства нагрева.

В зависимости от характера операции и свойств обрабатываемого материала нагрев может преследовать разные цели, например: увеличивать пластичность; создавать окисленный слой большой толщины, имеющий пониженную прочность; снижать прочность, твердость и склонность к упрочнению очень прочных сталей и сплавов; уменьшать предел прочности для сталей и чугунов с твердыми структурными составляющими. Следует выбрать наиболее эффективный метод нагрева, к которому предъявляются следующие требования: экономическая эффективность применения нагрева должна обеспечить увеличение производительности, окупать дополнительные затраты, связанные с нагревом, и снизить себестоимость операции обработки; источник нагрева должен обладать высокой теплотворной способностью; устройство для нагрева должно быть простым в обслуживании и безопасным в эксплуатации. Устройство должно обеспечивать возможность контроля температуры, а также управление такими параметрами, как скорость и глубина нагрева; нагреваемый объем по возможности должен ограничиваться зоной стружкообразования , а в некоторых случаях его необходимо локализовать вблизи контактной поверхности с тем, чтобы избежать

расхода энергии на нагрев лишних объемов и не допускать тепловых деформаций заготовки, структурных и фазовых превращений вблизи зоны обработки; способ нагрева должен быть универсальным, то есть одинаково эффективным для разных операций.

Исследования влияния на процесс резания и качество нагрева заготовок до 700 °С [123, 145] показали, что путем рационального изменения температуры металла в зоне резания можно не только предотвратить образование трещин и снизить усилия, но и улучшить качество обрабатываемых заготовок. Первая попытка резания с нагревом была сделана В.И. Рукавишниковым в 1936 г. Опубликованы результаты исследований Б.М. Аскинази [4] по токарной обработке сталей с подогревом токами высокой частоты. Эти исследования подтвердили эффективность резания сталей при температурах около 450…850 °С. Усилия резания снижались в 4-5 раз и в такой же степени увеличивалась производительность обработки.

Вопросу определения оптимальной температуры предварительного подогрева и установлению целесообразности непрерывного резания материалов в нагретом состоянии посвящены работы Т.Н. Лоладзе [92], Ю.К. Новоселова [111]. В этих работах была установлена и исследована связь между температурой предварительного подогрева, температурой резания и скоростью резания при точении марганцовистых сталей и жаропрочных сплавов. Для определения целесообразности резания материалов в нагретом состоянии Т.Н. Лоладзе введено понятие формостойкости режущей части инструмента.

Подробная характеристика способов нагрева заготовок электроконтактным методом при резании материалов, доведенных до промышленного применения, дана в работах М.Н. Ларина, А.А. Маслова, Г.А. Мартынова [100]. При нагреве электроконтактным методом используется переменный ток напряжением 20…40 В. Как отмечается в вышеупомянутых работах, по-

догрев электроконтактным методом в целом ряде случаев способствует повышению стойкости резца в 2-4 раза. При этом производительность обработки по сравнению с резанием без подогрева повышается в 1,5-2 раза.

Эффективность обработки зависит от структуры обрабатываемого материала, режимов резания и силы тока. Однако при этом способе нагрева затрудняется последующая чистовая обработка заготовки, поскольку возможны структурные и фазовые превращения в ее материале и температурные деформации поверхностного слоя.

Значительное число работ выполнено по исследованию электрического подогрева заготовок токами промышленной частоты. К этим работам следует отнести исследование М.Н. Ларина, А.А. Маслова, Г.А. Мартынова и многих других [133, 166]. При этом были сделаны попытки локализации теплообразования непосредственно в стружке и поверхности среза. Обрабатывались легированные, высокопрочные и закаленные стали.

Эффект, получаемый от подогрева, в основном определяется повышением стойкости инструмента по сравнению с резанием без подогрева, а также степенью уменьшения усилий резания под влиянием теплоты. По данным исследований усилия резания снижались на 20-25%, стойкость инструмента возрастала в несколько раз, а производительность обработки увеличивалась более чем в 2 раза.

Резание с нагревом индукционным, дуговым, печным и высокочастотным методом исследовалось в работе [133]. Воздействие температуры нагрева на силы резания при точении различных материалов рассмотрено в работах [54, 55].

Изменение характеристик деформации при резании с нагревом, в основном, представлено в виде зависимостей для усадки стружки и приведено в работе [38]. Среди вопросов, относящихся к проблемам резания с нагревом, немаловажная роль принадлежит изучению тепловых явлений при резании.

Ученые А.И. Асятурян [6], А.Н. Резников [126], В.А. Сипайлов [136] и др. выполнили фундаментальные работы по изучению проблем теплофизики резания, что позволило на основе большого экспериментального материала объяснить ряд причин и явлений, имеющих место в процессе резания.

Основу теоретического исследования закономерностей теплообмена при резании положила работа М.П. Левицкого [91], в которой сделана попытка установить теоретическим путем температуру резания. Источником теплообразования М.П. Левицкий считает работу деформации стружки и работу трения стружки.

В 1952 году Б.Я. Борисов [20], основываясь на исходных позициях М.П. Левицкого, и применив способ точечных источников, попытался аналитическим методом найти температуру резца у места схода стружки и изучить его температурное поле. В 1952 году Н.И. Ташлицкий [149] вывел формулу для определения температуры резания, получил уравнение граничного слоя стружки, которое в то же время является уравнением температуры на поверхности контакта стружки с резцом. В 1958 году М.И. Клушин [80], приняв за базу расчетный способ М.П. Левицкого, вывел формулу для определения температуры трения стружки и резца. В 1970 году Н.В. Талантов [146], используя метод суперпозиции мгновенных и сосредоточенных источников, получил уравнение для определения температуры резания. Основополагающие труды А.Н. Резникова [126] и Н.В. Талантова [148] позволили определить распределение температуры по сечению стружки. Н.Н. Рыкалин создал научное направление, получившее название технологической теплофизики. Вместе с разработкой ряда теоретических положений метода тепловых источников он систематизировал понятия и теоретические положения теплофизики резания металлов.

Статьи, посвященные расчету температурных полей при шлифовании, написаны С.С. Силиным, а затем А.В. Подзеем. А.Д. Макаров в 1961 году выдвинул гипотезу о постоянстве так называемой температуры резания, при которой наблюдается минимальная интенсивность износа и максимальная

размерная стойкость инструмента [136]. Важным также является разработанный А.Д. Макаровым метод ускоренного определения оптимальных режимов резания.

Весомым вкладом в развитие направления по исследованию динамических процессов формообразования поверхностей на примере абразивного шлифования являются работы Ю.К. Новоселова [111]. Особенно важны методы анализа стохастических процессов, примененные для описания процессов формообразования. Они позволяют определить корреляционные характеристики процессов, обосновать взаимосвязи между отдельными параметрами. Предложенные методы стохастического анализа характеристик микропрофиля позволяют прогнозировать характеристики поверхности на стадии теоретического анализа и служат эффективным способом математического моделирования процессов абразивной обработки. Данные методы являются эффективными и при исследовании поверхностей при термофрикционной обработке.

А.Н. Резников [127] выполнил обзор работ по теоретическим и экспериментальным исследованиям в области изучения теплообмена в зоне резания. В работах рассматривается процесс теплообмена в зоне резания и методы расчета температур на поверхности контакта инструмента с обрабатываемым материалом. В работах А.Н. Резникова даются рекомендации по созданию устройств и методов моделирования процесса теплообмена в зоне резания, а также решения задач, относящихся к выбору оптимальных методов охлаждения инструмента.

В.Ф. Безъязычным [11-13] с помощью ЭВМ выполнен количественный анализ уравнений для температурных полей, возникающих в поверхностном слое обрабатываемых деталей при точении.

За рубежом также велись работы по исследованию тепловых явлений при обработке металлов резанием. В работах Бошена С. [194] разработаны зависимости, которые можно положить в основу расчетных схем при исследовании тепловых процессов, имеющих место при резании металлов. Л.

Леон попытался теоретически установить распределение теплоты в зоне среза. Для определения температурного поля в месте контакта стружки с резцом, последний рассматривался Чао Б., Триггером К. [197] как разрезанный на уровне участка по передней поверхности и вглубь от этой поверхности. Пользуясь методом отраженных источников Триггер К. и Чао Б. вывели линейные уравнения для подсчета баланса теплоты в любой точке на передней поверхности контакта. А. Тау, М. Стивенсон математическим путем установили распределение температуры в зоне плоскости среза при свободном ортогональном резании. Основываясь на определенных предположениях, они вывели формулы для подсчета количества поглощаемой обрабатываемым изделием теплоты. Дж. Копас [215] приводит теоретический расчет взаимной связи между трением и температурой на поверхности контакта стружки с передней поверхностью резца. Дж. Сани и Ю. Гуо рассмотрели тепловые явления при резании металлов и методы измерения температуры [206]. К. Граттан [205] рассмотрел тепловые явления и износ вращающихся круглых резцов.

В 1956 году В.Д. Кузнецов выдвинул идею о необходимости значительного повышения скорости резания для улучшения условий обработки и поднял вопрос о физическом обосновании законов сверхскоростного резания. Из теоретических предпосылок В.Д. Кузнецова вытекало, что с увеличением скорости деформации металлов зона пластической деформации уменьшается, так как предел текучести увеличивается, приближаясь к пределу прочности, и металл становится хрупким. Величина работы пластической деформации при резании хрупкого металла уменьшается. Уменьшается и количество выделяемой теплоты. Температура режущего лезвия в значительной степени зависит от работы, затрачиваемой на пластическую деформацию, и от работы трения. При высоких скоростях (несколько десятков метров в секунду) следует ожидать уменьшения работы, и резание становится возможным уже без особого нагрева резца и со значительным

уменьшением расходуемой энергии, поскольку работа диспергирования металла имеет относительно малую величину.

Особенности стружкообразования рассмотрены в фундаментальной работе П.И. Ящерицына [187].

Увеличивая скорость резания можно получить такой предварительный нагрев частиц металла, при котором механические свойства их обладают уменьшенным временным сопротивлением, твердостью и другими характеристиками, соответствующими стали, нагретой до 800...1000 °С. Скорости резания нужно довести до 30 м/с. Увеличение стойкости режущего инструмента должно достигаться искусственным охлаждением режущей кромки путем введения охлаждающей жидкости внутрь резца [162]. Физические основания для осуществления сверхскоростного резания, по мнению М.И. Клушина [80], заключаются в том, что при высоких скоростях резания в переходной, пластически деформированной зоне срезаемого слоя возникают условия адиабатической деформации с очень высоким разогревом слоев металла. В процессе их деформации и понижением сопротивления деформации абсолютные значения скоростей будут зависеть от физико-механических свойств обрабатываемых металлов [5, 9]. В работах отмечается, что пластическая деформация в условиях сверхскоростного резания качественно не отличается от деформации в других условиях (сжатие, растяжение), когда имеет место сдвиговой механизм деформации. Установлению влияния сверхвысоких скоростей на параметры процесса резания в условиях точения посвящена работа Ф. Боудена [195].

В указанных работах четко разграничена терминология «высоких» и «сверхвысоких» скоростей резания. Диапазон скоростей от скорости, при которой полностью исчезает нарост, и скорости, соответствующей минимальному значению тангенциальной составляющей силы резания, целесообразно называть диапазоном высоких скоростей. Таковыми скоростями являются скорости до 75 м/с. Как показали результаты исследований

В.В. Вишнякова [41], с увеличением скорости до 75 м/с тангенциальная составляющая силы резания P_Z уменьшается, уменьшаются также радиальная P_Y и осевая P_X составляющие силы резания. При скоростях более 75 м/с наблюдается увеличение тангенциальной силы резания из-за действия инерционных сил и поэтому скорости более 75 м/с следует отнести к сверхвысоким. В экспериментальной установке в качестве обрабатываемого образца использовался диск диаметром 250…310 мм. Попытка точения такого диска из стали 30 резцами из сплава ВК8 на скоростях 50…100 м/с не увенчалась успехом, поскольку диск из стали 30 срезал вершину резца. Была сделана попытка обработки резцами с механическим креплением пластин ЦМ332. Однако процесс резания сопровождался сильным искрением и быстрым износом пластин. Такое явление заставило исследователя отказаться от точения стали 30 на высоких скоростях резания и последующие исследования процесса сверхскоростного резания проводить при точении алюминиевого сплава и латуни.

То, что тепловые процессы играют значительную роль в обработке металлов вращающимся диском, не вызывает сомнений. В то же время именно тепловые процессы, возникающие при обработке термофрикционными дисками (ТФД), можно отнести к наименее изученным. Нет единого мнения о распределении температур, выделяемых в зоне резания, между диском и обрабатываемой заготовкой [60].

Процесс обработки заготовки вращающимся диском является сложным и многостадийным [64]. Первая стадия включает разогрев рабочей зоны при минимальной подаче. Причиной повышения температуры в данном случае является трение поверхности диска и материала заготовки. Основные тепловыделения имеют место на поверхности трения. Первая стадия сопровождается ударами и нестационарными силами резания. Со временем процесс переходит в режим установившегося резания. Ударные нагрузки на диски снижаются, а сила резания уменьшается [74].

Б.А. Кравченко, исследуя работу режущего диска [87], пришел к выводу, что при больших скоростях вся развивающаяся теплота переходит в ту часть выделяемого металла, который удаляется. Количество теплоты на единицу срезаемой массы металла не зависит от скорости резания. Металл удаляется тогда, когда нагревается трением вращающегося диска до некоторой высокой температуры. По Е.У. Зарубицкому [64] часть теплоты от трения поглощается диском, но последний мало разогревается, поскольку нагрев его поверхности мало влияет на нагрев диска из-за быстрого отвода теплоты. В заготовке металл на глубине находится при температуре плавления и тем самым разрушается из-за меньшего теплоотвода в объем заготовки.

Е.У. Зарубицкий предложил способ обработки плоскостей и тел вращения [63]. В качестве режущего инструмента используется режущий диск с гладкой цилиндрической поверхностью, в котором сочетаются преимущества вращающегося круглого инструмента и нагрев контактных поверхностей трением. Установлены закономерности тепловых явлений и оптимизация режимов термофрикционного резания (ТФР) коррозионностойких сталей. М.М. Огарковым проведено комплексное исследование закономерностей процесса стружкообразования при термофрикционной обработке плоских поверхностей. Рассматривались также кинематика резания, состояние поверхности и оптимизация процесса термофрикционной обработки. Одним из первых исследователей процесса резания металлов на пилах трения является К. Кодрон, который отмечал, что диски очень эффективны при холодном резании фасонных полос, реек, брусков и небольших инструментов.

А.И. Бернштейн в 1968 году предложил термическую резку железобетона дисковыми пилами трения. Указано, что процесс резания железобетона существенно отличается от процесса резания металла. Имеет большое значение наличие абразивных частиц в обрабатываемом материале. Существенное влияние на характер процесса оказывает наличие в железобетоне

крупных фракций гранита. Существенно отличны условия и числовые характеристики параметров теплопроводности. Неравномерная по структуре обрабатываемая деталь обеспечивает локальные изменения параметров резания при обработке металла, арматуры и обработке камня. Л.А. Гик исследовал напряженное состояние гладкого диска постоянной толщины, обусловленное силами резания. Экспериментальное исследование распределения температуры в диске пилы при горячей резке проката описано в работе [48].

В работе Г.С. Гуркина [55] наиболее полно освещен вопрос теории расчета дисковых пил. Г.С. Гуркин исследовал в лабораторных условиях расход энергии при разрезании разных марок сталей при температурах 600…1000 °С. Предложена методика определения мощности двигателя привода дисковой пилы, а также рассмотрен вопрос о выборе скорости подачи, конструкций дисковых пил и профилей зубьев.

Работа М.Б. Гордона [50] посвящена вопросам резания сталей в холодном и горячем состоянии пилами трения. При исследовании дисковых пил трения М.Б. Гордон приходит к выводу, что при резании металла за счет трения в зоне резания быстро достигается температура плавления и жидкий металл удаляется диском пилы из зоны трения. Он считает, что выделившаяся в прорези теплота распределяется между пилой и материалом заготовки прямо пропорционально их коэффициентам теплопроводности. Температура в зоне резания, по мнению М.Б. Гордона, зависит от окружной скорости диска. При больших окружных скоростях (около 100 м/с) сплав доводится до температуры плавления; при низких – (13...15 м/с), только до размягчения.

В работе В.Ф. Вольфа [44] приводятся описания конструкций пилы горячего резания. Рекомендуется в качестве материала для изготовления инструмента применять углеродистую сталь с содержанием марганца до 1%, временным сопротивлением 800...900 МПа и относительным удлинением 12-14%. Рассмотрены вопросы охлаждения зубьев дисковых пил. По дан-

ным Е.У. Зарубицкого [64] удельное сопротивление резанию (удельная работа разрезания) является функцией многих факторов, в частности, ее уровень определяется механическими свойствами, температурой разрезаемого проката и режимами резания.

Несмотря на значительный объем исследований, в литературных источниках нет достоверных данных по процессу расплавления металла при отрезании заготовок дисковыми пилами. Это объясняется сложностью геометрии зоны резания и неопределенными условиями теплоотвода от быстровращающегося режущего диска. Нет четкого определения, где локализуются основные источники тепловыделения и каковы закономерности преобразования механической энергии в тепловую. В работе В.С. Кушнер [90] не отмечено заметного влияния окружной скорости на уровень удельного сопротивления резанию. Он указывает, что с увеличением скорости подачи усилия резания увеличиваются, однако зависимость между этими величинами нелинейна. Усилие резания может быть принято пропорциональным квадратному корню из толщины срезаемого слоя [58].

Б.Я. Борисов предложил ряд мер по устранению перекоса подвижных рам направляющих пил, рекомендовал режимы заточки и марки материала абразивных кругов. Он разработал формулы для определения теплового напряжения на контуре гладкого диска для случая, когда температура на внутреннем и наружном контурах диска остается постоянной [20].

Исследователями и производственниками установлено, что трение можно использовать в технологических целях: с одной стороны, для разрушения (резания) металлов, с другой – с целью создания зон высоких температур для упрочнения поверхностных слоев без разрушения поверхностей трения с обеспечением высокой чистоты обработки [8]. Если использование трения в промышленности для разрезания металла, его зачистки нашло применение достаточно широко, то применение трения в качестве упрочняющей обработки еще мало распространено в связи с тем, что мало изучен сам процесс упрочнения, мало исследованы структуры и свойства обработанных

поверхностей. Идея использования трения для упрочнения неоднократно привлекала внимание исследователей [34, 35, 45, 47, 65, 71]. На возможность использования трения со смазкой в качестве технологической операции упрочнения поверхностей деталей указывал И.В. Крагельский [89].

Процесс упрочнения поверхности включает в себя разнородные по физической природе явления [46]. В частности, это изменение фазового состояния материала заготовки, которое сопровождается разрушением металла с последующим его расплавлением [52, 57]. При расплавлении металла создаются условия для его окисления и взаимодействия жидкого металла с различными примесями на поверхности заготовки и в воздухе. На заготовке находятся оксиды разных металлов, неметаллических материалов. При резании данные вещества взаимодействуют с расплавленным металлом, насыщая его различными примесями.

Куриягава [216] считает, что при вращении металлического диска разрушается металл, создается зона высокой температуры, на поверхности трения образуется жидкий металл, который может заполнить раковины, трещины с обеспечением высокой чистоты обработки.

Известно, [89], что для упрочнения и выглаживания поверхностей можно применять трение вращающегося инструмента. Процесс осуществляется на токарном станке вращающимся инструментом относительно детали вокруг общей нормали к поверхности. Рабочая часть инструмента выполнена в форме ролика из твердого сплава ВК8. Результаты упрочнения показали, что чистота поверхности составляет Rz20 – Rz40, твердость возросла на 32 ед. HRC.

Разработаны и начинают внедряться в производство разные способы термомеханической обработки [139, 142]. При этом имеют место также деформация, нагрев и охлаждение (в разной последовательности). В результате формируется окончательная структура металлических сплавов и их свойства [66]. Свойства поверхностного слоя обработанной поверхности отличаются от свойств приповерхностного слоя заготовки [105].

М.Л. Бернштейн предложил высокотемпературную термомеханическую поверхностную обработку, при которой нагрев заготовки осуществляется токами высокой частоты на определенную глубину. В дальнейшем производится обкатка роликами из стали Р18, диаметром 120 мм с последующим охлаждением. Ряд работ [41, 101] посвящен исследованиям процессов упрочнения металлов с использованием трения быстровращающегося диска из стали Ст3. Авторами предложены аналитические зависимости температурного поля от режимов обработки и свойств обрабатываемого материала. По мнению авторов, процесс упрочнения состоит из наклепа и закалки и аналогичен высокотемпературной термомеханической обработке [77, 82].

Е.У. Зарубицкий считает оптимальными режимами фрикционного упрочнения такие, при которых формируется сплошной упрочненный слой. Средняя температура нагрева поверхностного слоя достигает 900…1100 °С; удельное давление составляет 290...3500 МПа. Продолжительность действия максимальных температур и давлений незначительна и составляет 6...20 м/с [64].

Б.И. Костецкий, изучая химический состав поверхностных слоев при различных видах износа, отмечает, что происходит их насыщение кислородом в условиях окислительного износа. Диффузией атомов кислорода в сталь и образованием оксидов и твердых растворов с кислородом он объясняет возникновение областей с макротвердостью свыше 10 ГПа, а образованием мартенситных структур – областей с макротвердостью 8 ГПа.

Ю.И. Бабей наблюдал изменение химического состава поверхностных слоев при термофрикционной обработке и заметил, что в белом слое увеличивается содержание углерода за счет перемещения его из детали к поверхности. Автор отмечает, что, несмотря на особые условия, влияющие на подвижность элементов, это явление нельзя объяснить обычными диффузионными процессами в связи с тем, что время действия высоких температур и давлений на участок поверхности слишком мало. Вместе с увеличением со-

держания в поверхностном слое углерода увеличивается и содержание таких элементов, как Cr, Mn, Cu, Si. Без изменения остаются W, Mo, V, а количество Ni уменьшается.

В источниках [146-148] указано, что термофрикционная обработка повышает в 2,2-3 раза контактную прочность сталей в коррозионно-абразивных средах, и отмечено значительное повышение усталостной прочности стали 60Х2М после термофрикционной обработки в режиме как малоцикловой, так и многоцикловой нагрузки.

При изучении сил резания и температуры в зоне контакта алмазного круга с металлом А.А. Сагарда и А.В. Химич отмечают, что контактная температура на режущей кромке алмазного зерна с повышением скорости резания асимптотически приближается к температуре плавления и, кроме того, зависит от глубины резания.

В ряде работ [198-202] приведены результаты исследований труднообрабатываемых материалов с дополнительным подводом энергии в зону резания. В данных работах рассмотрены процессы обработки деталей дисками при окружной скорости до 10 м/с. При таких скоростях происходит резание материала с его частичным расплавлением. Для повышения эффективности обработки осуществляется дополнительный нагрев материала в зоне резания.

В отдельных работах [10, 24, 36, 99] рассмотрены динамические колебательные процессы, имеющие место при обработке. В качестве недостатка данных исследований следует отметить упрощенные модели динамических систем, отсутствие учета случайных факторов в математических моделях.

Данные исследования касаются финишных операций обработки при достижении высоких параметров качества, в частности по *Ra, Rz*.

В работах [56, 59] приведена методика спектрального анализа формы обработанной поверхности, учитывающая процессы в динамической системе станка. Методика включает построение математической модели микропрофиля посредством ряда Фурье. Учтены особенности аппроксимации

дискретно-определенной зависимости – тригонометрическим рядом. Данные особенности касаются некорректно поставленной задачи аппроксимации зависимостей тригонометрическим рядом. Предлагаемые методы целесообразно использовать при исследованиях микропрофиля поверхности, полученной в результате комплексной обработки [33, 98, 114].

Санкционные условия, поток дешёвой продукции из Китая вынуждают предприятия осуществлять поиск новых, более эффективных, в сравнении с традиционными методами, способов обработки материалов, чтобы выжить в конкурентной борьбе.

Таким образом одним из наиболее реальных путей решения указанной задачи является поиск наиболее прогрессивных методов обработки. К таким методам относится процесс ТФР.

1.2. Конкурирующие алгоритмы системы резания материалов

Обработка материалов резанием представляет процесс формообразования путем механического удаления определенного слоя материала ассиметричным режущим клином. Резание материалов сопровождается высокой степенью и скоростью пластической деформации на фоне интенсивных тепловых потоков и активной технологической среды.

Процесс пластической деформации и контактного взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов при резании инициирует течение ряда физико-химических явлений, таких как термоэлектрические, магнитные, диффузионные, химические и другие.

Все это указывает на высокую степень неравновесности, вызванных наведением различных градиентных соотношений, которые вызывают развитие энергетических потоков различной природы, в том числе массопереноса на разных масштабных структурных уровнях.

Обработка резанием реализуется в системе, состоящей из отдельных подсистем и зон, отличающихся характером протекания деформационных,

трибологических и тепловых процессов [15-16, 111]. Сама система резания встроена в более глобальную ТС механического оборудования, которую можно представить, как совокупность распределенных масс, объединенных упругими и диссипативными инерционными связями.

Все динамические возмущения в глобальной ТС возникают только в системе резания, которая создает в ней нелинейные связи и приводит к образованию неравновесных состояний.

С математической точки зрения неравновесное состояние ТС можно описать системой линейных дифференциальных уравнений взаимодействия распределенных масс механического оборудования, воспринимающих динамические возмущения от процесса резания.

При решении такой системы в качестве обобщенной координаты принимается направление, оказывающее наиболее сильное влияние на точность и качество механической обработки.

Неравновесность системы резания определяется в первую очередь деформационными процессами стружкообразования и контактного взаимодействия, а также активной ролью технологической среды.

Сам процесс резания материалов можно разбить на отдельные алгоритмы, протекающие в динамическом единстве на разных масштабных структурных уровнях, при этом все они могут быть разбиты по конкурирующим парам.

Такое разделение алгоритмов с философской точки зрения отвечает закону единства и борьбы противоположностей, и раскрывает их роль в обеспечении принципа наименьшего принуждения и других синергетических парадигм [71-76]. Соблюдение баланса между конкурирующими алгоритмами обеспечивает динамическую стабильность и устойчивость функционирования всей системы резания.

Одну из упрощенных моделей функционирования пары конкурирующих алгоритмов можно представить в виде системы автоматического регулирования с обратной отрицательной связью, структурная схема которой представлена на рисунке 1.2.

В качестве внешнего воздействия *x(t)* может быть энергетический поток любой природы. *Wc(p)* представляет передаточную функцию алгоритма прямой связи. k_1 и k_2 – коэффициенты, учитывающие долю внешнего воздействия, расходуемого на развитие обратной связи с ее передаточной функцией *Woc*. Естественно, что сумма k_1 и k_2 равна единице. Уравнение модели работы пары конкурирующих алгоритмов можно представить

$$y(t) = Wc\kappa \cdot x(t).$$

В зависимости от вида передаточных функций уравнение модели может быть линейным, колебательным устойчивым и неустойчивым. Т.е. в функционировании самой пары конкурирующих алгоритмов заложена возможность обеспечения устойчивости, потери устойчивости и возбуждения нестабильности [27].

На рисунке 1.3 показаны временные зависимости функционирования пары конкурирующих алгоритмов при динамической устойчивости.

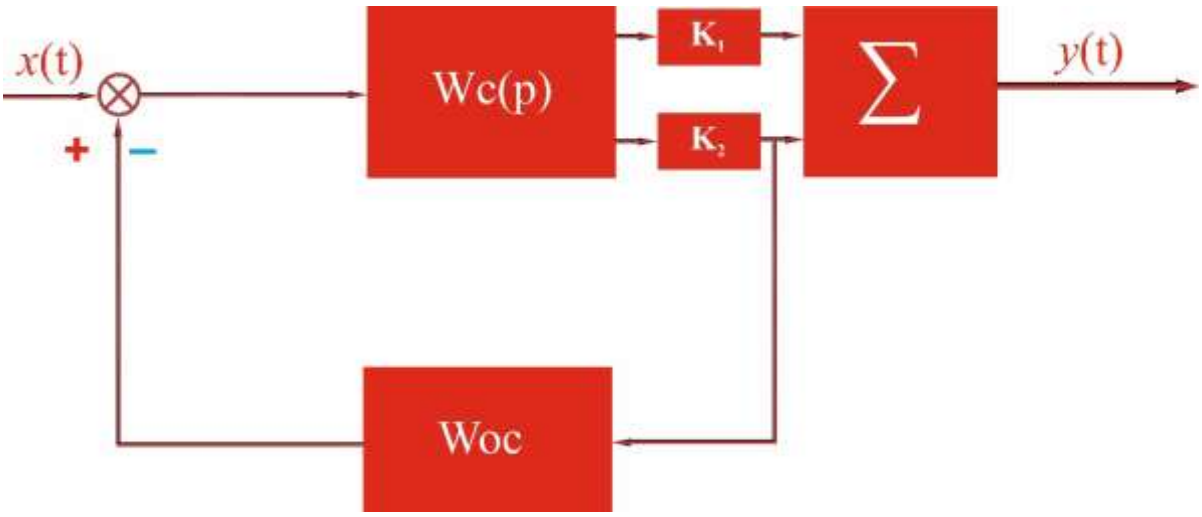


Рисунок 1.2 – Простейшая модель пары конкурирующих алгоритмов в виде звена с отрицательной обратной связью

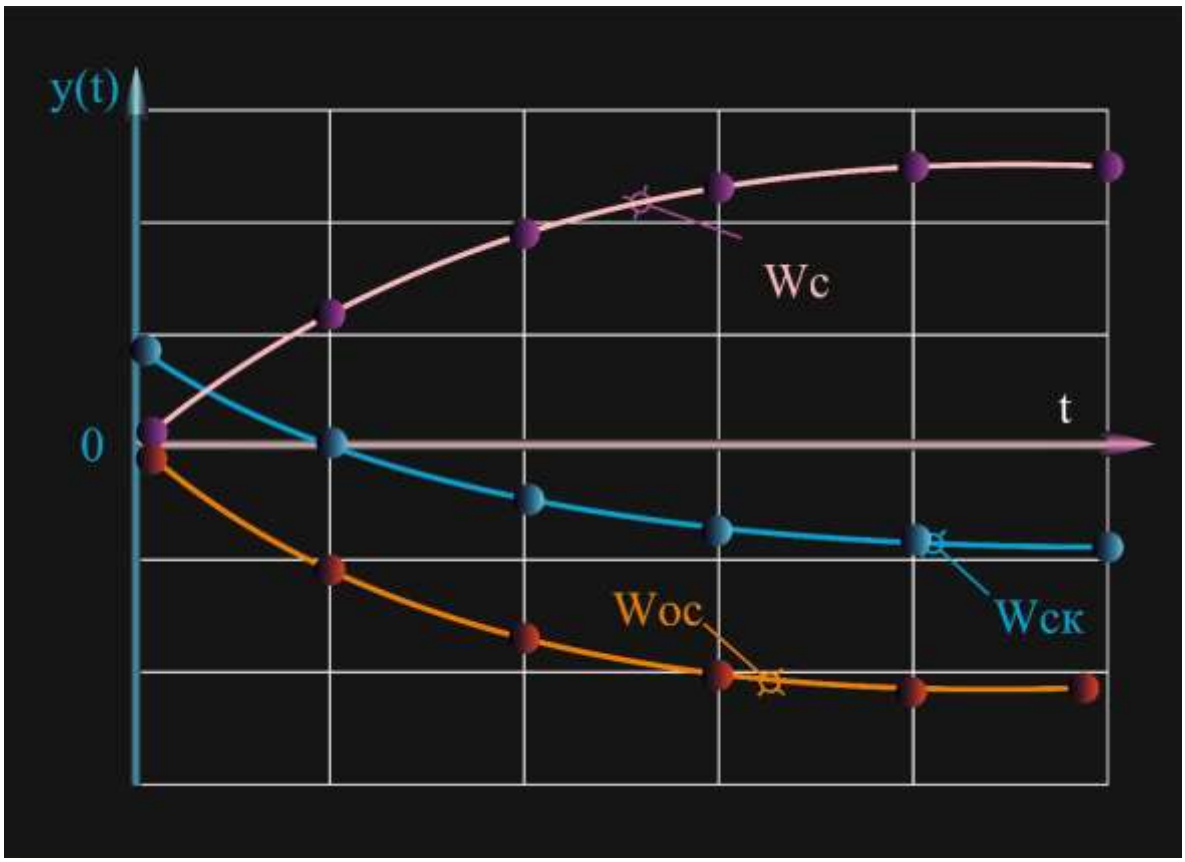


Рисунок 1.3 – Устойчивый режим функционирования пары конкурирующих алгоритмов

Передаточная функция такой системы имеет следующий вид

$$Wск = Wc \cdot k_1 + \frac{Wc \cdot k_2}{1 - W_C \cdot k_2 \cdot Woc}.$$

Деформационное упрочнение и термическое разупрочнение являются основными конкурирующими механизмами, протекающими в области первичной пластической деформации обрабатываемого материала и зонах контактного взаимодействия. Эти же процессы определяют все остальные конкурирующие алгоритмы системы резания.

Процесс резания начинается с алгоритма пластической деформации, который включает следующие стадии. Внедрение ассиметричного режущего клина в обрабатываемую заготовку наводит поля деформаций и напряжений в срезаемом слое. Напряженное состояние в обрабатываемом материале, независимо от схемы резания, распространяется впереди режущего

клина, вызывая генерацию различных дефектов кристаллического строения, большую часть из которых составляют дислокации и двойники. Основные первичные источники дислокаций располагаются внутри зерен. При низкой плотности дислокаций они свободно скользят в пределах одного зерна.

С повышением плотности дислокаций происходит их взаимное торможение и начинает проявляться деформационное упрочнение. Внутри кристаллита устанавливается динамическое равновесие между потоком генерации дислокаций и потоком выхода дислокаций к границе, при этом плотность внутризеренных дислокаций достигает предельного стабильного уровня, а дальнейший деформационный процесс переносится на мезомасштабный уровень межзеренных границ. На границах начинают функционировать свои источники носителей деформации, представляющие граничные дислокации и межселенные скольжения [119, 124].

Динамика пластической деформации носит циклический характер, связанный с накоплением упругой энергии при скоплении и торможении дислокаций вблизи барьеров. Затем при достижении внутренней энергии некоторой критической величины происходит отрыв дислокаций от барьера и выброс определенной части упругой энергии. Этот процесс периодически повторяется с образованием очередного дислокационного барьера, а с повышением плотности дислокаций и других барьеров торможения, частота циклических возмущений увеличивается.

Параллельно с алгоритмом пластической деформации с небольшим временным отставанием начинает функционировать алгоритм тепловыделения, инициированный работой пластической деформации.

Большая часть энергетических затрат на процесс резания выделяется в виде тепла, при этом повышенная температура резания приводит к повышению пластичности обрабатываемого материала и снижению предела текучести, в результате чего активность источников генерации дислокаций возрастает.

Другой стороны, высокая температура при деформации повышает скорость скольжения и переползания дислокаций и снижает напряжение Пайерлса-Набарро. Все это в конечном итоге приводит к уменьшению плотности дислокаций, снижению блокирующих свойств дислокационных барьеров, и, как результат, снижению деформационного упрочнения [119].

Склонность обрабатываемого материала к термическому разупрочнению определяется величиной химического потенциала его структурного состояния, напряжением Пайерлса-Наббаро и теплостойкостью материала [170].

Алгоритм тепловыделения оказывает влияние на частоту и амплитуду циклических колебаний деформационного процесса. Снижение напряжения Пайерлса-Наббаро приводит к уменьшению амплитуды деформационного скачка при сдвиге дислокаций и увеличению частоты процесса. При этом сама форма колебательной кривой становится более гладкой.

Наибольшее влияние деформационное упрочнение проявляется при резании упрочняемых материалов, к которым можно отнести нержавеющие стали аустенитного класса. Менее склонны к деформационному упрочнению пластичные стали и сплавы. Легирующие элементы, повышающие граничную устойчивость, понижают склонность сплавов к деформационному упрочнению [82].

Функцию диссипативных структур на внутризеренном уровне выполняют дислокационные ансамбли и различные микроконцентраторы напряжений, которые в совокупности образуют источники генерации дислокаций, как основных носителей деформации нано- и микромасштабного уровня.

Деформация на уровне межкристаллитных границ сопровождается изменением геометрии зерен. Пластическая деформация в этом случае реализуется за счет зернограничных сдвигов, а выделение тепла происходит за счет работы внутреннего трения. Роль диссипативных структур берут на себя границы зерен, а сам деформационный процесс локализуется на мезомасштабном уровне.

По мере дальнейшего повышения степени деформации зерна меняют свою форму, приобретая текстурированный вид за счет пластических сдвигов, контролируемых фактором Шмида [82].

Локализация и концентрация сдвиговых процессов завершается образованием зоны сдвига, которую модельно можно представлять в виде плоскости с определенным углом относительно вектора скорости резания (угол сдвига).

Положение плоскости сдвига определяет степень предельной деформации срезаемого слоя при его превращении в стружку, силовые и энергетические характеристики стружкообразования. Зону и плоскость сдвига можно рассматривать как диссипативную структуру самоорганизующегося процесса стружкообразования. Положение плоскости сдвига определяется напряженно-деформированным состоянием зоны первичной пластической деформации, на формирование которой оказывают активное влияние процессы, происходящие в зоне вторичных пластических деформаций или контактного взаимодействия.

Следовательно, деформационные процессы в зоне сдвига аккумулируют влияние всех механизмов, протекающих в системе резания.

Кинетика деформационного процесса срезаемого слоя начинается с нарушения упорядоченности структуры, вызванной повышением плотности дефектов кристаллического строения, которая последовательно охватывает все структурные уровни.

По мере превращения срезаемого слоя в стружку повышается ее структурная неупорядоченность (хаос). Структурная хаотичность, достигнув определенного предельного уровня, преобразуется в упорядоченную зону сдвига, состоящую из фрагментированных мезомасштабных элементов стружки – пластинок сдвига.

Формирование зоны сдвига представляет фазовый переход, в результате которого относительно однородный срезаемый слой превращается в стружку, имеющую фрагментированную структурную организацию.

На рисунке1.4 показано изменение бинарного множества, состоящего из плотности границ (q) микроструктурных объектов и их фрактальной размерности (D) в результате превращения срезаемого слоя в стружку при ТФР стали 20 [4, 14]. Степень упорядоченности образующейся стружки оценивается фрактальной размерностью зеренных границ, при этом высокая фрактальная размерность соответствует более хаотичной структуре.

Степень микроструктурной дефектности характеризуется плотностью границ. На рисунке 1.4 бинарные множества представляются в виде «облаков» с определенными границами рассеивания.

Исходная микроструктура обрабатываемого материала характеризуется относительно низкой фрактальной размерностью и высокой плотностью границ (рисунок 1.4, облако 1).

Пластическая деформация срезаемого слоя приводит к повышению фрактальной размерности и незначительному снижению плотности границ (облако 2). Это структурное состояние соответствует наивысшей степени структурного хаоса.

Дальнейшая пластическая деформация приводит к резкому падению плотности границ и ощутимому снижению фрактальной размерности (облако 3). Это указывает на начало формирования упорядоченной структуры или начала фазового перехода.

Облако 4 представляет бинарное множество сформированной стружки. Низкая фрактальная размерность указывает на высокую степень упорядоченности.

Упорядоченность проявляется на мезомасштабном уровне, при высокой степени дефектности – на микромасштабном.

Описанная кинетика структурных превращений при стружкообразовании является проявлением основополагающего принципа самоорганизации «неравновесность – источник упорядоченности», который играет важную роль в образовании и функционировании диссипативных структур.

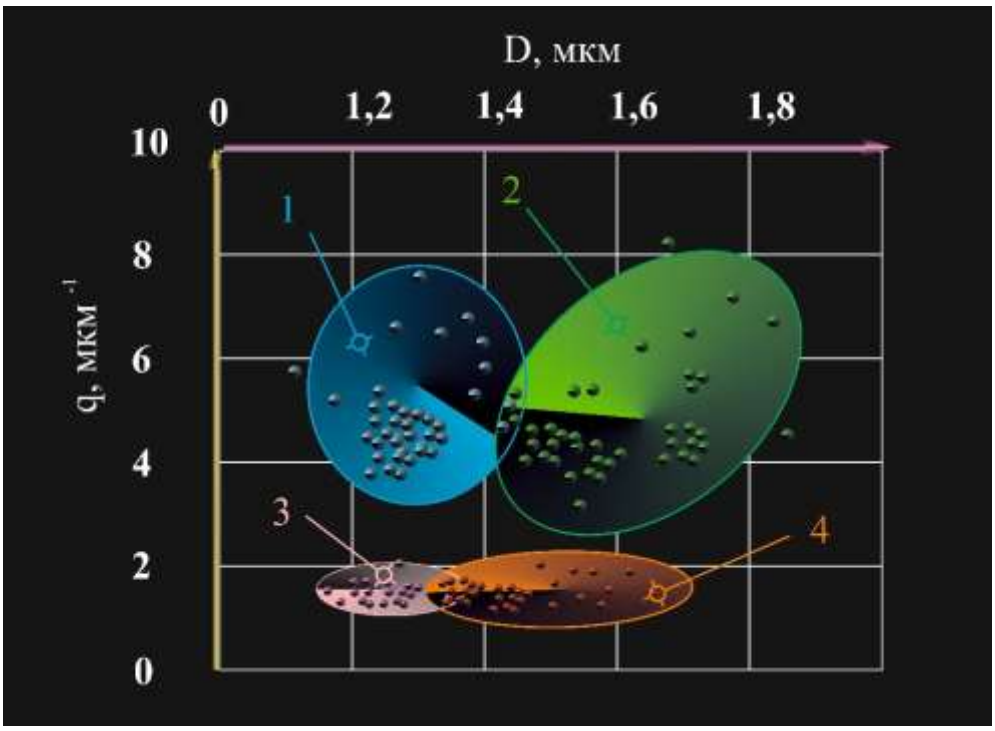


Рисунок 1.4 – Фрактальная размерность и плотность границ зерен и фрагментированных элементов на разной стадии развития стружки: 1 – исходная структура; 2 – начальная зона сдвига; 3 – верхняя зона сдвига; 4 – сформированная стружка

Алгоритмы деформационного упрочнения и термического разупрочнения в чистом виде проявляются в зоне первичных пластических деформаций, а в зонах вторичных деформаций на них накладываются алгоритмы контактного взаимодействия, которые по-разному проявляются на различных поверхностях и участках фрикционного контакта.

Зоны вторичных пластических деформаций отличаются от зоны первичной пластической деформации кинематикой деформационного процесса. Процессы контактного взаимодействия на передней и задней поверхностях режущего инструмента развиваются по принципиально единым алгоритмам, которые различаются только количественными показателями: длительностью процесса, характером распределения напряжений, скоростей деформации и т.п.

Алгоритмы деформационного упрочнения и термического разупрочнения являются первопричиной развития всех остальных алгоритмов, функционирующих в разных зонах системы резания. Они формируют первичные поля напряжений и деформаций, источники и стоки тепловых потоков.

Алгоритм развития очагов схватывания и алгоритм снижения коэффициента трения определяют следующую важную пару конкурирующих механизмов контактного взаимодействия. В развитии очагов схватывания между инструментом и обрабатываемым материалом основную роль играют адгезионные процессы и зацепления микронеровностей трущихся поверхностей.

Адгезия твердых тел начинается с образования на контактирующих поверхностях микролокальных участков с разной электронной плотностью или электростатическим зарядом, между которыми возникают кулоновские силы, определяющие первичную активность адгезионного взаимодействия. Поля упругих напряжений являются первопричиной наведения локальных электростатических зарядов, поэтому поверхностные дефекты кристаллического строения рассматриваются как очаги образования адгезионных связей. Адгезионные связи могут стать каналами повышенной диффузионной проводимости и способствовать образованию электронных и химических соединений, приводящих в конечном итоге к повышению сил адгезии [21].

Рассмотрим основные феноменологические соотношения адгезионного процесса. Адгезия твердых тел характеризуется энергией и силой взаимодействия. Суммарная поверхностная энергия при контакте твердых тел определяется

$$E_{пов} = \sigma_1(\infty) + \sigma_2(\infty) - \sigma_{12}(h),$$

где $E_{пов}$ – суммарная поверхностная энергия; h – расстояние между сближающимися поверхностями твердых тел; $\sigma_1(\infty)$ и $\sigma_2(\infty)$ – поверхностные энергии уединенных твердых тел, когда они располагаются на бесконечном расстоянии друг от друга; $\sigma_{12}(h)$ – межфазная энергия взаимодействия двух поверхностей твердых тел, находящиеся на расстоянии h друг от друга.

Энергия адгезии определяется как избыток поверхностной энергии при бесконечном удалении твердых тел друг от друга, или

$$E_a = -\sigma_{12}(h).$$

Сила адгезионного взаимодействия определяется

$$F_a = -\frac{dE_a}{dh} = \frac{d\sigma_{12}(h)}{dh}.$$

Отрицательный знак носит физический смысл и означает, что сила адгезионного взаимодействия приводит к снижению избыточной поверхностной энергии. Т.е., чем выше сила адгезии между соприкасающимися твердыми телами, тем больше энергии затрачивается на ее формирование и меньше величина остаточной энергии адгезии.

Из этого также следует, что чем прочнее адгезионная связь между покрытием и подложкой, тем ниже адгезионная активность такого поверхностного образования.

При наличии на поверхности дислокаций и других дефектов кристаллического строения, возникающих в результате внешнего энергетического воздействия, повышается реальная площадь поверхности, а это в свою очередь приводит к росту избыточной поверхностной энергии. Наведение поверхностных дефектов кристаллического строения понижает энтропию твердого тела и повышает адгезионную активность поверхности. Энергия адгезии в этом случае будет складываться

$$E_a = -\sigma_{12}(h) - E_\rho,$$

где E_ρ – энергия взаимодействия контактирующих твердых тел, имеющих поверхностные дефекты кристаллического строения.

Тогда сила адгезионного взаимодействия с учетом поверхностных дефектов кристаллического строения определится

$$F_a = \frac{d\sigma_{12}(h)}{dh} + \frac{dE_\rho}{dh}.$$

С повышением плотности поверхностных дефектов кристаллического строения твердых тел сила их адгезионного взаимодействия возрастает. Градиент энергии поверхностных дефектов намного превышает градиент поверхностной энергии бездефектной структуры, поэтому сила адгезии, вызванная дефектами кристаллического строения, относится к силам ближнего взаимодействия и наиболее активно проявляет себя при нулевом зазоре и совместном пластическом деформировании контактирующих твердых тел [21]. Эта закономерность широко используется при нанесении различных покрытий путем предварительной поверхностно-пластической деформации. Сформированная таким образом поверхностная структура с высокой плотностью дислокаций обеспечивает высокую прочность сцепления покрытия с основой [22].

Структурная организация адгезионного центра представляет совокупность поверхностных дефектов кристаллического строения, объединенных в кластер микро- или мезомасштабного уровня. В поликристаллических материалах адгезионными центрами могут быть скопления дислокаций, узлы пересечений границ зерен и т.п. Границы зерен представляют двумерные дефекты кристаллического строения, состоящие из дислокаций и аморфной фазы, и обладающие высокой внутренней энергией. На локальных участках зеренных границ с высокой кривизной внутренняя энергия принимает наибольшие значения. К таким участкам относят пересечения границ и области стыковок нескольких зерен [19, 20].

Алгоритм снижения коэффициента трения при резании проявляется следующим образом. Ювенильная поверхность твердого тела, образующаяся в процессе изнашивания, по сути, представляет макромасштабный дефект кристаллического строения. Она характеризуется повышенной величиной поверхностной энергии и высокой плотностью поверхностных дефектов кристаллического строения. Такая поверхность обладает высокой адгезионной и адсорбционной активностью, и при контакте с внешней средой мгновенно покрывается адсорбционным слоем из атомов и молекул

внешней среды. Прочность и термическая устойчивость адсорбированных слоев определяется величиной электростатического дипольного момента молекул. Чем выше дипольный момент молекул, тем прочнее и устойчивей адсорбционный слой, выше его упорядоченность, ниже поверхностная энергия и адгезионная активность поверхности.

Алгоритм повышения коэффициента трения и алгоритм снижения трибологической активности определяют два конкурирующих процесса изнашивания и развития вторичных структур повышенной износостойкости. Эти алгоритмы проявляются в зонах вторичной пластической деформации на передней и задней поверхностях режущего клина и развиваются по единым законам. Однако, процессы на передней поверхности режущего клина охватывают большие объемы и, как правило, отличаются более высокой активностью.

Изнашивание режущего инструмента представляет комплексный процесс поверхностного разрушения в результате контактного взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов, в котором доминирующую роль играют адгезионные явления. Изнашивание является многостадийным динамическим процессом образования и разрушения адгезионных связей между обрабатываемым и инструментальным материалами. Разрыв адгезионных связей сопровождается разрушением материалов по глубинным слоям от поверхности контакта. В последнем случае происходит взаимный перенос материалов твердых тел, участвующих в контактном взаимодействии, который проявляется или в виде наростообразования на рабочих поверхностях режущего клина, или в виде изнашивания режущего инструмента [21, 78].

Трение и изнашивание являются неразделимыми процессами фрикционного взаимодействия. Ювенильность образующихся при изнашивании поверхностных структур приводит к активизации адгезионных связей, повышению коэффициента трения и, как следствие, повышению интенсивности изнашивания. Т.е. изнашивание способствует повышению активности

разрушения вновь образующихся поверхностей. Дискретность фрикционного процесса, стохастичность образования пятен реального контакта и стадийность кинематики коэффициента трения является причиной цикличности и нарушения устойчивости контактного взаимодействия, которая отражается на динамике всей системы резания.

Образование вторичных структур представляет совокупность алгоритмов, включающих следующие механизмы:

– образование налипов и наростов, которые на различных участках контактной поверхности образуют слои с разной сплошностью и прочностью адгезионной связи;

– образование адсорбированных пленочных структур различного химического состава и разной степени упорядоченности на разных участках фрикционного контакта;

– деформационное упрочнение приконтаткных слоев;

– образование особых структур за счет механо-активации и диффузии.

Алгоритм формирования диссипативных структур создает на контактных поверхностях особые механо-активированные градиентные структуры, имеющие слоистое строение. Их поверхностное распределение приводит к неравномерному изнашиванию трущихся поверхностей, в результате чего на режущем клине инструмента формируется микро и макрорельеф, который обеспечивает развитие полей напряжений и деформаций, количественные показатели которых не выходят на допустимые границы.

Вторичные структуры характеризуются повышенной антифрикционностью и прочностью, которые в совокупности с оптимизацией геометрии режущего клина за счет небольшого износа и клинового нароста обеспечивают более высокую стойкость инструмента.

Изнашивание и формирование вторичных структур включают деформационные и тепловые алгоритмы, которые усиливают конкурирующие механизмы разрушения и сопротивляемости инструментального материала разрушению.

Роль диссипативных структур при контактном взаимодействии играют вторичные образования, которые могут функционировать только в динамических условиях при непрерывной энергетической подпитке. Они сглаживают пиковые силовые нагрузки схватывания, стабилизируют процесс контактного взаимодействия и, в конечном итоге, повышают динамическую устойчивость самого процесса резания.

Процессы, протекающие в зоне первичных пластических деформаций, оказывают активное влияние на контактные взаимодействия на передней и задней поверхностях. В свою очередь, изменение условий контактных процессов на передней и задней поверхностях сказывается на характере деформационных процессов стружкообразования.

Алгоритм деформационного упрочнения и термического разупрочнения, протекающий в зоне первичной пластической деформации, активно влияет на характер контактного взаимодействия на передней и задней поверхностях. Деформационное упрочнение срезаемого слоя повышает прочностные свойства обрабатываемого материала и вызывает рост контактных нагрузок, а это приводит к повышению сил резания и интенсивности изнашивания. Термическое разупрочнение обрабатываемого материала оказывает противоположное влияние.

Деформационное упрочнение рабочих поверхностей режущего инструмента повышает прочностные свойства инструментального материала и его износостойкость. Т.е. все алгоритмы системы резания взаимосвязаны между собой, и в этом проявляется их кооперативность.

Из всех алгоритмов системы резания можно выделить в три группы: алгоритмы обеспечения качества, алгоритмы обеспечения динамической устойчивости и алгоритмы обеспечения производительности обработки [92]. Алгоритмы обеспечения качества обработки складываются из физических механизмов пластической деформации обрабатываемого материала, контактного взаимодействия и тепловыделения. Алгоритмы обеспечения динамической устойчивости обработки базируются на законах линейной и

нелинейной динамики [10]. Алгоритмы обеспечения производительности обработки базируются на организационно-экономических принципах, поэтому они зачастую входят в противоречие с физическими алгоритмами. Так, обеспечение ритмичности механической обработки при поточном производстве достигается занижением режимов резания относительно оптимальных с точки зрения обеспечения стойкости инструмента. С другой стороны, для достижения высокой производительности часто используют более высокие режимы резания, что связано с потерей стойкости режущего инструмента.

Положение границ стабильности и устойчивости стружкообразования, контактного взаимодействия, комфортных условий эксплуатации может смещаться в ту или иную сторону в зависимости от соотношения активностей конкурирующих факторов, и в этом заключается управление процессом ТФР металлическим диском.

1.3. Особенности процесса термофрикционного резания металлическим диском

Обработка металлов дисками может производиться за счет принудительного вращения металлического диска и перемещения заготовок, имеющего много общего с процессом интенсивного износа (разрушения) металла при «тяжелых» режимах трения, то есть с большими нагрузками и высокими скоростями скольжения [109].

Такие «тяжелые» режимы трения, когда температура на поверхности трения достигает высоких значений и происходит интенсивное разрушение [107-110] одного или обоих трущихся тел, сопровождающееся изменением их линейных размеров, являются недопустимыми для обычного «машинного» трения. В то же время такие режимы представляют больший энтузиазм для использования их в технологических целях, связанных с обработкой металлов.

Б.Я. Борисов, исследуя работу металлического диска, пришел к выводу, что незначительная часть теплоты трения поглощается диском, но последний разогревается мало, «поскольку теплота не проникает в глубину его и быстро отводится вследствие охлаждения».

В.М. Власов считает, что температура в зоне резания зависит от окружной скорости диска. При высоких окружных скоростях (около 100 м/с) металл доводится до температуры плавления, а при низких скоростях резания (13…15 м/с) – только до размягчения [42, 43].

Результаты исследований показали, что в процессе разрушения металлов при трении с высокими скоростями и большими давлениями значительную роль играет наростообразование [21, 130]. В тех случаях, когда трение используется в технологических целях для обработки металлов, наростообразование способствует интенсификации процесса резания. Таким образом, определение условий и закономерностей трения представляет практический интерес.

Исследования, проведенные Т.Г. Насад [110], показали, что при фрикционном разрезании температурное поле на высоких скоростях подачи ограничено в узкой области и стабилизация его происходит почти мгновенно. Следовательно, процесс разрезания осуществляется в условиях нестационарного температурного поля [131].

Характеристики нестационарного температурного поля зависят как от высоких скоростей переноса тепла вращающимся режущим диском, так и от высоких градиентов температур. Уравнения нестационарной теплопроводности, используемые для анализа процесса, включают константы материала (теплопроводность и температуропроводность). В случае нестационарной теплопроводности данные константы изменяются. Ряд авторов [1, 84, 102] указывают на существенное влияние теплофизических констант материала на характеристики процесса резания, но подробных исследований данных характеристик в литературных источниках не обнаружено. Указана

необходимость учета зависимости коэффициента теплопроводности от температуры. Поэтому, можно сделать вывод о необходимости разработки специальной методики для расчета параметров теплопередачи в объеме заготовки, непосредственно граничащей с областью резания. Для этого необходимо провести специальные исследования и предложить научную концепцию расчетов параметров нестационарной теплопроводности [115].

За последнее время область применения трения при высоких скоростях скольжения для технологических операций значительно расширилась. В ряде работ [163, 168, 169] утверждается, что с увеличением окружной скорости диска температура резания на поверхности контакта возрастает, асимптотически приближаясь к точке плавления обрабатываемого материала.

Другие авторы не разделяют эту точку зрения, считая, что с повышением скорости вращения диска температура резания сначала повышается, достигая максимума, а затем падает. Все это свидетельствует о том, что этот вопрос требует дальнейшего изучения.

При относительном движении поверхностей двух тел с одновременным приложением давления вдоль их оси в зоне стыка под действием сил трения интенсивно выделяется теплота, что приводит к повышению температуры поверхности трения. Под действием температуры и приложенного давления поверхности трения деформируются, и материал в зоне трения переходит в пластическое состояние. Глубина зоны, подвергающаяся пластическим деформациям, зависит, в основном, от величины удельного давления, скорости относительного движения, длительности процесса трения и физико-механических свойств трущихся тел. Теплота в зоне трения выделяется неравномерно. По мере развития процесса трения температура в зоне трения выравнивается за счет теплопроводности.

Пластические деформации приводят к разрушению и удалению окислительных и адсорбированных пленок, что способствует образованию чистых контактных поверхностей. Начальный процесс трения сопровождается выделением теплоты, пластическими деформациями и явлениями износа и

создает благоприятные условия для появления мельчайших участков схватывания в результате случайного совпадения кристаллических связей. Под действием относительного движения трущихся поверхностей образующиеся участки схватывания немедленно разрушаются. Постоянный приток энергии способствует повышению температуры в зоне трения, что, в свою очередь, увеличивает интенсивность образования участков схватывания [158].

В дальнейшем происходит нагрев материала в зоне контакта до состояния повышенной пластичности с развитием участков схватывания почти по всей контактной поверхности. Со временем процесс образования участков схватывания распространяется на всю контактную поверхность [158].

При исследовании закономерностей процесса ТФР и решении практических задач, связанных с выбором технологического режима, следует учитывать закономерности, свойственные процессам трения при высоких скоростях скольжения [8]. В процессе сочетаются такие явления, как тепловыделение при трении, высокие скорости скольжения контактирующих тел, непрерывное обновление контактирующих поверхностей, возникновение и немедленное разрушение связей между контактирующими поверхностями при их относительном движении. Имеет место мгновенный нагрев и быстрое охлаждение жидких объемов металла в условиях значительных давлений, упругопластические деформации в макрообъемах слоев металла, прилегающих к этим поверхностям, пластическая деформация разогретого металла под действием полезных усилий с отделением сливной стружки. Рассмотрение закономерностей процесса термофрикционной обработки с учетом изложенных выше явлений базируется на основах, разрабатываемых современной наукой о трениях и освещенных в литературе [1, 2, 30, 34, 45, 47].

В процессе трения энергия, израсходованная на преодоление сил трения (молекулярно-механического взаимодействия поверхностей), выделяется в форме теплоты, и в первую очередь, на элементарных площадках физического контакта. В этих точках при трении могут появиться кратковре-

менные температурные вспышки, быстро повышающие температуру микровыступов [35, 46, 57]. Их температура может также быстро спадать, благодаря интенсивному отводу теплоты в глубину тела и в окружающую среду, но средняя температура поверхности трения в начальный период процесса трения будет нарастать.

Тепловыделение при трении имеет место не только на поверхностях точек физического контакта. Деформация микровыступов, на которую тратится некоторая доля энергии при трении, также является причиной теплообразования. Под действием усилий резания происходит деформация поверхностного слоя, имеющего некоторую толщину [3, 85]. В результате деформации энергия превратится в теплоту. Таким образом, образуется прямая связь: теплота-температура-деформация, и обратная связь: деформация-температура-теплота. Существование такой связи приводит к замкнутости цикла тепловыделения, что является причиной саморегулирования и выхода к стационарности.

Согласно распространенной точке зрения [57] при нагревании трением сталей температура в контактном сечении ниже точки плавления и лежит в области температур 800…1200 °С. При температуре выше 1000 °С временное сопротивление разрыву для всех марок сталей примерно одинаково и составляет 10…40 МПа.

При повышении скорости деформации сопротивление деформации в первый момент интенсивно возрастает, но затем, под влиянием все более усиливающегося теплового эффекта, рост постепенно замедляется и, достигнув максимума, начинает спадать, что соответствует постоянному спаду напряженного состояния [85, 113]. При снятии предполагаемого металла имеет место постепенное нарастание напряжения, которому соответствует рост сначала упругих, а затем и пластических деформаций. Повышение температуры приводит металл в выраженное состояние плавления. При ТФР основная составляющая теплоты, необходимой для нагрева зоны резания, поступает за счет наружного трения. Если внутреннее трение возникает

за счет внутреннего скольжения частиц металла, то наружное трение возникает между наружной кромкой ТФД диска и заготовкой. При этом обрабатываемый материал контактирует с ТФД при больших скоростях через прослойку материала, находящегося в пластическом состоянии [116]. Свойства этой прослойки зависят от температуры – чем выше температура, тем его свойства будут ближе к свойствам очень вязкой смазочной жидкости. Коэффициент трения пластических металлов также зависит от температуры [119], и при этом максимальное значение имеет коэффициент трения при достаточно высокой температуре.

На основании вышеизложенного, механизм образования трения можно представить себе следующим образом: при вращении ТФД, лезвие его то врезается в обрабатываемый материал, сильно нагреваясь при этом, то сразу разгружается, исходя из зоны резания, и охлаждается [137]. Таким образом, ТФД воспринимает резкие и частые механические и тепловые удары. В результате действия на лезвие ТФД высоких температур в месте соприкосновения его с обрабатываемой заготовкой происходит окисление металла и частичная деформация поверхностных слоев рабочей части. Окисленные участки ТФД при работе покрываются частицами неокисленного разогретого металла, обладающего повышенной пластичностью. Таким образом, окислы в точке соприкосновения с металлом заготовки являются местами концентрации основного напряжения. При этом в первый момент разогрева имеет место ограниченная область холодного металла. После разогрева слоя металла ТФД в дальнейшем приходится только догревать металл до температуры, необходимой в зоне резания.

Измерениями температур при ТФР установлено [138, 143], что максимальная температура концентрируется перед ТФД в зоне резания. Частицы слоя нагреваются раньше начала процесса резания. Увеличивая скорость вращения ТФД и скорость подачи, можно получить такой предварительный нагрев удаляемых частиц слоя, при котором их механические свойства (временное сопротивление и др.) будут соответствовать характеристикам стали,

нагретой до температуры 800...1200 °С.

Относительно низкая теплопроводность жаропрочных и нержавеющих сталей способствует применению ТФР, поскольку при этом повышается локализация температуры в зоне резания, увеличивается степень размягчения и разупрочнения [11, 37].

Распределение теплоты между стружкой, инструментом и заготовкой зависит от частоты вращения ТФД и скорости подачи заготовки. При увеличении окружной скорости ТФД значительное количество теплоты переходит в заготовку, а температура в зоне резания увеличивает тепловой эффект деформации. При высоких температурах подогрева могут возникать нежелательные процессы, связанные с изменением свойств материалов, такие как окисление, выгорание элементов химического состава, разрыхление поверхностных слоев, структурные изменения и трещины. В большинстве случаев такие изменения недопустимы в связи с техническими требованиями, установленными не только на металл, но и на отходы процесса резания – металлическую стружку [63]. Очевидно, что в таких случаях применение высокотемпературного подогрева нежелательно. Таким образом, для использования положительного эффекта резкого повышения производительности резания при высокотемпературном подогреве материалов с изменяемыми свойствами необходимо так локализовать подачу дополнительного количества теплоты в обрабатываемый металл, чтобы требуемое уменьшение прочности материала под действием высоких температур было сосредоточено в тонком слое зоны среза. В таком случае возможность осуществления высокотемпературного подогрева главным образом будет зависеть от разработки методов локального нагрева зоны стружкообразования.

На сопротивление резанию металлическим диском оказывает влияние только приконтактный слой металла, нагретый выше температуры фазовых превращений. По данным [102] упрочнение, созданное закалкой и отпуском, для сплавов на основе железа, никеля и кобальта исчезает практически пол-

ностью при температуре выше 750...800 °С. Следовательно, глубина приконтактного слоя, влияющего на сопротивление резанию сталей, находится между поверхностью контакта и изотермической поверхностью с температурой не ниже 750...800 °С. Выделившаяся в процессе обработки теплота распределяется между ТФД и заготовкой в соответствии с теплопроводностью их материалов, а удельная работа резания пропорциональна коэффициенту

$$K_\lambda = (\lambda_м + \lambda_д) / \lambda_м,$$

где $\lambda_м, \lambda_д$ – соответственно коэффициенты теплопроводности материала заготовки и ТФД.

Влияние теплофизических свойств материала ТФД объясняется тем, что в процессе резания на вращающемся ТФД образуются наросты из обрабатываемого металла. Так, при обработке стали 45 на ТФД образовались наросты из стали 45, при обработке меди – медные наросты и так далее, независимо от материала ТФД. Контакт ТФД с заготовкой осуществляется через эти образовавшиеся на его поверхности наросты и пленки оксидов. Поэтому на распределение теплоты между ТФД и обрабатываемым металлом, а, следовательно, и на удельную работу резания, влияют теплофизические свойства материалов ТФД, наростов и обрабатываемой заготовки, а также режимы резания.

Резание ТФД производится путем плавления металла за счет теплоты, образующейся при трении диска о заготовку. Как доказательство того, что при отделении от основного металла срезаемые частицы находятся в расплавленном состоянии, обычно приобретали шаровидную форму частицы, выброшенные из зоны обработки.

В процессе обработки перед ТФД имеется слой металла, нагретый до состояния высоких температур и находящийся в пластическом состоянии, который выдавливается под действием нормальных нагрузок. Поэтому удаление металла осуществляется еще и пластической резанием в состоянии, близком к жидкому.

На основании вышеизложенного можно сделать следующие выводы. Несмотря на внешнюю простоту, процесс резания ТФД является сложным комплексом взаимосвязанных процессов: наружного трения поверхности диска об обрабатываемый металл; интенсивных пластических деформаций металла, нагретого до высоких температур; непрерывного образования связей между поверхностью ТФД и обрабатываемым металлом; вырыв и перенос металла на поверхность ТФД; образование наростов на ТФД и непрерывное их изменение; внедрение наростов в разогретый слой заготовки с образованием стружки; пластического среза разогретого металла под действием нормальных и тангенциальных усилий [21].

Для исследования процесса недостаточно применить методы, традиционно принятые в теории резания металлов. Необходимо использовать дополнительно методы гидродинамики, адаптированные к описанию течения расплавленного металла в зоне обработки и основные положения теплопередачи, учитывающие вращение инструмента с высокими скоростями. Рабочие процессы и параметры ТФР должны быть исследованы с учетом целенаправленного воздействия на процессы теплопередачи. Методы должны учитывать изменения теплофизических констант заготовки.

В литературных источниках недостаточно внимания уделено динамическим колебательным процессам, имеющим место в процессе ТФР. Сам процесс резания не является активным источником вибраций, но его диссипативные свойства в значительной степени влияют на динамику станка при ТФР. Поэтому исследование динамических процессов является перспективным направлением развития научных исследований в области ТФР. Соответственно объектом исследования должна быть ТС станка с дисковым инструментом, предназначенным для ТФР, и специальными приспособлениями, обеспечивающими целенаправленное влияние на процессы теплопередачи и динамические колебательные процессы, реализуя необходимые параметры качества обработанной поверхности.

Изучение динамики станка в условиях ТФР является малоисследованным направлением динамики станков. Оно нуждается в новых подходах и методах исследований. В результате анализа литературных источников установлено, что перспективно применение методов спектрального анализа. В частности, данные методы устанавливают связь спектральных характеристик колебаний элементов ТС станка со спектром волнистости обработанной поверхности.

Применение методов статистической динамики для исследования процессов ТФР перспективно. Методы позволяют прогнозировать стохастические процессы формообразования на различных стадиях обработки. Методы целесообразно использовать для обоснования рекомендаций по обеспечению рациональных режимов ТФР.

Анализ выполненных работ привел к необходимости разработки комбинированных методов обработки с целью повышения эффективности и расширения технологических возможностей ТФР, определения деталей, для которых целесообразно использовать метод ТФР с последующей механической обработкой [174].

Проведенный литературный обзор позволил определить основные направления изучения процесса ТФР заготовок ТФД с локальным выделением тепловой энергии, обосновать актуальность темы и направление исследования и сформулировать цель и задачи данной работы.

1.4. Обоснование темы исследования

Анализ работ, посвященных исследованиям процесса резания металлов, показал, что проблеме улучшения обрабатываемости металлов путем применения различных способов обработки посвящено большое количество научных работ и исследований.

Однако, нагрев трением контактной поверхности и обработка материалов ТФД исследован недостаточно. Пока нет четкого представления о про-

цессе стружкообразования, динамике резания, тепловых явлениях; недостаточно исследована стойкость ТФД и особенности контактных процессов, происходящих в зоне резания. Недостаточно освещен и опыт применения ТФР в производственных условиях.

Все это говорит о том, что исследования процессов ТФР металлов ТФД, а также большинство связанных с ними вопросов являются актуальными и требуют дополнительной теоретической проработки и экспериментальной проверки.

Процесс обработки металлов ТФД является комбинированным методом, использующим тепловое и механическое воздействие инструмента на срезаемый слой материала заготовки. Он осуществляется путем непосредственного контакта заготовки и вращающегося с большой окружной скоростью (до 80 м/с) гладкого или накатанного по периферии диска из стали (НВ до 150), диаметром до 160...500 мм и толщиной 40...80 мм. В зоне контакта инструмента с заготовкой работа сил трения превращается в теплоту, размягчая срезаемый слой. Удаление металла происходит в результате расплавления и частичного испарения частиц металла заготовки с последующим выбросом их воздушным потоком, создаваемым вращающимся ТФД. Кроме того, движение инструмента обеспечивает механический вынос и выдавливание частиц металла из зоны обработки.

По сравнению с обычными лезвийными инструментами, при обработке которыми поверхность заготовок обновляется, а рабочие поверхности инструмента интенсивно изнашиваются, инструмент для ТФР имеет вращающуюся режущую кромку и при работе им, наряду с обновлением контактных поверхностей, происходит их охлаждение в период холостого пробега.

Анализ выполненных работ привел к необходимости проведения комплексных теоретических и экспериментальных исследований с целью повышения эффективности и расширения технологических возможностей способа ТФР, определения условий, при которых целесообразно использовать способ ТФР резания при выполнении технологических операций.

1.5. Цель работы и задачи исследований

Целью настоящей работы является создание технологических основ обеспечения качества и повышения стабильности процессов ТФР стальных заготовок, включающих в себя: разработку новых способов, технологий и инструментов, обеспечивающих повышение эффективности съема припуска и качества обработки заготовок.

Для достижения поставленной цели необходимо было решить следующие задачи:

Разработать технологические основы обеспечения качества и повышения стабильности обработки стальных заготовок на операциях ТФР, включающие в себя:

1. Общую методологию обеспечения качества и повышения стабильности высокопроизводительной обработки стальных заготовок на операциях ТФР на основе изучения поведения технологической операции как динамической системы при воздействии на нее изменяющихся входных, управляющих и возмущающих воздействий.
2. Закономерности теплообразования, баланс тепловых потоков и особенности теплопередачи в системе «инструмент–деталь», в том числе при целенаправленных изменениях тепловых потоков в системе, и разработанные математические модели процессов теплопередачи.
3. Динамические колебательные процессы, имеющие место при обработке, осуществляемой с применением специальных устройств, с определением взаимосвязи между параметрами процессов и показателями качества обработанной поверхности с подтверждением адекватности разработанных математических моделей и разработкой рекомендаций по совершенствованию процесса ТФР.
4. Эффективные инструменты для ТФР, в частности инструменты, регулирующие процессы теплопередачи и инструменты, повышающие качественные характеристики процесса и его производительность.

5. Методы стабилизации качества изделий при высокопроизводительном ТФР.
6. Проверку полученных технических решений и внедрение результатов теоретических и экспериментальных исследований в промышленность.

ГЛАВА 2

МЕТОДОЛОГИЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА И ПОВЫШЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ ПРОЦЕССОВ ТЕРМОФРИКЦИОННОГО РЕЗАНИЯ

2.1. Анализ путей обеспечения качества и повышения стабильности процессов термофрикционного резания сталей

Основной характеристикой качества всех технологических систем (ТС) является способность выполнять заданные функции в течение определённого промежутка времени. В свою очередь, указанная способность характеризуется параметрами и показателями качества (ПК) технологических процессов (ТП) изготовления ее элементов и системы в целом. Постоянство ПК во времени является важнейшей характеристикой качества ТС и характеризует стабильность функционирования изготовленной системы. Отсутствие требуемой стабильности изготовления элементов системы является отрицательной характеристикой, которая может проявиться в виде потери системой в целом заданных технических характеристик. Особенно высокие требования к стабильности ПК предъявляются при серийном, крупно серийном и массовом производствах, когда появляется возможность использовать автоматизированное оборудование.

Например, при производстве металлорежущих станков, каждый станок может иметь после сборки различную точность позиционирования рабочих органов, что обусловлено погрешностями изготовления каждой из деталей на финишных операциях, так как именно на них формируется окончательное качество деталей, которое непосредственно влияет на качество станка в целом. В то же время, стремление интенсифицировать процесс обработки заготовок на этих операциях приводит к снижению ПК и потере их

стабильности вследствие влияния неучтенных переменных технологических факторов производства.

Известным методом получения поверхностей с необходимыми ПК является термофрикционная обработка.

Процесс термофрикционного резания (ТФР) используется для обработки широкого класса деталей, например заготовок, изготовленных методами ковки, штамповки, литья, горячей прокатки и др.

Как отмечалось ранее, для условий современного производства машиностроительной продукции ставится задача не только повысить точность изготовления деталей в целом, но и обеспечить стабильность их параметров. Указанная задача является актуальной не только для чистовых методов формообразования, но и для черновой обработки, от качества которой зависит эффективность последующих чистовых операций.

Так как ТП ТФР является сложным, многокомпонентным объектом, на который оказывает влияние большое количество изменяющихся входных, управляющих и возмущающих воздействий, то необходимо рассмотреть его как систему. Принципиальная возможность рассматривать ТП как ТС доказана в работе [179].

Методами системного анализа можно провести декомпозицию воздействий на ТП со стороны окружающей среды на:

– измеряемую и управляемую часть – вектор управления $U(\tau)$;

– измеряемую, но неуправляемую часть – вектор входных переменных $X(\tau)$;

– неизмеряемую (и, тем более, неуправляемую часть) – вектор $\Omega(\tau)$.

Внутри каждого из указанных векторов можно выделить компоненты, характеризующие факторы, воздействующие на ТП (рисунок 2.1).

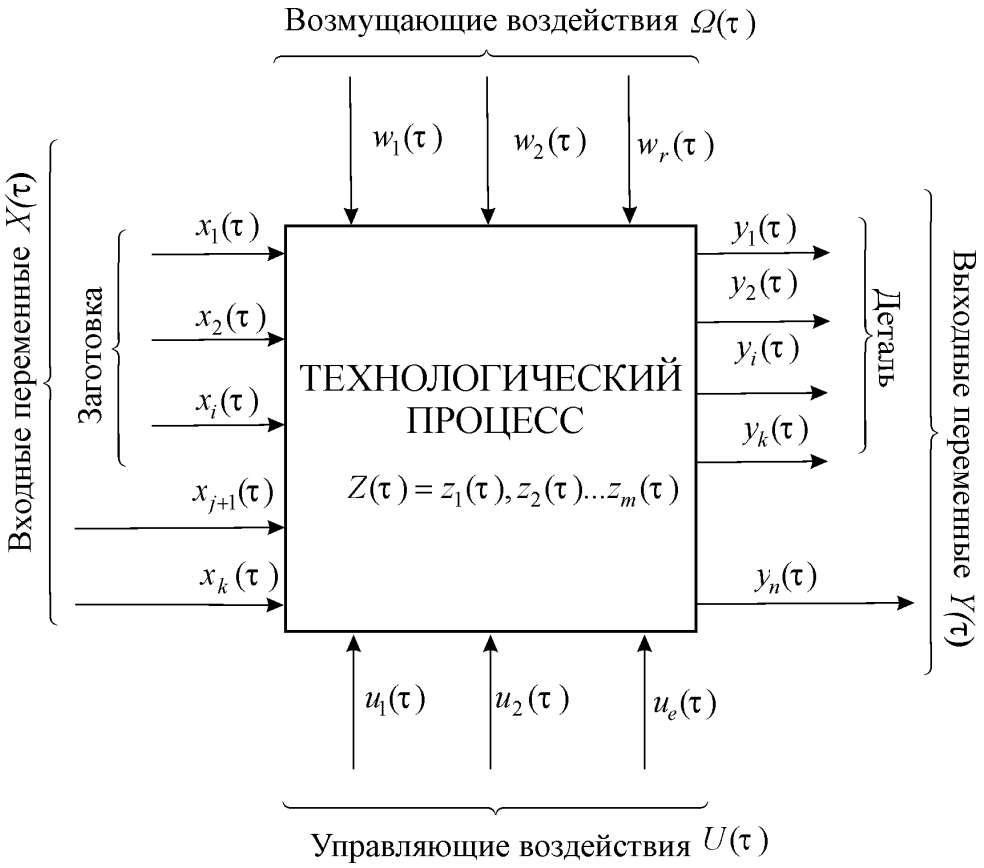


Рисунок 2.1 – Технологическая операция

Состояние ТП отображается вектором $Z(\tau)$. При этом доступная измерению часть $Z(\tau)$ является вектором выходных переменных $Y(\tau)$. Часть выходных переменных $Y(\tau)$ определяет единичные ПК $y_k(\tau)$, по которым целесообразно вести оценку стабильности ТП.

Согласно общепринятым представлениям, например [27], под стабильностью понимают свойство технологического процесса сохранять ПК изготовления продукции в заданных пределах в течение некоторого промежуточного времени.

Следовательно,

$$\left| y_k(\tau_0) - y_k(\tau\ ) \right| \le \varepsilon_k \qquad \text{при} \qquad \tau \in \left(\tau_0 \quad \tau_f\ \right), \tag{2.1}$$

где ε_k – заданный предел изменения *k*-го показателя качества; $(\tau_0 \quad \tau_f)$ – заданный интервал времени, в течение которого должны сохраняться ПК. Эти показатели должны находиться в пределах заданного поля допуска

$$y_{k\min} \le y_k(\tau) \le y_{k\max}$$

Неравенство (2.1) гарантированно выполняется при условии

$$\left|\frac{dy_k}{d\tau}\right| \le \delta_k, \tag{2.2}$$

где $\delta_k = \dfrac{\varepsilon_k}{\tau_f - \tau_0}$ – ограничение по скорости изменения параметра y_k.

Причинами, вызывающими изменение y_k, являются внешние воздействия на ТП, т.е. векторов воздействий $U(\tau)$; $X(\tau)$, $\Omega(\tau)$ и начальные условия состояния $Z(\tau_0)$. В силу того, что $\Omega(\tau)$ является неизмеряемым, то его компоненты могут считаться случайными функциями, результат воздействия которых приводит к случайным отклонениям от номинальных значений y_k и, следовательно, появлению элементов случайности в ПК.

В соответствии с ГОСТ 15895-77, для такого случая критерием стабильности служит среднее квадратическое отклонение контролируемого параметра σ_{y_k}, т.е.

$$\sigma_{y_k} \le \sigma_{y_k max}. \tag{2.3}$$

Обеспечение стабильности соответствующих показателей производится за счет выбора компонент вектора $U(\tau)$ (рисунок 2.1).

Считается, что рациональными являются такие параметры управления $U(\tau)$, которые обеспечивают положение центра рассеивания y_k внутри поля допуска $(y_{k\min}, y_{k\max})$ на таком уровне y_{k0}, который минимизирует вероятность появления бракованных деталей (рисунок 2.2) [111]. Обычно указанную задачу решают путем соответствующей фиксированной настройки станка $U^*_0(\tau_0)$, обеспечивавшей заданные параметры в течение максимально достижимого интервала времени [23].

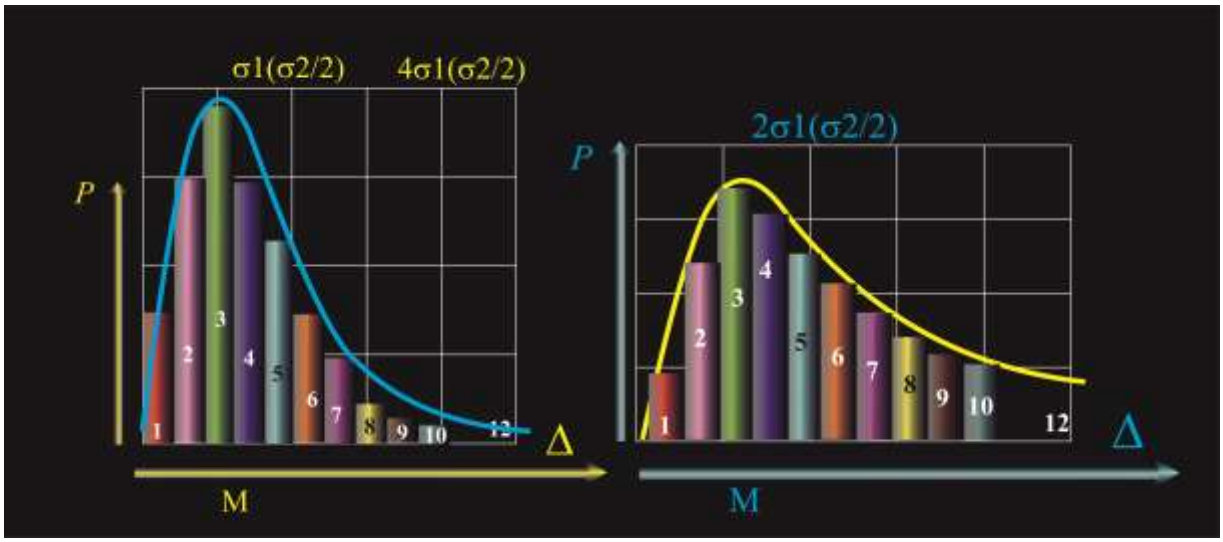


Рисунок 2.2 – Изменение положение центра рассеяния внутри поля допуска при различных параметрах настройки

В качестве примера реализации такого метода рассмотрено производство деталей стрелочных переводов на АО «Керченский металлургический завод» (г. Керчь). Для оценки стабильности ПК отобраны три партии изделий, обработанных в течение одной недели. Каждая партия содержит по 10 изделий. У всех деталей определены размеры и волнистость поверхности опорных шеек. Результаты приведены в таблице 2.1.

Из 30 деталей, не превышающие заданный допуск, имели 26 изделий. Четыре детали по этому параметру были отбракованы (одна из первой и три из третьей партии). Наиболее стабильной по параметрам оказалась вторая партия. Из нее и не было отбраковано ни одного изделия.

Таблица 2.1 – Результаты замеров ПК поверхности детали «Опора»

№ партии	Толщина заготовки Δ, мм			Волнистость поверхности шеек W, мкм		
	max	min	Дисперсия σ^2, мм^2	max	min	Дисперсия σ^2, мкм^2
1	44,3	43,5	0,01	17,926	8,41	2,51
2	43,9	42,2	0,008	15,965	9,51	1,15
3	44,7	43,6	0,03	24,086	11,058	4,71

Параметры деталей, полученные в таких условиях обработки, не обладают стабильностью ПК. Этот факт подтверждается для разных способов обработки, и непосредственно для операций ТФР – результатами, полученными в работе [179] (рисунок 2.3).

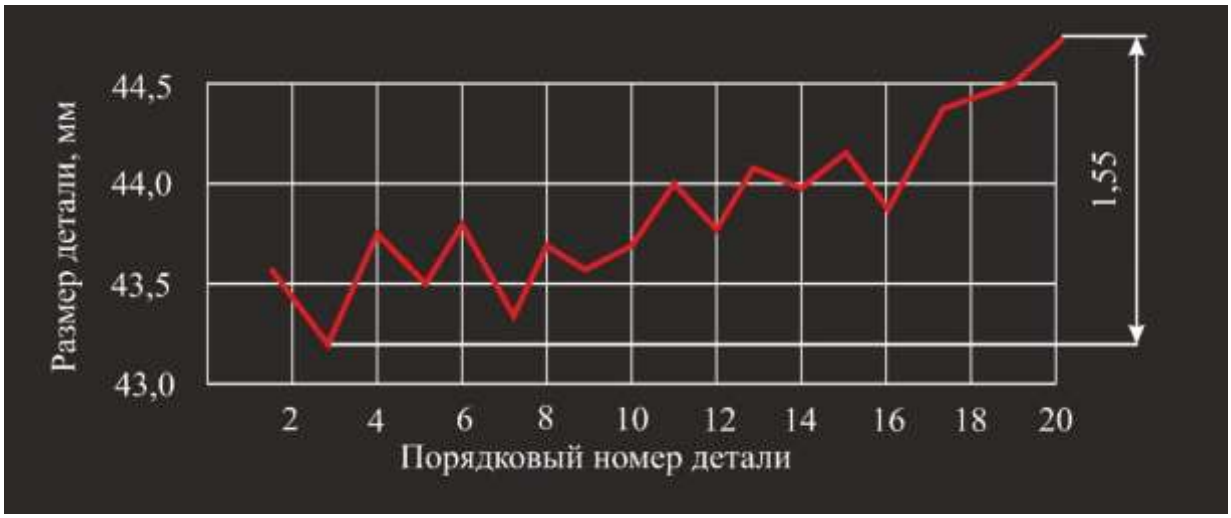


Рисунок 2.3 – Рассеяние размеров при ТФР

Необходимое качество обработки изделий в настоящее время чаще всего обеспечивается не адекватным математическим описанием объекта и управлением, а избыточными затратами технологических ресурсов (времени обработки, применением дополнительных доводочных процедур, не рациональным расходованием материала инструмента и т.п.) [98].

Наличие существенных колебаний в отклонениях расположения и шероховатости поверхности можно объяснить наличием в ТП существенных возмущающих воздействий $\Omega(\tau)$, вызванных нестабильностью ТП, в том числе и за счет того, что часть доступных измерению параметров $X(\tau)$ считается равной $X(\tau_0)$, и не выполняются условия (2.2). Фактически при обработке каждой новой заготовки параметры процесса $Z(\tau)$ принимают новые значения. Это соответствует смещению центра рассеивания относительно поля допуска и выходит за рамки ограничения (2.1).

Указанный недостаток может быть устранен путем уменьшения интервала $(\tau_0 \quad \tau_f)$ задания $U_0{}^*(\tau_0)$, т.е. более частой настройкой параметров ТП, и представляет алгоритм управления им с периодическим восстановлением параметров. Например, обычно термофрикционный диск (ТФД) подвергают заточке после обработки определенного количества заготовок.

Также возможно обеспечить стабильность по некоторым заданным параметрам y_i ($z_i(\tau) = const$) выбором $U_1{}^*(\tau_0)$ за счет более быстрого изменения «маловлиятельных» состояний $z_j(\tau) = \mathrm{var}$. Недостатком рассмотренного является повышенная скорость изменения «маловлиятельного» состояния $z_j(\tau)$, которая может привести к выходу из поля допусков других показателей качества y_j и, в соответствие с (2.2), – снижению и потере стабильности по этим факторам.

При определении необходимых параметров $U_1{}^*(\tau_0)$ для таких методов обеспечения стабильности качества обычно достаточно поведенческого описания ТП.

Все вышеперечисленные алгоритмы не обеспечивают одновременную стабилизацию параметров качества в условиях случайных возмущений

$\Omega(\tau)$, что недопустимо для операций ТФР, для которых допуски ε_k являются малыми величинами.

При ТФР обработка заготовок также выполняется в условиях непостоянства параметров ТС при обработке и окружающей среды. Изменяется состояние рабочей поверхности ТФД, параметры жесткости ТС, температура и т.д. Изменение одних параметров протекает за период обработки одной детали, других – в течение смены, третьих – в течение более длительного периода.

Для таких условий $Z(\tau) = \mathrm{var}$, вектор управления $U^*(\tau)$ должен выбираться с учетом изменения $Z(\tau)$, и для каждой детали m необходимо подбирать новое управление $U_m{}^*(\tau)$.

Применение традиционных методов и средств для обеспечения стабильности заданных параметров качества поверхностей при ТФР практически исчерпало свои возможности и требует детализированного изучения данных технологических операций как системы, отражающей взаимодействие состояний $Z(\tau)$.

Изучение структуры ТП ТФР требует разбиения ее на элементы – отдельные подсистемы и блоки, описание связей между ними [176]. По отношению к объекту (детали и инструменту) ТП выступают как преобразующие системы. ТП могут рассматриваться как средство обеспечения запланированных эксплуатационных свойств деталей, сборочных единиц и изделий. Разбиение на подсистемы определяется как непосредственно изучаемым объектом – технологической операцией, так и целью проводимого анализа, формализованным представлением которой являются соответствующие критерии.

Рассмотрим применение системного подхода к процессу ТФР. На кафедре «Автоматизация и технология машиностроения» Севастопольского государственного университета разработана структура и состав системы для

анализа процессов обработки металлов резанием [25]. При этом разбиение на подсистемы проведено в соответствии с традиционным делением ТС на станок-приспособление, инструмент, деталь, СОЖ, правящий инструмент, заготовку, зону контакта. В предлагаемой работе произведена декомпозиция не по структурному, а по функциональному признаку. Такое разбиение на подсистемы позволяет упростить модель, выделить в ней наиболее главные и определяющие функциональные части, так как в итоге необходимо создать модель не станка со всеми его агрегатами и узлами, а модель процесса ТФР.

Основной комплекс явлений, характеризующий показатели ТФР, протекает в пределах зоны контакта инструмента с заготовкой. Действительно, микрогеометрические параметры диска вне зоны контакта практически не меняются, так как существенного разрушения поверхности инструмента при этом не происходит. Кроме того, амплитуда вибраций вне зоны контакта быстро убывает и за время оборота форма поверхности практически восстанавливается.

Состояние поверхности инструмента вне зоны контакта несколько изменяется. Так, П.И. Ящерицин [187] отмечает наличие отрыва нароста в виде налипшего на инструмент металла вне зоны контакта. Это явление особенно усиливается при высоких скоростях резания, вибрациях в ТС. Однако, основные параметры поверхности инструмента в пределах оборота вне зоны контакта меняются незначительно.

Аналогичные выводы можно сделать и о состоянии поверхности заготовки вне зоны контакта. Шероховатость и дефектный слой на поверхности детали полностью определяется процессами в зоне контакта инструмента и изделия. Тепловыделение при ТФР приводит к изменению толщины заготовки. Учет этого фактора необходим. Также необходимо учитывать и упругие деформации в системе под действием сил резания. Степень влияния этих факторов определяется жесткостью ТС, параметрами охлаждения и др.

Форма зоны контакта определяется перемещениями в пространстве инструмента, изделия и других элементов ТС. Эти перемещения непосредственно связаны с режимами обработки, такими как скорость вращения ТФД и скорость подачи заготовки.

Износ узлов станка в процессе работы, их температурные деформации за время одного или даже нескольких циклов крайне незначительны. Поэтому эти явления не учитываются при моделировании.

Основываясь на этих положениях, структуру всей системы можно представить состоящей из подсистем «Процесс резания» и «Технологическая система» (рисунок 2.4). Подсистема «Технологическая система» реализует описанные выше функции, а в отношении микро- и макрорельефа ТФД и заготовки является как бы линией задержки.

Эти параметры вновь поступают на вход подсистемы «Процесс резания» по истечении времени оборота, соответственно, диска или перемещения изделия. То же касается и физико-механического состояния поверхности заготовки.

В таблице 2.1 приведено описание наборов входов и выходов каждой из подсистем.

Структура подсистемы «ТС» в предлагаемой работе не вскрывается. Выходные параметры 1 – 5 получаются из входных 1 – 5 простой задержкой на время оборота ТФД и соответствующей величины подачи изделия.

Частота вращения инструмента и скорость перемещения изделия вычисляются по режиму резания.

Температура, силы резания и износ инструмента обычно определяются с помощью эмпирических моделей, и определение этих факторов сводится к нахождению поправочных коэффициентов в формулах резания.

Для определения скорости подачи необходимо решение уравнения баланса перемещений в ТС.

Из анализа кинематики процесса [179] можно сделать вывод, что подача заготовки расходуется на приращение съема металла, износ ТФД, упругие и температурные деформации в системе, а также – на приращение фактической глубины резания.

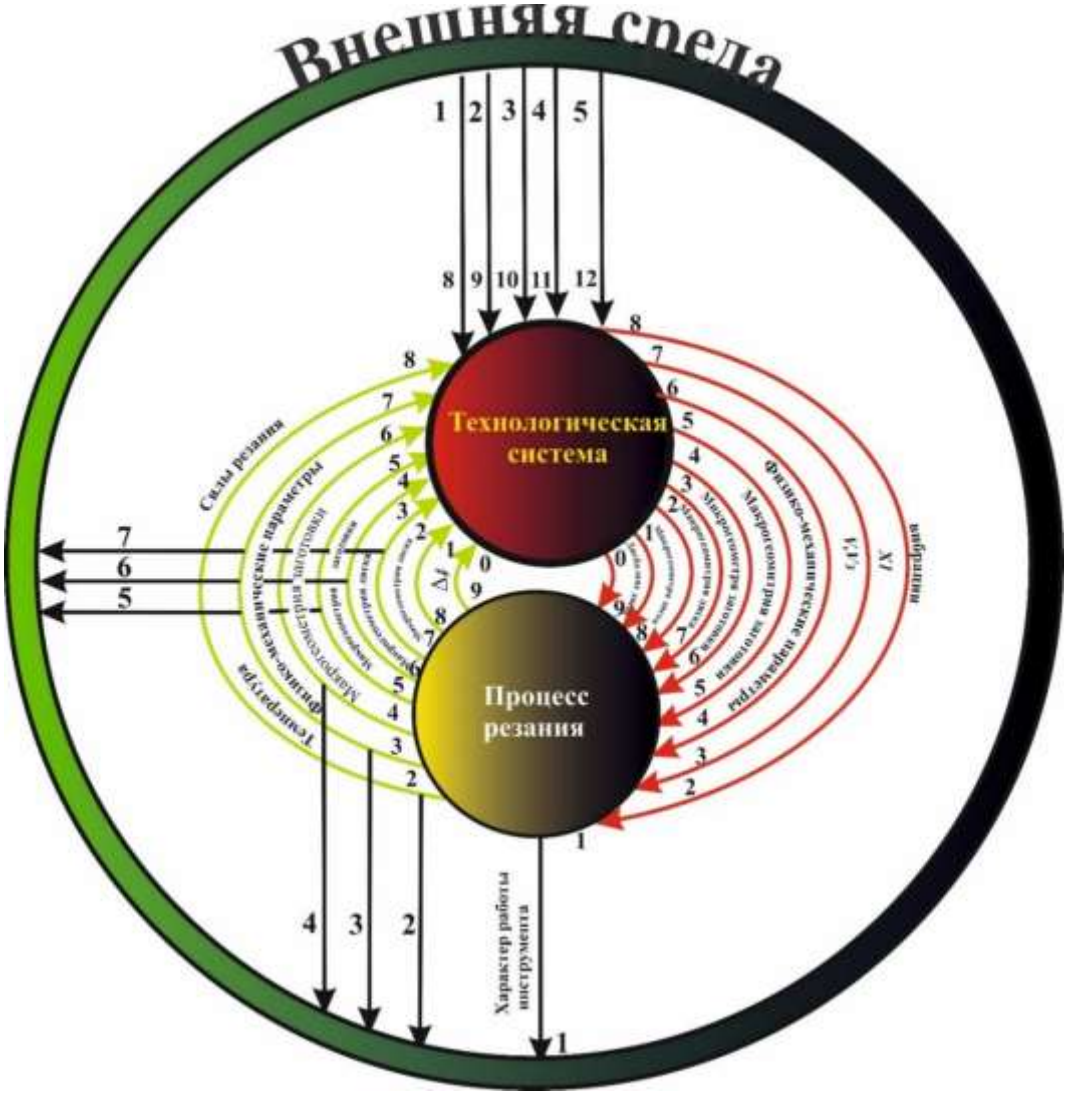


Рисунок 2.4 – Структура динамической системы процесса ТФР

Отсюда уравнение баланса перемещений в ТС в непрерывной форме имеет вид [111]:

$$\Delta A = \Delta t_f + \Delta R + \Delta r + \Delta V_{yn} + \Delta V_T, \qquad (2.4)$$

где ΔA – изменение расстояния между базовой поверхностью заготовки и инструментом, определяемое величиной подачи заготовки; Δt_f – изменение фактической глубины микрорезания; ΔR – изменение толщины

диска вследствие его износа; Δr – изменение толщины заготовки; $\Delta У_{уп}$ – упругие деформации системы; $\Delta У_{Т}$ – температурные деформации системы.

Таблица 2.1 – Наборы входов и выходов подсистем

Подсистема	Входные параметры	Выходные параметры
0. Внешняя среда.	1. Характер работы инструмента. 2. Составляющие силы резания. 3.Температура элементов ТС. 4. Физико-механические параметры. 5. Макрогеометрия поверхности заготовки при выходе из зоны резания. 6. Микрогеометрия поверхности при выходе из зоны резания. 7. Макрогеометрия инструмента.	1. Начальное состояние поверхностей инструмента и заготовки. 2. Начальные геометрические размеры диска и заготовки. 3. Геометрия инструмента и характеристика обрабатываемого материала. 4. Режим резания.
1.Процесс резания.	2. Расстояние от базы инструмента до базовой поверхности заготовки. 3. Скорость вращения инструмента и перемещения заготовки. 4. Физико–механические свойства при входе в зону резания. 5. Макрогеометрия поверхности заготовки при входе в зону резания.	1. Характер работы инструмента. 2. Составляющие силы резания. 3.Температура элементов ТС. 4. Физико-механические свойства заготовки при выходе из зоны резания.

	6. Микрогеометрия поверхности заготовки при входе в зону резания. 7. Геометрия инструмента при входе в зону резания. 8. Геометрия поверхности инструмента при входе в зону резания. 9. Дисбаланс инструмента.	5.Макрогеометрия заготовки при выходе из зоны резания. 6. Микрогеометрия поверхности заготовки при выходе из зоны резания. 7. Геометрия диска. 8 Микрогеометрия диска. 9. Изменение t_f .
2.Технологическая система (ТС).	0. Изменение глубины резания после совершённого прохода 1. Микрогеометрия поверхности инструмента после выхода из зоны резания. 2. Макрогеометрия инструмента после выхода из зоны резания. 3. Микрогеометрия поверхности заготовки после выхода из зоны резания. 4. Макрогеометрия заготовки после выхода из зоны резания. 5. Физико–механические параметры поверхности заготовки после выхода из зоны резания.	0. Дисбаланс ТФД. 1. Микрогеометрия поверхности инструмента при входе в зону резания. 2. Макрогеометрия инструмента при входе в зону резания. 3. Микрогеометрия поверхности заготовки при входе в зону резания. 4. Макрогеометрия заготовки при входе в зону резания. 5. Физико–механические параметры поверхности заготовки при входе в зону резания. 6. Скорость вращения инструмента и

	6. Температура элементов ТС. 7. Сила резания. 8. Начальное состояние поверхностей инструмента и заготовки. 9. Начальные геометрические размеры инструмента и заготовки. 10. Геометрия инструмента и характеристика заготовки. 11. Режим резания.	перемещения заготовки. Скорость 7. Координаты центра вращения инструмента и положения заготовки.

Уравнение баланса перемещений в ТС (2.4) показывает, на какие составляющие расходуется величина подачи. Оно же определяет геометрию зоны контакта ТФД с заготовкой.

Таким образом, важнейшим параметром, характеризующим процессы в зоне контакта и ее форму, является фактическая глубина микрорезания t_f. Для ее определения необходимо решение уравнения (2.4) на каждом интервале времени $\Delta\tau$.

Стабильность параметров качества поверхностей при ТФР в существенной степени зависит от изменения фактической глубины микрорезания t_f, которая, с одной стороны, представляет связующее звено между выходными параметрами процесса и управляющими воздействиями, с другой стороны – определяет важнейшие ограничения

$$t_{f\min} \le t_{fi} \le t_{f\max}. \qquad (2.5)$$

Уравнения (2.4) и (2.5) характеризует изменение состояния ТС для любого момента времени и справедливо для схемы ТФР. Его анализ показывает, что подача на j-ом обороте (проходе) расходуется на приращение глубины микрорезания, компенсацию величины съема

материала предшествующего прохода, износ ТФД, приращение упругих и температурных деформаций.

2.2. Анализ особенностей фрикционного контакта поверхностей инструмента и заготовки

Анализ условий высокопроизводительного процесса ТФР показывает, что лучшим вариантом является схема, представленная на рисунке 2.5.

Слой жидкой фазы металла, расположенный между поверхностями инструмента и заготовки, играет предохранительную роль для рабочих поверхностей инструмента. В данном случае трение проявляется в слое жидкости, разделяющей контактирующие поверхности.

В результате замены внешнего трения при непосредственном контакте инструмента и заготовки внутренним трением в жидкости уменьшается сопротивление трения и скорость износа инструмента.

При этом стойкость инструмента будет высокой по сравнению с традиционной схемой резания металлов.

Выполненный анализ операции ТФР, как динамической системы, показывает, что для обеспечения стабильности ПК необходимо целенаправленное обеспечение высокой стойкости инструмента.

Для этого необходимо соблюдать условия, при которых инструмент сохранял бы низкую температуру, а материал обрабатываемой заготовки был максимально пластичным.

Это требование является одним из технологических условий создания высокоскоростных методов обработки.

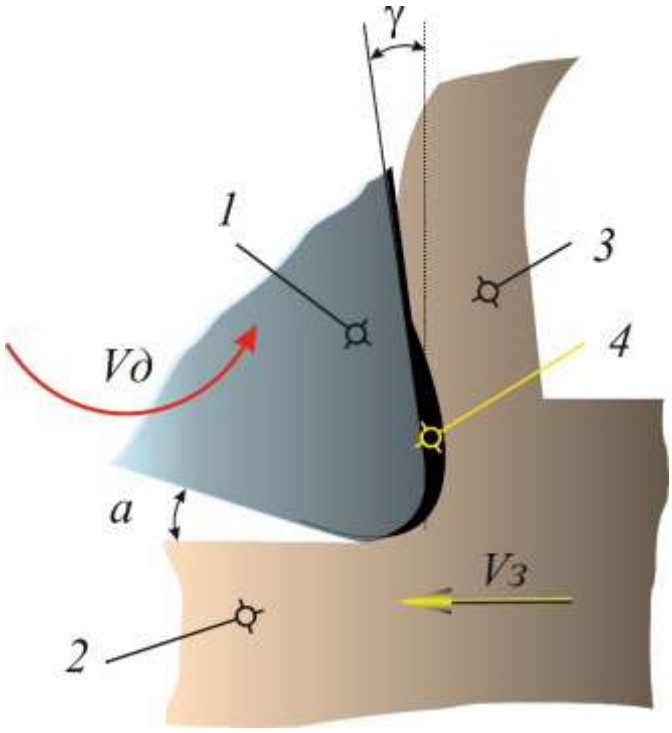


Рисунок 2.5 – Схема взаимодействия инструмента с заготовкой:
1 – ТФД; 2 – заготовка; 3 – стружка; 4 – слой жидкого металла

Проблема создания граничного слоя нашла применение в обработке металлов резанием на основе введения жидкой среды в виде дополнительной смазки непосредственно в зону обработки, а также создание покрытий на режущем инструменте с целью уменьшения интенсивности износа рабочих поверхностей и перевод сухого трения в разряд граничного или жидкостного. Необходимо также отметить, что на практике применяются и другие способы сохранения и повышения режущих свойств инструмента, но идеального варианта пока не существует. Существуют способы обработки материалов с предварительным нагревом металла, позволяющие разогреть материал до точки его плавления и тем самым создать необходимую прослойку. В этом случае появляется возможность проводить процесс резания на скорости 100 м/с и более, сохраняя при этом практически не изнашиваемым режущий инструмент [20, 60, 121].

При ТФР металлов требуется создание метода, позволяющего с наименьшими энергетическими расходами генерировать слой жидкого

металла в контактной зоне. Для обычной пластической деформации при резании металлов такого слоя не наблюдается. Даже на высоких скоростях резания этот слой в течение очень малого промежутка времени, составляющего десятые доли секунды, удаляется из зоны контакта заготовки с инструментом. В результате происходит контакт поверхностей трения и, как следствие, интенсивный износ инструмента.

Эффективным направлением улучшения обрабатываемости высокопрочных материалов и сплавов является предварительный нагрев срезаемого слоя, в результате чего изменяются его физико-механические характеристики в зоне резания. При нагреве заготовки уменьшается сопротивляемость обрабатываемого материала, что определяет повышение режимов резания, стойкости инструмента и рост производительности труда. На характер изменения этих факторов при обработке с нагревом значительной мерой влияют источники энергии и способы нагрева заготовки, которые зависят от свойств обрабатываемого металла и вида операции.

Увеличение производительности за счет внедрения процессов резания металлов с нагревом заготовок должно обеспечить получение экономического эффекта, превосходящего дополнительные расходы, связанные с нагревом.

Для того чтобы создать оптимальные условия обработки, необходимо достаточно подробно рассмотреть все эффекты, которые возникают при фрикционном формообразовании. Возникает задача сохранить температуру рабочих поверхностей инструмента в допустимых пределах и при этом обеспечить достаточное подведение дополнительной энергии в контактную зону для повышения пластичности металла с целью облегчения его деформации и удаления с обрабатываемой поверхности.

Для создания таких условий необходимо провести анализ особенностей контакта инструмента с заготовкой при данном формообразовании. Проведен анализ возможных вариантов взаимодействия

инструмента с заготовкой. Имеет место износ со схватыванием первого рода при трении скольжения. Характеризуется он возникновением адгезионных связей между деталями. Условия возникновения износа:

- значительная скорость относительного движения (до 1 м/с для узла, состоящего из двух стальных деталей);

- дополнительным условием является высокое давление, превышающее предел текучести на участках фактических контактов;

- повышенному износу способствует отсутствие смазки или защитной пленки оксидов между трущимися деталями или низкая температура нагрева поверхностных слоев (до 100 °С).

Механизм разрушения определяется взаимодействием рабочих поверхностей при давлениях, превышающих предел текучести, и сопровождается интенсивными пластическими деформациями, в результате которых разрушаются пленки оксидов и открываются химически чистые металлические поверхности. Пластические деформации способствуют максимальному сближению деталей в поверхностных слоях и образованию текстур из предельно деформированных кристаллов, расположенных по направлению относительного смещения деталей. Если расстояния предельно малы в сравнение с размерами атомных решеток, то между ориентированными кристаллами двух деталей появляются металлические связи. Дальнейшее смещение деталей приводит к наклёпу (упрочнению) металла в местах образования связей. При предельных значениях твердости и хрупкости металлические связи разрушаются.

На контактной поверхности детали из менее прочного материала образуются хаотически расположенные вырывы, а на детали из более прочного материала – налипание. Налипшие частички высокой твердости способствуют развитию вторичных процессов местной пластической деформации и микрорезанию поверхностей трения [62, 177]. Силы трения определяются геометрическими характеристиками рабочих поверхностей, площадью контактирующих поверхностей и прочностью металлических

связей. Коэффициент трения чрезвычайно высокий (4 – 6 единиц).

Износ схватыванием второго рода имеет место в процессе трения скольжения при высоком давлении и скорости относительного перемещения свыше 4 м/с. Сочетание этих факторов обуславливает большие потери на трение, высокий градиент и интенсивный рост температуры в поверхностных слоях (до 1600 °С).

Различают три стадии износа схватыванием второго рода. Первая стадия отвечает интервалу температур до 600 °С. Внешний вид поверхности: вырывы частиц на детали из менее прочного материала чередуются через примерно одинаковые промежутки. Вторая стадия износа развивается в интервале температур 600…1400 °С.

Такая температура заметно снижает механические свойства сталей и приводит к размягчению металла. Внешний вид поверхности: на контактной поверхности более прочной детали видны налипание и растекание металла, а на поверхности менее прочной детали – вырывы. Третьей стадии износа отвечают температуры плавления. Расплавленные слои металла выносятся из зоны контакта и на поверхности трения появляются оплавленные бороздки. Коэффициент трения колеблется в пределах 0,1...0,5.

Метод ТФР реализуется при скорости относительного скольжения инструмента и заготовки в пределах 40…80 м/с. При этом температура в некоторых точках зоны контакта чрезвычайно высокая и достигает температуры плавления обрабатываемого металла. Поэтому процесс схватывания 1-го рода, как правило, не наблюдается ввиду низкой температуры контактных поверхностей, что является результатом относительно невысокой скорости, не приводящей к значительному повышению пластичности слоя металла и его дальнейшего удаления с обрабатываемой поверхности.

Выдвигается гипотеза, что при проведении ТФР сталей наблюдается процесс схватывания 2-го рода со всеми свойственными ему особенностями: высокие значения удельных давлений, скорости и

контактной температуры, вырывы, налипание и растекание металла контактирующей пары. Однако в данном случае возникает необходимость определения условий, связанных с существованием стойкой прослойки между контактирующими поверхностями, локализации пластических деформаций в определенной области, физико-химических превращений и разрушения в минимально возможном поверхностном слое, удаление металла в процессе резания.

При этом необходимо достижение динамического равновесия разрушения и получение, по возможности, поверхностных слоев заданного качества. Это приводит к необходимости определения достаточной мощности для осуществления процесса (с учетом свойств материалов, составляющих контактную пару в составе заготовки и режущего инструмента) в виде максимального нагрева именно зоны контакта.

Необходимым условием решения задач, связанных с процессом трения, является определение области технологических особенностей, в которой в зоне контакта протекают определенные процессы, характеризующие те или другие виды взаимодействия контактирующих металлов и среды.

Опыт проведенных ранее многочисленных экспериментальных и производственных исследований показывает, что при одной и той же удельной нагрузке сила трения, и все вытекающие отсюда технологические условия процесса контакта, могут изменяться в широких пределах в зависимости от скорости относительного перемещения, температуры, среды, теплофизических и физико-механических свойств материалов контактирующих поверхностей.

Несмотря на значительное количество проведенных исследований и фундаментальных работ, ныне не существует единой теории трения. Это связано со сложностью самого явления и неоднозначностью его проявления в различных технологических условиях. Необходимо также отметить, что комбинированный вариант обеспечения процесса схватывания 2-го рода и

жидкостного трения с целью рационального локального оплавления обрабатываемого материала, в настоящее время тяжело осуществить, хотя есть схемы обработки для дальнейшего развития фрикционного формообразования, связанные с внесением дополнительной энергии непосредственно в зону резания.

Но для этого нужно решить многочисленные задачи, связанные с определением диапазона удельного давления и скорости скольжения контактирующих поверхностей, а также явления, связанного с природой контактирующих материалов и величиной возникающей прослойки, создаваемой процессом трения. При этом необходим выбор оптимальных параметров режима обработки и технологических условий, приводящих к образованию расплавленных фрагментов материала обрабатываемой заготовки, пленок оксидов, технологических включений.

Указанные задачи приводят к необходимости создания системы управления технологическими условиями протекания процесса.

Такой подход предполагает обоснованный выбор механических и теплофизических свойств материала инструмента, а решение поставленных задач, в первую очередь, связано с исследованиями силовых и температурных условий резания, процессов стружкообразования и износа, динамических характеристик и особенностей контактного взаимодействия инструмента и заготовки. Все это позволит повысить эффективность процесса ТФР и определить пути дальнейшего развития и внедрения в промышленности данного способа обработки.

ТФР диском является сложным комплексом взаимосвязанных процессов: внешнее трение поверхности диска о металл заготовки; интенсивная пластическая деформация металла, нагретого до высоких температур, образование связей между поверхностью диска и заготовки; вырывание и перенос металла на поверхность инструмента; образование наростов на диске и непрерывную их смену; внедрение наростов в разогретый слой заготовки под действием нормальных и тангенциальных усилий.

Реализация процесса ТФР состоит в следующем. На шпинделе вертикально-фрезерного станка устанавливается и получает вращательное движение $V_д$ инструмент – ТФД. Окружная скорость вращения диска $V_д$ = 50...80 м/с. Заготовка установлена в приспособлении на столе станка. При обработке задается продольная подача стола с заготовкой (рисунок 2.6).

В процессе обработки силами трения, возникающими в результате контакта вращающегося ТФД и заготовки, нагревается и получает дополнительную пластичность припуск на обработку [20, 127, 180]. Режущим клином диска производится снятие стружки.



Рисунок 2.6 – Установка ТФД и заготовки

В настоящее время для обработки заготовок используют разные виды ТФР (рисунок 2.7).



Рисунок 2.7 – Виды ТФР

Анализ операции ТФР показывает, что существует ряд вариантов, обеспечивающих получение детали в соответствии с требованиями чертежа и технических условий.

В настоящее время при проектировании ТП вынужденно задаются завышенными запасами по отношению к ограничениям, учитывающим возможное неконтролируемое влияние возмущающих факторов, неточности математических моделей и методик построения циклов управления операцией. При этом необходимое качество обработки изделий в настоящее время чаще всего обеспечивается избыточными затратами технологических ресурсов (времени обработки, применением дополнительных операций, не рациональным расходованием материала и т.п.) [39, 47].

Повышение эффективности ТФР возможно за счет применения систем с обратной связью, компенсирующих воздействие на объект возмущающих факторов (таблица 2.2).

Таблица 2.2 – Основные возмущения на операциях ТФР

СТАНОК		
Возмущающие воздействия	**Характер и степень влияния**	**Методы компенсации**
Колебания жесткости	Систематические Существенно	Увеличение жесткости узлов станка
Люфт в механизме подачи	Систематические Существенно	Применение безлюфтовых передач

Упругие и температурные деформации	Систематические Не существенно	Предварительный прогрев, компенсация в комплексе текущих размерных отклонений
ПРИСПОСОБЛЕНИЕ		
Упругие деформации	Систематические	Увеличение жесткости
Температурные деформации	Систематические Не существенно	Предварительный прогрев, компенсация в комплексе текущих размерных отклонений
Неточность установки	Случайный Не существенна	Компенсация в комплексе текущих размерных отклонений
ИНСТРУМЕНТ		
Колебания твердости диска	Случайный Не существенно	Компенсация отклонений по результатам оценки
Линейный и размерный износ диска	Систематические Не существенно	Компенсация отклонений по результатам оценки
Колебание режущей способности инструмента	Случайный Существенно	Изменяются в пределах 1,5…2 раза. Стабилизация режима, компенсация отклонений по результатам оценки.
Отклонения формы и дисбаланс диска вследствие неравномерного износа	Периодический за время обработки одной детали Существенно	Переточка, компенсация отклонений по результатам оценки

ДЕТАЛЬ		
Отклонение геометрии заготовки от заданной	Случайный Не существенно	Компенсация отклонений по результатам оценки
Изменение физико-химических свойств заготовки	Случайный Не существенно	Компенсация отклонений по результатам оценки

Вышеперечисленный анализ показывает, что основной причиной неравномерного съема материала, образования волнистости и шероховатости на обработанной поверхности является нестационарность фактической глубины резания, вызванная отклонениями формы и дисбалансом ТФД (рисунок 2.8), которая недоступна прямому измерению. Вследствие относительной малости зоны контакта, непосредственное измерение в этой зоне фактической глубины резания t_f прямыми методами весьма затруднительно, что приводит к необходимости косвенных или совокупных измерений.

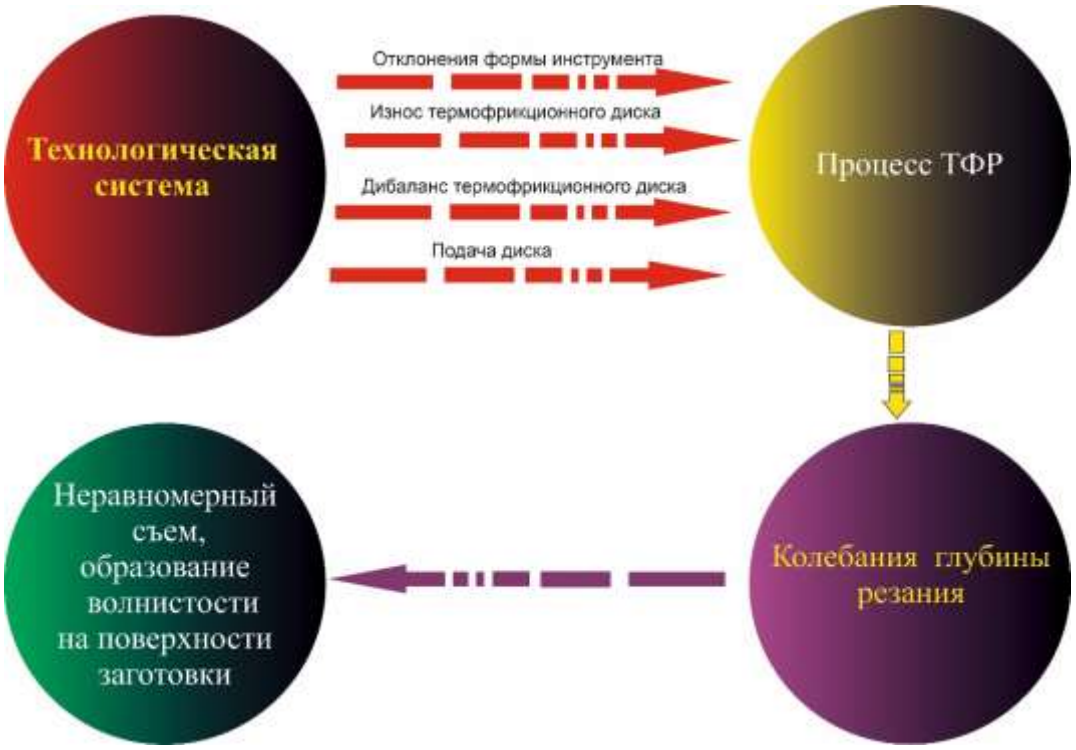


Рисунок 2.8 – Образование волнистости и шероховатости при ТФР

Одним из путей оценки (диагностики) t_f является определение координат центра диска относительно поверхности детали при известном начальном значении расстояния от базовой плоскости до центра вращения ТФД и скорости его изменения.

Такие измерения невозможно осуществить точно вследствие того, что ряд факторов, воздействующих на процесс обработки, не имеющих закономерного характера, оказывают существенное влияние на погрешность измерений. В частности, случайным оказывается текущее отклонение радиус-вектора ТФД.

Решение задачи об оценке неизмеряемых параметров может быть обеспечено применением подхода, основанного на применении схем со «стохастическим наблюдателем» [122], где оценка неизмеряемых компонент производится по результатам моделирования динамики ТС с входным сигналом, соответствующим сигналу управления, поступающему на реальный динамический объект – ТС. Для учета влияния статистических свойств текущих отклонений радиуса-вектора ТФД и толщины заготовки необходимо дополнительно к входному сигналу подавать на вход модели системы случайный процесс с такими же стохастическими характеристиками, как у текущего отклонения радиус-вектора инструмента. Соответствующий случайный входной сигнал может быть получен при помощи формирующего фильтра [122].

Принцип получения случайного процесса с заданными параметрами – спектральной характеристикой (корреляционной функцией) – иллюстрируется на рисунке 2.9.



Рисунок 2.9 – Схема получения шума с заданными параметрами с помощью формирующего фильтра

Полученные оценки имеют наименьшую из возможных дисперсию (при условии гауссовских шумов измерений) и пригодны для использования в системах управления по отклонению. Такая система должна стабилизировать режимы относительно режимов, задаваемых условиями управляющей программы.

Для настроек формирующего фильтра используются результаты статистической обработки профилограмм рабочей поверхности ТФД.

С течением времени, значения переменных и их оценок наблюдателем неизбежно расходятся вследствие, например, отличий действительных значений отклонений радиус-векторов и их моделей. Целесообразно использование блока подстройки состояний наблюдателя в форме фильтра Калмана-Бюсси (рисунок 2.10), который осуществляет необходимую коррекцию входных сигналов, обеспечивая минимально возможное значение среднеквадратического отклонения [122].

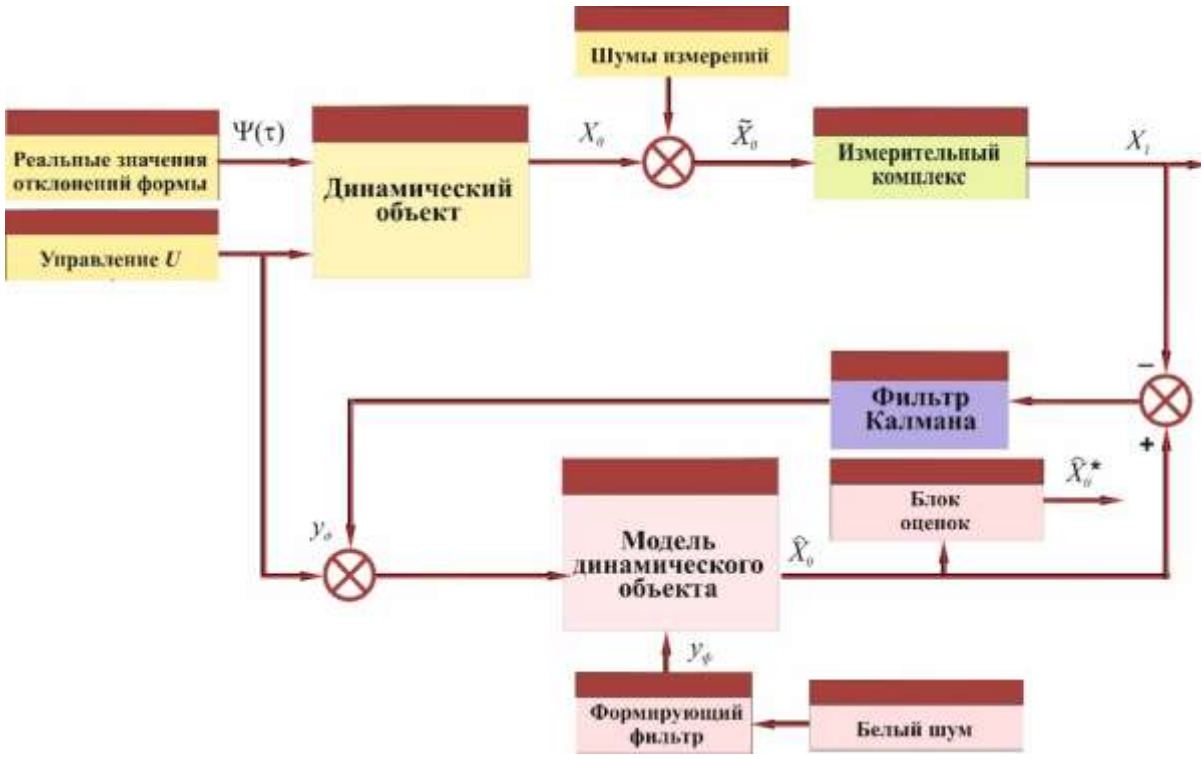


Рисунок 2.10 – Структура динамического наблюдателя для процесса ТФР с фильтром Калмана

Полученные оценки имеют наименьшую из возможных дисперсию (при условии гауссовских шумов измерений) и пригодны для использования в системах управления по отклонению.

Такая система позволяет стабилизировать режимы, относительно задаваемых условиями граничного технологического цикла, с минимально допустимыми запасами.

На основе анализа основных параметров фрикционного контакта инструмента и заготовки систематизированы основные способы обработки и предложена реализация ТС различных методов (рисунок 2.11).



Рисунок 2.11 – Методы ТФР, составляющие основу разработанных комбинированных методов

ТФР металлов нашло применение благодаря свойственным ему преимуществам. Допускается снятие больших припусков при черновой обработке. При изготовлении инструмента вместо дорогостоящих инструментальных материалов применяются конструкционные стали. Упрощается геометрия режущего инструмента.

Снятие припуска выполняется в нагретом состоянии. Нагрев заготовки осуществляется одним из простых способов – силами трения.

Нагретый металл может заплавлять трещины и раковины,

возникающие при получении заготовок. Не требуется централизованного выпуска инструмента и оснастки. Есть возможность заточки инструмента непосредственно на станке.

Метод позволяет осуществлять обработку поверхностей деталей после литья, по слою окалины с неравномерным припуском. Обрабатываются вязкие и труднообрабатываемые стали.

В процессе исследований предложены методы комбинированной и механической обработки деталей, учитывающие колебания в ТС станка. Предлагаемые методы разделяются на группы (рисунок 2.12).



Рисунок 2.12 – Основные ТС комбинированной обработки, учитывающие особенности ТФР

Методы включают пассивное использование колебательных процессов в станках. Введением специальных приспособлений существенным образом изменяются параметры колебательных процессов.

Применяется комбинированная обработка с вибрацией. Для этого разработан и апробирован набор динамических приспособлений.

Разработаны разнообразные приспособления, обеспечивающие динамическое воздействие на процессы обработки.

Среди них: эксцентричная установка инструмента, использование фасонных выступов на поверхности инструмента, применение демпферов колебаний инструмента и вибрационного стола для установки заготовки.

Приспособления в виде упругого кольца 1 обеспечивают требуемое

направление колебаний (рисунок 2.13).

Вибрации кольца приводят к колебаниям заготовки и соответственно формированию обработанной поверхности.

В качестве динамического приспособления предложено использовать вибрационный стол (рисунок 2.14).

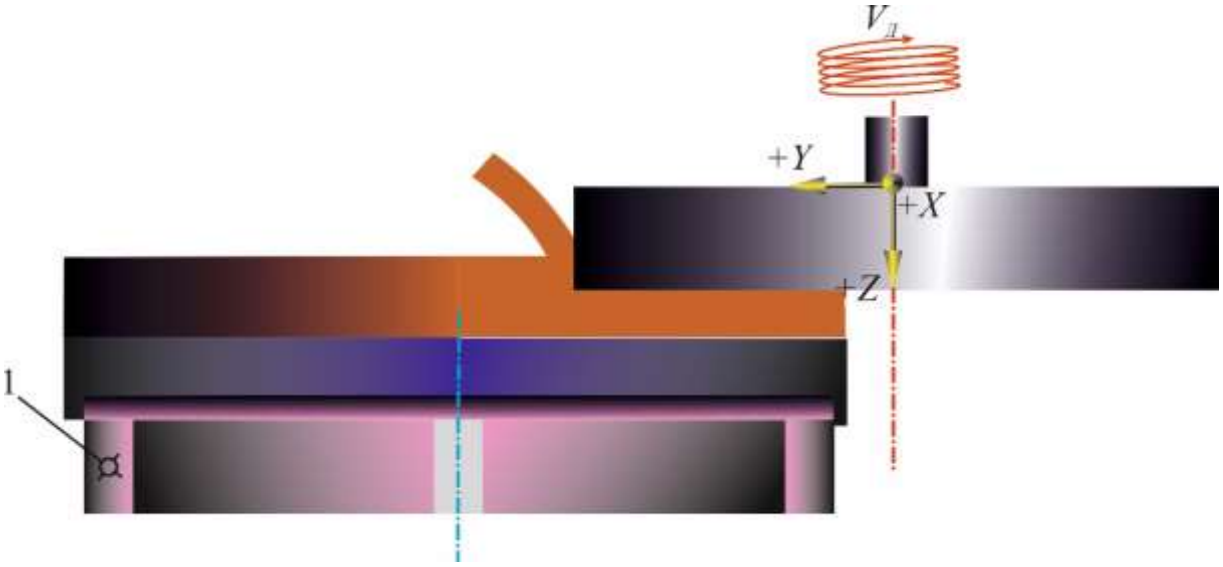


Рисунок 2.13 – Обработка детали, установленной на упругом кольце

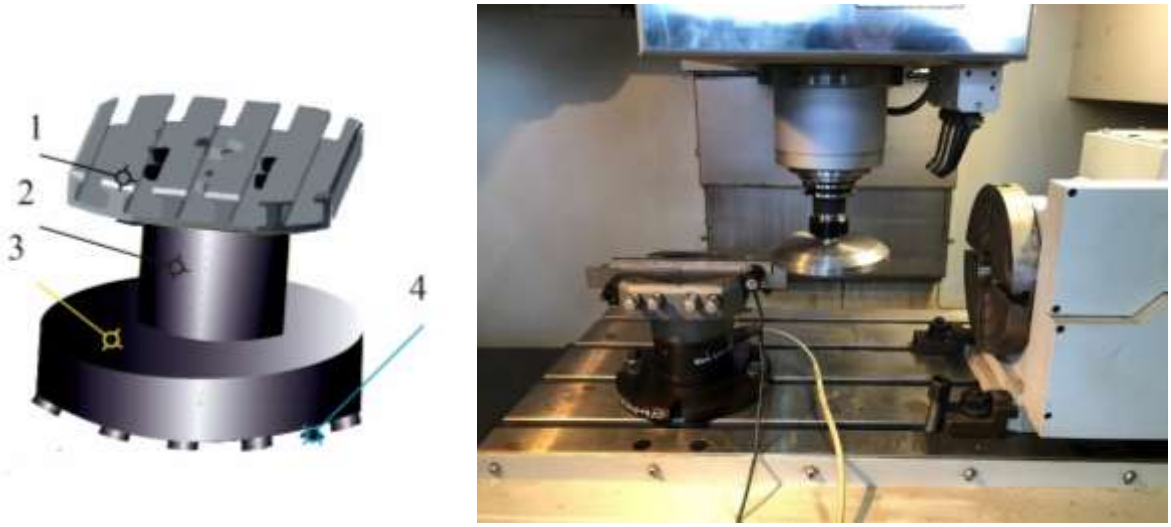
Стол 1 установлен на стойке 2, которая размещена на основании 3 на торсионах крестообразного сечения 4.

Разработанные приспособления позволяют в широком диапазоне изменять жесткость упругой системы вибрационного стола.

Жесткость сменяется перемещением упоров скользящих по поверхности крестообразных торсионов.

Демпфирование колебаний обеспечивается регулируемыми гайками, демпферами.

Данные приспособления обеспечат конфигурацию собственных частот колебаний, а соответственно и динамическое воздействие на процесс обработки.



а *б*

Рисунок 2.14 – Динамические приспособления для реализации процесса обработки: *а* – модель вибростола; *б* – вибрационный стол, установленный на станке

Таким образом, для решения задачи обеспечения качества обработки заготовок на операциях ТФР необходимо создать АСУ ТП ТФР.

Для этого необходимо разработать модель динамического объекта, характеризующую отклонения от статического режима.

Для учета статистических свойств текущих отклонений формы диска необходимо построить стохастическую динамическую модель (формирующий фильтр) профиля рабочей поверхности инструмента при его взаимодействии с заготовкой, учитывающую влияние вариации формы и ее спектральный состав.

На основе разработанных моделей построить динамические оценки текущих параметров ТС и использовать полученные оценки текущих параметров при построении АСУ ТП для стабилизации параметров ТП ТФР при обработке стальных заготовок в реальном масштабе времени.

Выводы к главе 2

1. Для решения поставленных задач и цели операция ТФР рассмотрена как динамическая система, где процесс формообразования поверхности исследуется не только в пространстве, но и во времени. На основе системного подхода рассмотрена структура операции ТФР, сформулированы основные положения и принципы анализа процесса ТФР.
2. При структурном анализе операция ТФР расчленена по функциональным признакам на подсистемы «Процесс резания» и «Технологическая система». Определены, входные, выходные переменные и параметры состояния каждой из подсистем.
3. Выдвинуто новое научное положение о возможности обеспечения стабильности и качества изделий на операциях ТФР за счет разработки ТС комбинированной обработки, динамической стабилизации поведения ТС относительно режимов, задаваемых условиями граничных технологических циклов с минимально допустимыми запасами.
4. Разработаны специальные приспособления (вибрационный стол) и инструмент, обеспечивающий необходимые параметры вибраций в динамической системе станка путем использования специальных демпферов, средств формирования стружки и предотвращения образования нароста. Механические и теплофизические свойства инструментов описаны функциональными рядами, включающими функции Бесселя.
5. Для стабилизации термического режима рекомендуется усовершенствовать конструкции ТФД, разработать инструмент с охлаждением, обеспечивающим эффективный отвод тепла из зоны резания.
6. Предложены методы оценки поведения ТС за счет применения схем

со стохастическим наблюдателем в форме фильтра Калмана–Бюсси.

7. Для учета статистических свойств текущих отклонений радиус-векторов ТФД и заготовки предложено использовать формирующий фильтр.
8. Предложена структура системы управления операцией ТФР, обеспечивающая стабилизацию поведения ТС относительно режимов, задаваемых условиями граничных технологических циклов с минимально допустимыми запасами.

ГЛАВА 3

ТЕРМОДИНАМИКА ДЕФОРМАЦИОННЫХ ПРОЦЕССОВ В ЗОНЕ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ. СТАТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОЦЕССА ТФР.

3.1. Плоскости сдвига – диссипативная структура в синергетике процесса стружкообразования при ТФР

В общем случае первое начало термодинамики деформационного процесса без разрушения твердого тела можно представить квазистатическим уравнением [74]:

$$\sigma(\varepsilon)\cdot d\varepsilon = S\cdot dT + \sum_{i=1}^{n} g_i(\rho)\cdot d\rho_i + \sum_{j=1}^{k}\mu_j(C)\cdot dC_j\,, \qquad (3.1)$$

где $\sigma(\varepsilon)$ – напряжения; ε – степень деформации; $g(\rho)$ – энергия образования дефекта кристаллического строения; ρ – плотность дефектов кристаллического строения; $\mu(C)$ – химический потенциал; C – концентрация новообразованной структуры; S – энтропия; T – температура; i – тип дефекта кристаллического строения; j – тип образованной структуры.

Введем понятие обобщенный дефект кристаллического строения и обобщенная, вновь образованная при деформации, структура. Это приведет к упрощению записи уравнения (3.1)

$$\sigma(\varepsilon)\cdot d\varepsilon = S\cdot dT + g(\rho)\cdot d\rho + +\mu(C)\cdot dC\,. \qquad (3.2)$$

Неравновесность деформационного процесса проявляется в дисбалансе между работой пластической деформации и выделяющейся при этом теплоты [71]. В период неравновесного процесса дисбаланс достигает максимальной величины

$$\sigma(\varepsilon)\cdot d\varepsilon - S\cdot dT = \delta \to max\,. \qquad (3.3)$$

Дисбалансная часть соотношения (3.2) расходуется на структурные преобразования, которые завершаются образованием диссипативной структуры.

Скорость производства энтропии определяется балансным соотношением

$$\gamma \frac{dS}{dt} + divS = [S], \tag{3.4}$$

где γ – плотность материала твердого тела.

Левая часть уравнения (3.4) представляет скорость производства энтропии, которая состоит двух слагаемых. Первое слагаемое отражает скорость прироста энтропии в данной области деформируемого твердого тела, а второе – скорость оттока энтропии из заданной области.

Из этого уравнения следует, что энтропия, в отличие от массы и энергии, может возникать внутри заданной области за счет внутреннего и внешнего трения, химических реакций, диффузионных процессов и т.п. Генерация энтропии производится особой динамической структурой, которую называют диссипативной.

Под диссипативной структурой понимают динамические, пространственно-временные упорядоченные на всех масштабных уровнях структурные образования, функционирование которых направлено на восстановление динамического равновесия между внешней подводимой энергией и тепловыми (диссипативными) потоками [171].

Кинетику этого процесса можно представить гипотетическими зависимостями, представленными на рисунке 3.1, где координата «W» представляет энергетические затраты на сопутствующие процессу ТФР механизмы.

На рисунке 3.1 можно выделить три энерго-временные зоны: I – зона неравновесного процесса; II – зона равновесного процесса и III – зона формирования диссипативной структуры.

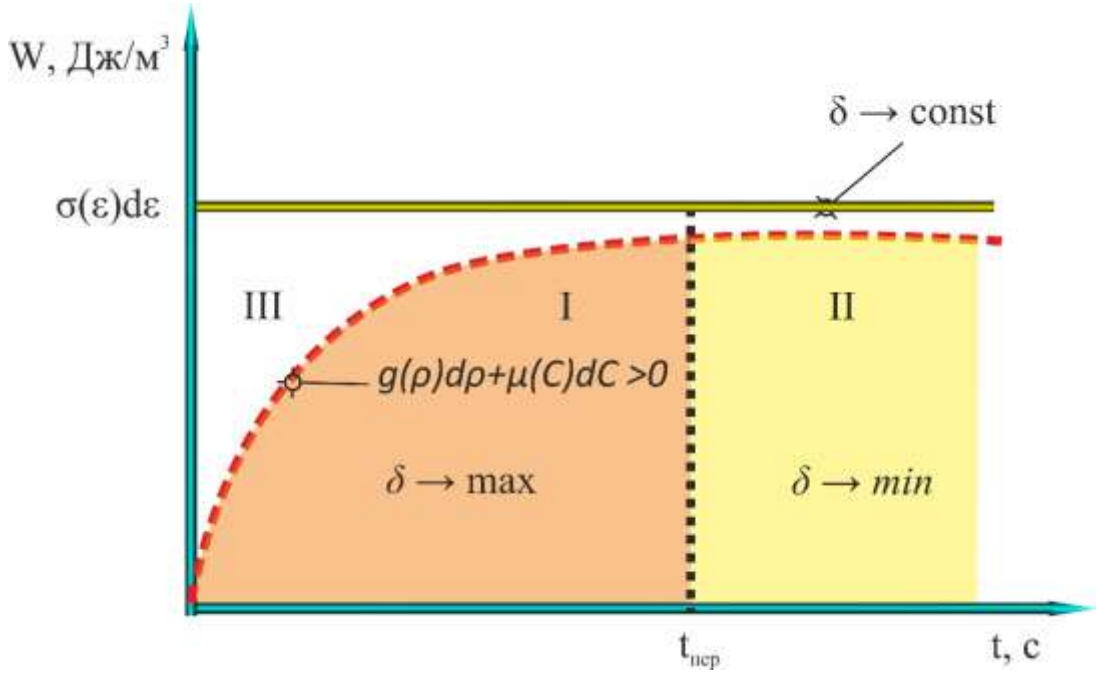


Рисунок 3.1 – Кинетика деформационного процесса
в зоне стружкообразования процесса ТФР

Продолжительность неравновесного периода совпадает с периодом формирования диссипативной структуры.

Функционирование диссипативной структуры заключается в трансформировании энергии внешнего воздействия в теплоту, оставаясь при этом в стабильном, динамически устойчивом структурном состоянии. Т.е. диссипативная структура минимизирует баланс между работой пластической деформации и выделяющейся теплоты, и может существовать только в динамическом состоянии.

Диссипация энергии пластической деформации срезаемого слоя при ТФР происходит в два этапа: до плоскости сдвига и при прохождении срезаемым слоем самой плоскости сдвига. До плоскости сдвига диссипация происходит за счет процессов внутреннего трения, охватывающего, главным образом, микромасштабный уровень. Диссипация в плоскости сдвига реализуется за счет процессов внутреннего трения между фрагментированными мезоструктурными элементами стружки, т.е. на мезомасштабном уровне.

Образованию диссипативной структуры предшествует ряд синергетических переходов. Все начинается с деформационной генерации дефектов кристаллического строения микроструктурами. Подвижные дефекты кристаллического строения являются носителями пластической деформации, весомую долю в которых составляют дислокации. Подвижные дислокации выходят на границы зерен, повышая их развитость, а это приводит к лучшей сцепляемости между смежными зернами. Заторможенные дислокации, которые скапливаются внутри зерна, образуют упорядоченную субзеренную структуру, приводя к деформационному упрочнению кристаллитов, из которых формируется мезомасштабный кластер.

Кластер представляет комбинацию нескольких зерен, прочно сцепленных между собой и объединенных общей, относительно подвижной межкластерной границей. Структурная организация мезомасштабных кластеров подобна микромасштабной зеренной, а она, в свою очередь, подобна субзеренной. Следовательно, диссипативная структура характеризуется упорядоченностью на всех масштабных уровнях и относится к категории фрактальных [74].

В период равновесного процесса при стабильном функционировании диссипативной структуры дисбаланс между работой пластической деформации и выделившейся теплотой сохраняется, но принимает значительно меньшую величину:

$$\sigma(\varepsilon)\cdot d\varepsilon-(S_{ПД}+S_{ПС})\cdot dT\rightarrow min,$$

где $S_{ПД}$ – производство энтропии первичным деформационным процессом; $S_{ПС}$ – производство энтропии плоскостью сдвига.

Режим нормального функционирования диссипативной структуры равновесного процесса ТФР может быть представлен энергетическим уравнением

$$\sigma(\varepsilon)\cdot d\varepsilon=g(\rho)\cdot d\rho+\mu(C)\cdot dC+(S_{ПД}+S_{ПС})\cdot dT. \qquad (3.5)$$

Как было отмечено выше, производство энтропии диссипативной структурой осуществляется за счет работы внутреннего трения, при этом тепловыделение микромасштабного уровня имеет ограничение, связанное предельной плотностью дефектов кристаллического строения и скоростью их скольжения. В то время, как тепловыделение на мезомасштабном уровне не имеет принципиальных ограничений, поэтому считается, что энтропия деформационного процесса стружкообразования после образования мезоструктуры выделяется на границах между мезомасштабными кластерами при их взаимном скольжении [74].

Деформационная динамика мезомасштабных кластеров осуществляется путем их ротационных движений, поэтому совокупность таких кластеров называют трансляционно-ротационными вихрями. Производство энтропии за счет мезомасштабной деформационной динамики описывается соотношением [73]

$$S_{ДС} \cdot dT \propto \frac{\tau \upsilon}{\Delta^{3-D}} \cdot dt\,, \qquad (3.6)$$

где Δ – средний диаметральный размер мезомасштабного кластера; τ – предел текучести обрабатываемого материала; D – фрактальная размерность границ кластеров; υ – скорость относительного скольжения кластеров относительно друг друга; t – длительность процесса.

Из (3.6) следует, что активность производства энтропии диссипативной структурой определяется пределом текучести обрабатываемого материала и развитостью внутренних границ мезоструктур, которая количественно оценивается фрактальной размерностью. Высокие значения тепловыделения могут быть также достигнуты за счет уменьшения размера кластера и увеличения скорости ротации.

Деформационная кинетика, представленная на рисунке 3.1, характерна для процесса стружкообразования или области первичных пластических деформаций. При этом I зона относится к деформационному процессу до плоскости сдвига, а II зона – после плоскости сдвига. Саму плоскость

сдвига можно отнести к основному элементу сформировавшейся диссипативной структуры мезомасштабного уровня, функционирующей на завершающей стадии стружкообразования процесса ТФР.

3.2. Роль плоскости сдвига в механике процесса ТФР металлов

В теории резания металлов особое внимание отводится процессу стружкообразования, так как именно он определяет характер протекания всех остальных процессов и является основным источником динамических возмущений. На выполнение процесса стружкообразования затрачивается основная часть подводимой энергии, и в зоне стружкообразования происходит выделение большей части тепловой энергии.

Пластическая деформация, сопутствующая стружкообразованию и контактно-фрикционному взаимодействию при ТФР металлов, реализуется в термодинамически открытых системах, протекающих вдали от равновесных условий. Неравновесность возникает при дисбалансе между внешним энергетическим воздействием и тепловыми стоками. При ТФР металлов степень неравновесности связана с деформационной генерацией дефектов кристаллического строения в обрабатываемом материале и контактных слоях режущего инструмента, которые являются аккумуляторами внутренней энергии. В открытой неравновесной системе благодаря нелинейному характеру процессов возникает множество неустойчивых состояний, которые могут существовать только при определенном сочетании режимов резания, структурных состояний режущего инструмента и обрабатываемого материала, а также свойств внешней технологической среды.

Самоорганизация неустойчивых состояний неравновесной системы приводит к развитию диссипативных структур, которые повышают динамическую устойчивость самой системы. Функционирование диссипативных структур направлено на минимизацию поглощенной внутренней энергии и частичное восстановление дисбаланса между внешним воздействием и тепловыми стоками [75].

Систему ТФР можно условно разделить на две основные подсистемы, к которым относят область первичных пластических деформаций или зона стружкообразования, область вторичных пластических деформаций или зона контактно-фрикционных процессов на передней и задней поверхностях режущего клина термофрикционного диска (ТФД). Все подсистемы резания взаимосвязаны между собой через силовые, деформационные и тепловые связи.

Каждая подсистема характеризуется своим алгоритмом образования, развития и функционирования диссипативных структур. Зная механизмы взаимодействия отдельных подсистем резания, можно управлять процессом самоорганизации, обеспечивая необходимый уровень надежности ТФД, качества и производительности ТФР [76].

Ключевыми понятиями механики резания металлов являются плоскость сдвига и угол её наклона, представляющие интегральные компоненты деформационного процесса стружкообразования. Плоскость сдвига является абстрактным упрощением зоны максимальных касательных напряжений и области локализации работы пластической деформации, а ее ориентация определяется процессами, происходящими в области первичной и вторичной пластических деформаций [5, 58, 59, 90, 97]. Деформационные процессы, протекающие в плоскости сдвига, влияют на плотность тепловых и массовых потоков в зоне резания, характер структурных превращений в обрабатываемом материале и режущем инструменте.

В механике процесса ТФР положение условной единственной плоскости сдвига определяется условием минимума силы стружкообразования, которое в дифференциальном выражении имеет вид

$$\frac{dR}{d\theta} = 0\,, \tag{3.7}$$

где R – сила резания; θ – угол сдвига.

Исходя из условия (3.7) К.А. Зворыкиным было получено известное соотношение

$$\theta = \frac{1}{2} \cdot \left[C - \left(\phi_{mp} - \gamma \right) \right], \tag{3.8}$$

где C – постоянная величина, близкая к 80°; ϕ_{mp} – угол трения на передней поверхности режущего клина; γ – передний угол.

Угол трения определяется коэффициентом трения стружки с передней поверхностью режущего клина ТФД

$$f_{mp} = tg\left(\phi_{mp} \right), \tag{3.9}$$

где f_{mp} – коэффициент трения между стружкой и передней поверхностью режущего клина ТФД.

Разница между углом трения и передним углом представляет угол действия ω, или угол между вектором силы стружкообразования и вектором скорости резания, т.е.

$$\omega = \phi_{mp} - \gamma \, . \tag{3.10}$$

Тогда выражение (3.8) примет вид

$$\theta = \frac{1}{2} \left(C - \omega \right). \tag{3.11}$$

Н.Н. Зорев, исходя из условия (3.7) и множественности веерообразных плоскостей сдвига, получил более уточненное выражение для угла сдвига, соответствующее конечной границе зоны стружкообразования

$$ctg\left(A^{0,25} \cdot \phi_k \right) - tg\left(A^{0,25} \cdot \phi_k - \omega \right) = ctg\,\phi_k + tg\left(\phi_k - \gamma \right), \tag{3.12}$$

где ϕ_k – угол между конечной границей зоны стружкообразования и плоскостью резания; A – сопротивление обрабатываемого материала сдвигу при относительном сдвиге, равном 2,5.

Из указанных выражений (3.11) и (3.12) следует, что положение плоскости сдвига определяется углом действия (ω) и сопротивлением обрабатываемого материала сдвиговому процессу (A).

Физическая мезомеханика предполагает существование множества носителей пластической деформации, функционирующих на разных структурных и масштабных уровнях, объединенных единым синергетическим алгоритмом [172]. В основе ТФР металлов лежат высокоскоростная пластическая деформация и разрушение. Объяснение этих процессов с позиций физической мезомеханики уточняет многие механизмы структурообразования и раскрывает пути эффективного управления качеством обработки и стойкостью режущего инструмента при ТФР.

Синергетический алгоритм предполагает кооперативный характер протекания всех процессов в системе ТФР. Это означает, что процессы в зоне первичной пластической деформации срезаемого слоя отражаются на характере контактного взаимодействия между обрабатываемым материалом и режущим клином ТФД. В то же время, процессы, происходящие в зоне вторичных пластических деформаций срезаемого слоя, отражаются на характере деформационных процессов в зоне стружкообразования.

Круговой замкнутый алгоритм процесса ТФР представлен на рисунке 3.2.



Рисунок 3.2 – Замкнутый алгоритм взаимовлияния процессов в зоне первичной деформации и контактного взаимодействия при ТФР

Первопричиной, инициирующей развитие всех процессов, сопутствующих ТФР, является пластическая деформация срезаемого слоя, которая завершается формированием зоны сдвига. Деформационные процессы в срезаемом слое активизируют источники генерации дефектов кристаллического строения и источники тепловыделения, функционирующие в зоне стружкообразования. Образующиеся поля напряжений и тепловые потоки, охватывают все зоны системы ТФР, в том числе, области контактных взаимодействий. Контактные процессы между обрабатываемым материалом и режущим клином ТФД создают свои тепловые и силовые поля, которые распространяются на область первичных пластических деформаций, а это, в свою очередь, оказывает влияние на сдвиговые процессы. По прошествии определенного времени все тепловые, энергетические и массовые потоки, определяющие замкнутый алгоритм, стабилизируются, и система ТФР выходит на устойчивый режим динамического функционирования.

3.3. Деформационные процессы стружкообразования при ТФР как объект физической мезомеханики

Пластическая деформация обрабатываемого материала при ТФР инициирует в разных структурах генерацию определенных дефектов кристаллического строения, их распространение под действием силовых и тепловых градиентов и формирование полей напряжений и деформаций в срезаемом слое. Все указанные процессы носят динамически согласованный характер и протекают вдали от равновесных условий.

Основными носителем пластической деформации на нано- и микромасштабном уровне являются дислокации. Распределение источников дислокаций, как носителей пластической деформации, и активность деформационных процессов прямым образом зависят от величины касательных

напряжений и их ориентации относительно кристаллографических плоскостей и направлений сдвига, обеспечивающих максимальную величину фактора Шмида [76].

Первоначально основные источники дислокаций возникают в тонком слое обрабатываемого материала, примыкающего к передней поверхности режущего клина ТФД на площадке, равной сечению срезаемой стружки. Этот слой первым подвергается пластической деформации, в котором преобладают компоненты сжатия. Большая часть дислокаций распространяется в объеме одного кристаллита, приводя к изменению формы зернен и локальной кривизны межзеренных границ. Только отдельные дислокации могут преодолевать границы зёрен на участках с высокой степенью когерентности, а большая часть тормозится внутризеренной субструктурой и границами. По мере удаления дислокаций от своих источников их кинетическая энергия и скорость скольжения падают, в результате формируются поля напряжений и деформаций со своими градиентными соотношениями и искаженной зеренной структурной и субструктурной организацией. Чем больше количество препятствий, вызывающих торможение дислокаций, тем выше градиенты полей напряжений и деформаций.

Напряжение Пайрелса-Набарро описывается известным выражением

$$\tau_{пн} = \frac{2G}{1-\mu} exp\left(-\frac{2\pi}{1-\mu}\cdot\frac{d}{a}\right), \qquad (3.13)$$

где G – модуль упругости; μ – коэффициент Пуассона; d – расстояние между соседними плоскостями, в которых происходит скольжение; a – межатомарное расстояние в направлении скольжения.

Торможение дислокации дислокациями проявляется в увеличении напряжения Пайерлса-Набарро, которую можно оценить.

$$\Delta\tau = AGb\sqrt{\rho}\ , \qquad (3.14)$$

где A – константа; ρ – плотность дислокаций.

Из (3.13) и (3.14) следует, что с повышением плотности дислокаций и модуля сдвига эффект торможения дислокаций другими дислокациями возрастает. Следовательно, обрабатываемые материалы с высоким модулем сдвига и повышенным параметром решетки подвержены более активному деформационному упрочнению. При этом образующиеся в них поля напряжений и деформаций отличаются более высокими градиентными соотношениями.

Пластическая деформация твердого тела носит многоуровневый характер, и дальнейшее развитие деформационного процесса связано с его переходом с нано- на микро-, а затем мезомасштабный уровень [75].

Каждое отдельное зерно представляет кристаллит со своей индивидуальной кристаллографической ориентацией. Стремление деформируемой мезоструктуры к минимизации свободной энергии приводит к тому, что зерна совершают ротационные смещения, при этом потенциальные плоскости и направления сдвига в каждом зерне принимают такую ориентацию, при которой сумма их факторов Шмида достигает уровня, достаточного для реализации мезомасштабной сдвиговой пластической деформации.

Объем срезаемого слоя, в котором локализуются упорядоченные кристаллографические плоскости и направления сдвига с определенной величиной фактора Шмида, представляет узкую зону. Такая зона сдвига объединяет зерна, у которых кристаллографические плоскости с максимальным фактором Шмида располагаются параллельно друг другу.

На рисунке 3.3 представлены фрагментированные элементы различных типов стружек, образующихся при ТФР. Каждый фрагментированный элемент разделен от других плоскостью сдвига, при этом сам он состоит из отдельных, четко различимых пластин микромасштабного уровня.

Каждая такая пластинка представляет деформированное субзерно, большая грань которой характеризуется максимумом фактора Шмида. Плоскости сдвига между отдельными фрагментированными элементами

ориентированы под разными углами, среднее значения которых представляет макроскопический угол сдвига.

На схеме, представленной на рисунке 3.4, такие плоскости изображены в виде параллельных отрезков ВС. Для каждого напряженно-деформированного состояния срезаемого слоя ориентация плоскостей сдвига, обеспечивающая максимальный фактор Шмида, принимает свое значение. Сужая эту зону до состояния плоскости, приходим к понятию, называемому в теории резания плоскостью сдвига, положение которой характеризуется углом сдвига θ [58].

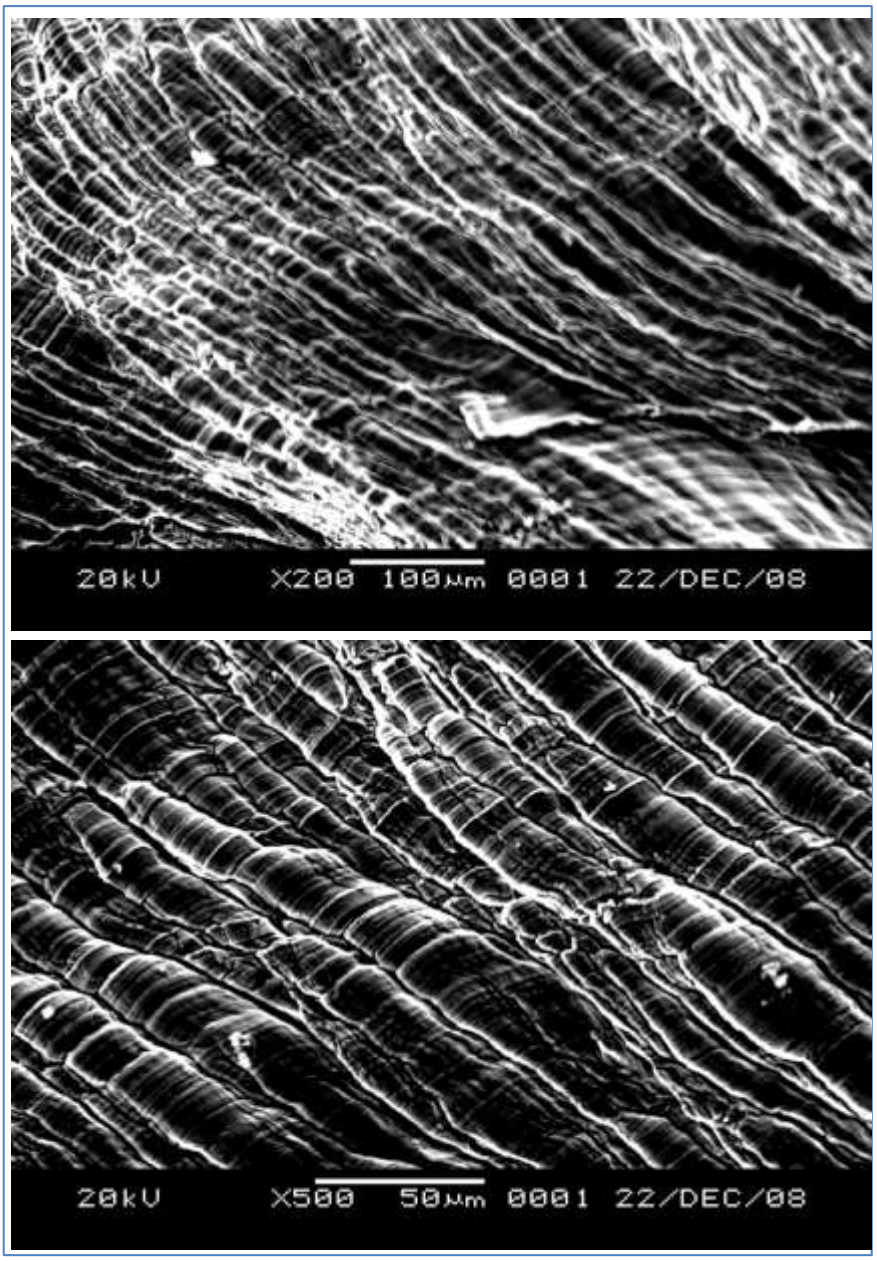


Рисунок 3.3 – Фрагментированные элементы стружек

Ориентация в зоне сдвига кристаллографических плоскостей с максимальным фактором Шмида отдельных кристаллитов в общем случае не совпадает с мезомасштабным углом сдвига стружкообразования. На рисунке 3.4 показана схема стружкообразования. Положение плоскости сдвига определяется углом θ, а величина фактора Шмида углом χ.

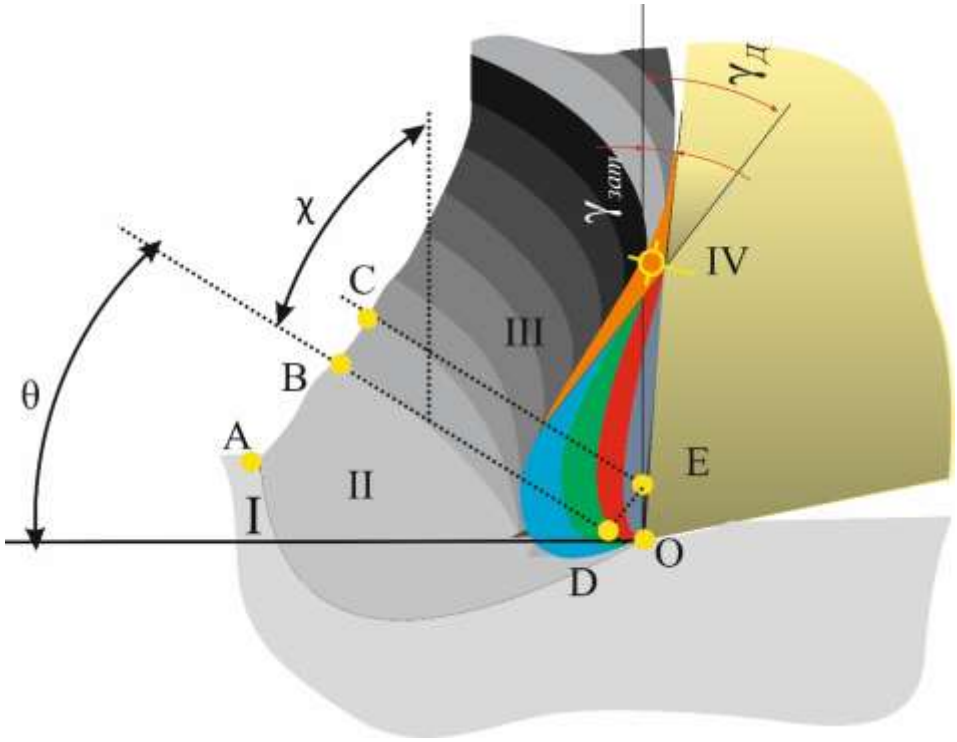


Рисунок 3.4 – Зона первичных пластических деформаций стружкообразования: I – область упругих деформаций; II – область пластических деформаций; III – область сдвига; IV – область контактного взаимодействия

В зоне сдвига происходит фазовый скачек деформационного процесса стружкообразования, связанный с переходом неупорядоченной и хаотичной микроструктуры срезаемого слоя в упорядоченную мезоструктуру стружки. Зона сдвига, представленная сечением DBCE, охватывает относительно небольшой объем срезаемого слоя и может быть заменена плоскостью сдвига BD. Зона сдвига при ТФР металлов представляет мезомасштабную динамическую структуру с протекающими неравновесными деформационными

процессами, в которых преобладают ротационные моды, и структурные изменения термического характера. До зоны сдвига срезаемый слой сохраняет отдельные элементы исходной структуры, но после зоны сдвига срезаемый слой становится стружкой, структурная организация которой полностью теряет связь с исходным материалом. Процесс перехода срезаемого слоя через плоскость сдвига можно рассматривать как фазовый переход второго рода.

В зависимости от типа стружки фрагментированный элемент DBCE принимает различные габаритные размеры. У сливной стружки, образующейся при ТФР, ширина фрагментированных элементов принимает минимальные размеры, граница между ними выявляются слабо, а угол χ стремится к минимуму. Это указывает на то, что при образовании сливной стружки происходит интенсивное тепловыделение, и, следовательно, активно протекают диссипативные процессы.

При уменьшении угла χ меняется характер пластической деформации фрагментированного элемента. Его ширина уменьшается, но при этом повышается плотность расположения плоскостей сдвига, что приводит к повышению продольной длины стружки. Т.е. изменение угла χ определяет характер протекания ротационных деформационных процессов ТФР, при этом усадка стружки связана со степенью ее пластической деформации сложной нелинейной зависимостью.

Положение плоскости сдвига определяется напряженно-деформированным состоянием зоны первичной пластической деформации срезаемого слоя, величиной фактора Шмида и ориентацией плоскости сдвига относительно вектора скорости резания. Степень сдвиговой пластической деформации (γ), необходимой для пластического сдвига, определяется модулем сдвига (G) и пределом текучести обрабатываемого материала (τ_m)

$$\gamma = \frac{\tau_m}{G}. \qquad (3.15)$$

Поле деформаций, образующееся впереди передней поверхности режущего клина ТФД, характеризуется высокими градиентными соотношениями. Чем меньше предел текучести обрабатываемого материала и выше его модуль сдвига, тем ниже степень касательной деформации, необходимой для сдвига и ближе расположение плоскости сдвига относительно передней поверхности ТФД. Значение угла сдвига можно определить по известной формуле Тиме, зная коэффициент усадки стружки

$$tg\theta = \frac{\cos\gamma}{K_L - \sin\gamma}, \tag{3.16}$$

где K_L – коэффициент продольной усадки стружки; γ – передний угол режущего клина.

На рисунке 3.5 показано влияние положения плоскости сдвига на усадку стружки.

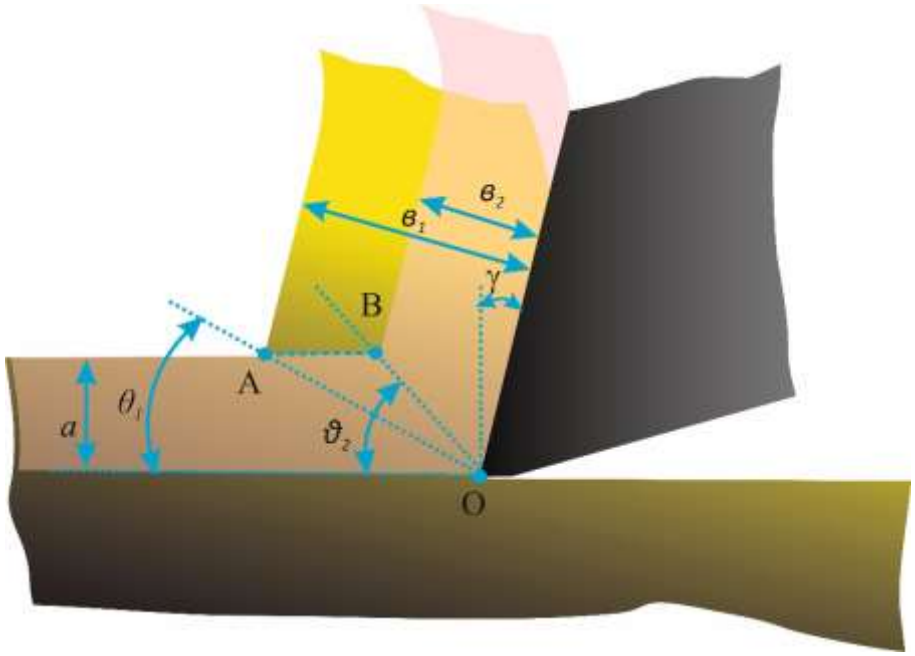


Рисунок 3.5 – Влияние ориентации плоскости сдвига на усадку стружки

Плоскость сдвига ОА относится к материалам с относительно высоким пределом текучести и низким модулем упругости, сильно подверженным деформационному упрочнению. Плоскость сдвига ОВ относится к материалам с низким пределом текучести и относительно высоким модулем

упругости. Типичным материалом такого типа являются коррозионностойкие стали, у которых часто длина стружки может превышать длину пути резания, а коэффициент усадки стружки принимает значения меньше единицы.

На рисунке 3.6 показано влияние скорости резания на усадку стружки при ТФР сталей 09Х15Н8Ю и 12Х18Н12Т. С точки зрения деформационных свойств эти материалы являются антиподами. Сталь 09Х15Н8Ю обладает более высоким пределом прочности и склонностью к деформационному упрочнению. Эти свойства наглядно отражаются на деформационных процессах срезаемого слоя и положении плоскости сдвига. Повышенное значение угла сдвига при ТФР стали 09Х15Н8Ю подтверждает, что ее положение относительно передней поверхности ТФД определяется соотношением пределом текучести и упругости материала.

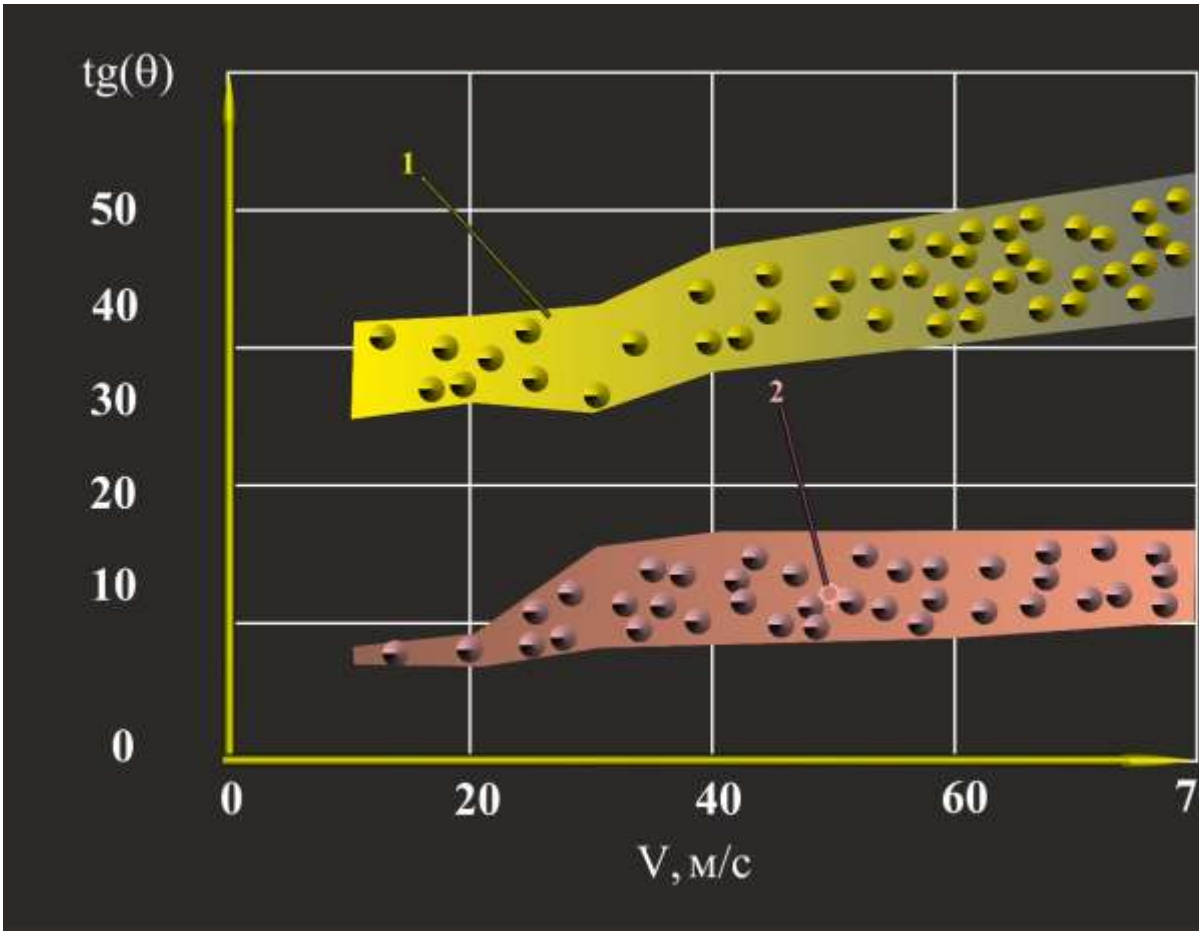


Рисунок 3.6 – Угол сдвига при ТФР стали 09Х15Н8Ю (1)
и стали 12Х18Н12Т (2)

С повышением скорости резания угол сдвига имеет тенденцию к возрастанию. Это указывает, что с повышением скорости пластической деформации упругость материала возрастает.

3.4. Исследования изменения механических состояний материала при ТФР

Механические, в том числе прочностные свойства материала, не относятся к строгим физическим константам. Они принимают разные значения в зависимости от температуры внешней среды, скорости деформации и схемы силовых нагрузок.

На рисунке 3.7 показаны основные различия тензоров напряжений на разных участках зоны первичных пластических деформаций вблизи передней поверхности ТФД.

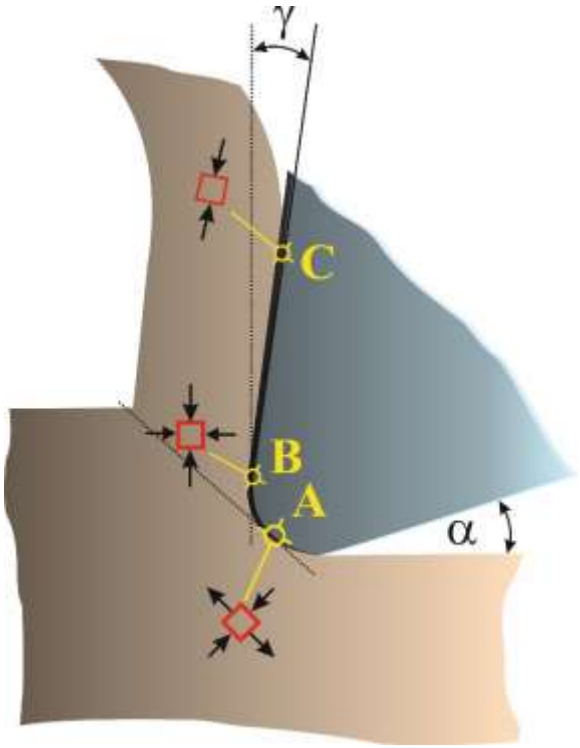


Рисунок 3.7 – Напряженные состояния обрабатываемого материала в зоне первичных пластических деформаций при ТФР

Вблизи точки А срезаемый слой подвергается растягивающим напряжениям, направленным по касательной в вершине режущего клина ТФД, и сжимающим напряжениям – в ортогональном направлении.

Вблизи точки В материал находится в плосконапряженном состоянии двухосного сжатия, а вблизи точки С – в состоянии, близким к одноосному сжатию.

В любой точке зоны первичных пластических деформаций тензор напряжений включает сжимающую компоненту, а растягивающая составляющая наблюдается только у вершины режущего клина.

Наибольшие сжимающие напряжения развиваются на участке, примыкающем к зоне сплошного контакта. Затем они падают, а на выходе стружки из контактного процесса напряжения снижаются до минимума. Соотношения компонент тензора напряжений определяют различные механические состояния обрабатываемого материала в разных точках зоны стружкообразования.

В диаграммах механических состояний Фридмана схема прилагаемых внешних нагрузок и реакция материала на это воздействие оценивается коэффициентом мягкости, вычисляемым по формуле [75]

$$\alpha = \frac{t_{max}}{S^n_{max}}, \tag{3.17}$$

где t_{max} – максимальное касательное и S^n_{max} – максимальное приведенное нормальное напряжения, которые вычисляются по тензору напряжений.

$$\begin{aligned} t_{max} &= \frac{1}{2}(S_1 - S_3) \\ S^n_{max} &= S_1 - \mu(S_2 + S_3) \end{aligned}, \tag{3.18}$$

где S_1, S_2, S_3 – компоненты тензора напряжений; μ – коэффициент Пуассона.

Деформационное упрочнение материала на диаграмме Фридмана учитывается смещением касательных пределов упругости и прочности в сторону больших значений. Нормальный предел прочности считается слабо зависимым от степени пластической деформации.

Обрабатываемый материал при ТФР подвергается сжатию и сдвигу. Коэффициенты мягкости для случаев чистого сдвига и чистого одноосного сжатия принимают, соответственно, значения $\alpha_{сд} = -\infty$ и $\alpha_{ос} = -2$.

Рассмотрим, как меняются механические состояния обрабатываемого материала при пластической деформации стружкообразования.

На рисунке 3.8 изображена левая часть диаграммы Фридмана, учитывающая изменение схемы нагружения и деформационное упрочнение при ТФР металлов.

Обрабатываемый материал в исходном состоянии характеризуется пределом прочности сдвига ($t_к$), касательным пределом текучести ($t_Т$) и нормальным пределом прочности при сжатии ($S_{сж}$), которые образуют контур механических состояний А.

Влияние пластической деформации и температуры при ТФР на механические свойства обрабатываемого материала представлено контуром В. Геометрия контура В учитывает деформационное упрочнение и влияние высокой температуры на предел прочности и текучести материала.

Предел прочности при сжатии примерно в 4,0 раза выше предела прочности при растяжении, поэтому при любой схеме нагружения, приводящей к снижению коэффициента мягкости по абсолютной величине, обрабатываемый материал будет подвергаться пластической деформации, а разрушение будет, в большинстве случаев, носить пластичный характер.

Учитывая, что с повышением деформации при ТФР коэффициент мягкости только возрастает по абсолютному значению, разрушение будет носить гарантированный пластический характер.

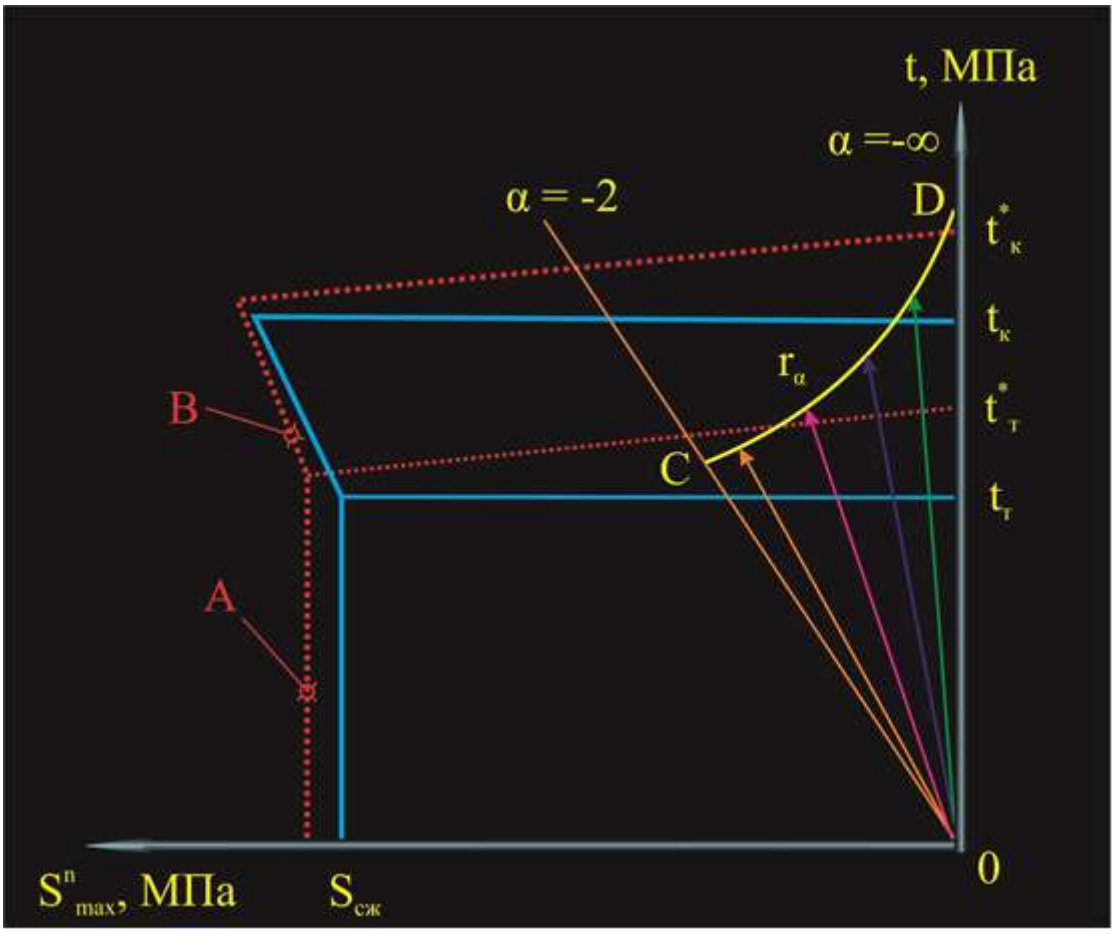


Рисунок 3.8 – Диаграмма Фридмана обрабатываемого материала при ТФР

По мере приближения обрабатываемого материала к зоне сдвига коэффициент мягкости будет изменяться от α = -2,0 до α = -∞.

Изменение коэффициента мягкости и предельных напряжений в процессе ТФР отражено кривой CD, представляющей годограф коэффициентов мягкости разной величины, ограниченных предельными касательными напряжениями стружкообразования. Уравнение кривой CD в полярных координатах представляет

$$\begin{aligned} \alpha(T,\gamma) &= \frac{t_{max}(T,\gamma)}{S^{n}_{max}(T,\gamma)}; \\ r(T,\gamma) &= t_{к}(T,\gamma) \end{aligned} . \qquad (3.19)$$

Семейство отрезков коэффициентов мягкости, ограниченных годографом CD, отражает характер изменения тензора напряжений при приближении обрабатываемого материала к зоне сдвига.

Коэффициент мягкости реагирует на деформационное упрочнение, при этом увеличение касательных напряжений превышает интенсивность роста нормальных компонент тензора напряжений. Это означает, что деформационное упрочнение при сжатии приводит к повышению коэффициента мягкости по абсолютной величине и скорости его смещения вдоль годографа CD.

Свободная энергия единичного объема срезаемого слоя включает упругую и пластичную составляющие

$$a = \frac{\tau_{упр}^2}{2G} + g_д \cdot e_{пл}, \tag{3.20}$$

где G – модуль Юнга; $\tau_{упр}$ – предел упругости; $g_д$ – потенциал пластической деформации; $e_{пл}$ – степень пластической деформации.

Потенциал пластической деформации зависит от физико-механических свойств материала, схемы и характера деформационного процесса, но при определенных допущениях его можно считать физической характеристикой материала. Его усредненное значение может быть определено по диаграмме касательных напряжений обрабатываемого материала

$$g = \frac{1}{\gamma_в - \gamma_{упр}} \int_{\tau_{упр}}^{\tau_в} \tau(\gamma) de, \tag{3.21}$$

где $\tau_в$ и $\gamma_в$ – напряжение и деформация, соответствующие пределу прочности.

В таблице 3.1 приведены значения потенциала пластической деформации для некоторых конструкционных сталей и сплавов.

Полученная зависимость (3.21) носит упрощенный характер, предполагая, что пластическая деформация намного превышает предельную упругую деформацию. Модуль Юнга и потенциал пластической деформации в

пределах одного полиморфного состояния можно отнести к механическим константам, индивидуальных для каждого материала. Обрабатываемый материал подвергается деформационному упрочнению, поэтому предел упругости $S_{упр}$ не является постоянной величиной и нелинейно связан со степенью пластической деформации.

Таблица 3.1 – Потенциал пластической деформации для некоторых сталей и сплавов

Материал	Предел текучести τ_T, МПа	Модуль упругости G, МПа	Потенциал пластической деформации $g_д$, Мдж/м^3
Сталь 45	190	82,2	402
Сталь 50	260	81,1	502
12Х18Н12Т	136,1	77,0	228
09Х15Н8Ю	486	45,6	1050

В зоне активных сдвиговых процессов абсолютная величина атомарных смещений намного превышает параметр решетки. Это означает, что сдвиговые процессы стружкообразования реализуются в результате разрыва атомарных связей, смещения атомов относительно друг друга и частичного восстановления новых связей. Образующаяся при этом структура будет отличаться повышенной плотностью дефектов кристаллического строения разных масштабных уровней.

В зоне активного сдвига свободная энергия срезаемого слоя должна принимать максимальное значение, близкое к энтальпии плавления, т.е.

$$da = 0, \tag{3.22}$$

тогда

$$\frac{d\tau}{de}\tau_{упр}(\gamma) = -gG, \tag{3.23}$$

или

$$\theta(\gamma)\cdot\tau_{упр}(\gamma)=-gG, \tag{3.24}$$

где $\theta(\gamma)$ – модуль деформационного упрочнения.

Из последнего выражения следует, что условие активного пластического сдвига срезаемого слоя определяется двумя константами механических состояний обрабатываемого материала (модулем Юнга и потенциалом деформации), реализуемых при сжатии. Стремление работы или мощности стружкообразования к минимуму обеспечивается сужением зоны сдвига и повышением угла сдвига относительно вектора скорости резания.

Деформационное упрочнение с физической точки зрения связано с образованием различных барьеров, препятствующих перемещению носителей пластической деформации, при этом, чем активнее торможение, тем меньше длина их свободного пробега. Следовательно, в материалах, обладающих высокой склонностью к деформационному упрочнению, развиваются поля напряжений и деформаций с более высокими градиентами.

С математической точки зрения модуль деформационного упрочнения и модуль пластичности представляют одну и ту же величину, характеризующую в первом случае повышение сопротивляемости материала пластической деформации, а во втором – уровень напряжений, необходимый для пластической деформации [49]. Поэтому при анализе процессов пластического сдвига необходимо использовать понятие модуль пластичности.

Деформируемый слой при ТФР представляет полигон наложенных друг на друга полей напряжений и деформаций со своими градиентными характеристиками, при этом величина модуля пластичности определяет пространственное положение границы распространения зоны сдвига. В пределах самой зоны активного сдвига выполняется соотношение

$$\theta(\gamma)\cdot\tau_{упр}(\gamma)-const, \tag{3.25}$$

которое для каждого обрабатываемого материала принимает свое значение.

При высоком модуле пластичности обрабатываемого материала впереди режущего клина ТФД образуются поля деформаций и напряжений с повышенными градиентными характеристиками. В результате, граница зоны активного сдвига будет располагаться ближе к передней поверхности ТФД, или плоскость сдвига ориентироваться под большим углом относительно вектора скорости резания.

Модуль пластичности можно представить, как отношение градиентов напряжений и деформаций, т.е.

$$\frac{d\tau}{d\gamma} = \frac{\frac{\partial \tau}{\partial n} \cdot dn}{\frac{\partial \gamma}{\partial n} \cdot dn} = \frac{grad(\tau)}{grad(\gamma)}, \tag{3.26}$$

где n – направление, параллельное вектору скорости резания.

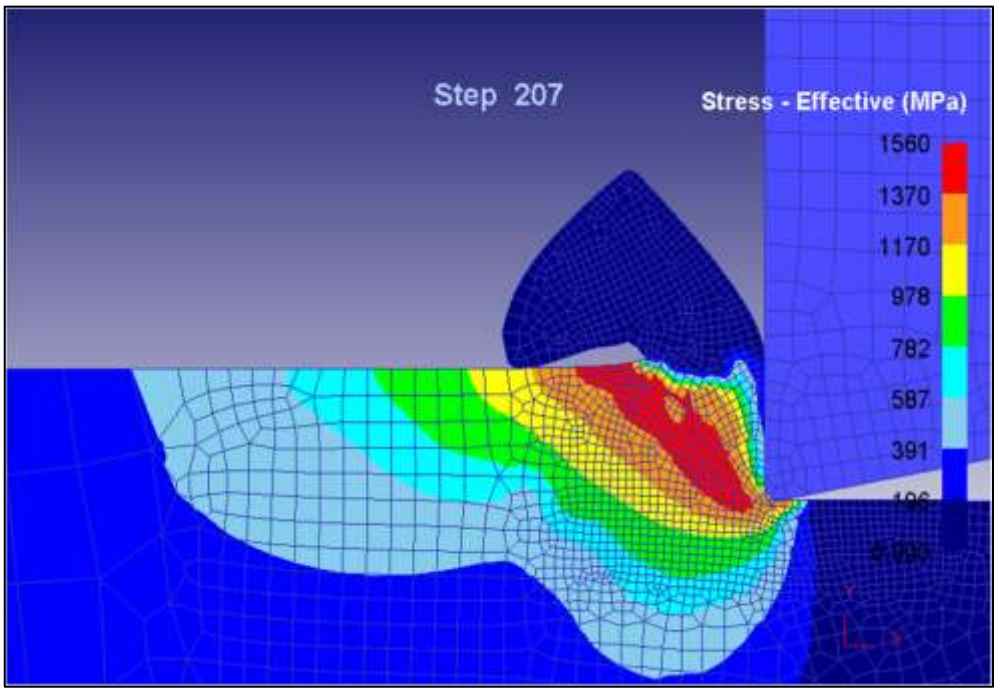
Из чего следует

$$\frac{grad(\gamma)}{grad(\tau)} = -\frac{\tau_{упр}(\gamma)}{gG}. \tag{3.27}$$

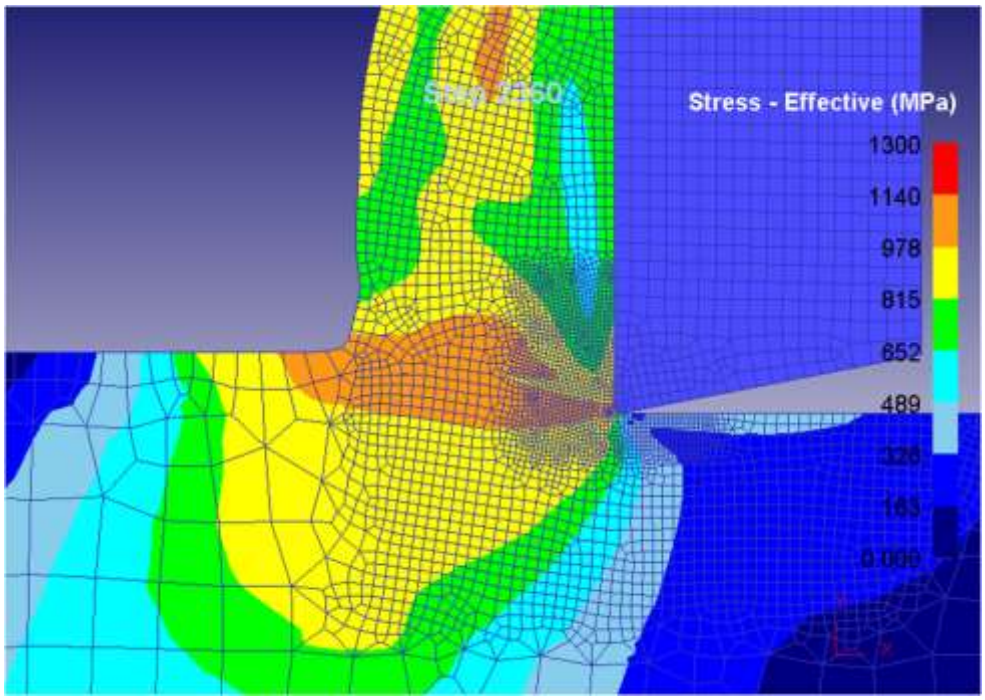
Полученное уравнение определяет границу начала активного пластического сдвига в зоне первичных пластических деформаций стружки. С повышением предела упругости (с учетом деформационного упрочнения) положение границы начала пластического сдвига смещается ближе к передней поверхности ТФД.

На рисунке 3.9 приведены поля напряжений при ТФР коррозионностойкой стали и конструкционной стали повышенной обрабатываемости, полученные путем математического моделирования. Поля напряжений зафиксированы в период функционирования устойчивой зоны сдвига. Для коррозионностойкой стали – это момент образования фрагментированного

элемента стружки, а для конструкционной стали – отрыв фрагмента сливной стружки от ее начальной части.



а



б

Рисунок 3.9 – Поля интенсивностей напряжений при ТФР коррозионностойкой (*а*) и конструкционной стали (*б*)

Принято считать, что зона сдвига представляет область с максимальной интенсивностью напряжений, соответствующей пределу прочности по касательным напряжениям. За условно-усредненную плоскость сдвига можно принять прямую плоскость, проходящую через вершину режущего клина и точку пересечения нижней изобары максимальных напряжений с наружной поверхностью срезаемого слоя.

Положение плоскости сдвига при резании определяется механическим состоянием обрабатываемого материала. Видно, что угол сдвига при ТФР коррозионностойкой стали ощутимо превышает аналогичный угол при обработке конструкционной стали.

Малый угол сдвига соответствует более высокой усадке стружки, меньшему коэффициенту мягкости и низкому модулю пластичности. Напомним, что степень деформации срезаемого слоя и усадка стружки связаны сложной экстремальной зависимостью, имеющей минимум [124].

При ТФР коррозионностойкой стали образуются более высокие напряжения, но меньший объем их распространения. Зона сдвига при ТФР коррозионностойкой стали существенно уже, чем у конструкционной стали. Высокие градиенты напряжений в срезаемом слое при ТФР коррозионностойкой стали определяют большую кривизну сходящей стружки и меньшую площадь контакта стружки с передней поверхностью ТФД по сравнению резанием конструкционной стали.

На основании изложенного можно сформулировать критерий самоорганизации стружкообразования, обеспечивающий минимальную мощность резания

$$N = \upsilon \cdot \cos\theta \cdot \int_0^F \tau \cdot dF \rightarrow min, \qquad (3.28)$$

где υ – скорость резания; θ – угол сдвига; τ – касательные напряжения в плоскости сдвига; F – площадь плоскости сдвига.

Если считать плоскость сдвига прямолинейной, то критерий самоорганизации принимает вид

$$ctg\,\theta \to min\,. \tag{3.29}$$

Или

$$\theta \to max\,. \tag{3.30}$$

Больший угол сдвига обеспечивает меньшую степень пластической деформации стружки и меньшую мощность резания. К полученному условию можно прийти, исходя из синергетического алгоритма развития сдвигового процесса. Роль плоскости сдвига в этом случае наиболее полно проявляется как диссипативной структуры. Работа сдвиговой деформации вдоль плоскости сдвига может быть представлена зависимостью

$$A_{сдв} = \tau\, S_{сд}\, \upsilon \cdot cos\,\theta\,, \tag{3.31}$$

где τ – касательные напряжения в плоскости сдвига; $S_{сд}$ – площадь плоскости сдвига; θ – угол наклона плоскости сдвига относительно вектора скорости резания; υ – скорость резания.

Синергетический алгоритм предполагает стремление работы деформации к минимуму, а это означает

$$dA_{сдв} = 0\,, \tag{3.32}$$

или

$$\tau\, cos\,\theta \cdot dS_{сд} - \tau\, S_{сд}\, \upsilon\, sin\,\theta \cdot d\theta = 0\,. \tag{3.33}$$

Из чего следует

$$\frac{dS_{сд}}{S_{сд}} = tg\,\theta \cdot d\theta\,. \tag{3.34}$$

Окончательно получим

$$ln\left(S_{сд}\right) = ln\left(sec\,\theta\right) = ln\left(\frac{1}{cos\,\theta}\right). \tag{3.35}$$

Т.е. при увеличении площади плоскости сдвига угол сдвига увеличивается.

3.5. Управление процессом стружкообразования при ТФР

На рисунке 3.10 представлена связь между углом сдвига и мощностью процесса резания при ТФР сталей 09Х15Н8Ю и 12Х18Н12Т. Различные углы сдвига достигались изменением скорости резания, использованием различных технологических сред и углов режущего клина ТФД.

Отношение предела упругости к модулю сдвига 09Х15Н8Ю составляет 0,031, а стали 12Х18Н12Т – 0,002. Т.е. положение начальной границы сдвигового процесса при стружкообразовании стали 09Х15Н8Ю располагается ближе к передней поверхности режущего клина ТФД, по сравнению со сталью 12Х18Н12Т. Это отражается на величине угла сдвига, которые при стружкообразовании стали 09Х15Н8Ю принимает большие значения, чем при ТФР стали 12Х18Н12Т.

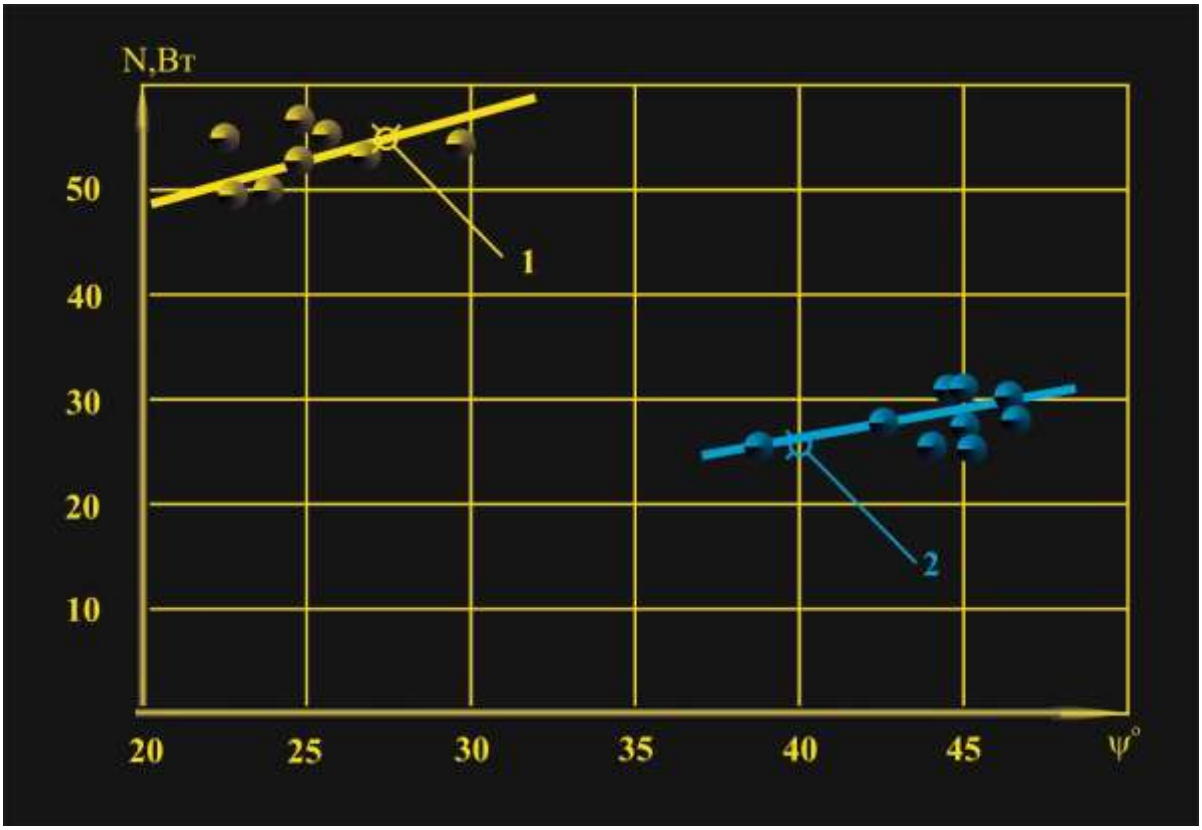


Рисунок 3.10 – Влияние угла сдвига на мощность процесса резания:
1 – обработка стали 09Х15Н8Ю; 2 – обработка стали 12Х18Н12Т

Угол сдвига, как известно из теории резания материалов, определяется передним углом режущего клина и коэффициентом усадки стружки [76]. С повышением коэффициента усадки стружки угол сдвига уменьшается. Степень пластической деформации и коэффициент усадки стружки связаны сложной экстремальной зависимостью [148]

$$\varepsilon = \frac{k_c^2 - 2k_c \sin\gamma + 1}{\Delta x \cdot k_c^2 \cos\gamma} \cdot \upsilon, \tag{3.36}$$

где k_c – коэффициент усадки стружки; γ – передний угол; υ – скорость резания.

Минимум степени пластической деформации наблюдается только при определенной величине усадки. Минимуму коэффициента усадки стружки соответствует минимальная сила резания [138, 154].

Угол сдвига и границы зоны сдвига в процессе ТФР принимают такие значения, при которых энергетические затраты на деформационный процесс стружкообразования достигают минимума, а пластическая деформация охватывает меньший объем срезаемого слоя. Эти же условия соответствуют развитию более активных диссипативных тепловых источников, интенсивность которых определяется работой внутреннего трения в деформируемом срезаемом слое.

При ТФР сталей улучшение обрабатываемости достигается за счет термического снижения прочностных свойств материала и деформационного изменения условий стружкообразования.

Повышением температуры в зоне резания по-разному влияет на изменение прочностных и упругих свойства обрабатываемого материала. Температурные зависимости модуля сдвига и предела текучести имеют вид

$$\begin{aligned} G &= G_0 \exp(-0{,}04\alpha T) \\ \tau_m &= \tau_{om} \exp(-\beta T) \end{aligned}, \tag{3.37}$$

где α –коэффициент линейного расширения обрабатываемого материала; β – коэффициент термического снижения предела текучести.

Коэффициент α значительно меньше коэффициента β ($\alpha<<\beta$). Коэффициент β зависит от параметров кристаллической решетки и термической устойчивости всех дефектов кристаллического строения, участвующих в торможении носителей пластической деформации, а коэффициент α определяется только параметрами решетки [157]. Следовательно, при нагреве срезаемого слоя в зоне резания происходит повышение температуры, снижение градиентов напряжений и деформаций, уменьшение отношения предела упругости к его модулю сдвига и величины потенциала деформации. Все это приводит уменьшению угла сдвига и большей локализации самого сдвигового процесса, которое в конечном итоге приводит к снижению работы стружкообразования.

3.6. Исследование силовых параметров процесса ТФР

Исследования производились при обработке образцов из испытуемых материалов на экспериментальной установке, выполненной на базе обрабатывающего центра SPINNER VC 750 мощностью главного привода 14 кВт, максимальной частотой вращения шпинделя 10500 мин$^{-1}$ и с наибольшим тяговым усилием подачи 4,5 кН, что обеспечивается пневмогидравлической системой управления режимом обработки.

В качестве режущего инструмента использовался диск из стали 50 диаметром D_o = 160 мм, радиусом округления режущей кромки r = 0,2 мм. Размеры и геометрические параметры ТФД при выполнении экспериментальных исследований сохранялись постоянными.

Измерения и фиксация проекций силы резания *Pz*, *Py*, *Px* производились шестикомпонентным динамометром модели Tikom M30-3-6K, с пределом измерения в направлении главной силы резания 30 кН. Динамометр устанавливается на столе станка, а плоская заготовка – на столике-датчике.

Перед проведением испытаний и после них динамометр подвергался тарированию отдельно для каждой составляющей силы резания. Тарирование производилась при условиях, соответствующих режиму работы динамометра, непосредственно на столе станка с помощью устанавливаемого для этой цели приспособления с винтовыми домкратами, нагружавшими специальный образец, закрепленный в столике динамометра, через индикаторные динамометры сжатия ДС02 и ДОСМ –3. На основе экспериментальных измерений при разработке модели выполнены исследования зависимостей [192, 193]

$$P_z = f\left(V_\partial, V_S, F, \lambda\right)$$
$$P_y = f\left(V_\partial, V_S, F, \lambda\right).$$
$$P_x = f\left(V_\partial, V_S, F, \lambda\right)$$

На основании анализа результатов предварительных исследований и практических соображений установлены следующие пределы изменения значимых технологических факторов, приведенные в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Пределы изменения значимых технологических факторов

Наименование параметра	Величина показателя
скорость подачи, мм/мин	50…315
скорость вращения диска, м/с	42…72
площадь срезаемого слоя *F*, мм^2	50...300
коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)	15,75...40,2

Предельные значения коэффициента теплопроводности охватывают огромную группу обрабатываемых материалов из конструкционных, легированных, коррозионностойких и жаропрочных сталей и сплавов, выбираемых с учетом запросов ряда компаний. Эксперименты проводили на образцах из сталей 45, 12Х18Н12Т, 09Х15Н8Ю, 38ХГН, 12Х13 [65].

В качестве исследуемых математических моделей, выражающих

связи между начальными технологическими факторами и исходными показателями процесса, принимаем степенные эмпирические зависимости [7, 15, 72, 88, 196].

$$P_Z = C_{P_z} \cdot V_{\partial}^{X_{P_z}} \cdot V_3^{Y_{P_z}} \cdot F^{Z_{P_z}} \cdot \lambda^{n_{P_z}}$$
$$P_Y = C_{P_y} \cdot V_{\partial}^{X_{P_y}} \cdot V_3^{Y_{P_y}} \cdot F^{Z_{P_y}} \cdot \lambda^{n_{P_y}}$$
$$P_X = C_{P_x} \cdot V_{\partial}^{X_{P_x}} \cdot V_3^{Y_{P_x}} \cdot F^{Z_{P_x}} \cdot \lambda^{n_{P_x}} \qquad (3.38)$$

Определение коэффициентов и показателей степеней проведено методом регрессионного анализа.

$$P_z = \frac{114,23 \cdot V_3^{0,69} \cdot F^{1,25}}{V_{\partial}^{0,57} \cdot \lambda^{1,21}}. \qquad (3.39)$$

Аналогично получены адекватные математические модели для определения составляющих силы резания P_y и P_x.

$$P_y = \frac{71,17 \cdot V_3^{0,82} \cdot F^{0,97}}{V_{\partial}^{0,65} \cdot \lambda^{0,92}}, \qquad (3.40)$$

$$P_x = \frac{11,92 \cdot V_3^{0,75} \cdot F^{1,15}}{V_{\partial}^{0,65} \cdot \lambda^{0,93}}. \qquad (3.41)$$

Приведенные зависимости (3.39) – (3.41) показывают практически идентичный характер влияния на силовые параметры технологических факторов в установленных пределах изменения их значений. При этом наибольшее влияние оказывают параметры срезаемого слоя и теплофизические свойства обрабатываемых материалов.

Преобразуя полученные зависимости, выведем формулы для расчета эффективной мощности привода вращения ТФД и привода подач.

$$N_{\partial} = \frac{1,22 \cdot 10^{-3} \cdot V_3^{0,72} \cdot F^{1,21} \cdot V_{\partial}^{0,51}}{\lambda^{0,93}}, \text{ кВт} \qquad (3.42)$$

$$N_3 = \frac{1,77 \cdot 10^{-5} \cdot V_3^{1,95} \cdot F^{1,22}}{V_{\partial}^{0,59} \cdot \lambda^{1,11}}, \text{ кВт.} \qquad (3.43)$$

Зависимости (3.42), (3.43) показывают, что с увеличением скорости

подачи заготовки и размеров срезаемого слоя при постоянной скорости вращения ТФД, значения мощности N_3 увеличиваются.

3.7. Результаты экспериментальных измерений составляющих силы резания

В значительной степени величины мощности, как и величины составляющих силы резания, зависят от теплофизических свойств обрабатываемых материалов. Так, с уменьшением коэффициента теплопроводности необходимая мощность приводов станка растет. Эти явления нужно учесть при разработке процесса ТФР.

Результаты экспериментальных измерений и расчет по зависимостям (3.42), (3.43) показали, что разница в величинах не превышает ошибки эксперимента и составляет 5 – 7%.

Зависимость расхода мощности от величины окружной скорости вращения ТФД в пределах номинальной мощности главного электродвигателя представлена на рисунке 3.11 (1– сталь 45; 2 – сталь 12Х18Н12Т; 3 – сталь 12Х13; 4 – сталь 38ХГН; 5 – сталь 09Х15Н8Ю).

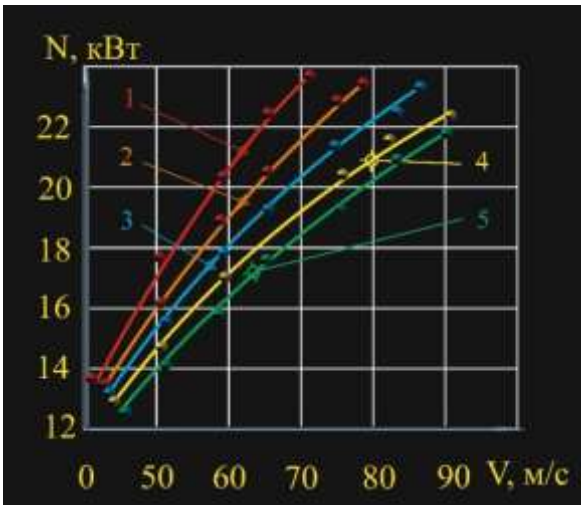


Рисунок 3.11 – Зависимость мощности привода шпинделя от окружной скорости ТФД

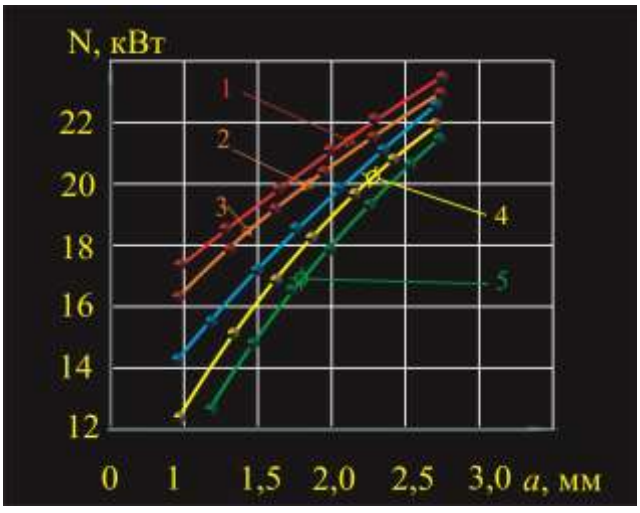


Рисунок 3.12 – Зависимость мощности привода шпинделя от величины припуска

Увеличение скорости вращения ТФД вдвое ведет к увеличению расхода мощности на 40-50 %. Установлено, что при скорости вращения ТФД ниже 40 м/с ухудшаются условия процесса резания, поскольку при этом не обеспечивается необходимый нагрев зоны стружкообразования.

Воздействие величины припуска на расход мощности показано на рисунке 3.12 (1 – сталь 45; 2 – сталь 12Х18Н12Т; 3 – сталь 12Х13; 4 – сталь 38ХГН; 5 – сталь 09Х15Н8Ю).

С увеличением скорости перемещения заготовки в два раза расход мощности увеличивается на 70-80%. Однако, как показали расчеты, с уменьшением скорости перемещения заготовки увеличивается удельный расход мощности. Так, при режимах для стали 45 $V_З$ = 315 мм/мин; B = 50 мм; a = 2,5 мм; $V_д$ = 52 м/с, удельный расход мощности составил 1,3 кВт/кг. С уменьшением скорости перемещения заготовки почти в два раза удельный расход мощности увеличивается на 30%. Для сталей 38ХГН и 09Х15Н8Ю расход мощности составляет 24 кВт при $V_д$ = 55…75 м/с.

Величину скорости перемещения заготовки необходимо принимать с учетом толщины снимаемого слоя. Установлено, что в период врезания ТФД до охвата всей ширины обработки скорость перемещения заготовки должна быть уменьшена по сравнению с режимом устойчивого процесса. Это условие необходимо для обеспечения нагрева зоны резания до температуры, при которой металл придет в состояние повышенной пластичности и станет возможным процесс стружкообразования. При несоблюдении этого условия, что особенно важно при припусках более 1,5 мм, может произойти заклинивание ТФД или перегрузка электродвигателя главного движения.

Анализ зависимости расхода мощности от толщины среза при разных подачах показал, что для стали 45 с увеличением толщины среза в два раза увеличение расхода мощности составило при $V_З$ = 150 мм/мин – 18-20 %; при $V_З$ = 315 мм/мин – 35-37 % (рисунок 3.12). Для сталей 38ХГН и 09Х15Н8Ю расход мощности составил 19,5…20,5 кВт при толщине среза 2 мм.

Увеличение ширины заготовки на каждые 10 мм в пределах B/D = 0,2 приводит к увеличению расхода мощности на 5%. При изменении соотношений *B*/*D*>0,2 ухудшаются условия стружкообразования процесса резания и резко увеличивается расход мощности [121, 179].

Измерения расхода мощности привода подач стола показали, что при таких режимах расход мощности лежит в пределах мощности электродвигателя привода подачи (рисунок 3.13 (1 – сталь 45; 2 – сталь 12Х18Н12Т; 3 – сталь 12Х13; 4 – сталь 38ХГН; 5 – сталь 09Х15Н8Ю)).

Результаты экспериментальных измерений мощности и аналитический расчет эффективной мощности по составляющим силы резания позволили определить, что окружная скорость ТФД и усилие трения скольжения в паре высокоскоростного трения ТФД – заготовка являются главными параметрами, определяющими эффективную мощность резания.

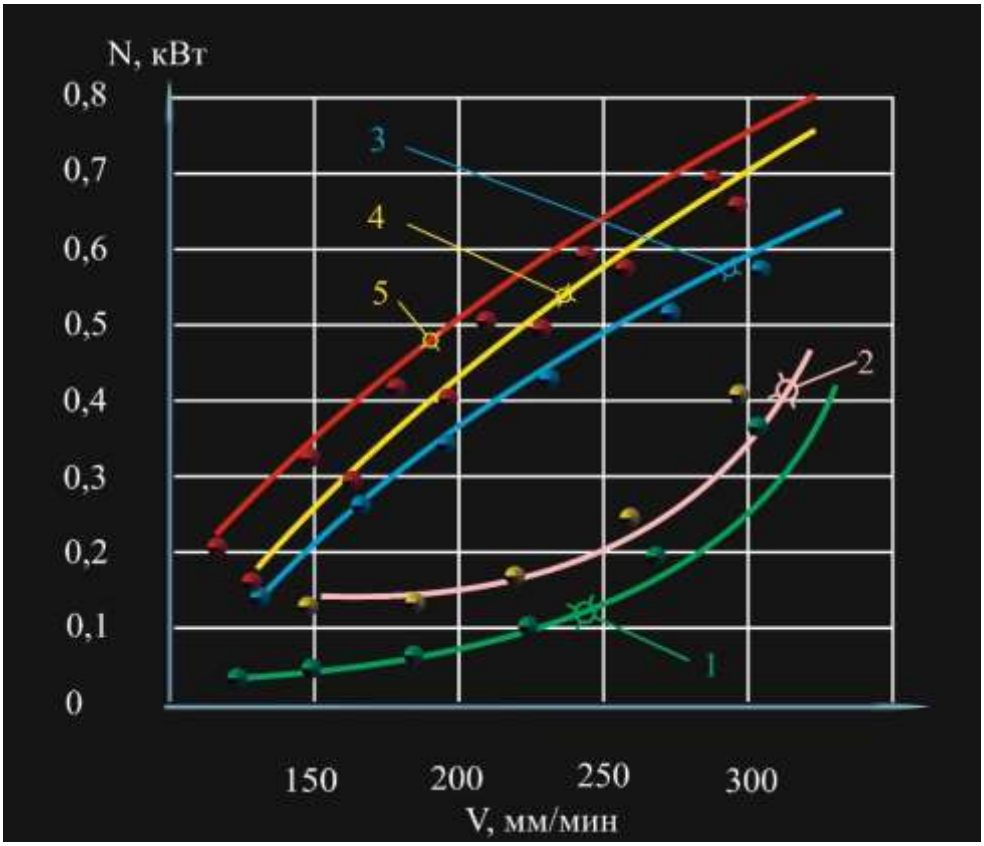


Рисунок 3.13 – Зависимость мощности привода
от скорости подачи заготовки

Для качественного анализа и наглядного представления зависимостей силовых параметров ТФР плоских поверхностей от изучаемых факторов по уравнениям (3.39) – (3.41) построены графики (рисунок 3.14 (1 – сталь 45; 2 – сталь 09Х15Н8Ю; 3 – сталь 12Х18Н12Т)).

Базой для построения графиков выбран произвольный уровень варьирования технологических факторов: м/с (мм, мин$^{-1}$); мм/мин; мм^2 (мм, мм).

Графики построены по результатам вычислений изучаемых параметров для последовательно изменяющихся значений каждого технологического фактора.

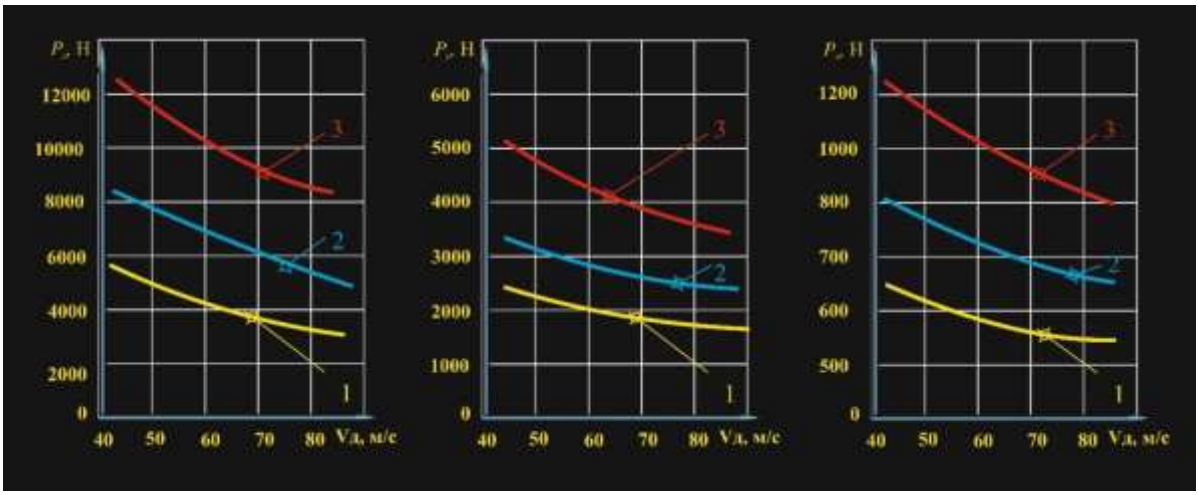
Зависимости на графиках приведены для следующих испытуемых материалов: конструкционной качественной углеродистой стали 45 – (Вт/(м·К)); коррозионностойкой стали аустенитно-мартенситного класса 09Х15Н8Ю (ЭИ904) – (Вт/(м·К)); коррозионностойкой жаропрочной стали аустенитного класса 12Х18Н12Т – (Вт/(м·К)).

Анализ зависимостей и графиков показывает, что с увеличением скорости вращения ТФД и коэффициента теплопроводности (т.е. параметров, непосредственно определяющих тепловой режим обработки в зоне резания), значения составляющих силы резания уменьшаются.

Действительно, увеличение скорости влечет за собой повышение температуры в контактной зоне.

Использование обрабатываемых материалов с большим коэффициентом теплопроводности увеличивает глубину прогрева.

Это повышает пластичность срезаемого слоя и способствует уменьшению величины составляющей силы резания, необходимой на его деформацию.



а *б* *в*

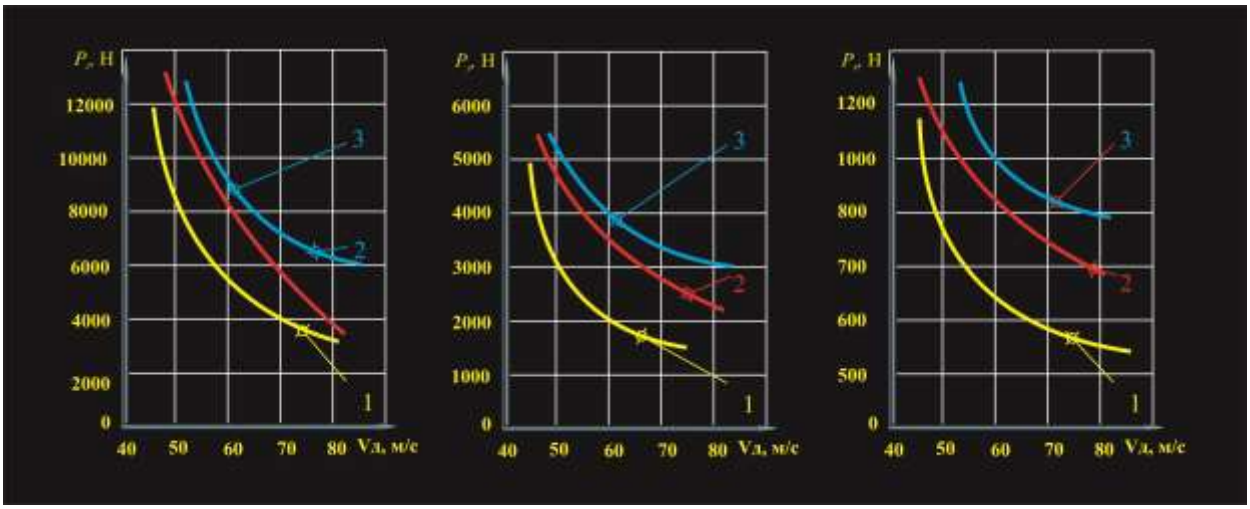
Рисунок 3.14 – Графики зависимости составляющих силы резания: *а* – тангенциальной; *б* – радиальной; *в* – осевой от скорости вращения ТФД ($V_З = 100$ мм/мин; F = 270 мм^2)

С другой стороны, увеличение скорости подачи и размеров срезаемого слоя при постоянной скорости вращения ТФД, приводит к увеличению скорости деформации срезаемого слоя и интенсивности теплоотвода из приконтактной зоны в инструмент – ТФД, что способствует уменьшению как глубины прогревания, так и температуры в контактной зоне, и, в свою очередь, увеличение составляющих силы резания, необходимых для деформирования срезаемого слоя.

При повышении температуры в зоне резания могут изменяться величины и направления составляющих силы резания. Это связано с изменением пластической деформации, трения и других факторов.

Сила резания в значительной степени зависит от формы диска.

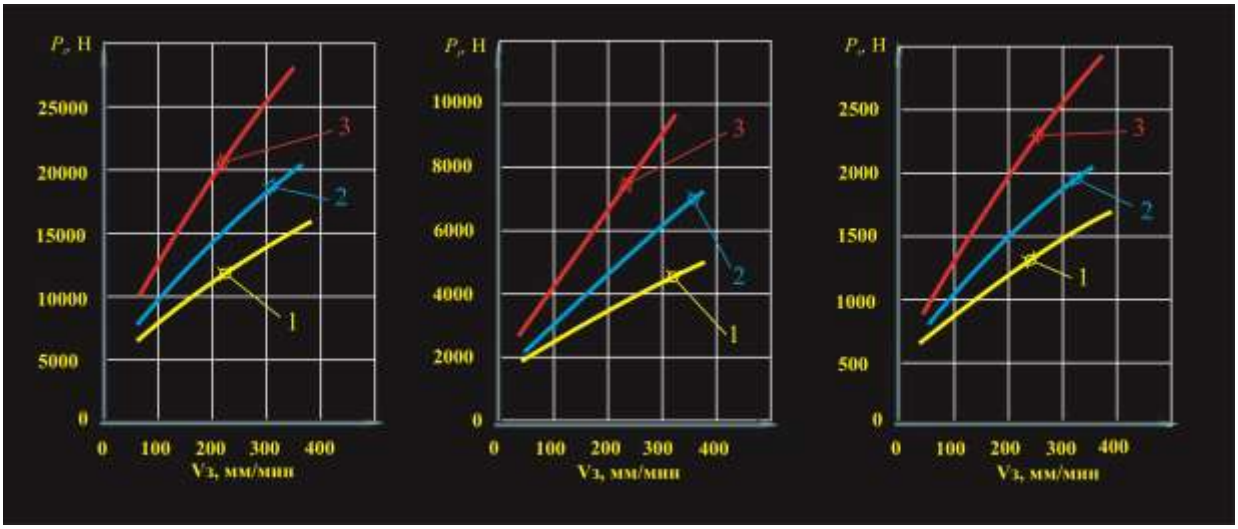
Наличие лысок, пазов или фасонных впадин приводит к изменению зависимости составляющих силы резания от скорости вращения ТФД (рисунок 3.15).



а *б* *в*

Рисунок 3.15 – Зависимость составляющих силы резания:
а – тангенциальной; *б* – радиальной; *в* – осевой от скорости вращения ТФД для инструментов с лысками (кривая 2); с пазами (кривая3); с затылованными впадинами (кривая 1)

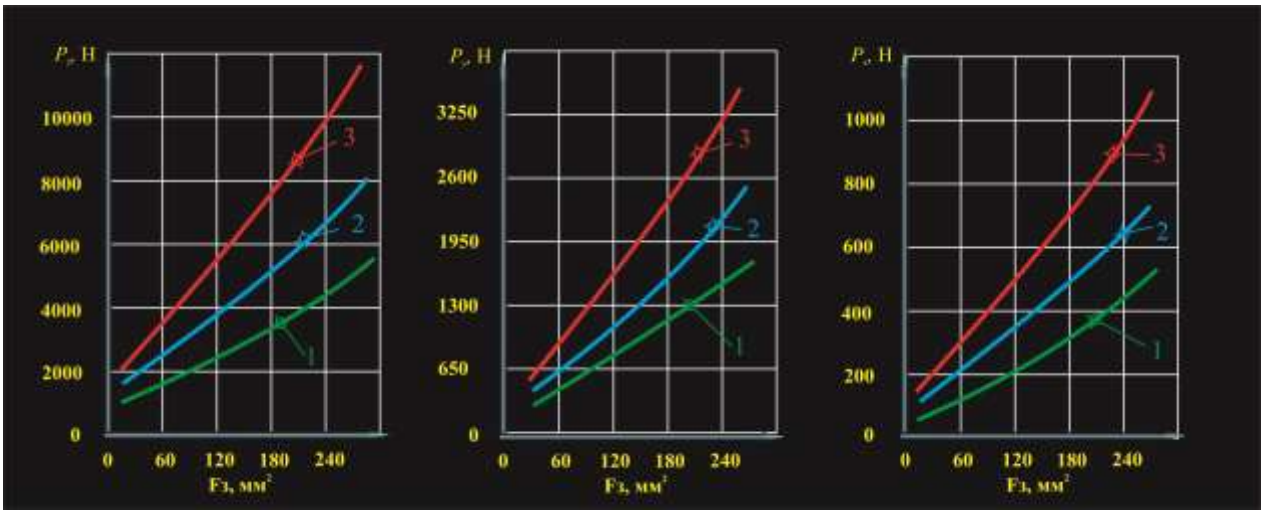
Исследования проведены для инструментов в виде диска, на поверхности которого выполнены лыски, пазы или фасонные углубления. Как показывают графики (рисунки 3.16, 3.17) с увеличением скорости подачи заготовки и размеров срезаемого слоя, увеличиваются составляющие силы резания.



а *б* *в*

Рисунок 3.16 – Графики зависимости составляющих силы резания:
а – тангенциальной; *б* –радиальной; *в* – осевой от величины скорости подачи (1 – сталь 45; 2 – сталь 09Х15Н8Ю; 3 – сталь 12Х18Н12Т)

Для снижения силы резания применены динамические устройства, гасящие вибрации инструмента.



а *б* *в*

Рисунок 3.17 – Графики зависимости составляющих силы резания: *а* – тангенциальной, *б* – радиальной, *в* – осевой от площади срезаемого слоя F ($V_\partial = 52,4\,м/с$; (1 – сталь 45; 2 – сталь 09Х15Н8Ю; 3 – сталь 12Х18Н12Т)

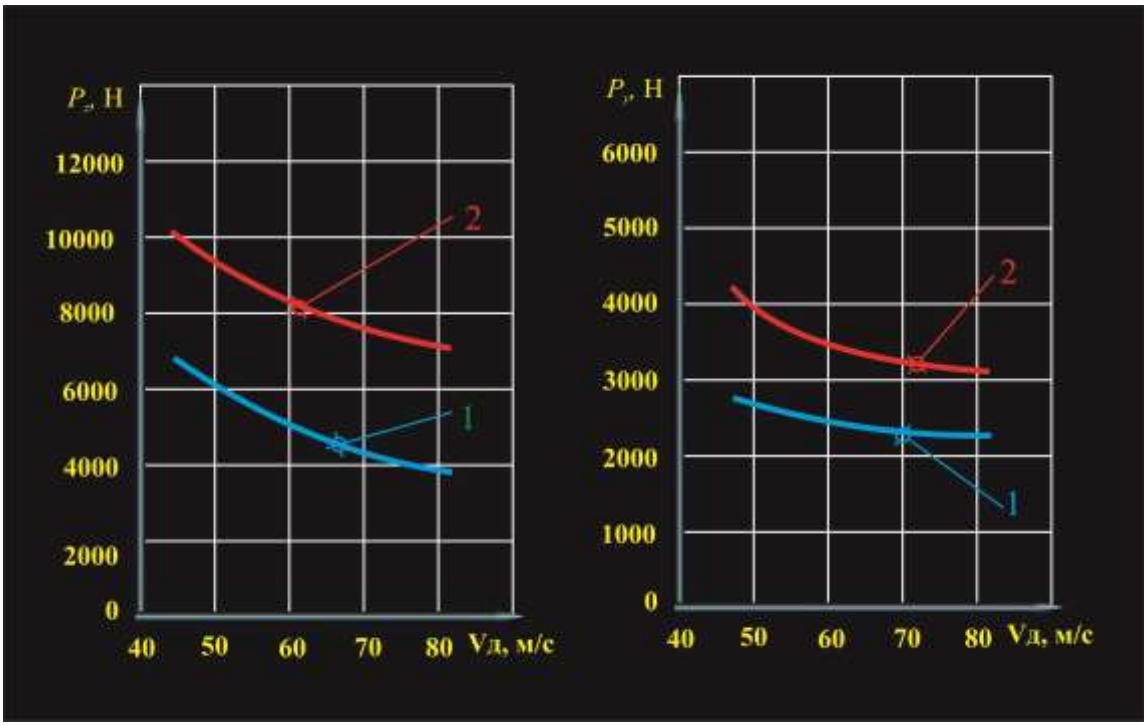
Наличие демпфера несколько снижает силы резания (рисунок 3.18).

Силы резания зависят от состояния поверхности цилиндрической части дискового инструмента.

В процессе исследований использован инструмент с винтовыми канавками на цилиндрической поверхности.

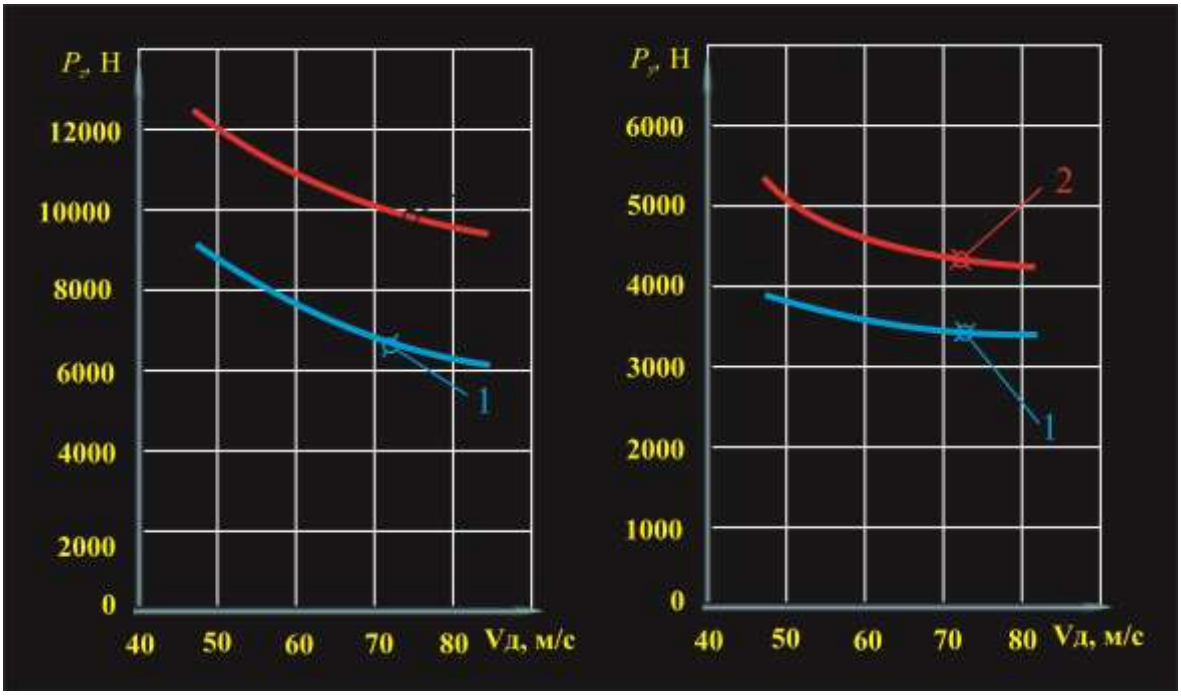
При наличии канавок на поверхности инструмента силы резания увеличатся. Особенно это проявляется на тангенциальной составляющей силы резания (рисунок 3.19).

В процессе исследований установлена зависимость сил резания при нагреве заготовки (рисунки 3.20, 3.21 (1 – сталь 45; 2 – сталь 09Х15Н8Ю)).



а *б*

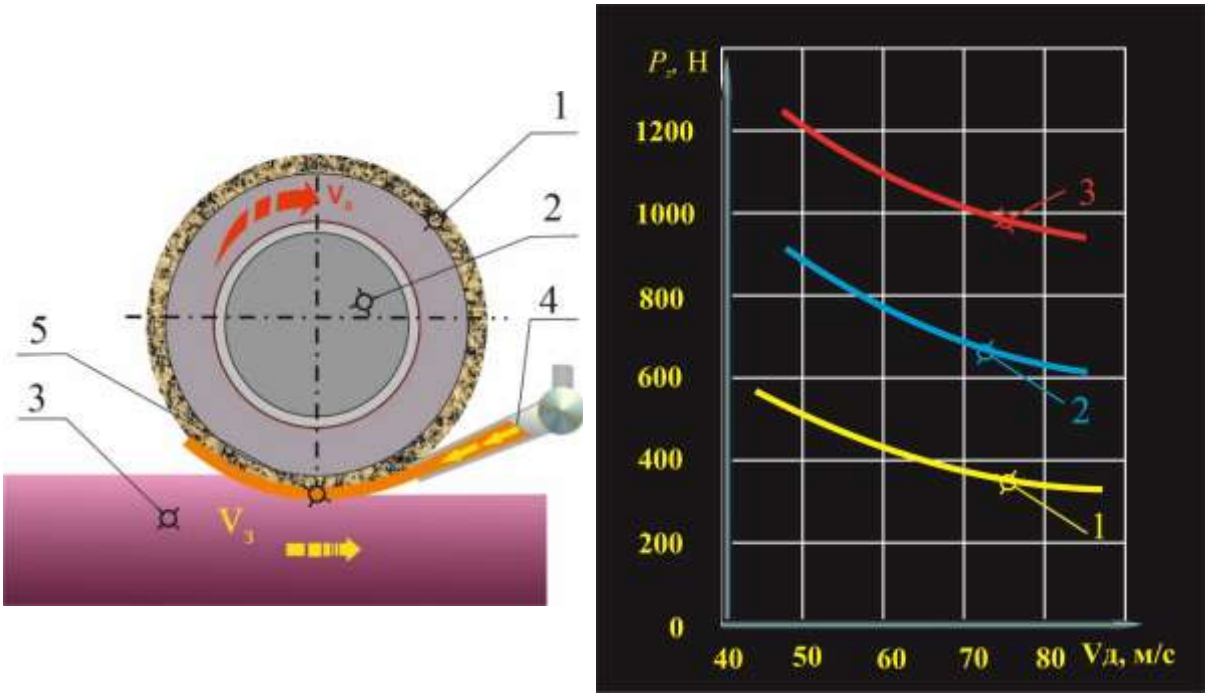
Рисунок 3.18 – Снижение составляющих силы резания:
а – тангенциальной; *б* – радиальной при применении демпфера колебаний инструмента (1 – сталь 45; 2 – сталь 09Х15Н8Ю)



а *б*

Рисунок 3.19 – Увеличение составляющих силы резания:
а – тангенциальной; *б*–радиальной при ТФР диском с винтовыми канавками на поверхности инструмента

Для подтверждения связи между теплофизическими свойствами обрабатываемого материала и силами ТФР в программу исследования и расчетов включались дополнительно два материала – легированная сталь 38ХГН и коррозионностойкая сталь мартенсито-ферритного класса 12Х13.



а *б*

Рисунок 3.20 – Схема нагрева заготовки в зоне резания *(а)* и изменение тангенциальной составляющей силы резания при нагреве заготовки (*б*)

Для оценки точности расчетов составляющих силы ТФР по полученным зависимостям проведены контрольные опыты с разными комбинациями технологических факторов, отличными от их расчетных уровней, в соответствии с таблицей 3.2. Значения, полученные замером, сравниваем с данными расчетов по эмпирическим зависимостям (3.39) – (3.43). Отклонение расчетных данных от контрольных экспериментальных не превышало 7 – 9%, что можно считать допустимым для практических расчетов [128].

Полученные математические зависимости для определения силы резания позволяют определять исходные данные для проектирования типовой

технологии, расчета оборудования и инструмента, определения технологических возможностей ТФР плоских поверхностей деталей и разработки рекомендаций для осуществления его в производственных условиях.

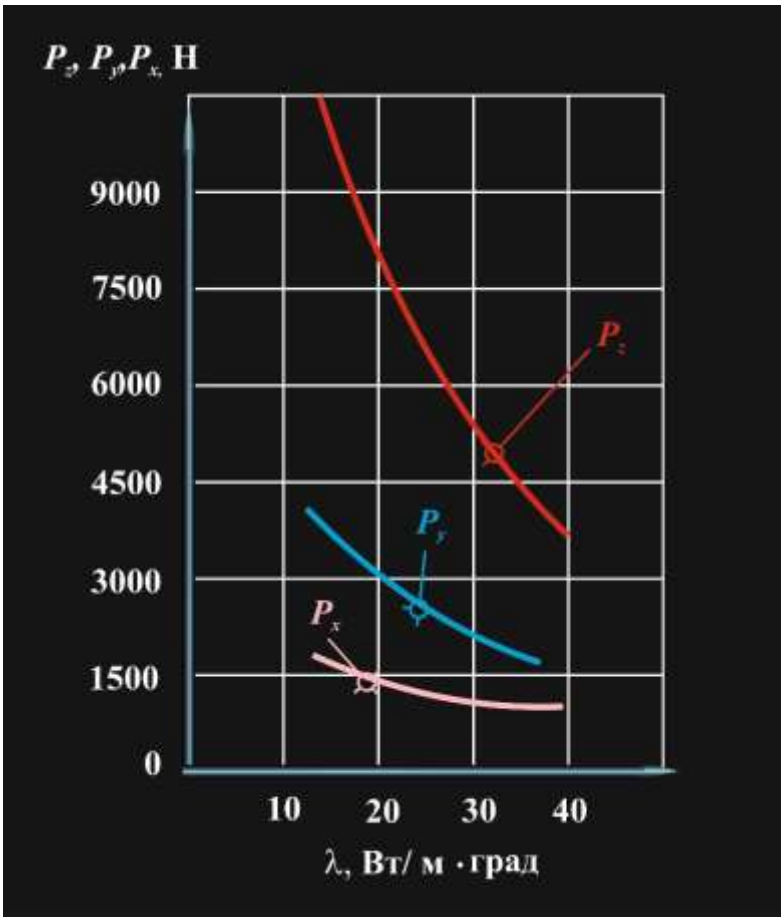


Рисунок 3.21 – График зависимости силы резания от коэффициента теплопроводности обрабатываемого материала

($V_з = 100$ мм/мин; $V_д = 52,4$ м/с; $F = 270$ мм^2)

В процессе исследований проведен сравнительный анализ теоретических и экспериментальных данных по измерениям сил резания.

Для более объективной оценки расхождений расчетных значений и результатов прямых измерений выполнен проверочный эксперимент. Измерения и обработка данных производились с использованием соответствующей аппаратуры, при тех же режимах обработки по методике, изложенной в работе [7].

Серии экспериментов состояли из пяти опытов для каждой проверяемой точки. За величину допустимой погрешности (неопределенности) при обработке проверочных экспериментов принята погрешность, определяемая точностью тензометрической станции, составляющей 10%. В случае получения относительной неопределенности экспериментальная проверка в соответствующей точке измерения считалась выполненной, поскольку уменьшение погрешности относительно приборной не приводит к повышению точности результата измерений. Если случайная неопределенность проявлялась больше систематической, то проводились дополнительные опыты.

Результаты измерения величины главной составляющей силы резания для четвертой серии опытов согласно матрице планирования представлены в таблице 3.3. Опыты проводились при обработке жаропрочного сплава 09Х15Н8Ю.

Таблица 3.3 – Результаты проверочного эксперимента

i	1	2	3	4	5
P_z, Н	3432	3075	3518	3584	3190

Полученные аналитические зависимости позволяют определять значение силы резания при тех же сочетаниях технологических факторов, что и экспериментальные модели.

Например, значение, рассчитанное по аналитическим зависимостям, для приведенных исходных данных составляет 3200 Н.

Обработка результатов измерений производилась в определенной последовательности [7].

Определяется среднее значение *n* измерений:

$$\overline{I}_{P_z} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} I_{P_z i} . \qquad (3.44)$$

Определяется средняя погрешность результата серии измерений:

$$\Delta S_{\bar{I}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n}\left(\Delta I_{P_z i}\right)^2}{n(n-1)}}, \tag{3.45}$$

где ΔI_{Pzi} –погрешность отдельных измерений.

$$\Delta I_{P_z i} = \bar{I}_{P_z} - I_{P_z i}. \tag{3.46}$$

Находятся пределы доверительного интервала:

$$\Delta I_{P_z} = t_\alpha \Delta S_{\bar{I}}, \tag{3.47}$$

где t_α – критерий Стьюдента для заданной надежности и числа проводимых измерений [28, 80].

Записывается окончательный результат в виде:

$$I_{P_z} = \bar{I}_{P_z} \pm \Delta I_{P_z}. \tag{3.48}$$

Оценивается относительная погрешность результата серии измерений:

$$\varepsilon = \frac{\Delta I_{P_z}}{I_{P_z}} \cdot 100\%. \tag{3.49}$$

Результаты оценки представлены в таблице 3.4.

Таблица 3.4 – Оценка ошибки результатов измерений

$\bar{I}_{P_z}$, Н	$\Delta S_{\bar{I}}$	ΔI_{P_z}	I_{P_z}	ε,%
3350	97,44	270,88	$3350 \pm 270{,}88$	8,77

Как видно из таблицы 3.4, погрешность не превышает погрешности измерений, что свидетельствует о подлинности результатов экспериментальных исследований.

Обработка результатов проверочных экспериментов по предложенной методике позволила получить достаточно надежные экспериментальные данные для сравнения с теоретическим решением.

Оценку относительных разногласий экспериментальных и теоретических данных рассчитываем по формуле:

$$\Delta_{I_{P_z}} = \frac{\overline{I}_{P_z Э} - I_{P_z T}}{\overline{I}_{P_z Э}} \cdot 100\%. \qquad (3.50)$$

Для данного эксперимента относительное расхождение составило:

$$\Delta_{P_z} = -16{,}85\%.$$

По описанному алгоритму расчета главной составляющей усилия резания проведено сравнение теоретических данных с результатами факторных экспериментов при различных сочетаниях технологических факторов, что повышает объективность оценки относительных разногласий (таблица 3.5).

Как видно из приведенной таблицы, отличия результатов теоретических расчетов от экспериментальных значений не превышают 17%.

Таблица 3.5 – Сравнение экспериментальных данных с теоретическими

№ исследовательской точки	Опытные значения $P_{zЭ}$, Н	Расчетные значения P_{zT}, Н	Отклонение Δ_{P_z},%
1	1130	1303	– 15,31
2	814	905	– 11,18
3	4575	5323	– 13,85
4	3350	3925	– 15,85
5	8401	9418	– 12,1
5	5054	5950	– 14,8
7	34572	37134	– 7,1
8	24984	27332	– 9,4
9	455	542	– 15,3
10	335	393	– 15,9
11	1922	2114	– 10,0
12	1398	1520	– 15,9
13	3452	4005	– 15,7
14	2519	2894	– 14,9
15	14285	15943	– 11,5
16	10294	11553	– 13,3

Таким образом, предложенное в работе теоретическое решение удовлетворительно описывает силовые процессы при ТФР плоских поверхностей различных материалов, как с качественной, так и с количественной

стороны. Это свидетельствует о правильности рабочей гипотезы, выбранной методике исследования, правомерности принятых допущений и позволяет использовать полученные зависимости для инженерных расчетов.

3.8. Исследование износа ТФД

Диски для ТФР металлов обладают высокой износостойкостью по сравнению с обычным лезвийным инструментом, поскольку они имеют диаметр 160...500 мм, а участок режущей кромки, находящийся в непосредственном контакте с обрабатываемой поверхностью, постоянно обновляется. При большой скорости вращения ТФД создается поток охлаждающего его воздуха, поэтому он в процессе резания не нагревается в заметной степени. Исследование износостойкости ТФД проводилось с целью определения основных закономерностей развития износа в зависимости от времени и режимов его работы.

Работоспособность ТФД для ТФР металлов определяется их стойкостью и долговечностью. Долговечность дисков можно рассматривать как результат взаимодействия двух групп факторов, первая из которых определяет величину и характер приложения внешних нагрузок, вторая – обуславливает несущую способность дисков.

Долговечность ТФД определяется величиной и характером приложения внешних нагрузок от сил резания и боковых сил. Напряжение, создаваемое этими силами, суммируется с напряжением от инерционных массовых сил и полем теплового напряжения, возникающего в ТФД вследствие перепада температур по радиусу от периферии к центру диска; конструкцией режущей части, способом и точностью изготовления, свойствами материала диска и термообработкой, качеством подготовки к работе.

Изменение размеров и формы диска в результате эксплуатации, при которых дальнейшая работа становится или малоэффективной, или опасной, определяет его стойкость. На стойкость дисков влияют температура,

физико-механические свойства материала и качество изготовления, жесткость крепления диска и обрабатываемой заготовки, величина торцового биения диска и режимы резания.

Устойчивость зависит также от величины фактически действующих на диск усилий и способности несущего диска, что связано с выбором его материала, термической обработкой и конструкцией.

Для разработки методов повышения устойчивости дисков и уяснения причин износа-разрушения дисков исследовались температурные условия их работы, а также влияние формы рабочей части диска на его напряженное состояние. С этой целью производилось металлографическое исследование образцов. Кроме того, при анализе причин и факторов, обусловливающих износ и разрушение дисков, были использованы результаты осмотра и обмера изношенных дисков.

При обработке конструкционных материалов дисками из сталей 50 и 65Г наблюдались два вида износа: увеличение радиуса округления кольцевого режущего лезвия и налипание (схватывание) передней поверхности инструмента с частицами обрабатываемого материала. На процесс возникновения и развития явлений схватывания влияют следующие факторы: скорость скольжения диска по деформируемому металлу, давление металла заготовки на диск, вибрации, температура, условия теплоотвода, свойства металлов, образующих контактную пару. Схватывание в основном является процессом образования металлических связей между сопряженными поверхностями металлов за счет сварки трущихся пар по микронеровностям с последующим отрывом или микросрезом по сваренным участкам.

Если механические свойства и температура плавления обрабатываемого материала значительно ниже вышеуказанных параметров материала диска, то процесс износа происходит путем налипания оплавленных частиц обрабатываемого материала. Если температура поверхностей трения окажется близкой к температуре плавления трущихся тел, то в зоне контакта

возникнут интенсивности пластические деформации, которые вызовут возникновение локальных очагов оплавления передней поверхности ТФД.

Критерием износа дисков является изменение радиуса вершины режущего клина r, который в процессе работы увеличивается с $r_{min} = 0{,}2$ мм до $r_{max} = 0{,}5$ мм. Схема, по которой происходит износ дисков, зависит от величины снимаемого припуска. При снятии малых припусков a =0,5...1,0 мм диск изнашивается по схеме, показанной на рисунке 3.22.

При этом радиус вершины режущего клина постепенно увеличивается. При снятии больших припусков ($a \geq 2$ мм) износ диска следует по схеме интенсивного изнашивания передней поверхности (рисунок 3.23).

Возможны случаи, когда ТФД изнашивается одновременно по вершине режущего клина с увеличением радиуса вершины (рисунок 3.22) и по периферии диска (рисунок 3.23), с уменьшением радиуса вершины. Радиус кромки диска определялся по форме оттиска на мерной пластине, в которую вдавливалась кромка диска (рисунок 3.24).

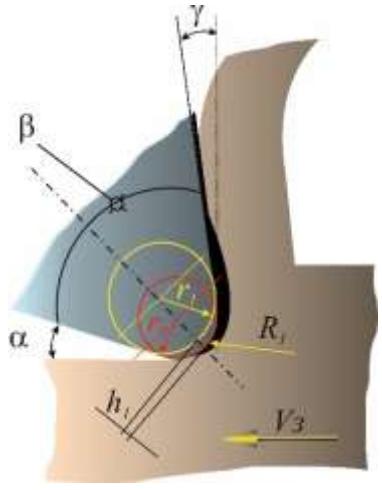


Рисунок 3.22 – Схема износа диска в направлении биссектрисы угла заострения режущего лезвия

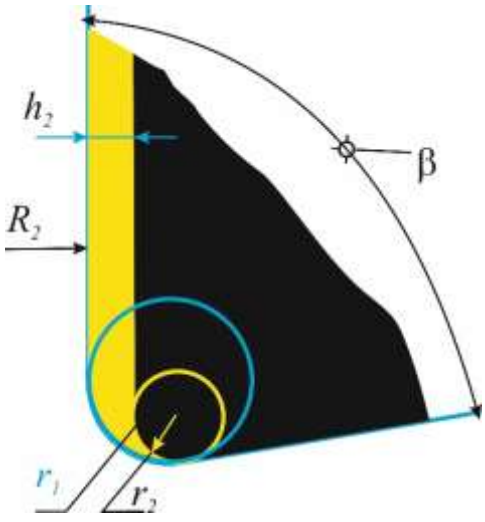


Рисунок 3.23 – Схема износа диска по передней поверхности

В результате измерений определено изменение радиуса режущей кромки в результате износа (таблица 3.6).

Таблица 3.6 – Определение радиуса режущей кромки диска на медной пластине по ее оттиску

Время обработки, мин	30	60	150	210	300
Радиус, мм	0,095	0,105	0,28	0,30	0,35

При снятии больших припусков также наблюдается постепенное увеличение радиуса r, однако это происходит в течение более длительного времени. Процесс износа диска можно разбить на два этапа. На первом этапе диск разогревает заготовку до рабочей температуры. На этом этапе рабочие поверхности диска взаимодействуют с холодным металлом заготовки. На втором этапе диск взаимодействуют с разогретой заготовкой и идет постоянный процесс снятия припуска с заготовки.



а *б*



в

Рисунок 3.24 – Увеличенные фотографии отпечатка рабочей кромки диска на медной пластине: *а* – при обработке деталей с общим временем 30 мин; *б* – 60 мин; *в* – 2 ч. 30 мин

Общее увеличение радиуса вершины равно

$$Y = H_1 - H_2, \tag{3.51}$$

где H_1 –увеличение радиуса при износе по вершине (рисунок 3.22), мм $(H_1 = r_2 - r_1)$; H_2 –уменьшение радиуса при износе по периферии диска, мм;

$$H_1 = \frac{h_1 \sin\frac{\beta}{2}}{1-\sin\frac{\beta}{2}}; \qquad H_2 = \left(1 + \frac{h_2}{\cos(90-\beta)}\right) tg\frac{\beta}{2}, \tag{3.52}$$

где H_1 – линейный износ по вершине, мм; H_2 – линейный износ по периферии диска, мм; β – угол режущего клина, град;

$$h_1 = I_{h_1} L, \qquad h_2 = I_{h_2} \cdot L, \tag{3.53}$$

где L – путь трения, мм; I_{h_1}, I_{h_2} – интенсивность износа.

$$I_h = i_h p_a^{\chi} B, \tag{3.54}$$

где B – длина линии касания диска с заготовкой, мм; p – давление, МПа; i_h – коэффициент интенсивности износа.

Давление p определяется по формуле

$$p_a = \frac{P}{A}, \tag{3.55}$$

где P – сила резания, Н; A – площадь контакта диска с заготовкой, мм^2;

при трении по вершине $P_1 = \sqrt{[P_z(2-k)]^2 + P_x^2}$;

при трении по передней поверхности $P_2 = P_z \cdot K$;

коэффициент $K = \frac{a-r}{a}$,

где a – длина касания передней поверхности диска со стружкой, мм;

r – средний радиус затупления вершины диска, мм;

$$r = \frac{r_{\max} + r_{\min}}{2};$$

при трении по вершине: $A \approx 0{,}5B\pi \cdot r$; при трении по передней поверхности: $A = kBa$.

При расчете износа диска на втором этапе обработки заготовки, когда зона обработки разогрета до рабочей температуры, контакт можно представить как пластический. Тогда коэффициент интенсивности износа, согласно [8], будет равен:

$$i_h = \frac{\sqrt{2}\alpha \cdot C}{\pi \cdot D}\left(HB \cdot \eta_{c,a}\right)^{-\frac{1+\beta \cdot t}{1-\beta}} \Delta^{\frac{1+t}{2}} \left(\frac{K_f^n}{e_0}\right)^t, \qquad (3.56)$$

где α – коэффициент, учитывающий упругость контактирующих тел:

$$\alpha = \left[1 + \frac{\left(1-\mu_2^2\right)E_1}{\left(1-\mu_1^2\right)E_2}\right]^{-\frac{t}{2}(1+\beta)},$$

где μ – коэффициент Пуассона; E – модуль упругости, МПа.

В формуле обозначен индекс коэффициента 1 – для заготовок; 2 – для инструмента; D – диаметр диска, мм;

$$C = \frac{\sqrt{\nu}\,\Gamma(\nu)\Gamma\left(1 + t/2\right)}{4(\nu+1)\Gamma\left(\nu + t/2\right)},$$

где ν – параметр степенной аппроксимации кривой опорной поверхности; t – показатель фрикционной усталости; НВ –жесткость заготовки в зоне обработки;

$\eta_{c,a} = \dfrac{A_c}{A_a}$ – опорная длина профиля.

В последней формуле обозначены: A_c – контурная площадь контакта, мм^2; A_a – номинальная площадь контакта, мм^2; e_0 – относительное удлинение при разрыве материала диска, %;

$$K_f^n = \sqrt{\frac{\sigma_t + 2fHB}{\sigma_t - 2fHB}},$$

где σ_t – предел текучести материала заготовки, МПа; f – коэффициент трения; Δ – параметр шероховатости поверхности трения, мкм; $\beta = \frac{1}{2\nu + 1}$ – коэффициент упрочнения молекулярной связи; $\chi = \frac{1 + \beta \cdot t}{1 - \beta}$, константа χ определяется через параметры волнистости.

При расчете износа ТФД на первом этапе обработки заготовки, когда поверхность контакта еще не разогрета до рабочей температуры, контакт можно представить как упругий. Согласно [8]

$$i_h = \frac{C}{\pi D}\left(\frac{\Theta}{k'_\nu}\right)^{1+\beta\cdot t} \Delta^{\frac{t}{2}(1-\beta)} \left(\frac{K_f^y}{\sigma_0 \Theta}\right)^t \eta_{c,a}^{-\beta\cdot t}, \qquad (3.57)$$

$$\text{где } C = \frac{\sqrt{\nu}\Gamma(\nu)\Gamma\left(1 + t/2\right)}{4(\nu+1)\Gamma\left(\nu + t/2\right)}; \cdot k'_\nu = \frac{k_\nu}{2\sqrt{\pi}}; k_\nu = \frac{\Gamma(\nu+1)}{\Gamma\left(\nu + 3/2\right)};$$

$$\beta = \frac{1}{2\nu+1}; K_f^y = \frac{4kf}{3\pi}; \chi = 1 + \beta \cdot t.$$

где σ_0 – параметр фрикционной усталости (близок к пределу прочности σ_B).

Используя формулы (3.56), (3.57) выразим общее увеличение радиуса закругления вершины диска через путь трения L

$$\Delta = \frac{Li_h\left(\frac{\sqrt{[P_z(1-k)]^2 + P_y^2}}{0{,}5B\pi r}\right)^\chi B \sin\frac{\beta}{2}}{1 - \sin\frac{\beta}{2}} - \left(1 + \frac{Li_h\left(\frac{P_z \cdot k}{kBa}\right)^\chi B}{\cos(90-\beta)}\right)\tan\frac{\beta}{2} \qquad (3.58)$$

Приняв β = 80, а $Y = r_{max} - r_{min}$ = 0,3 мм, выразим L

$$L = \frac{1{,}14}{i_h B \cdot \left[1{,}8 \cdot \left(\frac{\sqrt{[P_z(1-k)]^2 + P_y^2}}{0{,}5B\pi r}\right)^\chi - 0{,}85 \cdot \left(\frac{P_z \cdot k}{kBa}\right)^\chi\right]} \qquad (3.59)$$

Рассчитаем путь L, который проходит диск до затупления при контакте с разогретой поверхностью заготовки, и при контакте с холодной поверхностью заготовки. Для случая контакта с разогретой поверхностью. Исходные данные:

Материал: диск –сталь 50: $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, $\mu = 0{,}3$;

заготовка –сталь 45: $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, $\mu = 0{,}5$;

$\sigma_т = 220$ МПа; НВ = 10; $e_0 = 81\%$ [65].

Параметры обработки приведены в таблице 3.7.

Таблица 3.7 – Параметры обработки при контакте ТФД с разогретой поверхностью заготовки

Наименование параметра	B, мм	D, мм	A, мм	r, мм	Py, Н	Px, Н	Pz, Н	f, Px/Pz
Величина параметра	70	500	3,5	3,5	450	160	223	0,07

Температура в зоне резания Θ =1100°С.

Согласно источнику [67] принимаем: $\nu = 2$; $t = 2{,}3$; $\Delta = 0{,}05$мкм; $\eta_{c,a} = 0{,}5$.

Используя формулы (3.57), (3.59), получим

$$i_h = \frac{\sqrt{2} \cdot 0{,}66 \cdot 0{,}055}{3{,}14 \cdot 500} (10 \cdot 0{,}5)^{-1{,}825} \cdot 0{,}5^{1{,}65} \cdot \left(\frac{2{,}12}{81} \right)^{2{,}3} = 2{,}54 \cdot 10^{-12}.$$

$$\mathrm{L} = \frac{1}{2{,}54 \cdot 10^{-12} \cdot 70} \times \frac{1{,}14}{\left[1{,}8 \cdot \left(\frac{\sqrt{[223(1-0{,}9)]^2 + 45^2}}{0{,}5 \cdot 70 \cdot 3{,}14 \cdot 0{,}35} \right)^{1{,}875} - 0{,}85 \cdot \left(\frac{223 \cdot 0{,}9}{0{,}9 \cdot 70 \cdot 3{,}5} \right)^{1{,}875} \right]} = 2{,}9 \cdot 10^9 \text{ мм}$$

.

При обработке заготовки из стали 09Х15Н8Ю: $E = 110^5$ МПа; $\mu = 0{,}5$;

$\sigma_т = 350$ МПа; НВ = 10; $e_0 = 66\%$ [51].

Параметры обработки:

$B = 70$ мм; $D = 500$ мм; $a = 3{,}5$ мм; $r = 3{,}5$ мм;

$Py = 152$ Н, $Px = 460$ Н, $Pz = 480$ Н; $f = Px/Pz = 0{,}1$;

Температура в зоне резания Θ = 1100°С.

Согласно источнику [67] принимаем:

$\nu = 2$; $t = 2{,}3$; $\Delta = 0{,}05$мкм; $\eta_{c,a} = 0{,}5$.

Используя формулы (3.57), (3.59), получим:

$$i_h = \frac{\sqrt{2}\cdot 0{,}66\cdot 0{,}055}{3{,}14\cdot 500}(10\cdot 0{,}5)^{-1{,}825}\cdot 0{,}5^{1{,}65}\cdot\left(\frac{1{,}91}{66}\right)^{2{,}3} = 3{,}58\cdot 10^{-12}.$$

$$L = \frac{1}{3{,}58\cdot 10^{-12}\cdot 70}\times\frac{1{,}14}{\left[1{,}8\cdot\left(\frac{\sqrt{\left[480\cdot(1-0{,}9)\right]^2+152^2}}{0{,}5\cdot 70\cdot 3{,}14\cdot 0{,}35}\right)^{1{,}825} - 0{,}85\cdot\left(\frac{480\cdot 0{,}9}{0{,}9\cdot 70\cdot 3{,}5}\right)^{1{,}825}\right]} = 2{,}15\cdot 10^8\,мм.$$

Чтобы определить стойкость ТФД, необходимо путь трения L разделить на скорость вращения диска $V_Д = 55$ м/с:

Для стали 45 $\tau = \frac{L}{V_Д\cdot 1000\cdot 60} = \frac{2{,}9\cdot 10^9}{55\cdot 60000} = 879$ мин.

Для стали 09Х15Н8Ю: $\tau = \frac{L}{V_Д\cdot 1000\cdot 60} = \frac{2{,}15\cdot 10^8}{55\cdot 60000} = 65$ мин.

Контакт с холодной поверхностью заготовки – это наиболее кратковременный и наименее изученный этап обработки. На этом шаге изменяется схема износа диска. Сначала диск изнашивается только по передней поверхности, а по мере врезания диска в заготовку появляется и постепенно увеличивается износ по вершине. Поэтому принимаем, что отношение износа по вершине к износу по периферии при упругом контакте примерно в 2 раза меньше, чем то же отношение при пластическом контакте. Для расчета зададим исходные данные: материал: диск – сталь 50: $E = 2\cdot 10^5$ МПа; заготовка – сталь 45: $E = 2\cdot 10^5$ МПа; $\sigma_0 = 700$ МПа [51].

Параметры обработки: $B = 30$ мм; $D = 500$ мм; $a = 3{,}5$ мм; $r = 3{,}5$ мм.

Давление в зоне резания принимаем равным давлению при пластическом контакте. Согласно источнику [67] принимаем $\nu = 2$; $t = 8$; $\Delta = 0{,}05$ мкм.

Используя формулы (3.57), (3.59), получим

$I_h = 1{,}55\cdot 10^{-9}$; $L = 2{,}16\cdot 10^7$ мм; $\tau = 6{,}56$ мин.

При обработке заготовки – сталь 09Х15Н8Ю:

$E = 2\cdot 10^5$ МПа; $\sigma_0 = 600$ МПа [65].

Параметры обработки: B = 30 мм; D = 500 мм; a = 3,5 мм; r = 3,5 мм.

Давление в зоне резания принимаем равным давлению при пластическом контакте. Согласно источнику [67] принимаем: ν = 2; t = 8; Δ = 0,05 мкм.

Используя формулы (3.58) и (3.59), получим:

I_h =1,27·10^{-7}; L = 9,56·10^3 мм, τ = 2,9·10^{-3} мин.

Изменение радиуса вершины режущего клина ТФД во времени при обработке изучаемых сталей носит плавный характер. В начальный период работы наблюдается увеличение радиуса вершины режущего клина от 0,2 до 0,4 мм, затем наступает период, когда значительное изменение величины радиуса не наблюдается (рисунок 3.25).

Допустимый износ инструмента по радиусу округления режущего лезвия, при котором требуется правка, принимается 0,4…0,5 мм. Это объясняется тем, что при резании с большим радиусом наблюдается снижение качества поверхности (повышение шероховатости, затягивание срезаемого слоя на обрабатываемую поверхность), появление вибраций силы резания и затраты мощности.

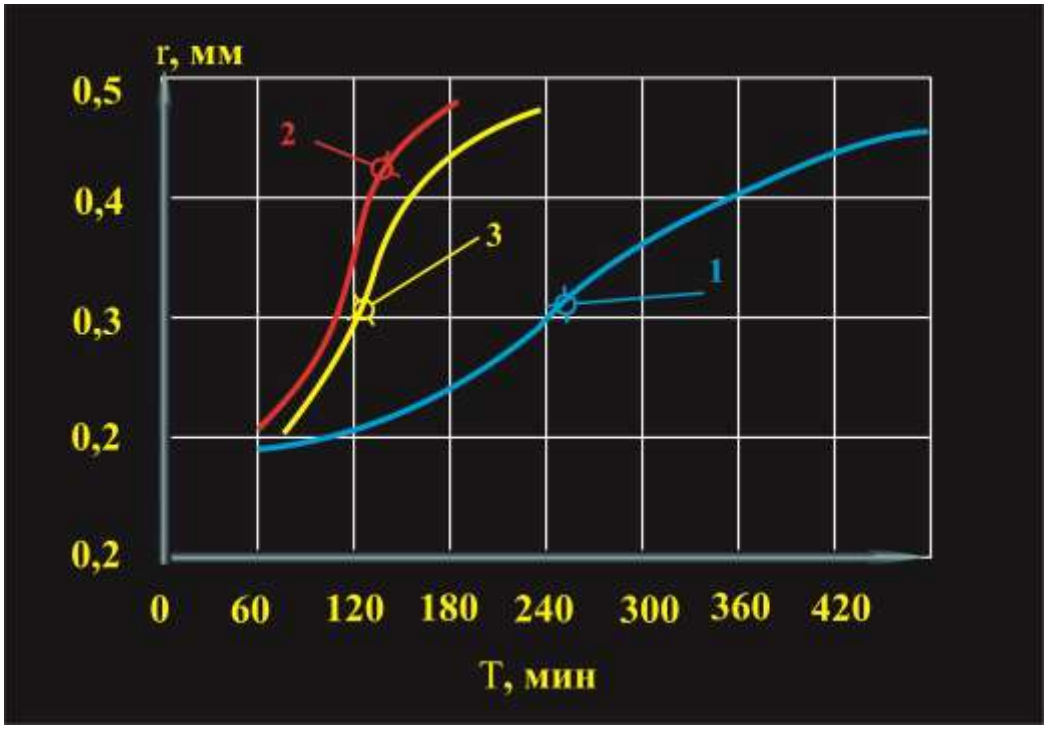


Рисунок 3.25 – Изменение радиуса вершины режущего клина диска: 1 – сталь 45; 2 – сталь 09Х15Н8Ю; 3 – сталь 12Х13

Результаты расчетов износа для пластического контакта близки к реальным результатам и показывают пригодность формул для практических расчетов. Результаты расчетов износа для упругого контакта не соответствуют действительности потому, что в расчетах не учитывается защитное действие наростов, образующихся при работе путем адгезии и сварки обрабатываемого материала на рабочей поверхности диска. Поверхностный адгезионный слой закрывает поверхность диска, тем самым предохраняя диск от износа.

Несмотря на расхождение с реальными результатами, приведенные формулы могут дать общее представление о параметрах, влияющих на износ. Так, износ сильно зависит от упругих свойств входящих в пару трения материалов от давления в контакте (чем выше давление, тем больше значение интенсивности износа).

Большое влияние на стойкость инструмента оказывает ширина обработки B и температура в зоне резания.

Вышеприведенные расчеты показывают, что интенсивность износа на начальной стадии обработки в десятки раз превышает интенсивность износа разогретого металла. То есть стойкость диска увеличивается при уменьшении числа обрабатываемых заготовок при постоянной массе снимаемого металла. Следует обеспечить такие условия обработки, при которых число срезов было бы сведено к минимуму. Таким образом, установлено, что износ передней поверхности ТФД при высокоскоростном трении обусловлен потерей механических свойств, адгезией и налипанием на переднюю поверхность сильно нагретых и оплавленных частиц обрабатываемого материала.

При правильном назначении режимов резания и выборе материалов контактирующих пар трения ТФД – заготовка, как показали результаты экспериментов, диск может сохранять режущие свойства без переточки при обработке заготовок из сталей 45, 12Х13 и 09Х15Н8Ю, соответственно, 900, 240 и 70 мин.

Выводы к главе 3

1. Плоскость сдвига является упрощенным вариантом представления зоны активных деформационных процессов стружкообразования, и выполняет важную функцию в синергетическом алгоритме процесса ТФР сталей.
2. Граница зоны пластического сдвига определяется числовым комплексом, включающим две механические постоянные (модуль упругости и потенциал пластической деформации), степень деформационного упрочнения и модуль пластичности обрабатываемого материала.
3. Положение плоскости сдвига зависит от режимов ТФР, физико-механических свойств обрабатываемого материала и его склонности к деформационному упрочнению, и определяет усадку стружки, а также обеспечивает минимальность энергетических затрат на процесс ТФР сталей.
4. При ТФР сталей, склонных к деформационному упрочнению, угол сдвига приминает большие значения, что обеспечивает меньшую усадку стружки и малую площадь контакта стружки с передней поверхностью ТФД.
5. Исследования, выполненные в экспериментальной части работы, позволили установить, что наибольшее влияние на силовые параметры процесса ТФР плоских поверхностей оказывают режимы обработки и теплофизические свойства материалов, характеризующихся коэффициентом теплопроводности материалов. Воздействие других факторов, без снижения точности, можно отнести к шумовому полю.
6. В результате исследования зависимостей составляющих усилия резания от технологических факторов, выявлено, что увеличение скорости вращения ТФД и коэффициента теплопроводности обрабатываемого материала приводят к уменьшению величины усилий, а увеличение скорости подачи заготовки и размеров срезаемого слоя – к их резкому увеличению, причем, наибольшее и почти равнозначное влияние оказывают размеры срезаемого материала.

7. Обработка экспериментальных данных позволила вывести эмпирические зависимости для определения энергосиловых параметров, которые можно использовать для необходимых инженерных расчетов.
8. Сравнительный анализ полученных данных показал, что расхождение степенных теоретических и экспериментальных зависимостей не превышает 17%.
9. Полученные данные подтверждают основные допущения, методику и результаты исследования, и могут использоваться при проектировании технологии ТФР сталей, оборудования и инструмента.

ГЛАВА 4

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЯ МЕЗОМЕХАНИКИ ПРОЦЕССА ТЕРМОФРИКЦИОННОГО РЕЗАНИЯ

4.1. Рабочие процессы ТФР, связанные с течением расплавленного металла

В первой и второй главах работы было отмечено, что в настоящее время в производство внедряется способ термофрикционного резания (ТФР), который позволяет существенно снизить затраты на приобретение инструмента, повысить производительность обработки и увеличить стойкость инструмента. Однако, несмотря на вышеуказанные преимущества, процесс ТФР не получил широкого распространения в силу его недостаточной изученности. Применение эмпирических подходов для назначения режимов резания для различных материалов дает лишь локальные успехи, и в целом не приводит к существенному экономическому выигрышу. На основании вышеизложенного можно сделать предположение о том, что существует нестационарная область оптимальных режимов, обеспечивающих наивысшую производительность обработки с заданным качеством поверхностного слоя изделия.

Для определения такой области необходима разработка математических моделей, адекватно описывающих поведение ТС при обработке различных материалов за период стойкости инструмента.

В ходе исследований процесса ТФР обнаружены специфические эффекты, присущие только этому процессу. Установлено, что при ТФР в зоне контакта инструмента и заготовки доминируют рабочие процессы, связанные с течением расплавленного металла.

Для исследования физических особенностей операции разработаны новые методы обработки поверхностей, реализующие особенности

процессов механической обработки на металлорежущих станках. Методы включают предварительную черновую обработку детали специальным дисковым инструментом [121] и последующую чистовую обработку с учетом технологической наследственности.

Черновая обработка плоской поверхности детали осуществляется дисковым (D = 160…180 мм) инструментом, имеющим скругленную режущую кромку (рисунок 4.1).



Рисунок 4.1 – Обработка плоской поверхности дисковым инструментом

При обработке имеют место следующие стадии процесса:

- врезание инструмента;
- устоявшийся процесс обработки;
- выход инструмента.

В результате черновой операции реализуется оплавленная, волнистая обработанная поверхность, амплитуда и период волн которой зависят от параметров динамической системы станка. Рабочий процесс черновой обработки определяется сложными физическими явлениями. Обработка детали характеризуется образованием разнородных областей взаимодействия инструмента и детали. Данные области различаются по

характеру перемещения металла и по характеристикам относительного движения детали и инструмента.

При ТФР в зоне стружкообразования возникают активные микро- и мезоструктуры, функционирующие одновременно в различных режимах бифуркации, при этом сам бифуркационный алгоритм растягивается во времени и теряет традиционный характер, который заключается в том, что происходит одновременно процесс смены и возбуждение потока носителей пластической деформации, и генерация центров разрушения и тепловыделения.

Эти процессы разделены во времени, но временной разрыв между этими процессами настолько мал, что его можно трактовать как единый структурный акт. Такая форма функционирования активных структур в режимах бифуркации является характерной особенностью процесса ТФР.

Практически на всех стадиях деформационного процесса стружкообразования в материале генерируются и развиваются носители разрушения, облегчающие удаление срезаемого слоя.

В процессе формирования стружки носители разрушения в основном концентрируются в срезаемом слое, но высокие температуры и поля сжимающих напряжений в зоне резания вызывают их частичное «залечивание», и это приводит к потере многих интерфейсных свойств стружки, анализируемой после ее выхода из зоны резания.

Неравновесный деформационный процесс с точки зрения физической мезомеханики должен приводить к фрагментации структуры и образованию границ раздела с высокой степенью развитости.

Начальная фрагментация срезаемого слоя происходит в зоне первичной пластической деформации у ее верхней границы. Фрагментация происходит за счет текстурирования и последующего зернограничного скольжения (рисунок 4.2).

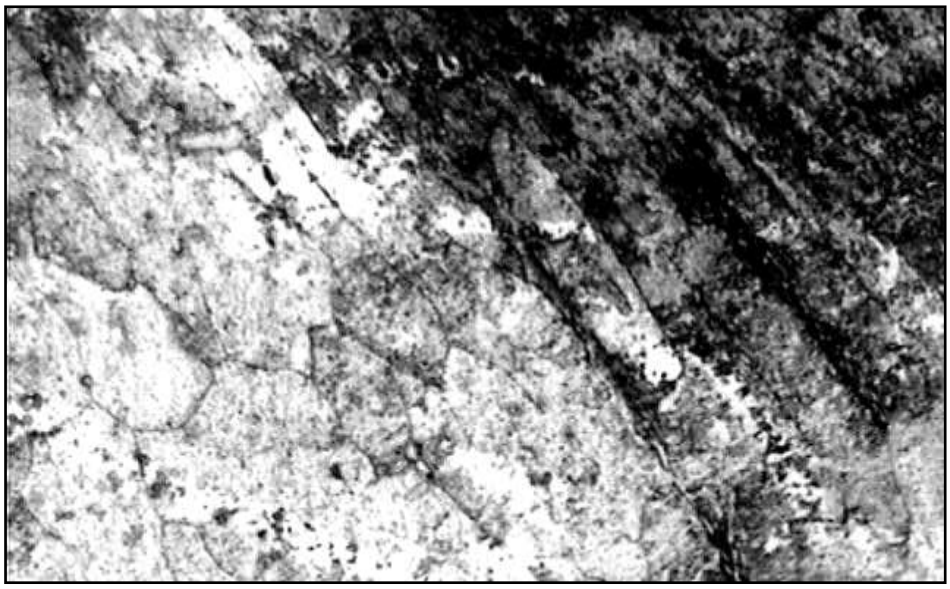


Рисунок 4.2 – Фрагментация срезаемого слоя вблизи верхней границы зоны пластической деформации.
Обрабатываемый материал – сталь 20 (×1000)

Между областями текстурирования и зернограничного скольжения видна четкая промежуточная зона.

Дальнейшая фрагментация происходит в зоне сдвига по плоскостям скалывания, вдоль которых происходит сдвиговое смещение предварительно деформированного и упрочненного материала. Срезаемый слой подходит к зоне сдвига в таком структурном состоянии, при котором отсутствует запас пластичности, и сдвиг происходит скачкообразно, вызывая одновременный разрыв атомарных связей по всей плоскости сдвига, при этом сама плоскость сдвига принимает сложную форму, а фрагменты сдвига – форму тонких пластин (рисунок 4.3).

Учитывая, что этот процесс протекает за короткий период времени, практически мгновенно, его называют скалыванием. На подобный механизм пластической деформации указывает количественная величина смещения вдоль плоскостей сдвига (скалывания), достигающая величин на десятки порядков превосходящих параметр кристаллической решетки, что невозможно при простом деформационном сдвиге.

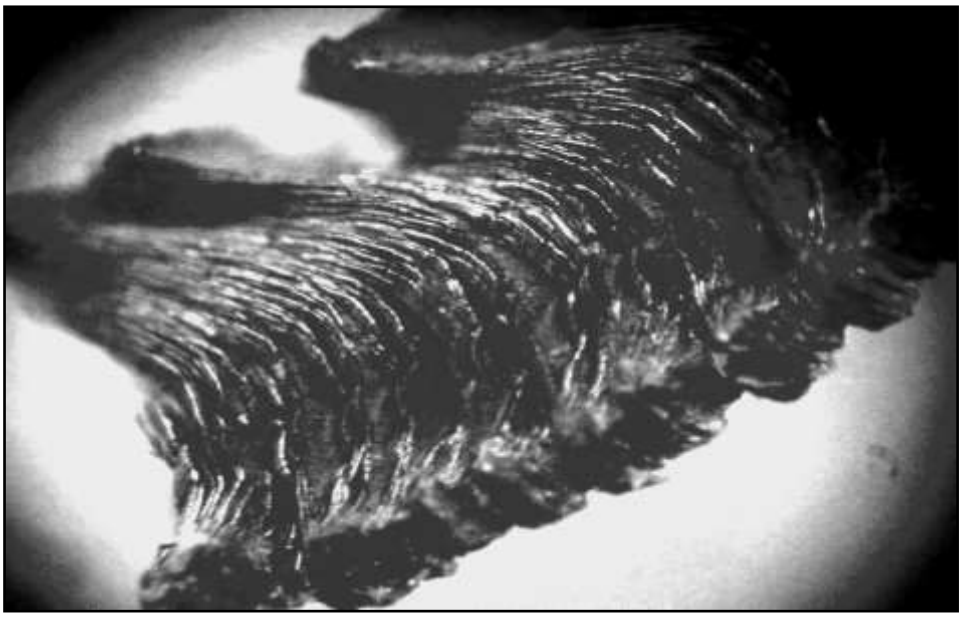


Рисунок 4.3 – Элементы фрагментации сливой стружки
при резании стали 45 (×50)

Выделяющееся тепло способствует частичному восстановлению отдельных связей, поэтому граница между фрагментами сдвига носит характер чередующихся мостиков или зон с высокой и низкой кристаллографической когерентностью относительно кристаллической решетки фрагментов, сохраняя при этом достаточно высокую подвижность (рисунок 4.4).

Фрагментированные элементы сдвига по мере продвижения по передней поверхности инструмента испытывают высокие давления сжатия за счет набегающей стружки, поэтому некоторые из них выталкиваются из общей пачки и смещаются друг относительно друга в различных поперечных направлениях.

Преимущественными направлениями смещения фрагментированных элементов являются перпендикуляры к передней поверхности инструмента и вспомогательной режущей кромке.

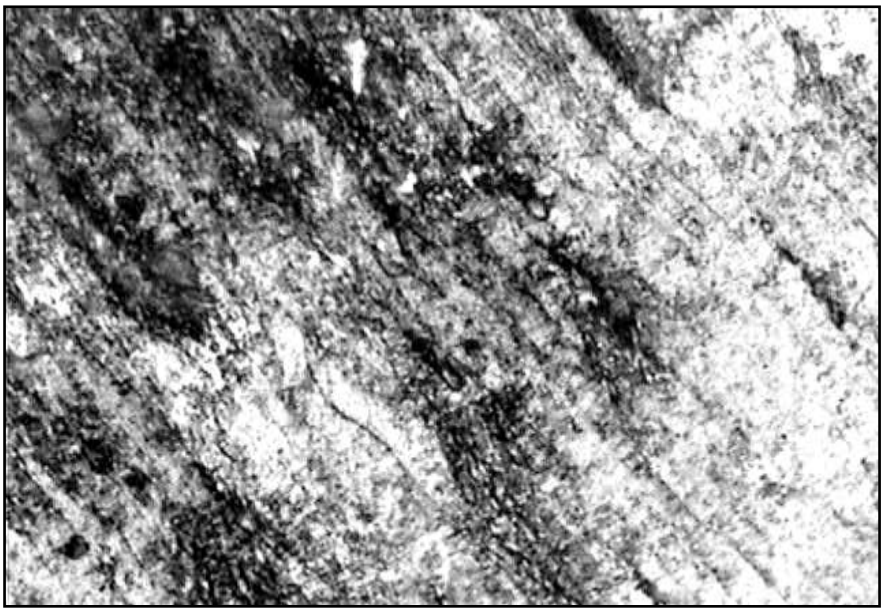


Рисунок 4.4 – Элементы фрагментации стружки стали 45
после выхода из зоны резания (×1000)

Смещения в поперечных направлениях носят циклический характер, образуя на наружной и боковой поверхностях стружки мезо- и макрорельеф периодичной формы (рисунок 4.5).

Самоорганизация этого процесса проявляется в образовании чередующихся комбинаций фрагментированных пластин, внутри которых проявляется высокая степень упорядоченности. В состав упорядоченной комбинации входят фрагменты, смещенные перпендикулярно режущей кромке, повторяющиеся через определенный шаг. Циклический вид поперечного смещения указывает на волновой характер функционирования сжимающих напряжений или циклический характер перемещения набегающей стружки.

Источником такого волнового процесса является сама зона сдвига, которая вначале накапливает определенную упругую энергию, а потом сбрасывает ее в момент разрыва атомарных связей в плоскости сдвига. На рисунке 4.5 наглядно видны упорядоченные комбинации, объединяющие пластинчатые фрагментированные элементы.

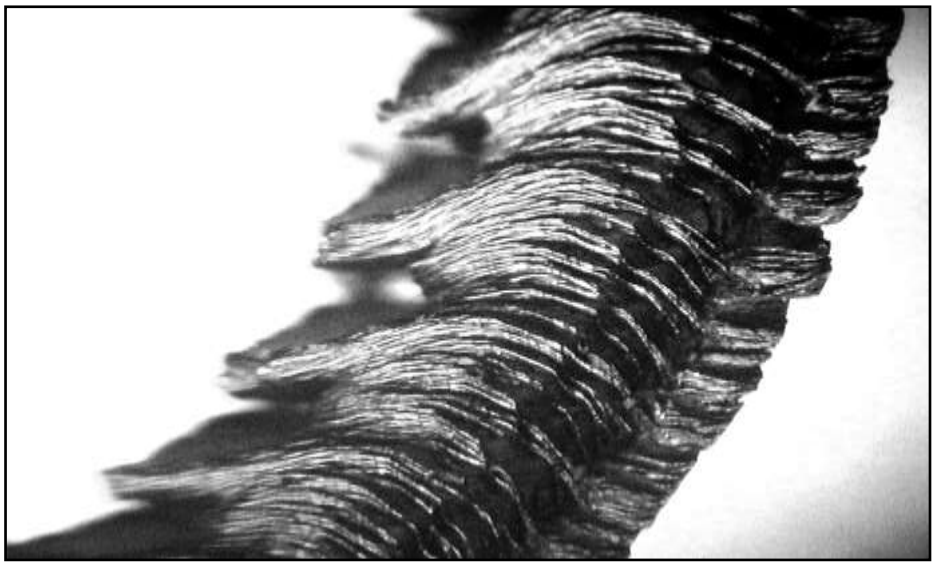


Рисунок 4.5 – Стружка с фрагментированными элементами, смещенными в поперечном направлении при обработке стали 20 (×30)

В отдельных зонах смещение фрагментированных элементов может происходить в направлении к внутренней поверхности стружки, тогда на ее поверхности образуются «островки» с ориентацией фрагментов, не совпадающих с направлением скорости перемещения стружки относительно передней поверхности инструмента (рисунок 4.6).

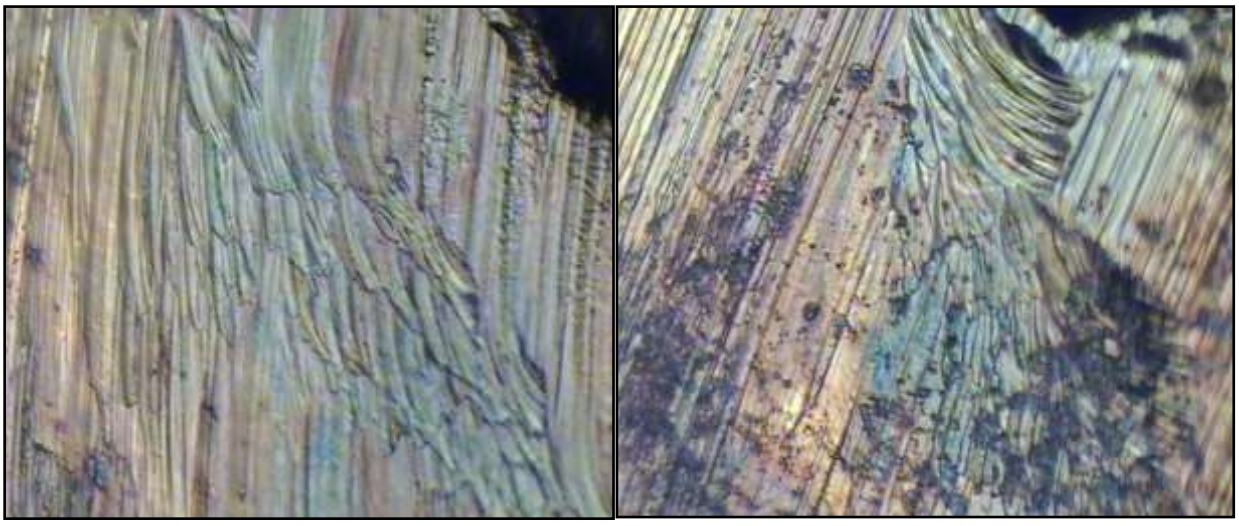


Рисунок 4.6 – Фрагментированные элементы на внутренней поверхности стружки стали 45 (×400)

Пластическая деформация и разрушение при стружкообразовании относятся к сверхвысокоскоростному процессу, в котором обрабатываемый материал последовательно проходит разные этапы и схемы деформационного нагружения.

Тепловые источники начинают функционировать в момент начала пластической деформации и достигают максимальной активности в период разрыва атомарных связей в плоскости скалывания, а термическая динамика продолжает развиваться и влиять на характер изменения структуры после выхода стружки из деформационного поля.

При достижении пика температурной активности в стружке, в зависимости от уровня абсолютных температур, могут происходить рекристаллизация, отпуск, отжиг, диффузия дефектов кристаллического строения и другие процессы, которые сильно влияют на структурные образования границ фрагментированных элементов.

Интерфейсные свойства границ между фрагментированными элементами после остывания стружки частично теряются, но продолжают сохранять ценную и полезную информацию.

Анализ внутренней поверхности сливной стальной стружки показывает, что фрагментация представляет более глубокий процесс, охватывающий снимаемый слой в разных направлениях, а не только параллельно плоскости сдвига (рисунок 4.7).

Продольные бороздки, проходящие по всей длине стружки, являются не результатом копирования микрошероховатости режущего лезвия, а фрагментированными образованиями, на отдельных участках которых просматриваются следы термопластичных процессов вследствие плавления обрабатываемого материала.

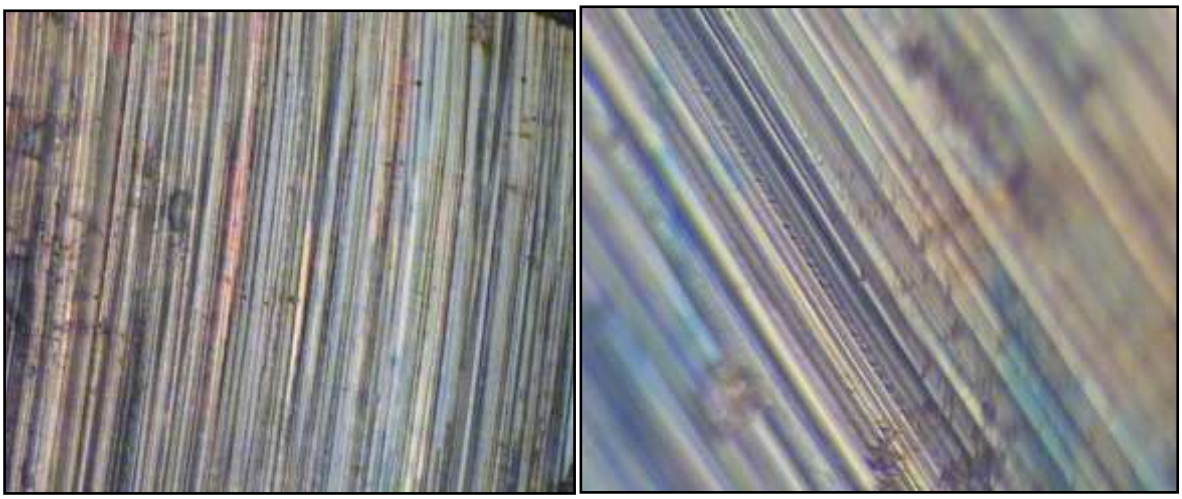


Рисунок 4.7 – Внутренняя поверхность стальной стружки
со следами побежалости (×400)

Таким образом установлено, что при взаимодействии дискового инструмента с обрабатываемой поверхностью имеют место сложные рабочие процессы. Трение периферийной части инструмента по поверхности приводит к значительному тепловыделению. В начальный момент взаимодействия инструмента с поверхностью детали имеет место сила сухого трения. Сила сухого трения зависит от нормальной нагрузки (радиальной силы). При врезании инструмента радиальная сила увеличивается в результате движения подачи. При этом наблюдается упругая деформация системы шпиндель-инструмент [182].

Процессы обработки зависят от свойств обрабатываемого материала. Прочностные характеристики зависят от температуры (таблица 4.1).

Таблица 4.1 – Характеристики материала детали при ТФР стали

Влияние температуры на предел прочности стали								
Θ, °С	20	225	275	335	400	620	800	835
$\sigma_в$, Н/мм^2	330	430	440	370	270	76	23	22

Согласно справочным данным теплота плавления Fe q = 65 кал/град, $t_{пл} = 1535^{\circ}C$. Удельная теплоемкость Fe в жидком состоянии С = 0,22 кал/см·с·град. Температуропроводность a = 2,28 м^2/с.
Теплопроводность $\lambda = 0{,}141 кал/см \cdot с \cdot град$.

Стадия врезания характеризуется чисто фрикционным взаимодействием двух поверхностей. В области контакта возникают локальные силы трения, повышающие температуру в области контакта до 500…800 °С. При этом имеет место незначительное искрообразование в области контакта (рисунок 4.8).



Рисунок 4.8 – Взаимодействие инструмента с заготовкой на стадии врезания инструмента

Для начальной стадии обработки, соответствующей врезанию инструмента, существенным является учет упругих свойств динамической системы станка (рисунок 4.9).

Упругие деформации соответствуют движению подачи станка. Поэтому можно считать, что в начальный момент времени перемещение детали относительно инструмента составит.

$$x_{\partial} = \int_0^t V_{\Pi} dt, \tag{4.1}$$

где V_{Π} – скорость подачи; t – текущий момент времени, измеряемый от времени касания детали и инструмента (t = 0). Нормальная сила резания в начальные моменты времени будет определяться упругостью системы «шпиндель – инструмент – деталь» и составит с учетом (4.1):

$$F_{\Pi} = C_{\partial}\left(x_{\partial} - x_s\right) = C_{\partial}\left[\int_0^t V_{\Pi} dt - x_s\right], \tag{4.2}$$

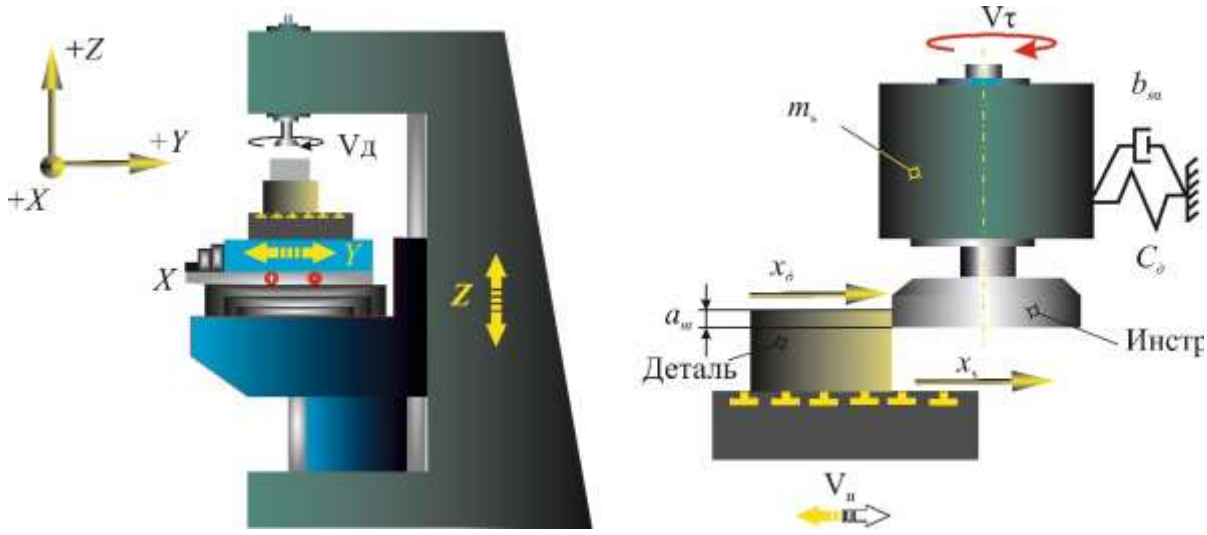
где x_S – перемещение шпинделя вследствие упругих деформаций.

При действии нормальной силы F_{II} возникает касательная сила резания F_τ, обусловленная сухим трением инструмента по заготовке. Учитывая (4.2), получим:

$$F_\tau = k_C F_{II} = k_C C_\partial \left[\int_0^t V_{II} dt - x_S \right], \tag{4.3}$$

где k_C – коэффициент сухого трения инструмента и заготовки.

Коэффициент трения «сталь по стали» составляет $k_C = 0{,}2\ldots0{,}4$.



а *б*

Рисунок 4.9 – Схема процесса ТФР: *а* – взаимодействие инструмента и заготовки; *б* – динамическая модель системы при врезании

Интенсивные силы трения приводят к высвобождению механической энергии, переходящей в тепло.

Мощность, необходимая для компенсации сил сопротивления деформации, будет определена через тангенциальную силу резания.

$$N = F_\tau \cdot V_\tau, \tag{4.4}$$

где V_τ – окружная скорость движения периферической части инструмента.

Работа сил сопротивления определена путём интегрирования

$$A = \int_0^t N dt = \int_0^t F_\tau V_\tau dt = \int_0^t V_\tau k_C C_\partial \left[\int_0^t V_П dt - X_S \right] dt. \qquad (4.5)$$

Выполним интегрирование в формуле

$$\int_0^t V_П dt \approx V_П t. \qquad (4.6)$$

При интегрировании в формуле (4.6) принято, что подача инструмента неизменна.

Вычислив второй интеграл в формуле (4.5), найдем

$$A = V_\tau k_C C_\partial \left[\int_0^t V_П dt - x_s \right] dt. \qquad (4.7)$$

Второе слагаемое в квадратных скобках формулы (4.7) зависит от деформаций шпинделя станка. Как правило, данные деформации малы. Поэтому предложено в начальный момент времени считать движение шпинделя равноускоренным с ускорением $a_S = const$. При этом перемещение шпинделя

$$x_S = -\int_0^t a_s t dt = -a_s \frac{t^2}{2}. \qquad (4.8)$$

Подставив значения интегралов (4.6) и (4.8), получим зависимость работы от времени действия сил резания при врезании инструмента в виде

$$A = V_\tau k_C C_\partial (V_П t - a_S \frac{t^2}{2}). \qquad (4.9)$$

Отсюда следует, что работа сил резания при врезании инструмента соответствует квадратичной параболе.

Наличие интенсивных сил сопротивления и соответствующей работы сил резания приводит к высвобождению значительной энергии, превращающейся в тепло. При этом работа сил резания *A*, определенная формулой (4.9), идет на нагрев части заготовки, непосредственно контактирующей с инструментом. Часть тепла рассеивается в окружающее пространство.

В результате исследований установлены теплофизические параметры

процесса при врезании. Они учитывают наличие теплового баланса процесса ТФР (рисунок 4.10).

Тепловой баланс изменяется при нагреве или охлаждении инструмента. При охлаждении имеет место отвод тепла от зоны взаимодействия инструмента и заготовки (рисунки 4.11, 4.12).

В начальный момент теплоотдача от зоны резания незначительна, а энергия в виде тепла расходуется на нагрев объема материала до температуры плавления и последующего фазового превращения металла из твердой фазы в жидкую.

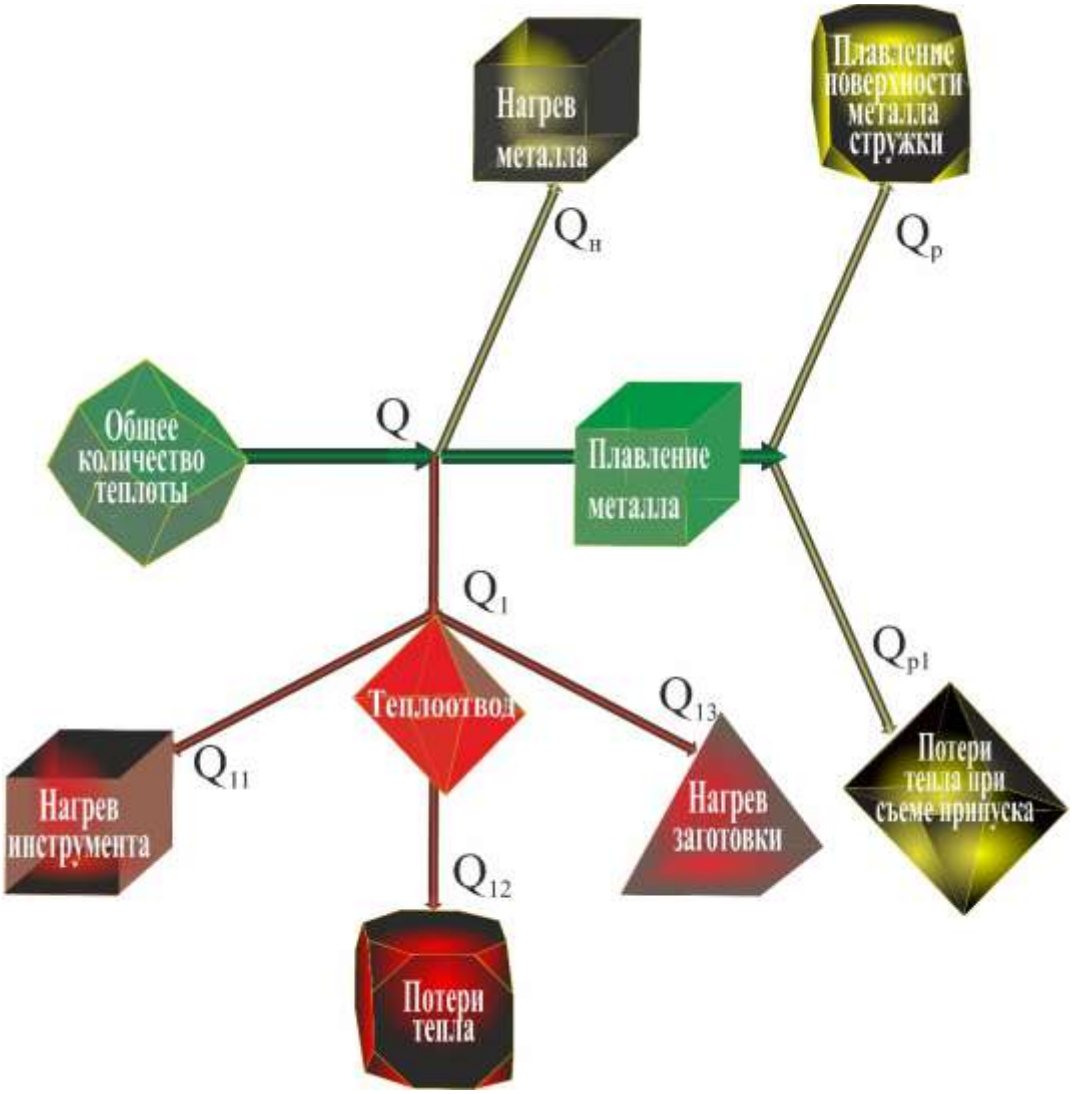


Рис. 4.10. Граф теплового баланса, имеющий место при ТФР

Установлены закономерности теплового баланса процесса и его связь с механизмом стружкообразования на каждой стадии процесса (рисунок 4.10).

$$Q = E_M \cdot A = E_M V_\tau k_C C_\partial (V_П t + a_S \frac{t^2}{2}), \quad (4.10)$$

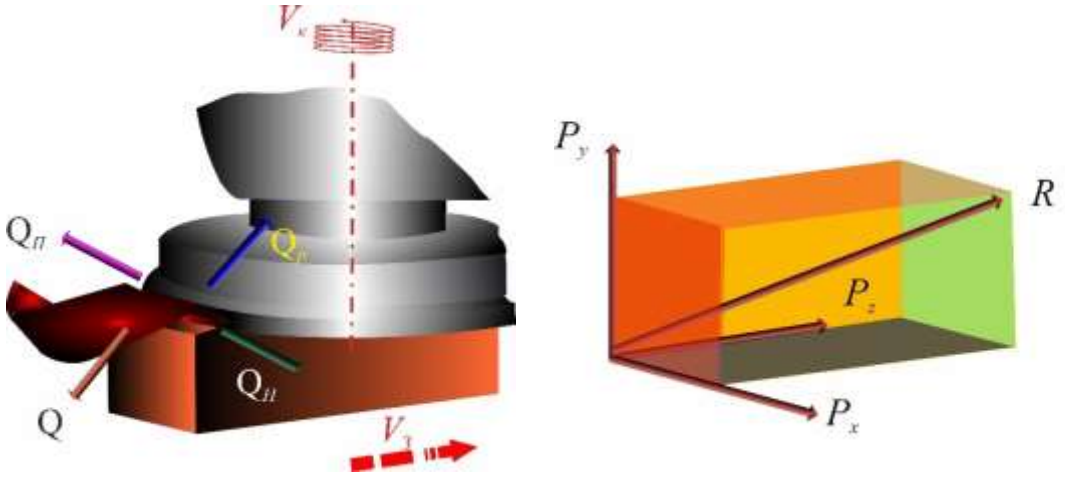
где E_M – механический эквивалент теплоты.

Определим характерный объем материала заготовки. Он зависит от ширины заготовки *b* и толщины срезаемого слоя *a*.

Примем, что характерный объем $W_C = k_w a \cdot b V_П t$, где k_w – некоторый коэффициент ($k_w \approx 1$). Определим количество тепла, которое идет на нагрев характерного объема до температуры плавления [173]

$$Q_H = C_W(\Theta_П - \Theta_0) \cdot W_C = C_W(\Theta_П - \Theta_0) k_W abV_П t, \quad (4.11)$$

где C_W – теплоемкость материала заготовки; Θ_0 – температура окружающей среды; $\Theta_П$ – температура плавления металла.



а *б*

Рисунок 4.11 – Общая схема стружкообразования при ТФР:

а – схема процесса; *б* – схема действия составляющих силы резания

Примем, что часть металла из характерного объема переходит в жидкое состояние. Определим объем жидкого металла в виде некоторой части характерного объема

$$W_p = k_p W_c, \quad (4.12)$$

где k_p – коэффициент, определяющий процентное отношение жидкой фазы к характерному объему.

Количество тепла, которое идет на плавление металла, зависит от объема жидкого металла (4.12) и составляет

$$Q_p = C_П W_p = C_П k_p k_W abV_П t, \tag{4.13}$$

где $C_П$ – удельная теплота плавления металла.

В начальный момент времени ($t \approx 0$) теплоотдача мала, поэтому все тепло, выделяемое при резании, идет на нагрев характерного объема $Q_н$, плавление металла Q_p и нагрев инструмента Q_I. Поэтому имеем уравнение теплового баланса

$$Q_H + Q_p + Q_I = Q. \tag{4.14}$$

Окружная скорость вращения инструмента V_τ достаточно велика. Поэтому можно считать, что теплоотвод через инструмент постоянный и составляет 5…20% от общего количества выделенного тепла.

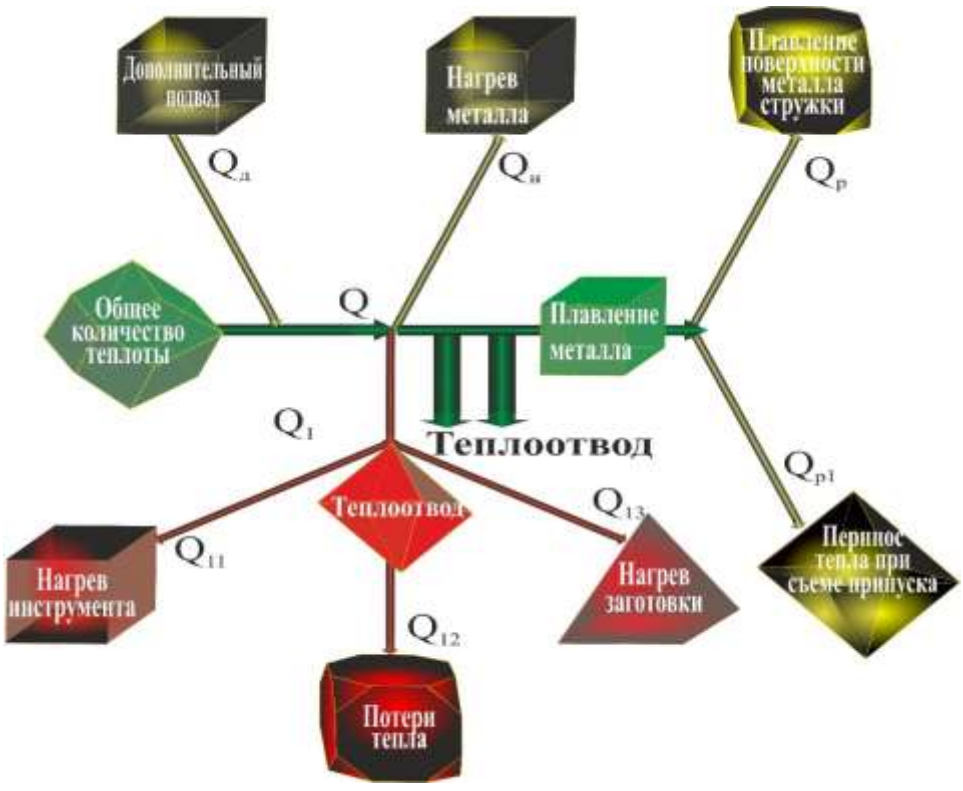


Рисунок 4.12 – Граф теплового баланса процесса

Соответственно упрощенное уравнение теплового баланса (4.14) примет вид:

$$Q_H + Q_p = K_I Q, \tag{4.15}$$

где $K_I \approx 0{,}95...0{,}8$ – коэффициент, учитывающий теплоотдачу через инструмент. Подставим значения составляющих из формул (4.10), (4.11) и (4.13) в уравнение теплового баланса (4.15) и получим:

$$\left(C_W\left(\Theta_П - \Theta_O\right) + C_П K_P\right) K_W b V_П a t = K_I E_M V_\tau K_C C_\partial \left(V_П t + a_S \frac{t^2}{2}\right). \tag{4.16}$$

Сократив уравнение теплового баланса (4.16) на значение времени, получим изменение по времени толщины расплавленного металла.

$$a = \frac{K_1 E_M V_\tau K_c C_\partial}{\left(C_w\left(\Theta_П - \Theta_o\right) + C_П K_p\right) K_w \cdot b}\left(V_П t + a_S \frac{t^2}{2}\right). \tag{4.17}$$

Из анализа данной формы видно, что в начальный момент времени $t = 0$ возникает пласт расплавленного металла, имеющий толщину.

$$a_0 = \frac{K_1 E_M V_\tau K_c C_\partial}{\left(C_w\left(\Theta_П - \Theta_o\right) + C_П K_p\right) K_w \cdot b}\left(V_П t + a_S \frac{t^2}{2}\right) V_П. \tag{4.18}$$

В дальнейшем толщина расплавленного металла увеличивается по линейному закону. Слой расплавленного металла не может быть больше глубины врезания инструмента в деталь a_m. Поэтому в некоторый момент времени t_m достигается равенство $a = a_m$.

Это имеет место в момент времени

$$t_m = \frac{2}{a_s}\left[\frac{a_m\left(C_w\left(\Theta_П - \Theta_o\right) + C_П K_p\right) K_w \cdot b}{K_1 E_M V_\tau K_c C_\partial} - V_П\right]. \tag{4.19}$$

Расчеты по формуле (4.19) дают среднее значение $t_m = 0{,}2...0{,}4$ с.

В результате теоретических исследований обоснована физическая модель рабочего процесса ТФР.

При изучении процесса на стадии врезания инструмента установлено, что:

– в начальный момент врезания основное теплообразование обусловлено силами трения;

– основная часть тепла идет на плавление металла заготовки;

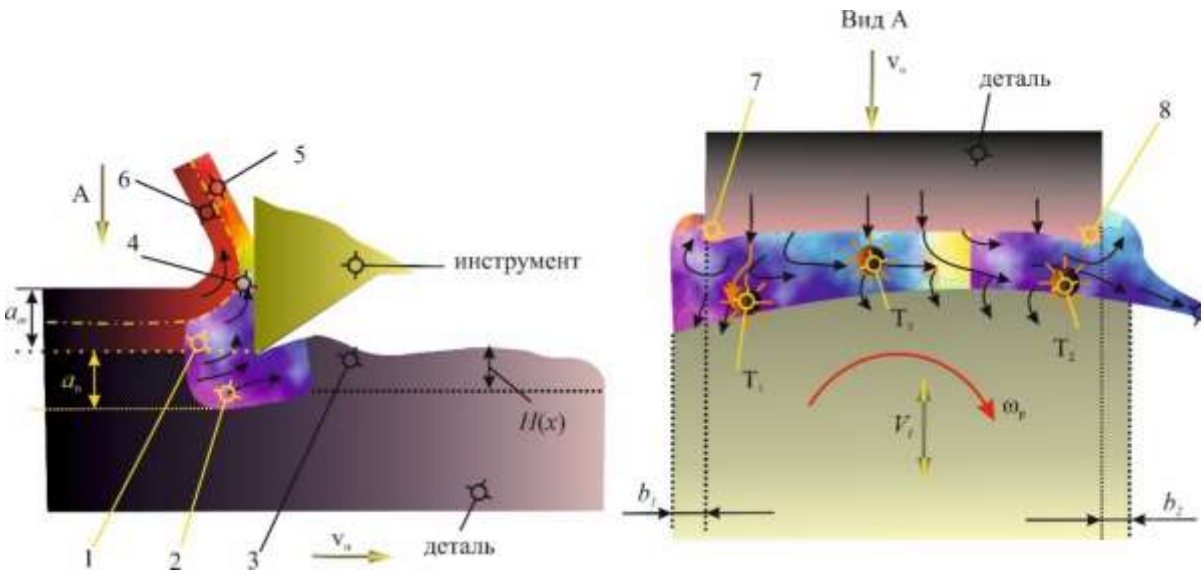
– толщина расплавленного слоя нарастает по закону параболы;

– стабилизация процесса достигается при t = 0,2...0,4 с.

В области, прилегающей к закругленной кромке инструмента, образуется пласт расплавленного металла.

На основной стадии резания между инструментом и заготовкой формируется стабильный слой расплавленного металла, соответствующий толщине срезаемого слоя (припуска a_m), из которого формируется плоская сливная стружка [180].

Обоснована физическая модель процесса обработки, учитывающая наличие слоя расплавленного металла (рисунок 4.13).



а *б*

Рисунок 4.13 – Схема течения расплавленного металла при ТФР:

а – схема процесса в радиальном сечении инструмента;

б – течение металла в торцовой плоскости инструмента

Слой расплавленного металла 1 распространяется по торцовой поверхности инструмента в виде потока 2 и формирует обработанную поверхность 3.

С другой стороны, слой расплавленного металла образует поток 4, распространяющийся по периферийной поверхности инструмента. Охлаждаясь, данный поток образует внутренний слой стружки 5.

Стружка также имеет наружный слой 6, состоящий из металла, температура которого меньше температуры плавления, а соответственно данная часть стружки состоит из пластически деформированного металла.

Оплавление материала заготовки происходит в слое толщиной $a_{П}$, который формирует поверхностные слои детали 3 и стружки 5. Часть металла из слоя 1 выносится за пределы детали, образуя наплывы 7 и 8 на обработанной поверхности (рисунок 4.13, *б*).

4.2. Формирование жидкотекучей фазы металла при ТФР

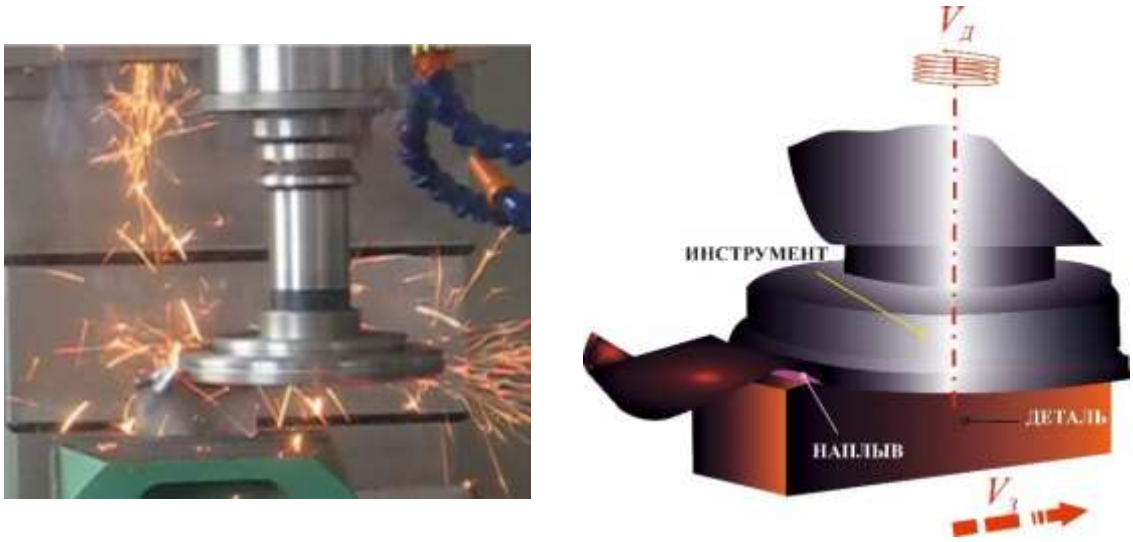
При проведении исследований установлено, что размеры наплывов b1 и b2 составляют 1…3 мм (рисунок 4.13, *б*). Размеры наплывов взаимосвязаны с волнистостью обработанной поверхности.

Увеличение волнистости приводит к увеличению размеров наплывов. Часть расплавленного металла выносится из зоны обработки потоком расплава 9, прилипающего к поверхности инструмента.

После начальной стадии врезания инструмента имеет место основная стадия, характеризующаяся квазистационарным сходом стружки и обработкой основной поверхности детали (рисунок 4.14).

Стадия обработки характеризуется образованием разнородных областей взаимодействия инструмента и детали.

Данные области различаются по характеру перемещения металла и параметрам относительного движения материала детали относительно инструмента.



а *б*

Рисунок 4.14 – Осуществление процесса резания на основной стадии обработки: *а* – процесс резания; *б* – схема процесса

Форма стружки представляет собой искривленную криволинейную пластину (рисунок 4.15).



Рисунок 4.15 – Характерные виды стружки при ТФР

Другой причиной потери расплавленного металла является удаление его за пределы зоны обработки.

Удаление металла производится в основном за счет его сцепления с передней и задней поверхностями инструмента.

Силы сцепления с инструментом достаточно велики.

Расплавленный металл посредством капель срывается с поверхности инструмента на угловых расстояниях 90…180 ^{o} и более (рисунок 4.16).

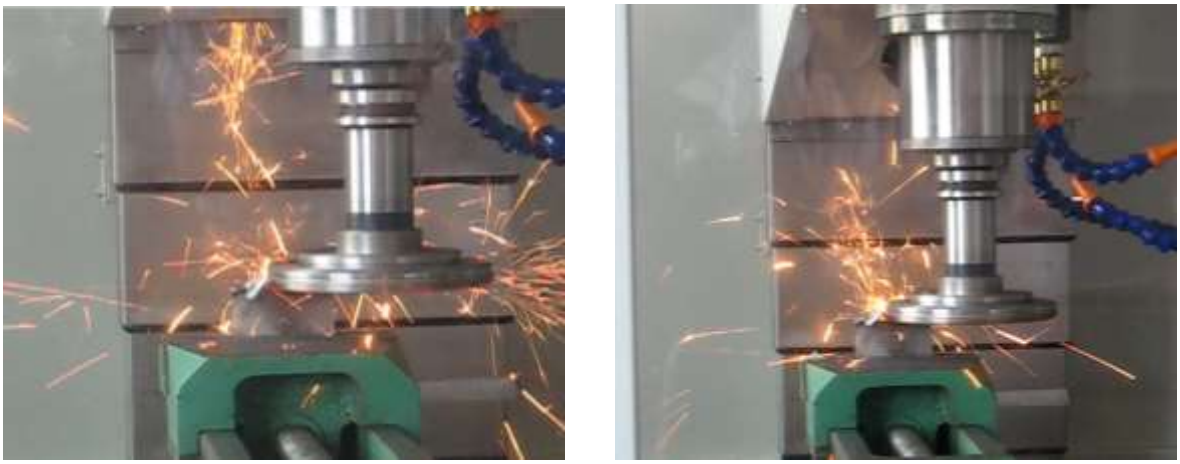


Рисунок 4.16 – Кадры видеосъемки, на которых зафиксирован срыв капель расплавленного металла с поверхности инструмента

Удаление металла за счет сцепления с поверхностью инструмента зависит от вибраций шпинделя и заготовки. Увеличение амплитуды вибраций увеличивает удаление металла.

В расплавленном слое 1 (рисунок 4.13) имеет место сложное течение расплавленного металла. Течение металла пространственное. Тангенциальные скорости жидкого металла намного превышают нормальные. Поэтому в сечениях слоя 1 возникает течение, аналогичное течению в узком канале (трубопроводе), через стенку которого подается дополнительный расход жидкости (рисунок 4.17) и часть жидкости сливается через стенки канала.

На основе анализа физической картины течения разработана динамическая модель для расчета параметров течения. Модель базируется на уравнении неразрывности посредством баланса расхода жидкого металла. Уравнение неразрывности представлено в виде

$$Q_П = Q_C + Q_D + Q_{H1} + Q_{H2} + Q_\tau + Q_{СГ},$$

где $Q_П$ – подача жидкого металла в жидкий объем; Q_C – расход металла, идущего на формирование части стружки; Q_D – расход металла на формирование обработанной поверхности; Q_{H1} – расход металла для формирования наплыва на передней поверхности детали; Q_{H2} – расход на формирование наплыва на задней поверхности детали; Q_τ – расход металла,

выносимого поверхностью инструмента; $Q_{СГ}$ – расход жидкого металла вследствие сгорания, образования капель, искр и окисления.

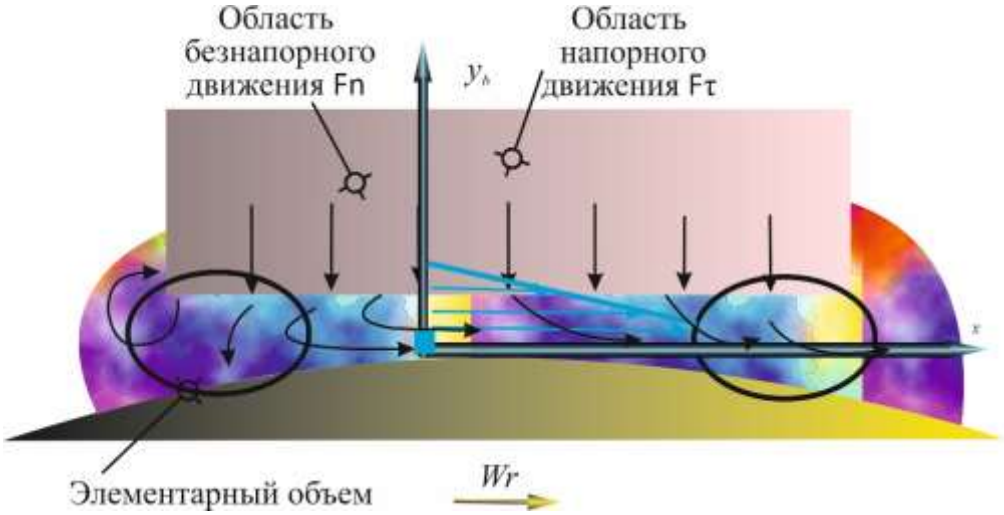


Рисунок 4.17 – Схема течения жидкого металла при обработке заготовки в плоскости, находящейся под торцом инструмента

Баланс расхода представлен в виде графа (рисунок 4.18).

Баланс расхода формируется с учетом пространственного течения металла. В радиальной плоскости инструмента имеет место баланс расхода, распределенного по ширине детали (рисунок 4.19).

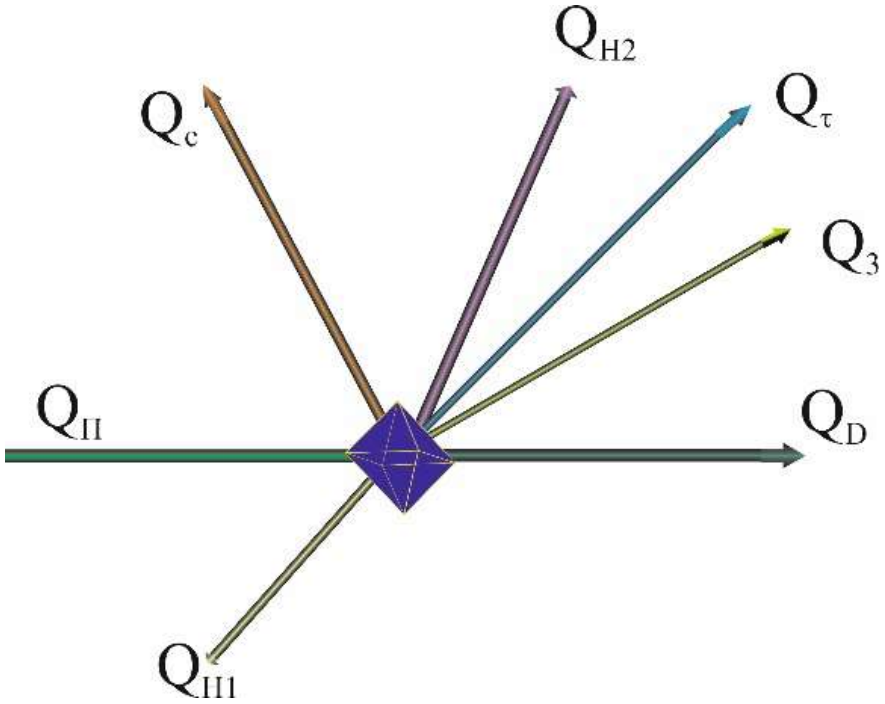


Рисунок 4.18 – Граф баланса расхода жидкого металла в зоне обработки

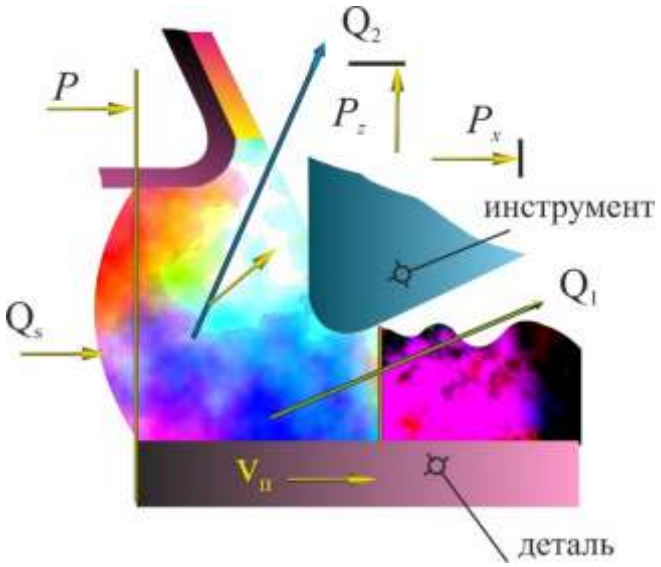


Рисунок 4.19 – Схема течения металла в радиальной плоскости инструмента

В радиальной плоскости инструмента баланс удельных затрат представлен в виде зависимости

$$\delta Q_{П} = \delta Q_{C} + \delta Q_{D} + \delta Q_{\tau},$$

где рассмотрены расходы, имеющие место на одинаковой толщине заготовки. Согласно предложенной схеме течения, построена гидравлическая схема потока и распределение скоростей в характерных сечениях потока.

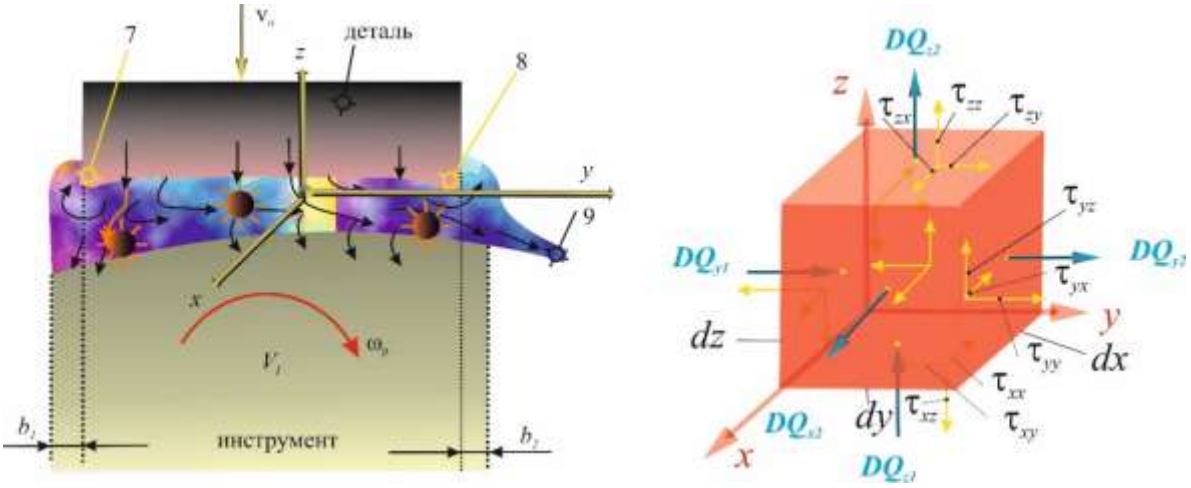
4.3. Уравнение теплового баланса подвижной вязкой жидкости

Энергия, рассеивающаяся при ламинарном движении жидкого металла, превращается в тепло. Закономерности распространения тепла в текучей среде определяют неизотермическое движение жидкости.

Рассмотрим элементарный объем жидкости и баланс энергии для этого объема (рисунок 4.20).

Количество тепла *DQ*, подводимое к некоторому объему за время *Dt*, будет определяться как DQ/Dt.

Количество тепла, подводимого к элементарному объему, тратится на выполнение работы *DA* и увеличение полной энергии жидкости *DE*.



а *б*

Рисунок 4.20 – Выделенный элементарный объем жидкости (а) и схема напряжений и тепловых потоков через ограничивающую объем поверхность (б)

Поэтому уравнение баланса энергии для элементарного объема приобретает вид:

$$\frac{DQ}{Dt} = \frac{DE}{Dt} + \frac{DA}{Dt}.$$

Производные, входящие в данное равенство, являются субстанциальными. В общем случае они состоят из локальных и конвективных составляющих:

$$\frac{D}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t} + v_x \frac{\partial}{\partial x} + v_y \frac{\partial}{\partial y} + v_z \frac{\partial}{\partial z}.$$

Согласно закону Фурье количество тепла, проходящего через единицу площади поверхности, пропорционально градиенту температуры в направлении, перпендикулярном поверхности.

Поэтому количество тепла, проходящего через площадку S в единицу времени Dt, будет определяться зависимостью:

$$\frac{1}{S}\frac{DQ}{Dt} = -\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial n},$$

где λ – коэффициент теплопроводности; n – направление нормали к

площадке S; Θ – температура.

В выделенном объеме (рисунок 4.20, б) через его заднюю грань площадью $dydz$ в единицу времени Dt будет подведено количество тепла:

$$DQ_{x1} - \lambda \frac{\partial \Theta}{\partial x} dydz .$$

Через переднюю грань будет отведено следующее количество тепла:

$$DQ_{x2} = \left[\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial x} \right) \partial x \right] dydz .$$

Таким образом, в элемент объема в направлении оси x в единицу времени Dt будет подведено тепла:

$$DQ_x = DQ_{x2} - DQ_{x1} = Dt \cdot dxdydz \cdot \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial x} \right).$$

Общее количество тепла, подводимое к элементарному объему по всем трем направлениям, будет:

$$DQ = Dt \cdot dxdydz \cdot \left[\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial z} \right) \right].$$

Изменение полной энергии выделенного элементарного объема определяется изменением внутренней и кинетической энергии.

Изменение внутренней энергии:

$$D\left(\rho dxdydz \cdot e \right),$$

где ρ – плотность жидкости; e – удельная внутренняя энергия,

а изменение кинетической энергии жидкости в элементарном объеме:

$$D\left(\frac{1}{2} \rho dxdydz \cdot v^2 \right).$$

Соответственно изменение полной энергии в единицу времени равно:

$$\frac{DE}{Dt} = \rho dxdydz \left[\frac{De}{Dt} + \frac{1}{2} \frac{D}{Dt} \left(v_x^2 + v_y^2 + v_z^2 \right) \right].$$

Работа внешних сил определяется работой поверхностных сил, зависящих от напряжений в жидкости. Работа, вызванная действием нормальных напряжений σ_{xx}, равна:

$$DA_{\sigma_{xx}} = -dydz\left[-v_x\sigma_{xx} + \left(v_x + \frac{\partial v_x}{\partial x}dx\right)\left(\sigma_{xx} + \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x}dx\right)\right] == dxdydz\frac{\partial}{\partial x}\left(v_x\sigma_{xx}\right).$$

Полная работа, выполненная как нормальными, так и касательными напряжениями, действующими на поверхности выделенного объема жидкости, за время *Dt* составляет:

$$DA = -dxdydz\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(v_x\sigma_{xx} + v_y\tau_{xy} + v_z\tau_{xz}\right) + \right.$$

$$\left. + \frac{\partial}{\partial y}\left(v_x\tau_{yx} + v_y\sigma_{yy} + v_z\tau_{yz}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(v_x\tau_{zx} + v_y\tau_{zy} + v_z\sigma_{zz}\right)\right]. \qquad (4.20)$$

Подставив значение составляющих в уравнение и учитывая уравнение движения жидкости «в напряжениях», получим:

$$\rho\frac{De}{Dt} + pdiv\vec{\mathbf{v}} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial\Theta}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial\Theta}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial\Theta}{\partial z}\right) + N_{дис},$$

где $N_{дис}$ – диссипативная функция, определяемая зависимостью:

$$De = cD\,\Theta,$$

c – удельная теплоемкость жидкости.

Если считать коэффициент теплопроводности жидкости постоянным, тогда:

$$\rho c\frac{\partial\Theta}{\partial t} + v_x\frac{\partial\Theta}{\partial x} + v_y\frac{\partial\Theta}{\partial y} + v_z\frac{\partial\Theta}{\partial z} == \lambda\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\Theta}{\partial z^2}\right) + N_{дис}.$$

К этому уравнению прилагаются уравнение Навье-Стокса и уравнение неразрывности жидкости.

Определены закономерности движения жидкости при изменении ее температуры вследствие внутреннего трения.

Рассмотрим стационарное плоское движение вязкой жидкости с изменением ее температуры по причине диссипации энергии за счет вязкости.

Уравнение изменения температуры плоского ламинарного движения жидкости имеет вид:

$$\rho c\left(v_x\frac{\partial\Theta}{\partial x}+v_y\frac{\partial\Theta}{\partial y}\right)=\lambda\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2}\right)+N_{дис},$$

где ρ – плотность жидкости; c – теплоемкость жидкости; λ – коэффициент теплопроводности жидкости; $N_{дис}$ – диссипативная функция; v_x, v_y – проекции скоростей на оси прямоугольной декартовой системы координат x и y; Θ – температура жидкости.

Диссипативная функция для плоского движения жидкости определяется в виде:

$$N_{дис}=2\left[\left(\frac{\partial v_x}{\partial x}\right)^2+\left(\frac{\partial v_y}{\partial y}\right)^2\right]+\left(\frac{\partial v_y}{\partial x}+\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)^2.$$

К этому уравнению прилагаются уравнение неразрывности

$$\frac{\partial v_x}{\partial x}+\frac{\partial v_y}{\partial y}=0$$

и уравнение ламинарного движения жидкости в виде:

$$\rho\left(v_x\frac{\partial v_x}{\partial x}+v_y\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)=-\frac{\partial p}{\partial x}+\mu\left(\frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2}\right);$$

$$\rho\left(v_x\frac{\partial v_y}{\partial x}+v_y\frac{\partial v_y}{\partial y}\right)=-\frac{\partial p}{\partial y}+\mu\left(\frac{\partial^2 v_y}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v_y}{\partial y^2}\right),$$

где p – давление в движущейся жидкости; μ – динамическая вязкость.

Уравнение плоского движения с изменением температуры допускают для течения в зазоре между двумя параллельными подвижными стенками.

Точные решения уравнений возможны для простых случаев движения жидкости. Одним из таких случаев является движение жидкости в зазоре между двумя параллельными стенками, которые смещаются друг относительно друга. Данный случай чрезвычайно важен с точки зрения приближенного описания термических процессов, которые имеют место при ТФР, где имеется течение жидкого металла между инструментом и заготовкой (рисунок 4.13). Течение в зазоре между двумя параллельными стенками, одна из которых движется (течение Куэтта), характеризуется параллельным движением частиц жидкости с линейным законом изменения

скорости в сечении зазора (рисунок 4.21).

Изменения проекций скорости и давления определяются в виде:

$$v_x(y) = U_1 \frac{y}{h},\ v_y = 0;\ p = const,$$

где U_1 – скорость подвижной стенки; h – ширина зазора; v_x, v_y – проекции скоростей частиц жидкости; p – значение давления в зазоре.

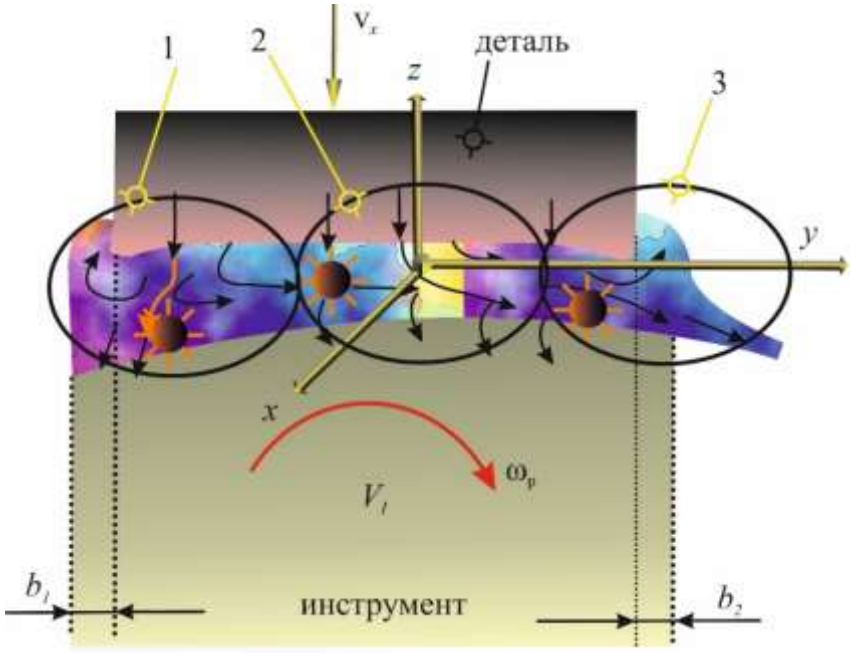


Рисунок 4.21 – Течение жидкого металла между заготовкой и инструментом: 1 – область безнапорного (обратного) течения; 2 – область напорного течения; 3 – область свободного движения металла, находящаяся на поверхности инструмента

На рисунке 4.22 показана схема течения в слое металла, где имеет место безнапорное движение жидкости

Определим предельные условия для температуры в виде постоянных значений температуры стенок: для нижней стенки – Θ_0, для верхней – Θ_1. Тогда граничные условия для распределения температуры в зазоре приобретают вид:

$$\Theta = \Theta_0 \text{ при } y = 0;\ \Theta = \Theta_1 \text{ при } y = h.$$

На рисунке 4.23 приведена схема распределения температуры в слое металла, когда инструмент имеет температуру выше температуры детали.

Для течения между двумя стенками диссипативная функция имеет значение:

$$N_{дис} = \mu\left(\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)^2.$$

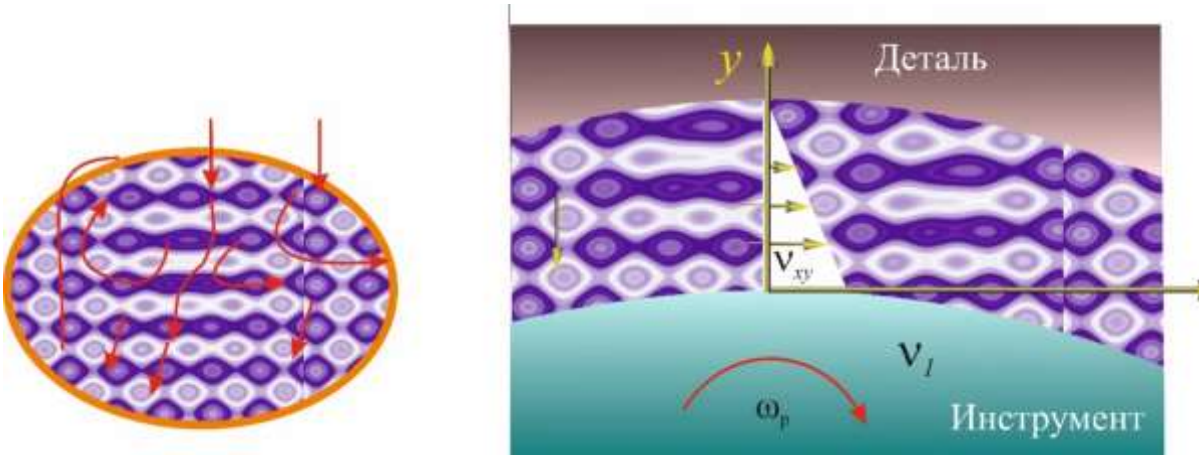


Рисунок 4.22 – Течение в слое металла, где имеет место безнапорное движение жидкости

Подставив значение диссипативной функции в уравнение температур, получим:

$$\rho c\left(v_x\frac{\partial\Theta}{\partial x}+v_y\frac{\partial\Theta}{\partial y}\right)=\lambda\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2}\right)+\mu\left(\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)^2.$$

Температура не зависит от координаты x ($v_y = 0$). Получим:

$$\lambda\frac{d^2T}{dy^2}=-\mu\left(\frac{dv_x}{dy}\right)^2. \qquad (4.21)$$

Производную проекции скорости по координатам найдем:

$$\frac{dv_x}{dy}=\frac{U_1}{h}.$$

Подставив производную в уравнение (4.21), получим дифференциальное уравнение второго порядка, определяющее изменение

температуры жидкости в зазоре между стенками: $\lambda \frac{d^2T}{dy^2} = -\mu \frac{U_1^2}{h^2}$.

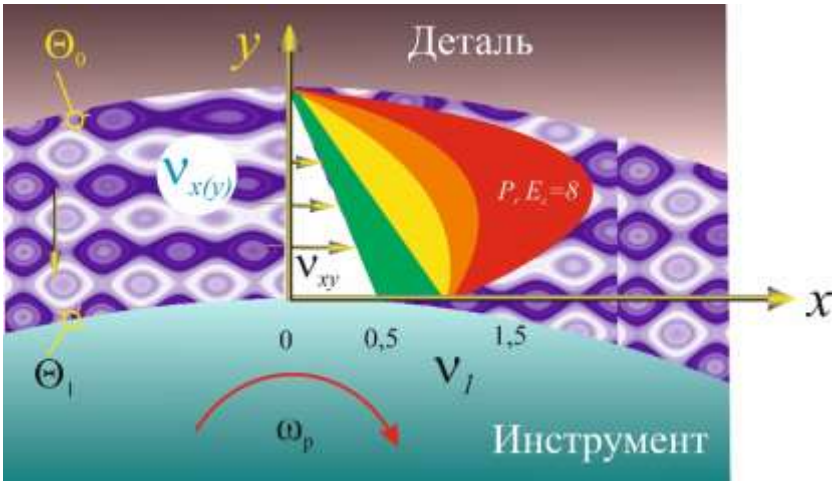


Рисунок 4.23 – Распределение температуры в слое металла, когда инструмент имеет температуру выше температуры детали

Решение этого дифференциального уравнения, удовлетворяющего предельным условиям, имеет вид:

$$\frac{\Theta - \Theta_0}{\Theta_1 - \Theta_0} = \frac{y}{h} + \frac{\mu U_1^2}{2\lambda(\Theta_1 - \Theta_0)} \frac{y}{h}\left(1 - \frac{y}{h}\right). \qquad (4.22)$$

Приведем это решение к универсальному виду. Для этого введем характерное значение перепада температуры, равное разности температур стенок:

$$\Theta_1 - \Theta_0 = (\Delta\Theta)_0.$$

Безразмерный комплекс, входящий в решение уравнения, запишем в виде:

$$\frac{\mu U_1^2}{2\lambda(\Theta_1 - \Theta_0)} = \mathrm{Pr} \cdot Ec.$$

При этом введем число Прандтля:

$$\mathrm{Pr} = \frac{\mu c_p}{\lambda} = \frac{\nu}{a},$$

где a – коэффициент температуропроводности:

$$a = \frac{\lambda}{\rho c_p},$$

где c_p – теплоемкость жидкости при постоянном давлении.

Число Эккерта, входящее в комплекс, равно:

$$Ec = \frac{U_1^2}{c_p (\Delta\Theta)_0}.$$

Введя относительную координату $\eta = \frac{y}{h}$, решение уравнения (4.22) запишем в виде:

$$\frac{\Theta - \Theta_0}{\Theta_1 - \Theta_0} = \eta + \frac{1}{2}\Pr \cdot Ec \cdot \eta(1-\eta).$$

Распределение температуры в зазоре между стенками при разных значениях параметров Pr и *Ec* выглядит параболически (рисунок 4.23).

Если при движении жидкости обе стенки имеют одинаковую температуру $\Theta = \Theta_0$, то решение дифференциального уравнения (4.22) при соответствующих граничных условиях имеет вид:

$$\Theta - \Theta_0 = \frac{\mu U_1^2}{2\lambda}\frac{y}{h}\left(1 - \frac{y}{h}\right).$$

Это распределение температуры соответствует параболе (рисунок 4.24).

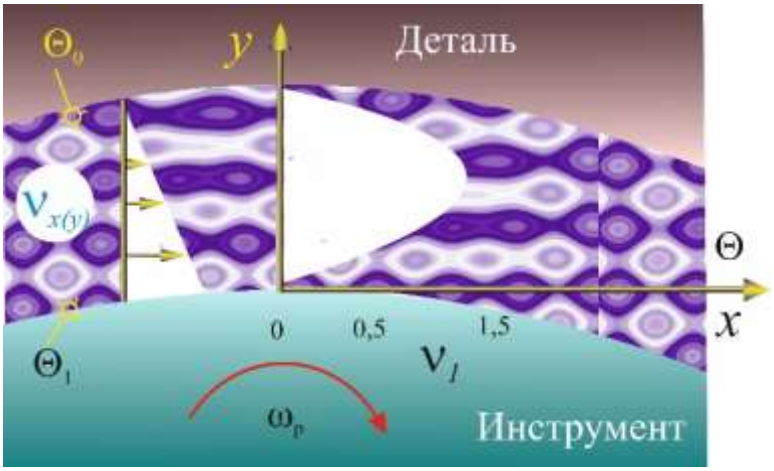


Рисунок 4.24 – Распределение температуры в слое металла при одинаковой температуре заготовки и инструмента

Максимальное повышение температуры для такого течения имеет место в середине зазора и равно:

$$\Theta_m - \Theta_0 = \frac{\mu U_1^2}{2\lambda}.$$

Уравнение температуры может быть решено при различных граничных условиях. Если поставить условием отсутствие теплопередачи на нижней стенке (теплоизолированная стенка), то предельные условия распределения температуры будут иметь вид:

$$\Theta = \Theta_0 \text{ при } y = h; \ \frac{d\Theta}{dy} = 0 \text{ при } y = 0.$$

При этих граничных условиях уравнение температуры имеет решение в виде:

$$\Theta - \Theta_0 = \frac{\mu U_1^2}{2\lambda}\left(1 - \frac{y^2}{h^2}\right).$$

Это решение приведено в графическом виде на рисунке 4.25.

Повышение температуры у поверхности инструмента составит:

$$T_e = \frac{\mu U_1^2}{2\lambda}.$$

Напорное движение жидкости в слое металла с изменяющейся температурой возникает в заготовке на ее задней части.

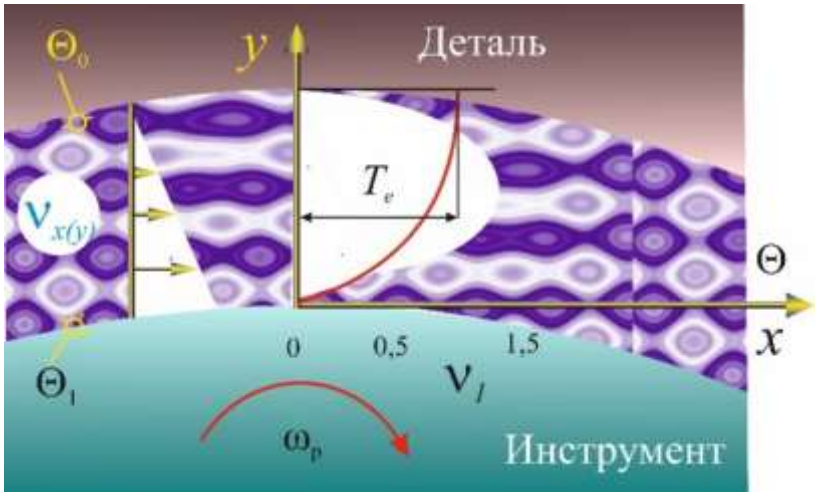
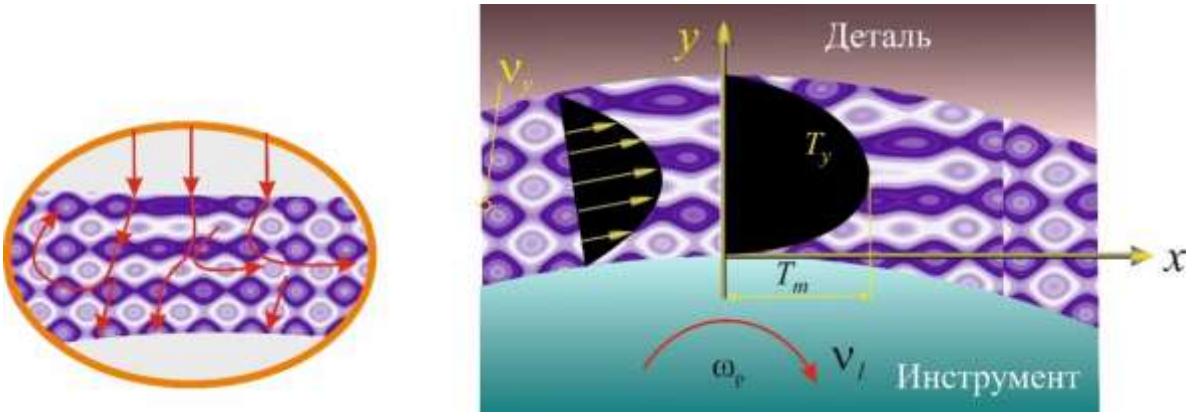


Рисунок 4.25 – Распределение температуры в слое металла при отсутствии теплопередачи через инструмент

Для напорного движения жидкости в слое жидкого металла имеет место параболический профиль скоростей (рисунок 4.26).



а *б*

Рисунок 4.26 – Течение в слое металла на участке напорного движения (*а*) и распределение скоростей и температуры в слое металла (*б*)

$$v_x(y) = v_m\left(1 - \frac{y^2}{h^2}\right),$$

где v_m – максимальное значение скорости на оси канала; h – половина расстояния между стенками канала.

Диссипативная функция для течения в канале равна:

$$N_{дис} = \left(\frac{\partial v_x}{\partial y}\right)^2 = \frac{4v_m^2}{h^4}y^2.$$

Для канала, в котором стенки имеют одинаковую температуру Θ_0 при $y = \pm h$, решение уравнения температуры имеет вид:

$$\Theta - \Theta_0 = \frac{1}{3}\frac{\mu v_m^2}{\lambda}\left[1 - \left(\frac{y}{h}\right)^4\right].$$

Решение уравнения соответствует параболе четвертого порядка.

Максимальное повышение температуры имеет место внутри канала и равно:

$$\Theta_m = \frac{1}{3}\mu\frac{v_m^2}{\lambda}.$$

Повышение температуры существенно для вязких жидкостей с незначительной теплопроводностью.

Это подтверждает вывод о том, что основное тепловыделение при ТФР имеет место в слое жидкого металла.

В результате подачи заготовки слой металла между инструментом и заготовкой сужается.

При этом течение металла на напорном участке соответствует точению в конфузорном канале.

Определено температурное поле при течении в конфузорном канале.

Прослеживается определенная закономерность между законами изменения скоростей и законами изменения температуры.

Линейному закону изменения скорости соответствует параболический закон изменения температуры.

Параболическому закону изменения скорости соответствует закон изменения температуры в виде параболы четвертого порядка.

Данные закономерности появляются при неизотермическом движении жидкости, в котором имеет место существенное изменение скорости по сечению потока.

Таким движением является движение металла в зазоре.

Специфические закономерности имеют распределение температуры в сужающемся зазоре.

Распределение скоростей для такого зазора более выпуклое, чем параболический профиль.

Градиент скорости имеет наибольшее значение в непосредственной близости от стенки детали и инструмента и, соответственно, там имеет место наибольшее повышение температуры жидкого металла.

На рисунке 4.27 изображено повышение температуры в сужающемся слое металла при различных значениях числа Прандтля.

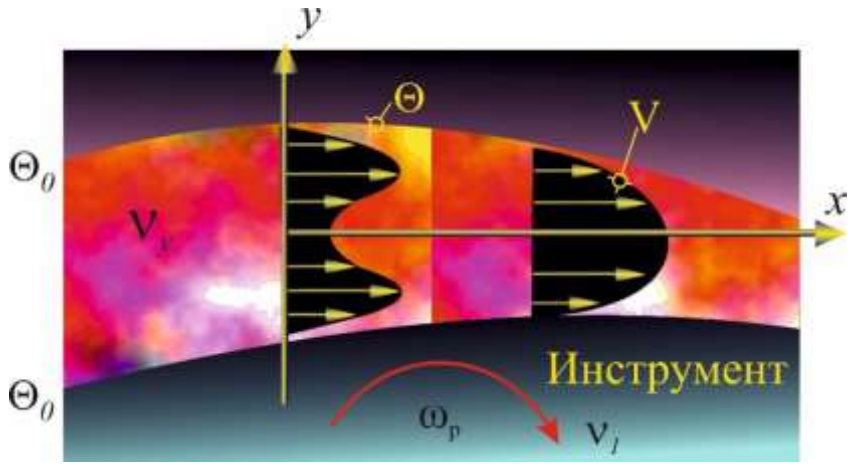


Рисунок 4.27 – Повышение температуры жидкого металла при сужении щели между заготовкой и инструментом

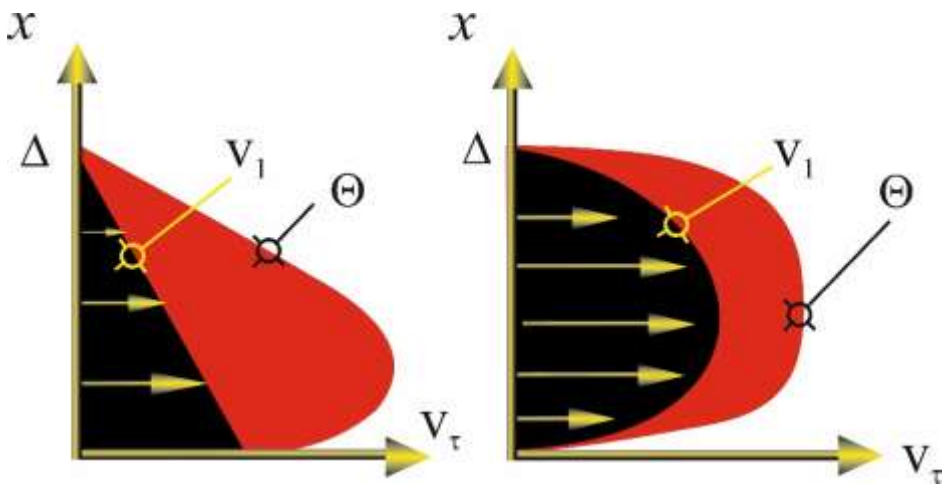
В результате диссипации энергии в сравнительно тонком слое металла у поверхностей заготовки и инструмента имеет место значительное повышение температуры.

Это проявления специфического гидродинамического эффекта, связанного с течением металла в предельном слое, близком к твердым поверхностям.

В результате исследованы закономерности течения жидкого металла с учетом тепловыделения вследствие внутреннего трения в слое расплавленного металла [179].

Установлено наличие двух разнородных участков течения металла – безнапорного течения (T_1) в передней части заготовки и напорного (T_2) течения в задней части заготовки.

Рассмотрены закономерности течения металла на разных участках движения. Для безнапорного течения профиль скоростей близок к прямолинейному (рисунок 4.28, *а*). При этом повышение температуры Θ вследствие внутреннего трения соответствует параболе второго порядка.



а *б*

Рисунок 4.28 – Распределение скорости и температуры в слое расплавленного металла по периферии инструмента на участке безнапорного движения (*а*) и участке напорного движения (*б*)

Для участка напорного движения профиль скоростей металла соответствует параболе 2-го порядка, а распределение температур – параболе 4-го порядка (рисунок 4.28, б).

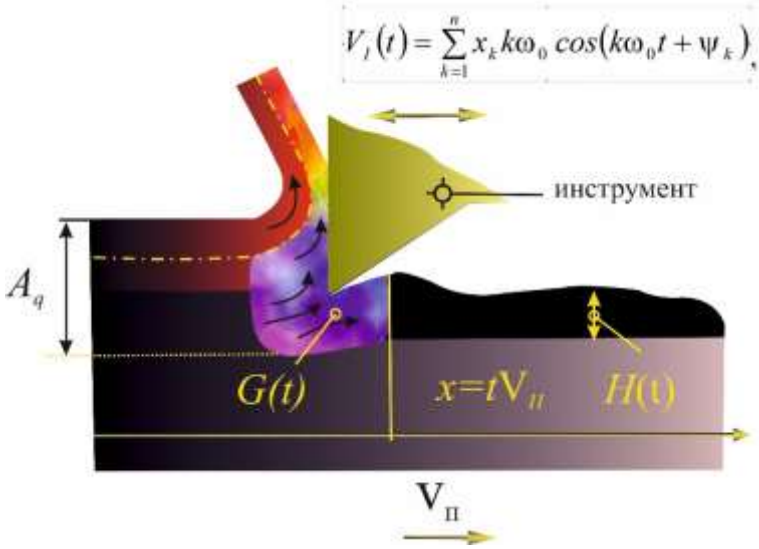
Доказано, что основное повышение температуры имеет место не на твердых поверхностях, ограничивающих слой жидкого металла, а внутри слоя расплавленного металла, где имеют место максимальные градиенты скорости. Это имеет место как на участке напорного, так и на участке безнапорного движения расплавленного металла.

Определены закономерности пространственного течения металла и влияние сужения слоя металла, которое имеет место вследствие подачи заготовки, на тепловыделение.

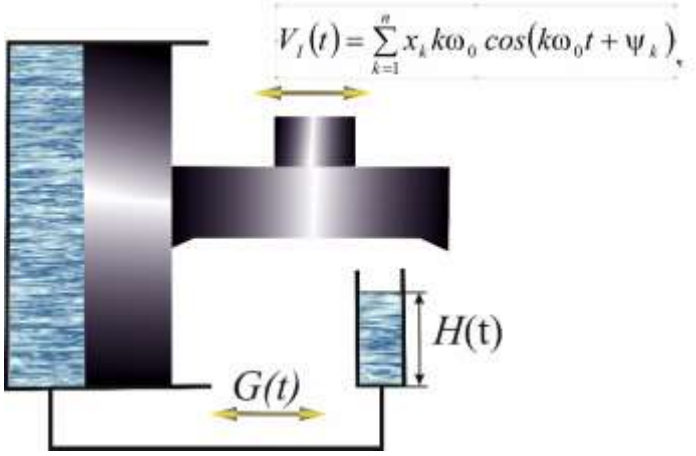
Установлены механизм и закономерности отрыва жидкого металла от периферийной поверхности дискового инструмента.

Механизм формирования волнистой поверхности обоснован теоретически и подтвержден экспериментально.

Он есть следствие взаимных относительных колебаний инструмента и заготовки (рисунок 4.29).



а



б

Рисунок 4.29 – Формирование микропрофиля поверхности
при относительном перемещении инструмента и заготовки:
а – физическая модель процесса;
б – эквивалентная гидравлическая схема процесса течения металла
при формировании волнистой обработанной поверхности

Для участка безнапорного течения скорость жидкого металла в тангенциальном направлении незначительна. При колебательном движении инструмента относительно детали изменяется толщина слоя металла. Это приводит к возникновению течения в радиальной плоскости. Расход *G* жидкого металла, обтекающего режущую кромку инструмента, будет

пропорционален скорости инструмента. Колебания инструмента подаются в виде:

$$X_I(t) = \sum_{k=1}^{n} x_k \sin(k\omega_0 t + \psi_k).$$

Скорость перемещения цилиндрической поверхности инструмента составит

$$V_I(t) = \sum_{k=1}^{n} x_k k \cdot \omega_0 \cos(k\omega_0 x + \psi_k).$$

Номинальная скорость движения инструмента соответствует скорости подачи $V_П$. Соответственно номинальное перемещение $x = V_П t$. Изменяя в формуле скорости время на номинальное перемещение, получим

$$V_I(x) = \sum_{k=1}^{n} x_k k \cdot \omega_0 \cos\left(\frac{k\omega_0 x}{V_П} + \psi_k\right).$$

Расход жидкого металла в радиальной плоскости составит

$$G(t) = \rho K_q A_q V_I(x),$$

где A_q – площадь цилиндрического участка инструмента, контактирующего с расплавленным металлом; K_q – коэффициент, характеризующий положение критической точки, где разделяются потоки металла, идущие на формирование поверхности детали и стружки.

Если на поверхности заготовки имеются продольные канавки, то размер контакта инструмента с жидким металлом будет изменяться по ширине заготовки. Эти изменения зависят от координаты *y*. Они представлены в виде зависимости

$$a_g = \sum_{p=1}^{B} a_p \cos(p\omega_y y + \psi_{py}).$$

Практически важным случаем является наличие регулярных пазов или отверстий на поверхности заготовки. Пазы описываются нелинейными разрывными зависимостями. Для их описания применены нелинейные зависимости в виде знака тригонометрической функции (функция Уолша).

Связь синусоидальной функции и ее знака представлена в виде серии прямоугольных импульсов, иллюстрируемой схемой (рисунок 4.30).

Базовая синусоидальная функция

$$Z(y)=h_0\cos\left(\frac{2\pi}{T}y\right)$$

устанавливает ординату (высоту $2h_0$) выступов и их шаг T. Нелинейная зависимость в виде соответствующей функции Уолша:

$$Cal(y)=sign[Z(y)]=sign\left[\cos\left(\frac{2\pi}{T}y\right)\right].$$

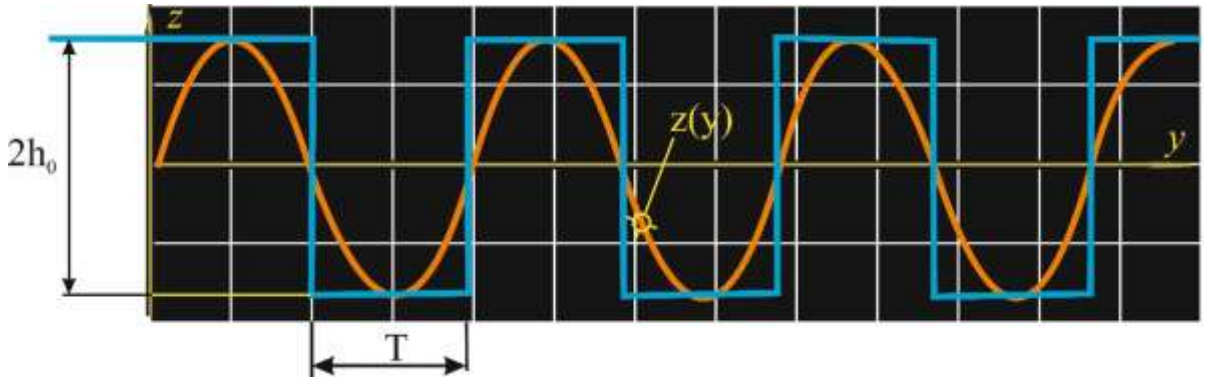


Рисунок 4.30 – Описание поперечного сечения заготовки
с прямоугольными выступами с помощью функции Уолша

При взаимодействии поверхности инструмента с прямоугольными выступами имеет место сглаживание неравномерности слоя металла за счет его перетекания во впадины выступов. Поэтому резкие конфигурации поперечного размера области взаимодействия стружки и поверхности инструмента сглаживаются. При этом для описания размера использована зависимость

$$a_g=a_1\cos(\omega_y y+\psi_{1y}).$$

Подставив значение размера в формулу для скорости, получим значение расхода металла в виде

$$G(x,y)=\rho K_g \sum_{k=1}^{n} a_1 x_k \omega_0 k \cdot \cos\left(\omega_y y+\psi_{1y}\right)\cdot \cos\left(\frac{k\omega_0 x}{v_n}+\psi_k\right).$$

Рассмотрим элементарные промежутки времени dt. Расход жидкого металла в точке обработанной поверхности с координатами *x*, *y* приведет к отложению на площадке размером $dx\times dy$ массы металла

$$dM = G(x,y)\cdot dt\cdot dy.$$

Учитывая связь времени с номинальной координатой $dt=\frac{dx}{V_П}$, получим

$$dM = G(x,y)=\frac{dx}{V_П}dy.$$

Кроме того, масса отложенного металла

$$dM = H\cdot dx\cdot dy.$$

Приравняв правые части формул получим ординату микропрофиля поверхности в виде

$$H(x,y)=\frac{\rho K_g}{V_П}\sum_{k=1}^{n} a_1 x_k \omega_0 k \cdot \cos\left(\omega_y y+\psi_{1y}\right)\cdot \cos\left(\frac{k\omega_0 x}{V_П}+\psi_k\right).$$

Данная формула описывает полигармоническую функцию двух переменных.

Когда колебания инструмента отсутствуют, но инструмент имеет неточности геометрии в виде эксцентриситета, а заготовка не имеет продольных пазов, данная формула принимает вид

$$H(x)=\frac{\rho K_g}{V_П} a_1 x_1 \omega_0 \cos\left(\frac{\omega_0 x}{V_П}+\psi_k\right).$$

Формула определяет базовую гармонику микропрофиля, которая формируется вследствие вращения шпинделя.

Если к базовой гармонике добавляется составляющая, связанная с погрешностью инструмента в виде овала, то формируется волнистость, которая имеет две составляющие, и описывается формулой.

$$H(x) = a_{h1}\cos\left(\frac{\omega_0 x}{V_П} + \psi_1\right) + a_{h2}\cos\left(\frac{2\omega_0 x}{V_П} + \psi_2\right).$$

При взаимном смещении инструмента и заготовки возникает реактивная сила. Она обусловлена изменением давления в слое жидкого металла между инструментом и заготовкой. Данная сила пропорциональна расходу вытесняемого металла из зоны контакта. Учитывая, что расход металла по ширине заготовки описывается полигармонической функцией двух переменных, реактивную силу, которая действует на заготовку, определяем из выражения:

$$R = \int_0^{y_m} [G(t, y)]^2 dy .$$

Подставив значение расхода и выполнив интегрирование, найдем

$$R = \rho K_g \sum_{k=1}^{n}\left[a_1 x_k \omega_0 k \cdot \sin(\omega_y y_m + \psi_{1y}) \cdot \cos\left(\frac{k\omega_0 x}{V_П} + \psi_k\right)\right]^2 .$$

Ранее показано, что стол, как инерционная упруго-диссипативная система, имеет передаточную функцию перемещения по силе в виде колебательного звена:

$$W_x(s) = \frac{K_x}{T^2 S^2 + 2\xi_x T_x S + 1}.$$

Силовое действие на стол пропорционально ординате профиля. При этом перемещение стола определяется частотными характеристиками системы, определенными в виде

$$W_x(\omega) = \frac{K_x}{\left(1 - \omega^2 T_x^2\right)^2 + 4\xi_x^2 \omega^2 T_x^2},$$

$$\psi_x(\omega) = -arctg\frac{2\xi_x \omega T_x}{1 - \omega^2 T_x^2}.$$

Соответствующее перемещение стола под действием силы резания составляет

$$x_c(t) = \rho K_g \sum_{k=1}^{n} a_1 x_k \omega_0 k \cdot \sin\left(\omega_y y_m + \psi_{1y}\right) \cdot W_x(k\omega_0) \cdot \sin\left[k\omega_0 t + \psi_k + \psi_x(k\omega_0)\right].$$

Перемещение стола выглядит как полигармонический процесс. При наличии колебаний стола по закону $x_c(t)$ скорость взаимного движения инструмента и стола будет зависеть от взаимного перемещения.

Представим значение перемещения стола в виде полигармонической функции

$$x_c(t) = \sum_{q=1}^{m} b_q \sin\left(q\omega_c t + \psi_q\right),$$

где b_q – амплитуда q-й гармоники перемещения стола; ω_c – характерная частота колебаний стола; ψ_q – массив начальных фаз гармоник, описывающих колебания стола. Путем дифференцирования определим скорость перемещения стола:

$$V_c(t) = \sum_{q=1}^{m} b_q \omega_c q \cdot \cos\left(q\omega_c t + \psi_q\right).$$

Относительная скорость перемещения инструмента и стола:

$$V(t) = V_I(t) - V_c(t).$$

Подставив значение скорости, получим

$$V(t) = \sum_{k=1}^{n} x_k k\omega_0 \cos\left(k\omega_0 t + \psi_k\right) - \sum_{q=1}^{m} b_q \omega_c q \cos\left(q\omega_c t + \psi_q\right).$$

Примем, что число составляющих n и m одинаково. Это можно сделать, учитывая, что часть амплитуд x_k или b_q можно принять равными нулю.

В формуле примем одинаковые базовые значения частот $\omega_0 = \omega_c$. При этом скорость относительного движения инструмента и заготовки будет определена полигармонической функцией:

$$V(t) = \sum_{k=1}^{n} k\omega_0 \left[x_k \cos\left(k\omega_0 t + \psi_k\right) - b_q \cos\left(k\omega_0 t + \psi_q\right)\right].$$

Используем формулы тригонометрии для косинуса суммы двух углов. При этом:

$$\cos(k\omega_0 t+\psi_k)=\cos(k\omega_0 t)\cdot\cos\psi_k-\sin(k\omega_0 t)\cdot\sin\psi_k,$$
$$\cos(k\omega_0 t+\psi_q)=\cos(k\omega_0 t)\cdot\cos\psi_q-\sin(k\omega_0 t)\cdot\sin\psi_q.$$

Подставив значение тригонометрических функций в формулу для относительной скорости, получим:

$$V(t)=\sum_{k=1}^{n}k\omega_0\left[\left(x_k\cos\psi_k-b_q\cos\psi_q\right)\cdot\cos(k\omega_0 t)+\left(b_q\sin\psi_q-x_k\sin\psi_k\right)\cdot\sin(k\omega_0 t)\right].$$

Превратим выражение под знаком суммы к виду:

$$V(t)=\sum_{k=1}^{n}k\omega_0 A_{Vk}\cdot\sin(k\omega_0 t+\psi_{Vk}),$$

где новые значения амплитуды начальных фаз определены зависимостями:

$$A_{Vk}=\sqrt{\left(x_k\cos\psi_k-b_q\cos\psi_q\right)^2+\left(b_q\sin\psi_q-x_k\sin\psi_k\right)^2},\quad(4.23)$$

$$\psi_{Vk}=arctg\frac{\left(x_k\cos\psi_k-b_q\cos\psi_q\right)}{\left(b_q\sin\psi_q-x_k\sin\psi_k\right)}.$$

Это значит, что при наличии перемещений стола закономерности формирования обрабатываемой поверхности будут аналогичны случаю не подвижного стола, а подвижного инструмента.

Формообразование поверхности будет определено ординатами профиля согласно формуле (α), в которой вместо $V_I(t)$ берется скорость относительного движения стола $V(t)$. Соответственно:

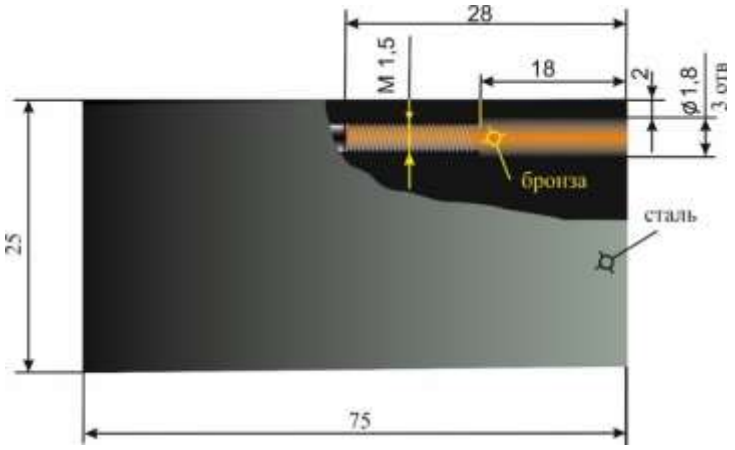
$$H(x,y)=\frac{\rho K_g}{V_\Pi}\sum_{p=1}^{B}a_p\cos(p\omega_y y+\psi_{py})\cdot\sum_{k=1}^{n}A_{Vk}k\omega_0\sin(k\omega_0 t+\psi_{vk}).$$

Для заготовки, имеющей неизменную форму в направлении, перпендикулярном подаче:

$$H(x)=\frac{\rho K_g}{V_\Pi}\sum_{k=1}^{n}A_{Vk}k\omega_0\sin(k\omega_0 t+\psi_{vk}).$$

Из формулы следует, что обработанная поверхность будет идеально ровной, если колебания стола будут повторять колебания инструмента. При этом $x_k = b_q$, $\psi_k = \psi_q$, а соответственно $A_{Vk} = 0$ при всех k.

Способ ТФР используется для заготовки из разнородных материалов. Примером является обработка заготовки с бронзовыми вставками в виде стержней (рисунок 4.31).



а



б

Рисунок 4.31 – Заготовка из стали 45, в которой помещены стержни из бронзы (а) и общий вид детали после обработки (б)

В результате на обработанной поверхности формируются продольные выступы (рисунок 4.32).

На обработанной поверхности в месте расположения стержней образуются три продольных волнистых выступа. Они обусловлены неравномерностью обработки материала. Общая средняя высота выступов A, B и C превышает нулевой уровень, соответствующий основной поверхности заготовки.

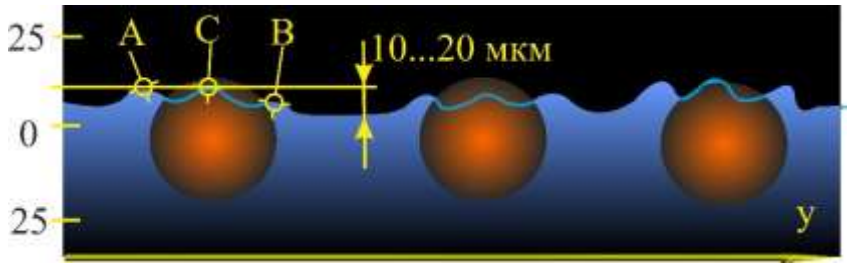


Рисунок 4.32 – Формирование продольных выступов при обработке заготовки с бронзовыми вставками

Центральный выступ С обусловлен повышенной плотностью материала стержня (бронзы) в отношении материала заготовки (сталь 45).

Выступы А и В, которые находятся на границе между бронзовым стержнем и материалом заготовки, обусловлены поднятием края отверстия по причине наличия избыточного давления в расплавленном слое бронзы.

Полученная математическая модель профиля скорректирована по результатам экспериментальных измерений.

Коэффициенты модели определены в результате экспериментальных замеров, а также при проведении спектрального анализа формы обработанной поверхности.

Установлено наличие случайных отклонений микропрофиля соответствующей модели (γ).

Предложено учесть соответствие отклонения микропрофиля случайным отклонениям коэффициентов модели.

Соответственно для заготовки постоянной формы в поперечном направлении имеем случайную высоту профиля в виде зависимости:

$$H(x) = \frac{\rho K_q}{V_{\Pi}} \sum_{k=1}^{n} A_{Vk}^{*} \sin\left(k\omega_0^{*} t + \psi_{Vk}^{*}\right),$$

где символами (*) обозначены случайные составляющие модели.

В результате экспериментальных измерений установлено, что диапазон случайных изменений параметров не превышает 10…15% от номинального значения.

Поэтому случайные параметры модели микропрофиля представлены в виде:

$$A_{Vk}^{*} = A_{Vk}^{0} + \delta A,\ \omega_0^{*} = \omega_0^{0} + \delta\omega,\ \psi_{Vk}^{*} = V_{Vk}^{0} + \delta\psi,$$

где случайные отклонения параметров δA, $\delta\omega$ не превышают по модулю 5…7% от номинальных значений параметров $\delta\psi$.

В первом приближении можно принять обычный закон конфигурации характеристик модели.

Рассмотрено течение жидкого металла на периферии диска после того, как он перестал контактировать с заготовкой (рисунок 4.33).

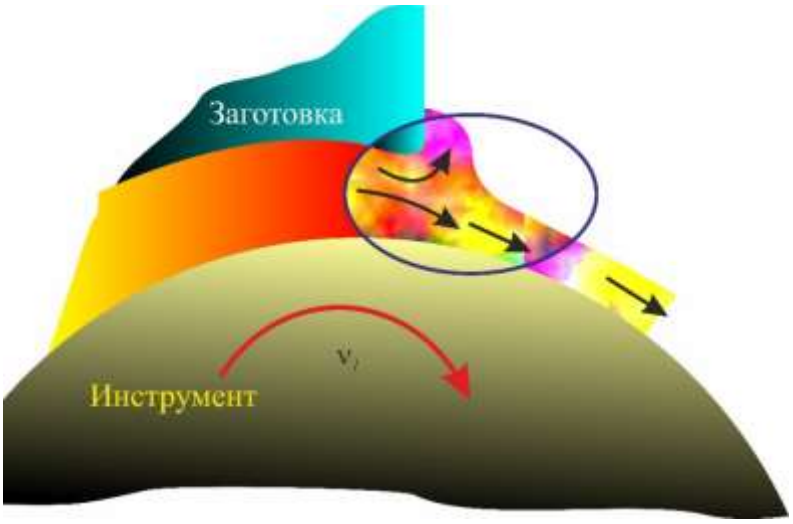


Рисунок 4.33 – Течение металла на поверхности дискового инструмента

Жидкий металл, сцепленный с поверхностью инструмента, движется по окружности.

Капли жидкого металла периодически срываются с поверхности инструмента (рисунок 4.34).

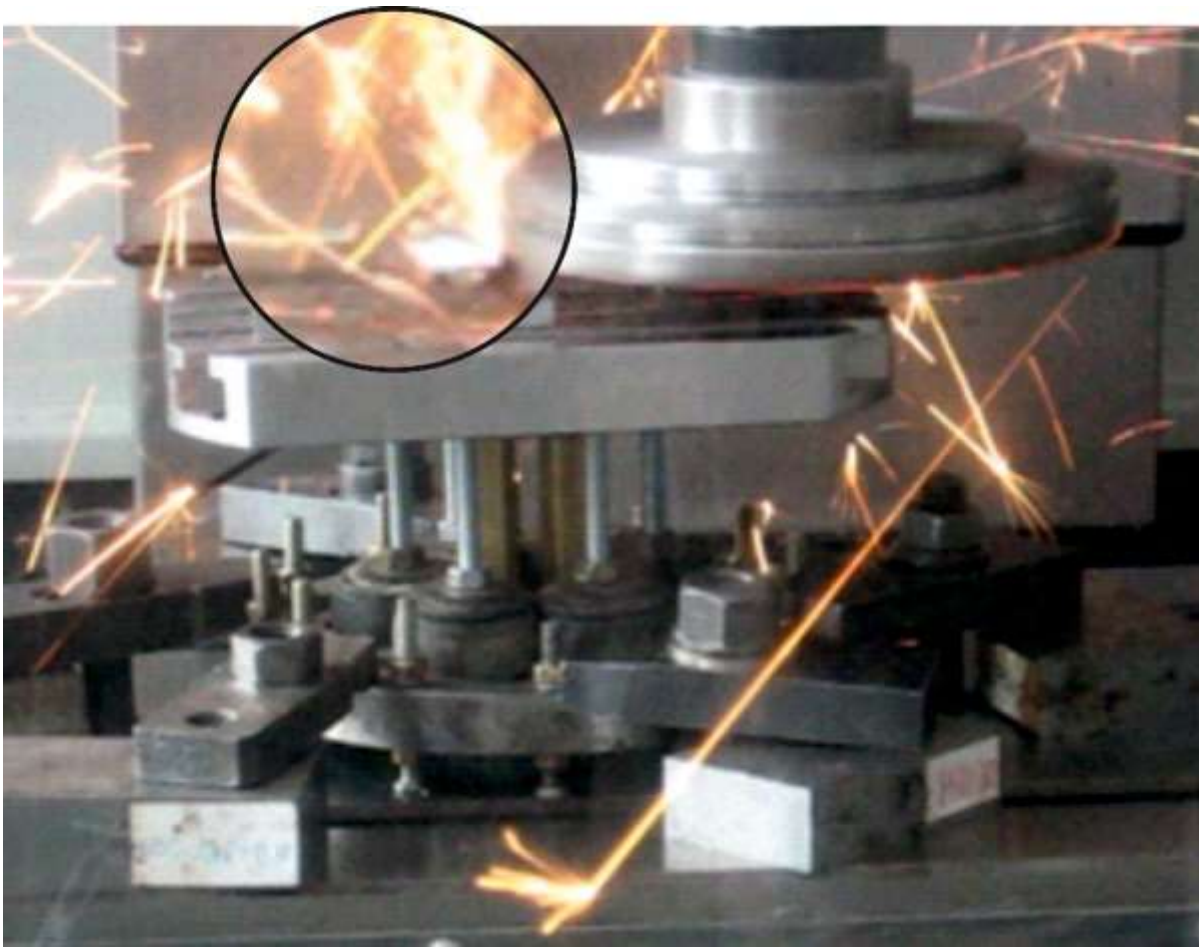


Рисунок. 4.34 – Срыв капель жидкого металла из периферийной части

В результате анализа скоростной видеосъемки установлено, что жидкий металл находится на периферии инструмента на длине 180-240°.

Установлено, что при отрыве капель на поверхности инструмента возникает обратное течение металла (рисунки 4.35, 4.36).

В результате покадровой обработки видеосъемки установлен характер перемещения металла при отрыве и формировании потоков металла, распространяемых по касательному контуру инструмента (рисунок 4.37).

При наличии вибраций инструмента поток металла отрывается более интенсивно.



а





б *в*

Рисунок 4.35 – Аппаратура для скоростной видеосъемки течения жидкости в окрестности точки отрыва жидкого металла от поверхности инструмента*: а, б, в*– скоростная камера Everеam – 1000-4-М

В потоке металла имеют место вихревые течения. Они проявляются в формировании парных вихревых слоев и определяются центробежными силами, действующими на жидкий металл в потоке.

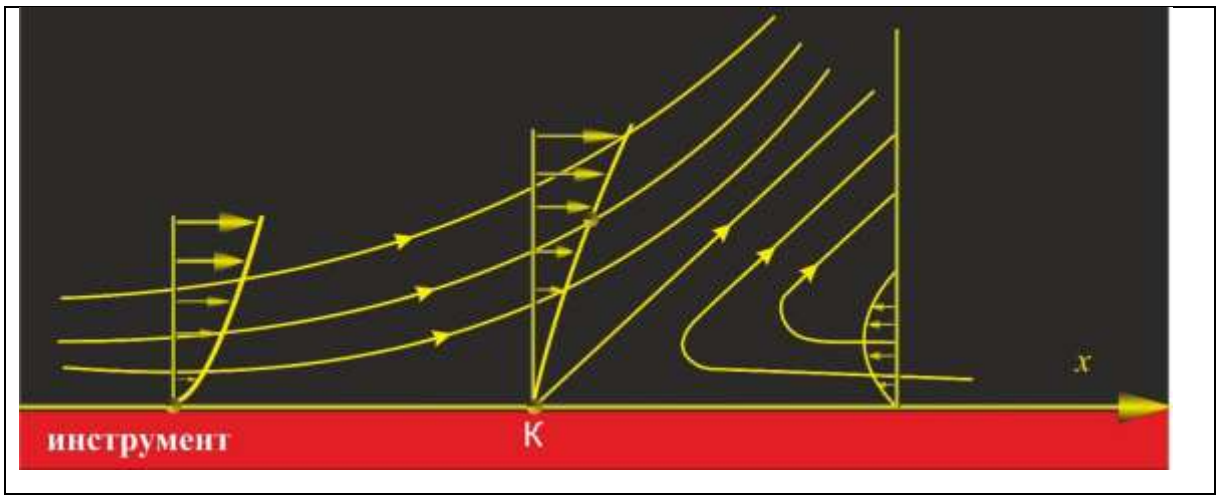


Рисунок 4.36 – Схема течения жидкости при ТФР

Это приводит к возникновению спиралевидного движения частиц металла. В результате действия центробежных сил в жидком металле на периферии инструмента может возникнуть вихревая пелена.

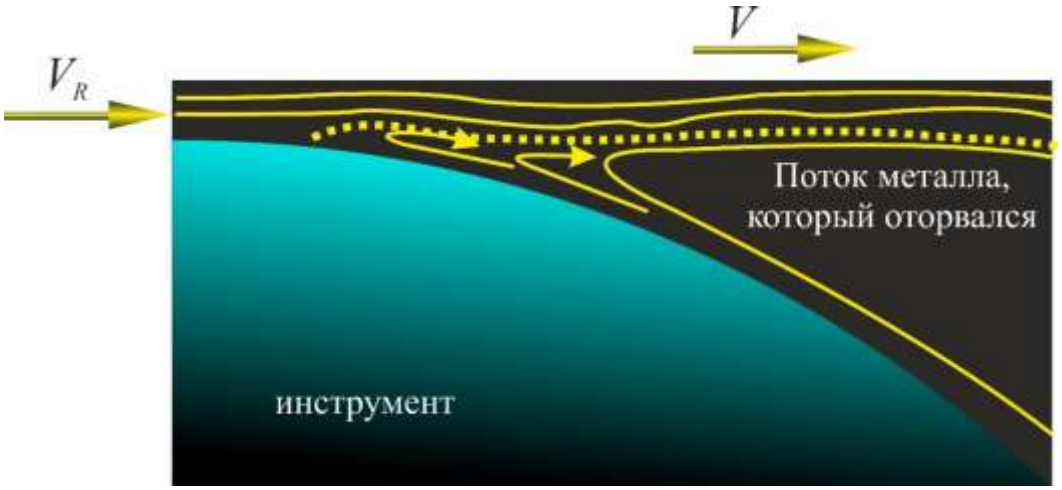


Рисунок 4.37 – Формирование потока жидкого металла, срывающегося с поверхности инструмента

Вихревая пелена возникает при режимах движения, промежуточных между ламинарным и турбулентным. Для рассматриваемой схемы течения в зазоре между инструментом и заготовкой стойкая вихревая пелена имеет место в диапазоне чисел Тейлора:

$$40 < Ta < 400.$$

Число Тейлора определено в виде безразмерного комплекса:

$$Ta = \frac{U \cdot \Delta}{\nu} \sqrt{\frac{\Delta}{R}},$$

где Δ – промежуток между инструментом и заготовкой, в котором имеется слой жидкого металла; U – окружная скорость поверхности инструмента;

R – радиус цилиндрической поверхности инструмента; ν – кинематическая вязкость жидкого металла.

При числах Тейлора Ta <40 имеет место ламинарное послойное движение металла типа течения Куэтта, а при числах Тейлора более 400 течение становится турбулентным.

Вихревая пелена в слое металла имеет вид набора вихрей (рисунок 4.38).

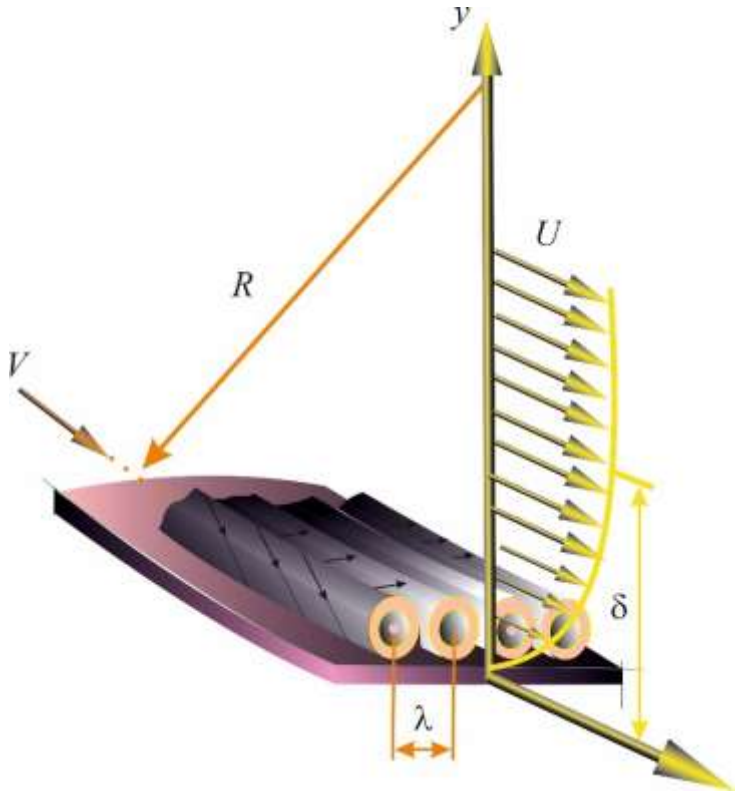


Рисунок 4.38 – Образование вихрей при движении жидкого металла в зазоре между инструментом и заготовкой

Вихревая пелена образуется в слое жидкого металла толщиной δ.

Она носит регулярный характер и сопровождается возникновением набора изолированных вихревых трубок.

Вихревые трубки располагаются равномерно в слое металла λ.

Вихревые трубки являются квазистойкими. Возле них формируются вторичные течения.

Образование системы изолированных вихрей является характерным явлением, сопровождающим сложное пространственное движение вязкой жидкости.

Наличие вихрей обусловливает спиралевидное движение жидкого металла на поверхности инструмента вне зоны резания (рисунок 4.39).

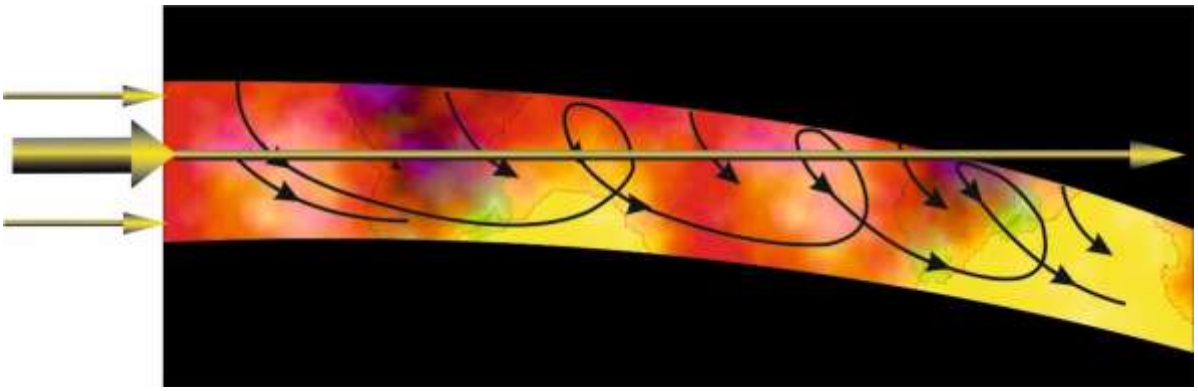


Рисунок 4.39 – Схема формирования спиралевидного движения частиц жидкого металла, находящегося на поверхности инструмента вне зоны резания

При срыве части металла с поверхности инструмента спиралевидное движение жидкого металла проявляется в виде волновой теории капли расплавленного металла (рисунок 4.40).

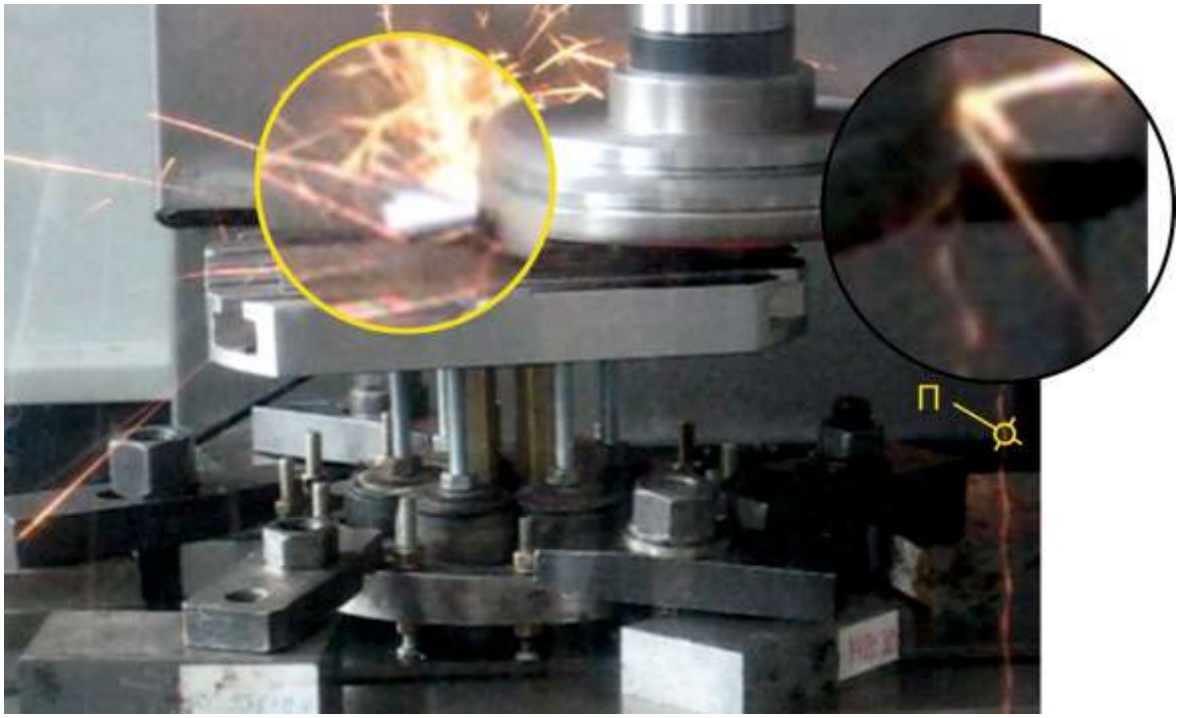


Рисунок 4.40 – Кадр видеосъемки, на котором прослеживается поток металла П с волнообразным движением

Волнообразное движение металла также обусловлено вибрацией инструмента.

Выводы к главе 4

1. Установлено, что при ТФР в зоне контакта инструмента и заготовки доминируют рабочие процессы, связанные с течением расплавленного металла.

2. Выявлено, что при врезании термофрикционного диска в материал заготовки изменяется толщина расплавленного металла; она увеличивается по параболическому закону и достигает насыщения за промежуток времени 0,2…0,4 с. При этом толщина расплавленного металла равна толщине срезаемого слоя.

3. Установлены закономерности течения расплавленного металла в зоне контакта. Доказано, что пласт расплавленного металла выполняет защитные функции по типу смазывающего вещества. В слое

расплавленного металла между заготовкой и диском имеют место две области течения: напорная и безнапорная (обратная).

4. Дана количественная оценка размеров безнапорной области. Установлено, что она имеет протяженность около 1/3 ширины обрабатываемой заготовки и характеризируется повышенным давлением. В данной области средняя окружная скорость металла гораздо меньше окружной скорости инструмента.

5. Установлено, что напорная область течения занимает 2/3 ширины заготовки и находится на выходе инструмента из зоны резания. В данной области имеет место ламинарное течение жидкого металла с параболическим профилем скоростей.

6. Обнаружена специфическая особенность процессов тепловыделения при ТФР, заключающаяся в наличии основного источника тепла внутри объема слоя жидкого металла, осуществляющего напорное движение между поверхностью инструмента и обрабатываемой поверхностью заготовки, и поверхностью стружки.

7. Доказано, что при ТФР основное тепловыделение имеет место внутри объема жидкого слоя металла, где наблюдаются наибольшие значения градиента скорости, а в этом слое имеют место вихревые и отрывные явления. Металл срывается с поверхности инструмента в жидком виде. В объеме металла возникают вихри, оси которых совпадают с направлением скорости жидкого металла.

ГЛАВА 5

ТЕРМОДИНАМИКА КОНТАКТНО-ФРИКЦИОННОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПРИ ТФР СТАЛЕЙ

В машиностроительной отрасли для удовлетворения запросов рынка значительные ресурсы предприятий расходуются на создание прогрессивных конструкций инструментов и передовых технологий для обработки металлов резанием. Принципиальным отличием способа термофрикционного резания (ТФР) сталей является нагрев зоны стружкообразования силами трения, что способствует, наряду с конструкционными особенностями применяемого инструмента, концентрации тепла в небольшом объеме металла, который затем удаляется с поверхности заготовки.

При использовании способа обработка ведется металлическими термофрикционными дисками (ТФД), изготовленными из конструкционной стали и имеющими различные геометрические параметры (рисунок 5.1).



Рисунок 5.1 – Термофрикционное резание на обрабатывающем центре SPINNER VC 750

В процессе контакта заготовки с быстровращающимся ТФД ($V_д$ = 40...80 м/с) происходит разогрев металла в контактной зоне до высокопластичного состояния, снижение его прочностных характеристик и деформация, сопровождаемая образованием сливной волнистой стружки. Процесс деформирования твердого тела начинается с упругой деформации, которая предшествует пластической деформации и разрушению твердого тела.

Однако, несмотря на вышеуказанные преимущества, процесс ТФР не получил широкого распространения в силу его недостаточной изученности. Анализ существующих публикаций [60-64, 107-109, 120-122] показывает, что, в отличие от традиционной лезвийной обработки, при ТФР, вследствие воздействия на объект высоких температур, возникающих в зоне контакта при фрикционном взаимодействии материалов инструмента и заготовки, стружка, движущаяся по передней поверхности ТФД, совершает полный цикл деформации, а поверхность заготовки после обработки отличается незавершенностью развития фрагментированной мезоструктуры. Вследствие активизации адгезионных процессов, повышается износ инструмента, процесс удаления материла из зоны контакта носит нестабильный характер, что сказывается на качестве обработанной поверхности. Анализ современных исследований также показывает, что в настоящее время механизмы изнашивания термофрикционного инструмента практически не изучены.

Для обеспечения качества обработки заготовок на операциях ТФР необходимы исследования диссипативных процессов в зоне контактно-фрикционного взаимодействия инструмента и заготовки.

Исследования процесса ТФР проводили на станке модели SPINNER VC 750 (рисунок 5.1). В качестве режущего инструмента использовали ТФД с режущей частью из закаленной и сырой быстрорежущей стали Р6М5, твёрдого сплава ВК8. Обработке подвергались образцы из стали 20, стали 45. Для металлографических исследований использовали микроскоп металлографический инвертированный MAGUS Metal V700 DIC.

5.1. Адгезионные процессы контактно-фрикционного взаимодействия в системе ТФР материалов

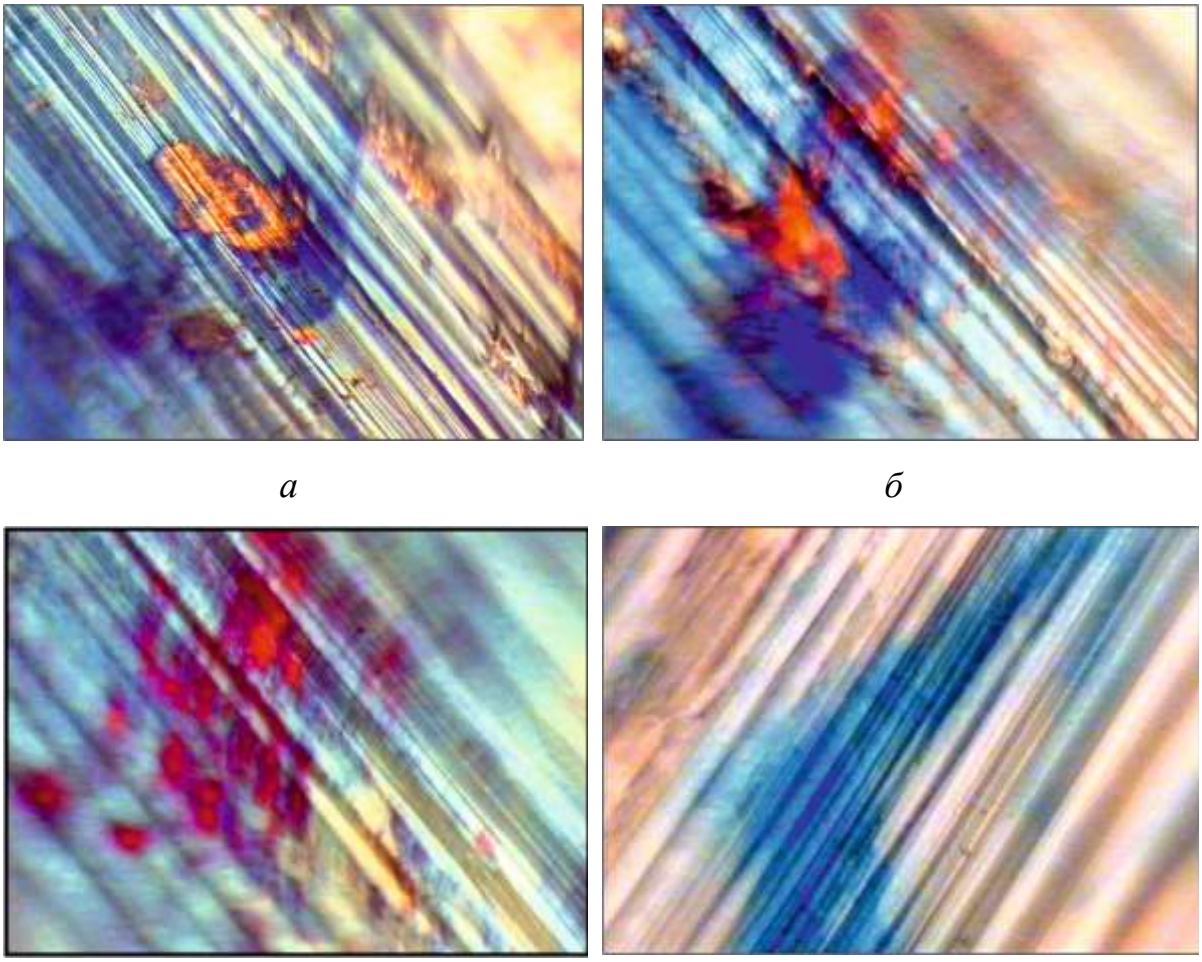
Изнашивание режущего инструмента представляет многостадийный процесс образования адгезионных связей между обрабатываемым и инструментальным материалами и их разрушения.

Релаксация полей упругих напряжений вокруг дефектов кристаллического строения при пластической деформации и любом другом механическом возмущении сопровождается тепловым импульсом, который в свою очередь инициирует развитие диффузионных процессов, образование атомарных связей и химических реакций. Поэтому образование прочных адгезионных связей наиболее вероятно при контактном взаимодействии микроструктур с повышенной плотностью дефектов кристаллического строения или высоком уровне внутренних напряжений. Такие структурные области представляют бифуркационные центры в связи с тем, что их альтернативный алгоритм развития связан с образованием первичных очагов разрушения, таких как микротрещины, микропоры и другие структурные виды несплошности материала. Предсказать заранее по какому пути пойдет развитие бифуркационного алгоритма невозможно, но учитывая, что этот процесс протекает в термодинамически неравновесных условиях, на него большое влияние оказывает термофлуктуация [172].

Распределения концентраторов напряжений на рабочих поверхностях режущего инструмента определяет характер адгезионного взаимодействия с обрабатываемым материалом и его изнашивание.

На рисунке 5.2 приведены фотографии внутренних поверхностей стружки при обработке стали 45 со следами от действия тепловых диссипативных источников, случайно распределенных по поверхности в виде отдельных «островков». По окраске цветов побежалости можно судить об уровне развиваемых температур, глубине залегания и форме первичного источника. Область темно-желтых цветов побежалости указывает на

температуру равную 230…250 °С, до которой нагревалась обрабатываемая сталь, синий цвет соответствует 350 °С и выше, серый фон цветов побежалости – 400 °С и выше, а светло-вишневый цвет соответствует температуре 720…900 °С [173].



а *б*

в *г*

Рисунок 5.2 – Фотографии стружки со следами воздействия тепловых источников с разной интенсивностью тепловыделения (×400)

Если диссипативный тепловой источник располагался на поверхности, то его центральная зона имеет светло-вишневый цвет и четко различимые границы, при этом температура очага достигала 720…900 °С. Образующееся температурное поле характеризуется высоким градиентом grad (T) = $(1{,}0…1{,}3)\cdot10^7$ К/м. Внутренняя поверхность стружки имеет преимущественно синий цвет. Рельеф внутренней поверхности стружки, состоящий из продольных микроканавок, параллельных направлению

движения срезаемого слоя, не искажает границы зон с разными цветами побежалости. Это указывает, что основные тепловые источники располагаются в глубине от внутренней поверхности стружки.

Плотность таких диссипативных тепловых источников в срезаемом слое может достигать больших значений, так как приконтактные слои стружки подвергаются вторичной пластической деформации, и микромасштабные концентраторы напряжений могут смещаться вглубь за счет ротационных мод пластической деформации. Если предположить, что градиент температуры принимает одно и тоже значение в разных направлениях, то глубина залегания тепловых источников составляет 50…70 мкм от внутренней поверхности стружки.

Время функционирования единичного диссипативного источника составляет тысячные доли секунды, а развитие цветов побежалости, связанное с образованием окисных пленок, является более инерционным процессом. В связи с этим истинная температура теплового импульса может достигать более высоких значений, чем те, которые фиксируются цветами побежалости.

На рисунке 5.3 показана внутренняя поверхность стружки, на которой отсутствуют следы адгезионного взаимодействия.

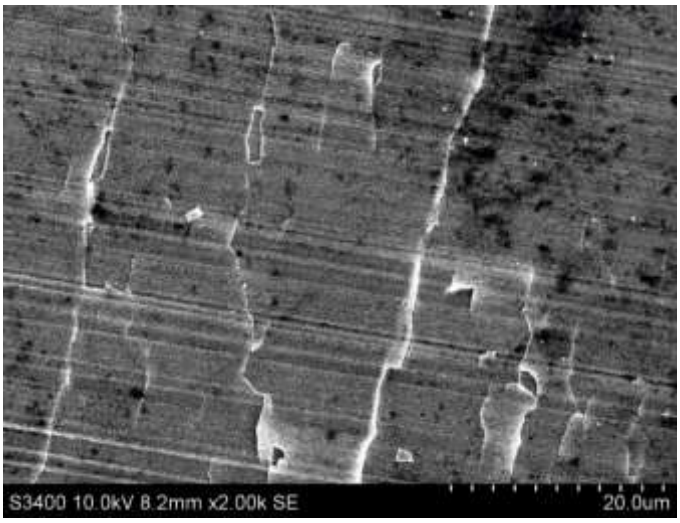


Рисунок 5.3 – Внутренняя поверхность стружки при обработке заготовки из стали 45 ТФД с режущей частью из быстрорежущей стали Р6М5

Тепловое состояние этой поверхности соответствует изображению, приведенному на рисунке 5.2, *г.* Видно, что внутренний слой сформировался в результате интенсивной пластической деформации срезаемого материала, находящегося в высокопластичном состоянии. Наличие микротрещин и отслаивания указывает на высокий уровень остаточных напряжений, равномерно распределенных по всей поверхности.

Необходимо отметить, что из-за высоких внешних силовых или тепловых возмущений, которые возникают в процессе ТФР структурно-неоднородных материалов, таких как конструкционные и легированные стали, концентраторы напряжений в инструментальном материале выступают в роли тепловых источников.

На рисунке 5.4 приведены фотографии поверхности стружки с различным вариантами разрушения адгезионной связи и переносом частиц нароста и инструментального материала при обработке стали 45.

На рисунке 5.4, *а* приведено изображение поверхности стружки с частицами нароста и инструментального материала, образованными вследствие разрыва адгезионных связей.

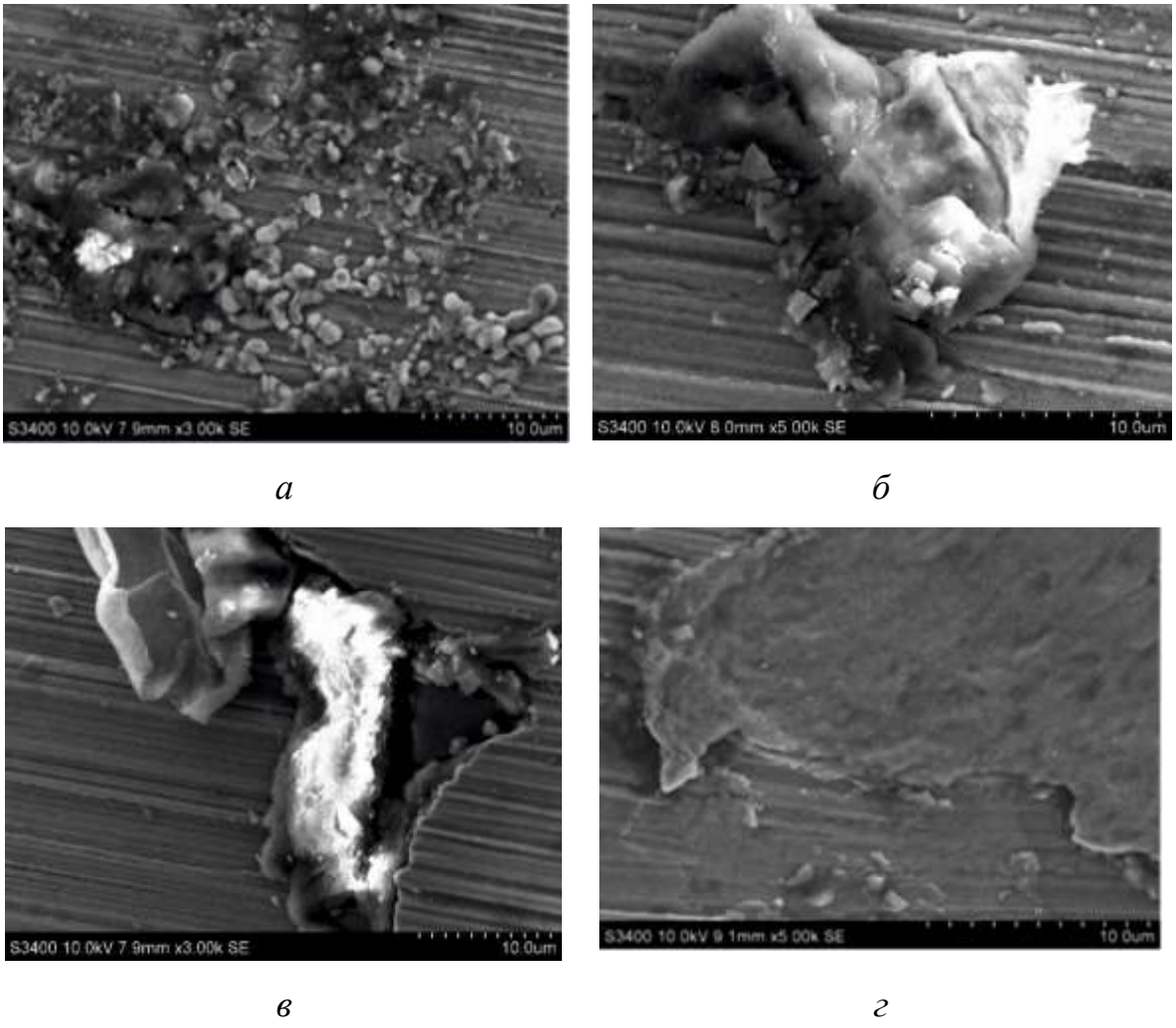
На рисунке 5.4, *б* приведено изображение стружки с разрывами адгезионных связей и фрагментом нароста, образовавшегося на передней поверхности ТФД. На фотографии кроме фрагмента нароста видны зерна карбида вольфрама, оторванные от инструмента в процессе его разрушения.

Находясь некоторое время в зоне контактного взаимодействия стружки с передней поверхностью режущего клина, такой фрагмент за счет ротационной динамики может приобретать цилиндрическую форму (рисунок 5.4, *в*).

Высокая твердость нароста и присутствие в нем частиц твердого сплава способствует его внедрению и шаржированию во внутреннюю поверхность стружки. Более длительное нахождение частицы в контактном процессе может привести к ее размазыванию по внутренней поверхности

стружки (рисунок 5.4, *г*). На указанной фотографии видно, что слой, сформированный за счет размазывания, содержит частицы карбидов вольфрама.

На рисунке 5.5 представлены рабочие участки передней поверхности ТФД с режущей частью из твёрдого сплава ВК8 после обработке стали 20. На рисунке 5.5, *а* показана структурная деградация поверхностного слоя, заключающаяся в образовании микротрещин, ослаблении и обеднении кобальтовой связки между зернами карбида. Основной причиной образования микротрещин является диффузия кобальта и окисление карбида вольфрама с образованием на контактных поверхностях шпинелей сложного состава [9, 67].



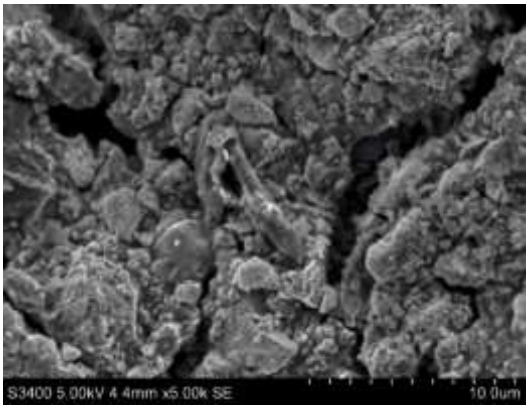
а *б*

в *г*

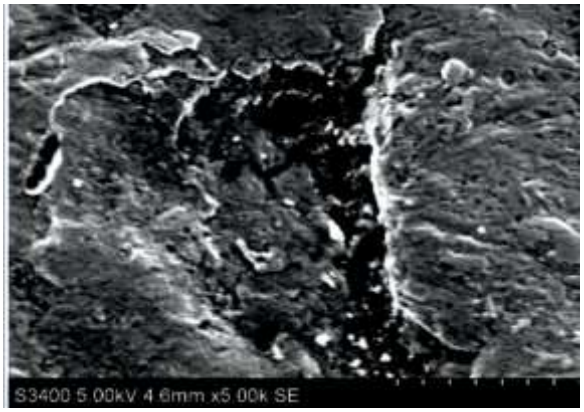
Рисунок 5.4 – Внутренняя поверхность стружки из стали 45 с различными вариантами разрушения адгезионной связи ТФД из твердого сплава ВК8

В результате на контактных поверхностях твердосплавного режущего клина формируется развитая сеть микротрещин и пор, которые заполняются частицами обрабатываемого материала, учитывая, что внутренний слой стружки находится в пластичном состоянии при высокой температуре и давлении.

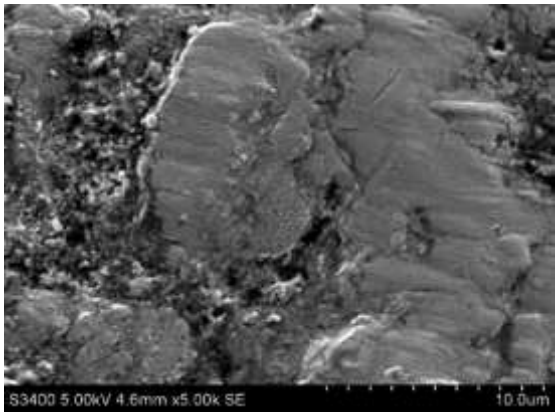
На рисунке 5.5, *б* показана микротрещина, частично заполненная продуктами переноса обрабатываемого материала с внутренней поверхности стружки.



а



б



в

Рисунок 5.5 – Фрагмент передней поверхности режущей части ТФД из твердого сплава ВК8 с системой охлаждения после обработки поверхности из стали 20

По мере заполнения микротрещин и микропор фрагментами обрабатываемого материала и их уплотнения, образуется мезомасштабная площадка для образования на ней нароста или налипа. Соединение

обрабатываемого материала с поверхностью режущего клина в этом случае осуществляется за счет «анкерного» эффекта.

Анализ вышерассмотренных процессов позволяет сделать заключение, что основным механизмом образования нароста остается адгезионный процесс. Он охватывает большую площадь сплошного контакта, а активными центрами адгезионного схватывания являются выходы дислокаций на поверхность карбидных зерен и кобальтовой связки.

На рисунке 5.5,*в* приведена фотография фрагмента передней поверхности режущей части ТФД с наростом и налипами, образовавшимися в результате переноса обрабатываемого материала. Видно, что перенос обрабатываемого материала сопровождается интенсивной пластической деформацией, а сами наросты имеет слоистое строение. Образование первичного слоя нароста и налипа имеют адгезионную природу, хотя определенную роль могут играть «анкерные» процессы, связанные с «затеканием» и заполнением обрабатываемого материала различных микронеровностей и пустот и их удерживания за счет сухого трения.

Дальнейший рост наростов связан исключительно с образованием металлических связей между фрагментами обрабатываемого материала.

Формирование нароста и его прочность тесно связаны с энергией адгезионных процессов. Чем выше энергия адгезионных процессов, тем больше интенсивность наростообразования. Нарастание энергии адгезионных процессов способствует образованию островковых наростов из фрагментированных продуктов диспергирования обрабатываемого и инструментального материалов. Сформировавшийся нарост имеет композиционную структуру и выполняет роль антифрикционного покрытия режущей части ТФД.

На рисунке 5.6 приведены фотографии рабочих поверхностей ТФД с режущей частью из твердого сплава ВК8 после обработки поверхности заготовки из стали 20.

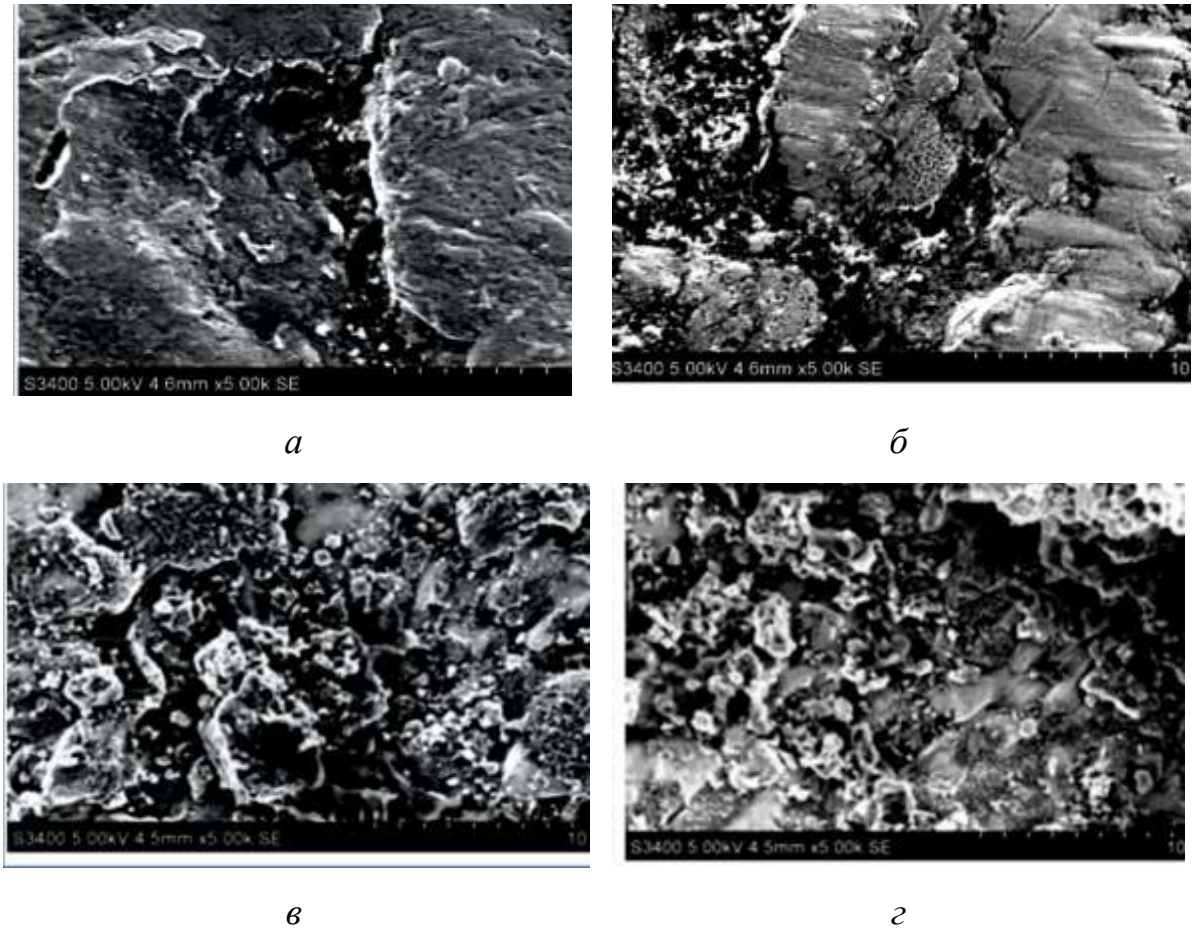
В результате анализа полученных изображений можно сделать следующие выводы:

– с приближением к режущей кромке ТФД наросты увеличиваются по площади, доля островковых наростов растет вследствие увеличения плотности адгезионных центров;

– в зоне контакта стружки с передней поверхностью инструмента наблюдаются процессы вязкопластического течения, что свидетельствует о наличии в этой зоне процессов высокотемпературного трения;

– из-за отсутствия в структуре контактных слоев нароста кристаллитов не происходит образования дислокаций, а низкий коэффициент трения их поверхности обеспечивает высокую износостойкость наростов при ТФР металлов;

– сами наросты имеют слоистое строение (рисунок 5.7).



а *б*

в *г*

Рисунок 5.6 – Фотографии элементов передней поверхности ТФД с винтовыми канавками после обработки стали 20: *а* – рядом с режущей кромкой; *б* – в середине зоны пластического контакта; *в* – в зоне упругого контакта; *г* – в конечной зоне упругого контакта

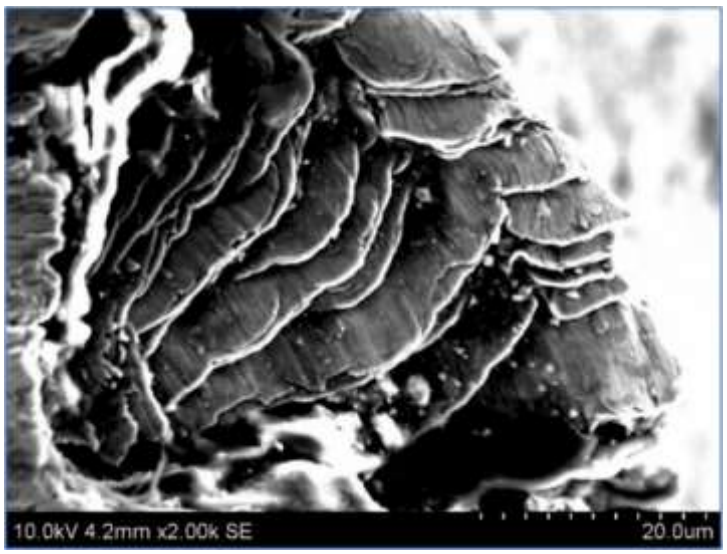


Рисунок 5.7 – Слоистое строение нароста на передней поверхности режущей части ТФД из стали Р6М5К5 при обработке стали 38ХГН

Обработка металлическими ТФД осуществляется при высоких окружных скоростях, нагрузках, температурах и интенсивных пластических деформациях металла на контакте с ТФД.

Все эти факторы способствуют созданию условий для возникновения очагов схватывания и образования металлических связей между поверхностью ТФД и обрабатываемым металлом [177]. Вырванные частицы металла, удерживаясь за счет образовавшихся металлических связей, деформируются и частично размазываются, образуя на его поверхности наросты (рисунок 5.8).

Наростообразование зависит от времени взаимодействия ТФД с заготовкой. В ходе экспериментальных исследований выполнены измерения размеров и числа наростов, и их высоты в зависимости от времени обработки.

Характерная форма и размеры наростов в процессе обработки имеют тенденцию к неравномерному увеличению. В начальный момент времени имеет место образование одновременных наростов.



Рисунок 5.8 – Наросты на ТФД по его задней поверхности

Единичные наросты имеют небольшие размеры 1…5 мм при высоте нароста 0,1…0,4 мм. Начальный период составляет 5…20 мин в зависимости от ширины обрабатываемой заготовки. Увеличение ширины заготовки увеличивает интенсивность наростообразования. Начальный период соответствует длине обрабатываемой поверхности 4...5 м. В конце начального периода на торцевой поверхности ТФД наблюдается несколько наростов (2…8), средняя длина которых в тангенциальном направлении составляет 3…7 мм при высоте нароста 0,1...0,4 мм.

В течение основного периода работы ТФД количество и размеры наростов увеличиваются незначительно. Размеры наростов растут в тангенциальном направлении. В радиальном направлении размеры наростов растут мало.

Заключительный период работы ТФД соответствует времени его непрерывной работы 8…12 час. В этом периоде наросты на торцовой поверхности объединяются между собой, приобретают вид кольца с неровными краями. Общая площадь нароста увеличивается (рисунок 5.9).

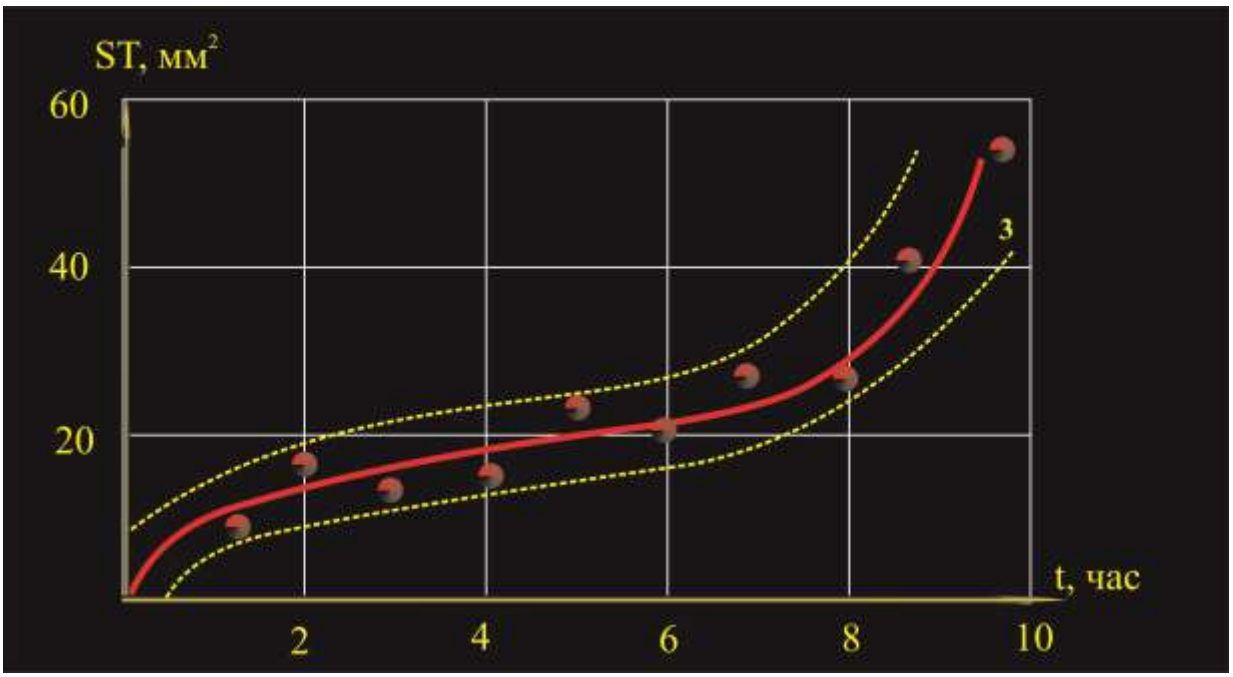


Рисунок 5.9 – Изменения во времени общей площади наростов на торцовой поверхности ТФД

Аналогичный процесс наростообразования имеет место на цилиндрической (передней) режущей поверхности ТФД.

Наросты на передней поверхности имеют вид выступов с неровными краями (рисунок 5.10).



Рисунок 5.10 – Нарост на ТФД по его передней поверхности

В отличие от наростов на задней поверхности ТФД наросты на передней поверхности не сохраняют свою форму и размеры. Общая площадь наростов увеличивается аналогично наростам на задней поверхности. Тенденция роста общей площади нароста близка к параболической зависимости (рисунок 5.11).

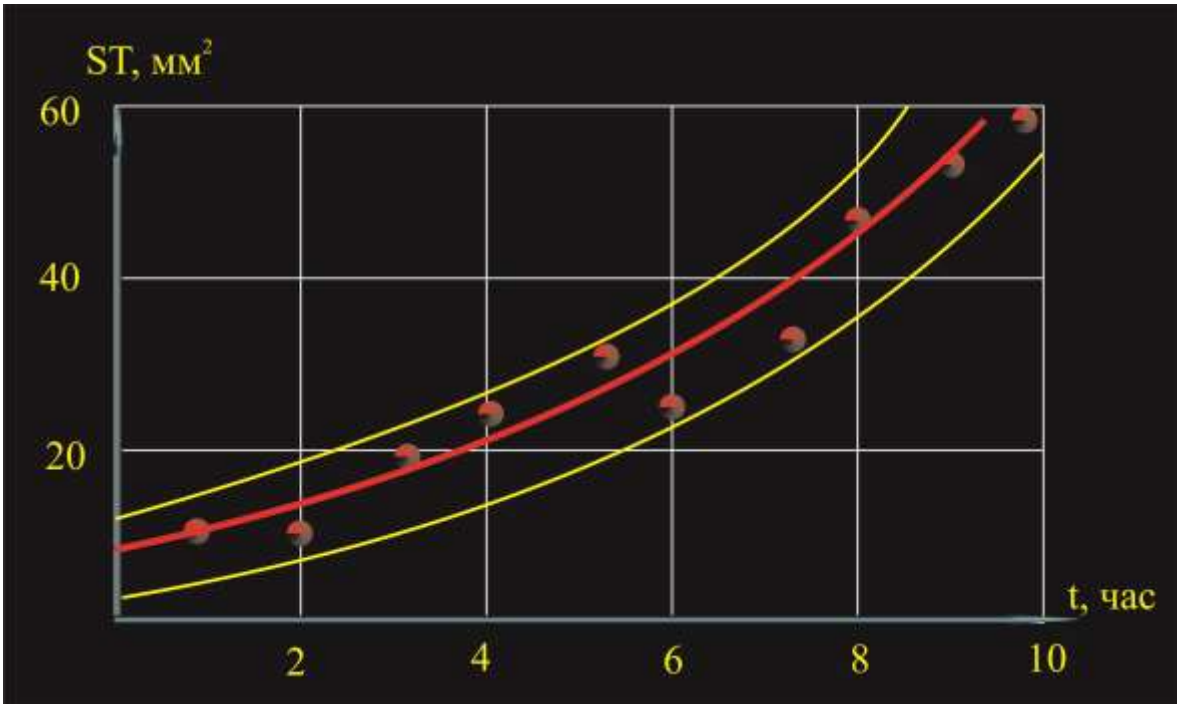


Рисунок 5.11 – Рост во времени общей площади нароста на передней (цилиндрической) поверхности ТФД

В результате исследований установлены механизм и числовые характеристики наростообразования на поверхности ТФД.

Механизм образования наростов состоит в том, что обрабатываемый металл, находясь в пластическом состоянии, прилипает к поверхности ТФД и частично отделяется тогда, когда ТФД входит в зону резания, то есть при ударе ТФД о заготовку.

После выхода из зоны резания, за время до следующего контакта с заготовкой температура наростов снижается. В дальнейшем они, подобно резцу, снимают стружку с металла, или, передавая своими выступами повышенные удельные давления на контактную поверхность, деформируют ее, вызывая очаги схватывания и вырывания частиц

металла. В результате, на образовавшихся наростах происходит дальнейшее наслоение металла. При многократном повторении наросты становятся многослойными. Наслоение продолжается до тех пор, пока сила сопротивления внедрению нароста в металл не превысит силы сцепления нароста с ТФД или между слоями. После чего нарост срывается с ТФД полностью или частично. Дальше процесс повторяется.

Образовавшиеся металлические связи могут разрушаться:

– по поверхности контакта ТФД и обрабатываемого металла;

– на некоторой глубине от контактной поверхности в разогретом, а следовательно, менее прочном металле.

Разрушение связей по поверхности контакта происходит при положительном градиенте механических свойств, когда возникшая связь менее прочна, чем нижележащие слои. Глубинное вырывание металла возможно также при наличии отрицательного градиента механических свойств, т.е. когда образовавшаяся связь прочнее слоев, которые расположены ниже.

Таким образом, удаление металла из зоны обработки происходит не только путем вырывания частиц металла, которые формируются затем на ТФД в виде наростов, но и в результате срезания мелкой стружки этими наростами.

Сорванные с ТФД наросты и их слои являются чешуйками. Микротвердость, замеренная на шлифах наростов, отделившихся от ТФД и вырезанных вместе с основным металлом на периферийной части ТФД, колеблется в пределах 2400…3900 Н/мм^2.

Температурное состояние контактного слоя стружки оказывает влияние на возникновение и исчезновение наростов на ТФД. Установлено, что увеличение окружной скорости ТФД приводит к увеличению температуры в зоне резания. Материал стружки размягчается и становится пластичным. Нарост при этом не образуется, а расплавленный слой выбрасывается ТФД из зоны контакта с припуском.

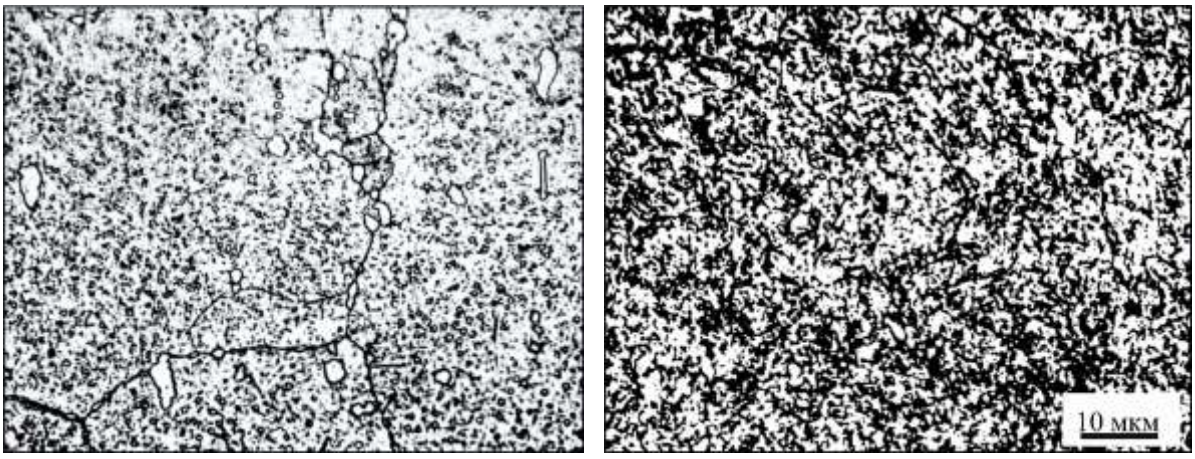
С ростом скорости подачи наросты на ТФД становятся крупнее и число их увеличивается, что совпадает с результатами аналитических выводов.

Следует отметить, что при ТФР образованию нароста способствует низкая температура ТФД (60...90 °С) и высокая температура снимаемого припуска. Для возникновения наростов требуется перемещение заготовки на десятые доли миллиметра. Поэтому нецелесообразно изучение размеров нароста после прекращения процесса.

5.2. Идентификация адгезионно активных структур на поверхностях ТФД

Повышенное содержание свободной энергии в адгезионно-активных центрах позволяет идентифицировать их путем травления поверхности поликристаллических материалов соответствующими реактивами. Для исследования микроструктуры использован метод полутеней, сущность которого заключается в оценке степени оттенков серого цвета при определенном направленном освещении поверхности микрошлифа [71]. Изображения с более темным оттенком, получаемые в «светлом поле», представляют микроструктуры с глубоким рельефом поверхности [74].

Для металлографических исследований были изготовлены микрошлифы из сырой и закаленной стали Р6М5. Изображения оценивались в среде Image.Pro.Plus.5.1. На рисунке 5.12 представлены фотографии микроструктуры быстрорежущей стали Р6М5 в сыром и закаленном состоянии.



а *б*

Рисунок 5.12 – Микроструктура быстрорежущей стали в сыром (*а*) и закаленном (*б*) состоянии

Микроструктурные составляющие, зафиксированные на контрастных масках, состоят из отдельных точечных объектов, площадь которых составляет 0,003…0,01 мкм^2. По изображениям точечных микроструктур невозможно выявить реальный тип дефекта, но их суммарное значение характеризует общее количество микроструктурных объектов, которые формируют структурные образования с высокой свободной энергией или повышенной величиной химического потенциала. Таким образом, плотность микроструктурных объектов (n) характеризует поверхностное распределение зон с повышенной величиной химического потенциала, которые можно рассматривать как потенциальные центры адгезионной активности. На рисунке 5.13 для образцов из сырой и закаленной стали Р6М5 приведены интегральные кривые (вычисленные как сумма всех темных структурных объектов до коэффициента темно-серого оттенка $К_{ТСО}$), характеризующие распределение плотности микроструктурных объектов по величине свободной энергии.

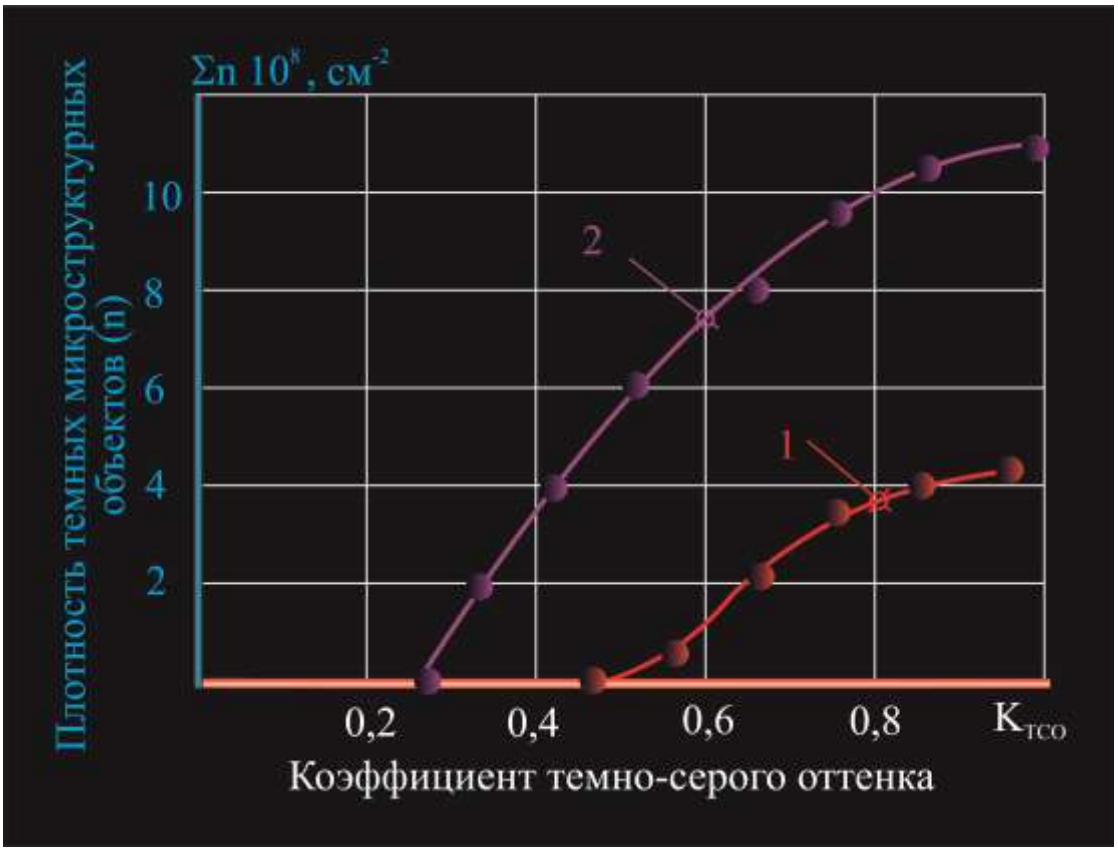


Рисунок 5.13 – Интегральная кривая распределения плотности микроструктурных объектов по условной величине свободной энергии: 1 – сырая; 2 – закаленная быстрорежущая сталь Р6М5

Плотность дислокаций в сырой быстрорежущей стали примерно составляет 10^8 см$^{-2}$, а в закаленной – 10^{12} см$^{-2}$. Плотность поверхностных зон с повышенной свободной энергией, которые можно отнести к потенциально адгезионно-активным центрам, в сырой стали соизмерима с плотностью линейных дефектов, а в закаленной стали она ниже на 3…4 порядка.

Таким образом можно сделать следующее предположение, что в закаленной стали Р6М5 адгезионно-активные центры представляют собой множественные дефекты кристаллического строения, а в незакаленной стали они формируются за счет точечных концентраторов напряжений.

На рисунке 5.14 приведены графики изменения удельной площади микроструктурных объектов по условной величине свободной энергии.

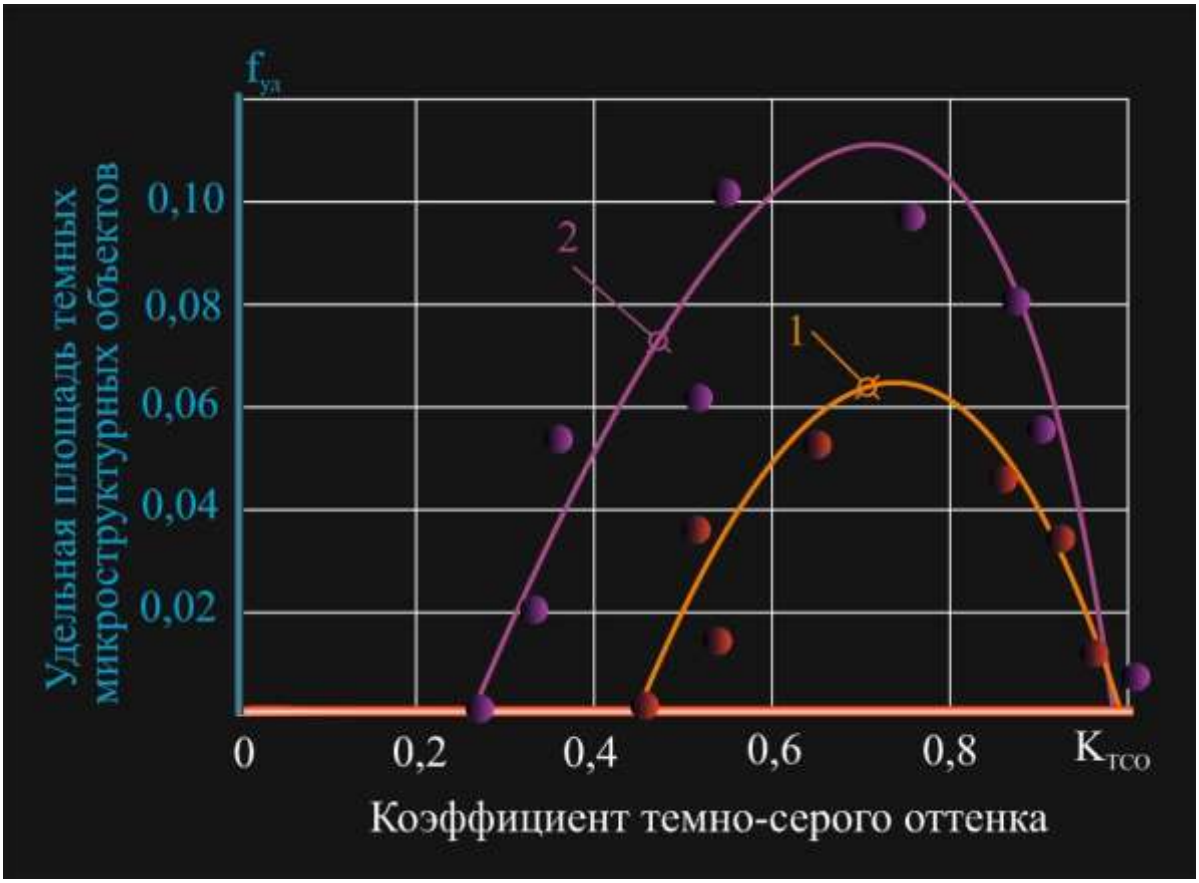


Рисунок 5.14 – Распределение удельной площади микроструктурных объектов по условной величине свободной энергии:
1 – сырая; 2 – закаленная быстрорежущая сталь Р6М5

Согласно рисунку, можно утверждать, что свободная энергия потенциальных адгезионно-активных центров на поверхности закаленной стали Р6М5, обработанной ТФД, существенно выше по сравнению с сырой, о чем свидетельствуют данные по коэффициенту темно-серого оттенка.

Например, коэффициент темно-серого оттенка $К_{ТСО}$ для Р6М5 в закаленном состоянии более чем в 1,5 раза выше по сравнению с сырым материалом.

Характер распределения удельной площади темных микроструктурных объектов носит экстремальный вид, при этом максимум приходится не на самые энергоемкие структурные составляющие.

В отличии от процессов лезвийной обработки с обильной подачей СОТС [171] видно, что закаленная структура быстрорежущей стали Р6М5 содержит большое число структурных элементов с высокой свободной энергией или химическим потенциалом.

Распределение таких структур на поверхности образует локальные зоны повышенной твердости, обладающие высокой поверхностной энергией.

Сочетание в микроструктурном элементе повышенного значения химического потенциала и высокой степени стехиометрии обеспечивает его прочность и твердость, а при нарушении стехиометрии – повышенное значение поверхностной энергии.

Первую группу таких микроструктур составляют карбиды тугоплавких металлов, которые в большом количестве присутствуют в структуре быстрорежущей стали.

Во вторую группу входят различные дефекты кристаллического строения.

Многие из таких зон могут функционировать как потенциальные адгезионно-активные центры.

Образующиеся устойчивые наросты на рабочих поверхностях режущего инструмента можно отнести к особой форме вторичных диссипативных структур, играющих буферную роль в контактных процессах при резании металлов и повышающих износостойкость режущего клина.

Анализ полученных результатов позволяет сделать заключение, что при ТФР черных металлов на режущей поверхности инструмента генерируются адгезионно-активные зоны, представляющие собой скопления различных структурных элементов с высокой свободной энергией на ограниченных мезомасштабных участках.

Для количественной оценки величин свободной энергии предложен коэффициент темно-серого оттенка ($К_{ТСО}$), который косвенно отражает химический потенциал микроструктурного объекта и их комбинаций.

Идентификация зон возможна путем травления предварительно полированной поверхности соответствующими реактивами аналогично травлению металлографического шлифа.

В результате адгезионно-активные центры будут представляться как скопления темных микроструктурных объектов.

Для количественной оценки адгезионно-активных структур предложены показатели: плотность темных микроструктурных объектов (n) и их удельная площадь (f), ранжированные по степени темно-серого оттенка согласно алгоритму цветовой сегментации.

5.3. Методика определения тепловых потоков и аппаратура

Одной из важных задач, подлежащих решению в общем комплексе исследований процесса ТФР, было изучение тепловых явлений [173].

Проводилось измерение температуры на контактной поверхности в начале и конце процесса резания, в зоне резания и примыкающих к ней слоях.

Для измерения температуры в контактирующей поверхности и в сечении образца использовался комплекс контрольно-измерительной аппаратуры: тепловизор модели Testo-870, пирометр Marathon–MM (рисунок 5.15), а также искусственные термопары из хромель-алюмелевой проволоки диаметром 0,3 мм, помещенные в обрабатываемую деталь (рисунок 5.16).

Тарирование термопар производилась по методике, описанной в литературе [63, 64]. Вывод спая термопар осуществлялся по центру заготовки.

Для определения распределения температуры вдоль режущей кромки ТФД и величины нагрева верхних слоев металла отверстия под термопары были выполнены в нижней части заготовки.

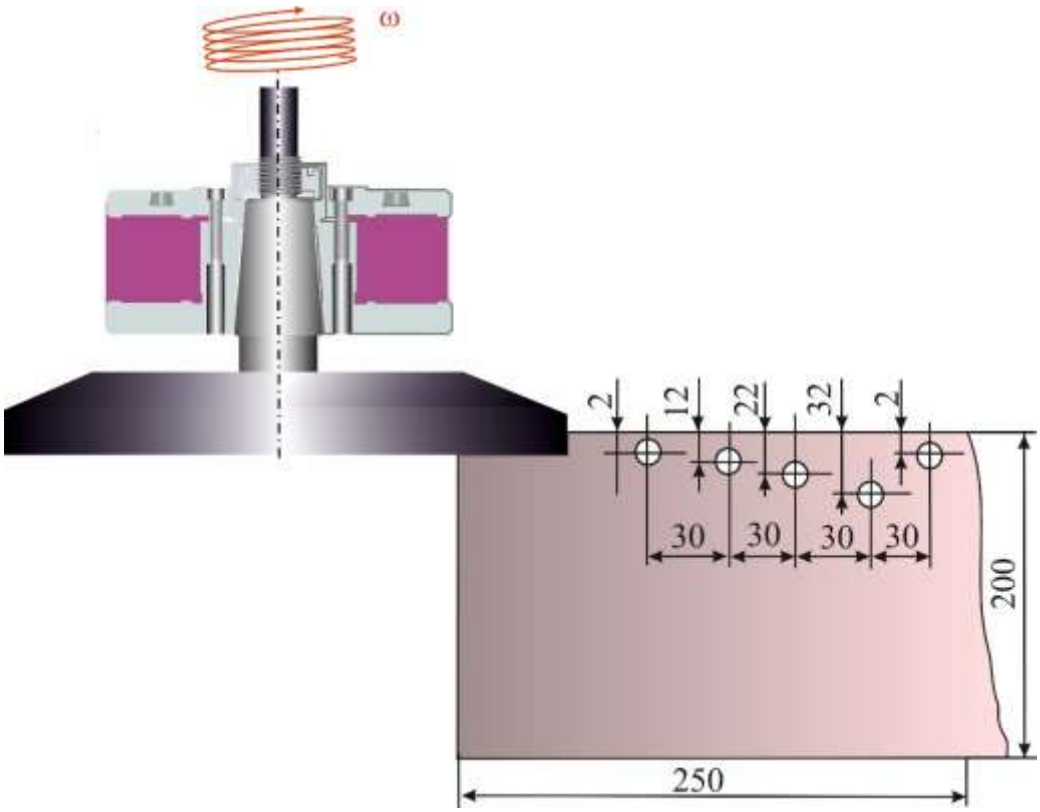
Результаты первой и второй серии опытов обобщались для определения температуры поверхности резания и распределения теплоты в теле заготовки.

Разброс в показаниях термопар при колебаниях диаметра спая в пределах до 10% не превышал 1%.



а *б*

Рисунок 5.15 – Комплекс контрольно-измерительной аппаратуры: *а* – тепловизор модели Testo-870; *б* – пирометр Marathon–MM



а



б

Рисунок 5.16 – Измерение температуры измерительной термопарой: *а* – расположение отверстий для термопар, *б* – искусственные термопары, помещенные в обрабатываемую деталь

Определение температуры выше 1100ºС осуществлялось экстраполированием соответствующей тарировочной кривой [180]. Регистрация показаний термопар и мощности двигателя привода вращения ТФД осуществлялась с помощью специально разработанного ПО для измерительной системы, собранной на основе микроконтроллеров ATmega

328P (плата Arduino UNO).

Горячий спай термопары в контактной зоне, расположенной на глубине припуска на обработку, срезался в процессе резания при первом проходе [173].

Фиксировалась температура поверхности резания, одновременно записывались показания приборов, фиксировавших распределение теплоты по глубине и вдоль заготовки (рисунок 5.16, *б*).

Измерение температуры на поверхности стружки производилось оптическим пирометром Marathon–MM.

Для измерения температуры в ТФД использовались хромель-алюмелевые термопары с диаметром проволоки 0,14 мм. Схема расположения спаев термопар в ТФД показана на рисунке 5.17.

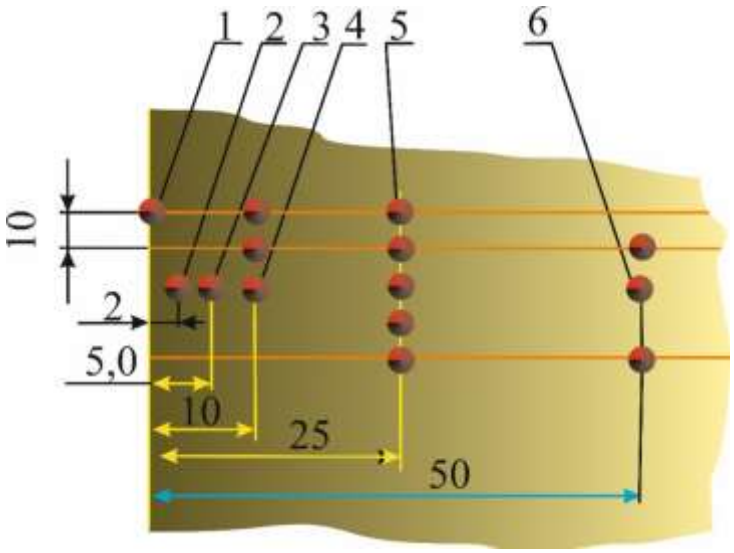


Рисунок 5.17 – Схема расположения спаев термопар в ТФД

Для рационального использования теплоты необходимо обеспечить управление ее потоками в процессе резания, поскольку она может пойти исключительно на резкое местное повышение температуры деформируемого металла или поверхности режущего инструмента.

Регистрация показаний термопар и мощности двигателя привода вращения ТФД осуществлялась с помощью специально разработанного ПО для измерительной системы, собранной на основе микроконтроллеров ATmega 328P (плата Arduino UNO).

В задачи управления теплотой в процессе резания входит не только регулирование общего количества получаемой теплоты, пропорциональной механической работе, но также равномерное, по возможности, распределение источников теплоты по всему объему. Необходимо создать условия, при которых объем пластически деформируемого металла становился бы минимальным на единицу длины режущего лезвия.

Процесс ТФР развивается в течение 3-х периодов:

– в первом периоде – подготовительном – происходит подготовительная стадия, связанная, в основном, с повышением температуры приконтактных объемов до определенного значения. В этом периоде частично наблюдается либо процесс схватывания металла, либо окислительный процесс трения;

– во втором периоде – рабочем – зона резания нагрета, происходит устойчивый процесс обработки;

– в третьем периоде – завершающем – происходит завершение процесса обработки, теплоотвода нет, зона резания нагрета на 40…70 ºС выше по сравнению со вторым периодом.

Как показали опыты и предварительные теоретические расчеты, управление теплотой при ТФР можно осуществить с помощью правильного назначения скорости подачи заготовки $V_З$, скорости вращения ТФД $V_Д$, толщины стружки и геометрии ТФД.

Источниками теплоты являются поверхности трения обрабатываемого металла и лезвия ТФД. Полученную теплоту необходимо направлять так, чтобы она совместно с теплотой, полученной в результате внутреннего трения, равномерно распределялась в металле, что исключало бы колебания образовавшегося температурного поля. Направление тепловых потоков может регулироваться расположением самих поверхностей трения, то есть величинами переднего и заднего углов лезвия ТФД.

Принято считать [64], что выравнивание температуры в объеме

находящегося перед режущим лезвием инструмента металла и доведение ее до 800…900 ºС и является основной задачей использования теплоты при ТФР.

Исходя из этих соображений, особый интерес представляет не количество теплоты, перешедшей в стружку, резец или обрабатываемую заготовку, а характер температурных полей и их напряженность в зоне отделения стружки, и образование новой (обработанной) поверхности.

ТФР заготовок сопровождается большим выделением теплоты, оказывающей существенное влияние как на производительность процесса, так и на качество обработанной поверхности. Особенно важным это имеет место при обработке заготовок из труднообрабатываемых материалов, для которых этот способ в ряде случаев является единственно возможным.

Как показали исследования, температура резания при обработке заготовок может достигать 1200…1400 °С. Высокая температура резания разогревает металл в зоне резания и может изменять в значительной степени условия и режимы обработки. Особенно важно то, что с достижением определенной для каждой марки стали температуры ее пределы прочности и упругости начинают резко снижаться, что позволяет повысить производительность обработки за счет увеличения скорости подачи заготовок. Однако из-за отсутствия научно обоснованного метода проектирования технологии обработки, особенно по выбору оптимальных режимов резания, широкое внедрение этого способа сдерживается.

Образующееся при резании количество теплоты можно определить с помощью выражения

$$Q = Q_Д + Q_{ТП} + Q_{ТЗ}. \qquad (5.1)$$

Теплота деформации появляется в зоне среза на условной плоскости сдвига; теплота трения на передней поверхности лезвия ТФД – в пределах площадки контакта со стружкой; теплота трения на задней поверхности лезвия ТФД – в пределах площадки контакта с поверхностью резания. Основная теплота выделяется в слое жидкого сплава.

Образовавшаяся теплота распространяется от источников

теплообразования к более холодным областям, распределяясь между стружкой, заготовкой и ТФД, образуя тепловые потоки. Часть теплоты деформации от условной плоскости сдвига переходит в стружку. Из зоны трения по передней поверхности лезвия в стружку переходит часть теплоты трения. Таким образом, температура стружки определяется суммарным тепловым потоком.

$$Q_C = Q_Д + Q_{ТП} + Q_{ПД}. \quad (5.2)$$

Часть теплоты деформации от условной плоскости сдвига переходит в заготовку. Туда же из зоны трения на задней поверхности переходит часть теплоты трения. В результате этого интенсивность теплового потока в заготовку определяется выражением

$$Q_{ЗАГ} = Q_Д + Q_{ТЗ} - Q_{ЗД}. \quad (5.3)$$

Температурное поле режущего клина ТФД устанавливается в результате действия суммарного теплового потока интенсивностью

$$Q_И = Q_{ТП} + Q_{ЗД}. \quad (5.4)$$

На основании этого можно написать выражение, описывающее расход образовавшейся теплоты при резании

$$Q = Q_C + Q_{ЗАГ} + Q_И + Q_{СР}. \quad (5.5)$$

Выражение (5.5) описывает тепловой баланс при ТФР материалов.

В процессе обработки наибольшая температура наблюдается на поверхности трения, а ее величина зависит от теплопроводности материалов заготовки и инструмента. Уменьшение доли теплоты, переходящей в заготовку при увеличении скорости резания, вызвано изменением соотношения между скоростью резания и скоростью распространения теплоты из зоны деформации. Если скорость резания, то есть скорость, с которой лезвие ТФД пересекает тепловой поток, мала, то теплота от источника теплоты беспрепятственно перейдет в стружку и заготовку. По мере увеличения скорости резания режущий клин ТФД все быстрее пересекает

тепловой поток. Поэтому меньшее количество теплоты успевает перейти в стружку и заготовку, и все большее количество теплоты остается в ТФД.

Увеличение глубины резания и подачи сопровождается уменьшением средней температуры стружки. При увеличении же скорости резания средняя температура стружки сначала интенсивно возрастает, а затем, по достижении скоростью резания определенного значения, рост температуры почти прекращается, и она мало зависит от дальнейшего увеличения скорости. При этом средняя температура стружки близка к некоторому пределу, величина которого определяется механическими свойствами обрабатываемого материала, геометрическими параметрами ТФД, глубиной резания и подачей.

Средняя температура на передней поверхности ТФД превышает среднюю температуру стружки. Поскольку температура контакта на передней поверхности лезвия приблизительно равна температуре контактной поверхности стружки, то это свидетельствует о том, что температура различных слоев стружки по ее толщине неодинакова и падает по мере приближения к свободной стороне стружки.

С увеличением скорости резания участок, нагретый до температуры, превышающей температуру зоны резания, уменьшается и концентрируется в тонком слое металла перед ТФД. Впереди ТФД в материале появляется квазистационарное температурное поле; теплота при этом не имеет возможности распространяться на значительное расстояние, ТФД словно «догоняет» наиболее нагретую зону и удаляет ее при резании.

Количество выделяемой теплоты в зоне резания за единицу времени можно выразить через величину израсходованной механической работы

$$Q = A = F_{TP} V_{Д}, \tag{5.6}$$

или через главную величину коэффициента трения и полезную силу

$$Q = P_Z \, f V_{Д}, \tag{5.7}$$

где P_Z – сила трения; $V_{Д}$ – скорость вращения ТФД; f – коэффициент

трения [173].

Разработаны и применены различные модели определения температуры в зоне резания. Для теплопередачи в материале заготовки и в объеме ТФД применено предположение о постоянном коэффициенте теплопередачи.

Трение металлического ТФД и заготовки на большой скорости приводит к появлению высокой температуры в зоне резания. Максимальная температура концентрируется впереди инструмента – металлического ТФД. Срезаемый слой нагревается раньше начала процесса резания. Изменяя частоту вращения ТФД и скорость подачи заготовок, можно регулировать интенсивность нагрева зоны резания.

При ТФР основную теплотворную функцию выполняет процесс трения. При изменении режимов резания изменяются условия трения между инструментом, стружкой и заготовкой вследствие изменения скорости скольжения и температуры трущихся поверхностей, что приводит к изменению механических свойств срезаемого слоя металла.

Интенсивность нагрева можно снизить, используя устройства охлаждения ТФД. Предложено также производить дополнительный нагрев детали перед резанием.

5.4. Исследование процесса теплопередачи при ТФР с учетом движения ТФД

Известно, что процесс теплопередачи в неподвижной твердой среде осуществляется за счет теплопроводности и описывается уравнением

$$\frac{d\Theta}{dt} = \frac{\lambda}{C\gamma}\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\Theta}{\partial z^2}\right). \qquad (5.8)$$

Данное уравнение определяет теплопроводность в изотропной среде с постоянным коэффициентом теплопроводности.

Однако при проведении технологических операций ТФР металлов

приходится сталкиваться с движущимся источником теплоты. В данном случае перенос теплоты будет осуществляться не только за счет теплопроводности, но и за счет движения самой нагретой заготовки [169, 170, 180].

При движении теплового источника необходимо систему координат связать с движущимся источником. При соединении оси z с направлением движения теплового источника дифференциальное уравнение теплопроводности (5.8) запишется в виде [169, 170]

$$\frac{d\Theta}{dt} = \frac{\lambda}{C\gamma}\left(\frac{\partial^2\Theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\Theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\Theta}{\partial z^2}\right) + V\frac{d\Theta}{dz}, \qquad (5.9)$$

где V – скорость перемещения теплового источника, м/с; C – удельная теплоемкость, Дж/кг; γ – плотность, кг/м^3 ; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К).

Для решения теплофизических задач в процессах ТФР металлов применен метод источников (метод Грина), суть которого состоит в том, что если известен закон изменения температуры в точке теплопроводящего пространства от источника теплоты, помещенного в точку и выделяющего некоторое количество теплоты в момент времени τ, то температура в точке от системы распределенных в пространстве источников определяется суперпозицией температурных полей. Решение задачи сводится к определению функции источника теплоты (функция Грина). Для того чтобы решение было единственным решением поставленной задачи, оно должно одновременно удовлетворять некоторым начальным и граничным условиям.

Начальное условие определяет распределение температуры внутри исследуемой области в начальный момент времени. Граничные условия в теории теплопроводности разделяют на четыре вида. Граничные условия первого рода задают распределение температуры на границе области в любой момент времени. Граничное условие второго рода задает плотность теплового потока для каждой точки теплового пространства в любой

момент времени.

Граничное условие третьего рода задает теплообмен на границе области, который может быть задан в форме закона Ньютона-Рихмана

$$q = \alpha\left(\Theta_O - \Theta_C\right) \qquad \alpha\left(\Theta_O - \Theta_C\right) + \lambda \frac{\partial \Theta}{\partial n}\bigg|_S = 0,$$

где Θ_O – температура поверхности заготовки; Θ_C – температура окружающей среды; α – коэффициент теплообмена, зависящий от свойств материала заготовки, среды и температуры.

Граничные условия четвертого рода выражают равенство тепловых потоков на границе раздела двух теплопроводящих сред и записываются в виде равенства

$$-\lambda_1 \frac{\partial \Theta_1}{\partial x}\bigg|_S = \lambda_2 \frac{\partial \Theta_2}{\partial x}\bigg|_S .$$

Распределение тепловых источников в пространстве, время их действия и движения учитываются путём интегрирования.

Фундаментальным решением уравнения теплопроводности (5.9) является функция источника с непрерывно изменяющейся координатой.

На рисунке 5.18 показан тепловой источник, движущийся в плоскости вместе с подвижными осями координат [170].

В исходный момент времени $\tau = t'$ источник занимает положение в точке А, а в конечный момент времени – в точке А′. При перемещении осей координат на расстояние $V\left(t - t'\right)$температура в точке В равна суперпозиции из всех положений подвижного теплового источника. При перемещении осей координат квадрат расстояния R^2 изменяется и в конечном положении осей координат $\tau = t$ в точке $A'(z', y')$

$$R_K^2 = \left(z - z'\right)^2 + \left(y - y'\right)^2,$$

а в исходном положении осей координат в точке А

$$R_H^2 = \left[z - z' + V\left(t - t'\right)\right]^2 + \left(y - y'\right)^2 .$$

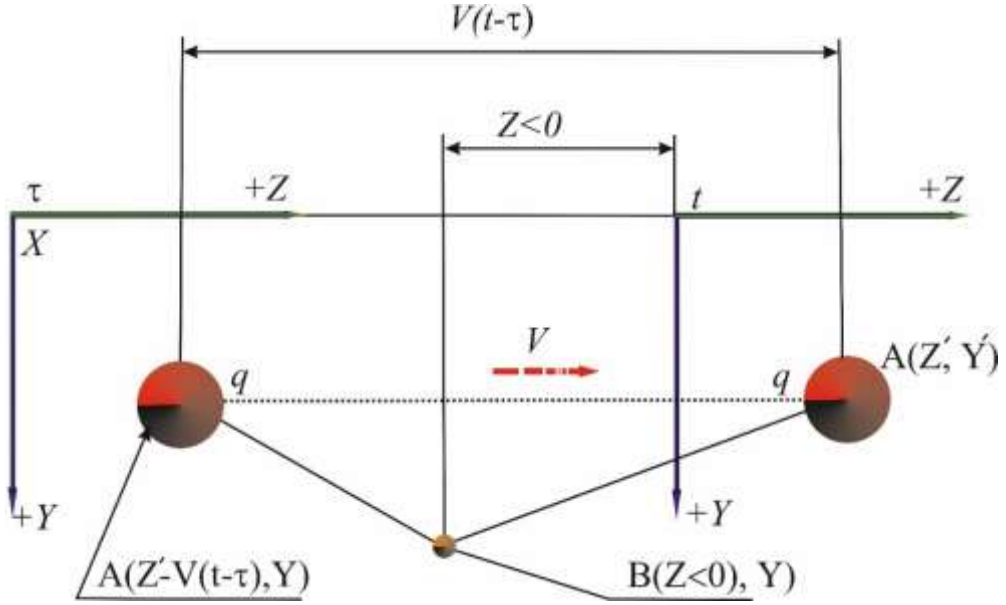


Рисунок 5.18 – Схема движения источника теплоты

Известно, что если в *n*-мерном пространстве в точке А с координатами *x, y* в момент времени *t* выделилось количество теплоты Q, то температура тела в точке В с координатами x' в момент времени t' описывается функцией [173]

$$\Theta(x_1, x_2, ..., x_n, x_1', x_2' ... x_n', t, t') = \frac{\mathrm{Q}}{C\gamma\left[\sqrt{4\pi a_1\left(t - t'\right)}\right]} \cdot \exp\left\{-\frac{R^2}{4a_1\left(t - t'\right)}\right\}, \qquad (5.10)$$

где a_1 – коэффициент температуропроводности, м^2/с; R – квадрат расстояния между точками А и В, причем

$$R^2 = \left(x_1 - x_1'\right)^2 + \left(x_2 - x_2'\right)^2 + ... + \left(x_n - x_n'\right)^2 .$$

Функция (5.10) представляет собой решение фундаментального уравнения теплопроводности (5.9). На основании этого решения можно записать функцию Грина для разных условий задачи.

Как известно, параметры качества поверхностного слоя (глубина и величина наклёпа, величина и знак остаточных напряжений) в значительной степени зависят от теплового фактора. Если режимы резания и другие условия обработки изменятся таким образом, что количество теплоты,

генерируемой в зоне резания, растет, то следует ожидать уменьшения степени и глубины наклепанного слоя.

Поэтому проведено определение температуры в зоне резания при ТФР. Исследования проведены для обработки плоскости. Согласно результатам экспериментальных исследований через 1 с после начала процесса в некоторых точках фрикционного контакта температура достигала 1000…1100 ºС. Причем в конце образца (рисунок 5.19) температура была примерно в 1,3 раза выше, чем в начале образца.

В заготовке по ее длине наблюдается четыре участка. Слой I толщиной a', соответствующий абсолютной величине сближения поверхностей контакта ТФД и заготовки, и воспринимающий максимальную нагрузку. В этом слое происходит формирование фактической площади контакта.

Участок II толщиной Δ соответствует глубине пластично деформируемого поверхностного слоя. В указанном участке происходят процессы теплообразования, связанные с затратами энергии на деформирование поверхностных слоев заготовки и преодоление сил молекулярного взаимодействия в зоне контакта. Участок III толщиной δ относится к эффективной, участвующей в поглощении тепла, зоне. Участок IV размером b представляет собой зону, температура которой близка к начальной.

На рисунке 5.20 приведена расчетная схема определения температуры в зоне резания при обработке плоскости ТФД.

Представлен движущийся источник теплоты в форме прямого угла OAB. Определим $\Theta_1(x, y)$ – тепловое поле, создаваемое отрезком OA. Аналогично $\Theta_2(x, y)$ – тепловое поле, создаваемое отрезком AB. Тогда

$$\Theta_1(x, y) = \int_0^a \int_0^t d\Theta_1 .$$

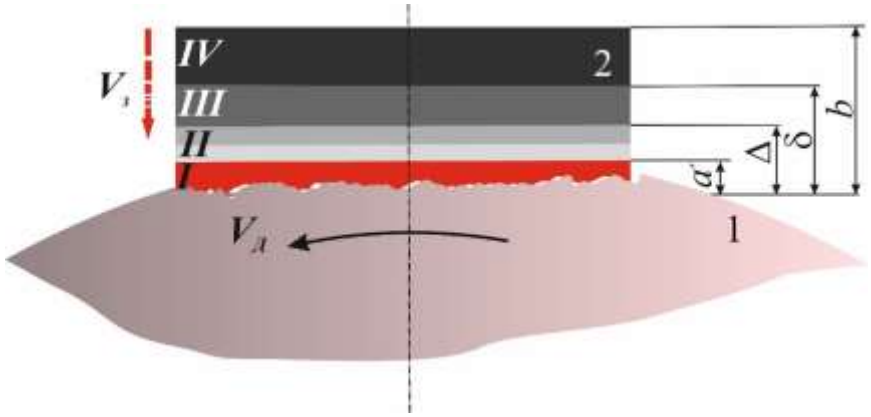


Рисунок 5.19 – Схема взаимодействия заготовки 2 с передней поверхностью ТФД 1

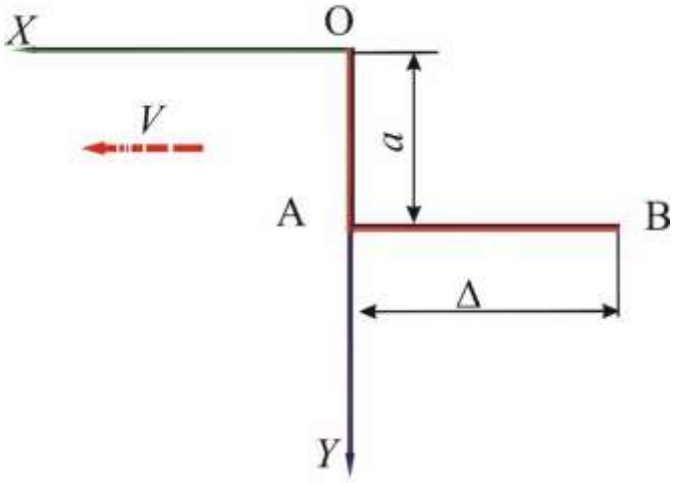


Рисунок 5.20 – Расчетная схема определения температуры при ТФР

На отрезках ОА и АВ должны выполняться граничные условия 4 рода

$$-\lambda_1 \frac{\partial \Theta_1}{\partial x}\bigg|_{OA} = \lambda_2 \frac{\partial \Theta_1'}{\partial x}\bigg|_{OA},$$

где λ_1 – теплопроводность материала заготовки; λ_2 – теплопроводность материала ТФД; Θ_1 – тепловое поле, создаваемое отрезком ОА в инструменте. Аналогично

$$-\lambda_1 \frac{\partial \Theta_2}{\partial x}\bigg|_{AB} = \lambda_2 \frac{\partial \Theta_2'}{\partial x}\bigg|_{AB}.$$

На луче ОХ задан закон конвективного теплообмена между

поверхностью заготовки и окружающей средой (граничное условие третьего рода)

$$\alpha\left(\Theta_I - \Theta_C\right) + \lambda \left.\frac{\partial \Theta}{\partial y}\right|_{OX} = -q(x,t).$$

Тогда

$$d\Theta_1(x,y) = \frac{q dy' dt'}{C\gamma 4\pi a_1 (t-t')} \cdot \left\{ \exp\left\{ -\frac{\left[x + V(t-t')\right]^2 + (y-y')^2}{4a_1(t-t')} \right\} + \right.$$

$$\left. + \exp\left\{ -\frac{\left[x + V(t-t')\right]^2 + (y-y')^2}{4a_1(t-t')} \right\} \right. \tag{5.11}$$

$$\Theta_1(x,y) = \int_0^a \int_0^t d\Theta_1 + \int_0^a f(y')dy' + C_1 .$$

Здесь $f(y')$ – функция только одной переменной, а C_1 – константа интегрирования.

Обычно задачи с граничными условиями четвертого рода решаются только численными методами.

Выполним вычисление интеграла с заменой переменных:

$$\int_0^t \frac{q}{C\gamma 4\pi a_1 (t-t')} \cdot \exp\left\{ -\frac{\left[x + V(t-t')\right]^2 + (y-y')^2}{4a_1(t-t')} \right\} dt' = \frac{q}{C\gamma 4\pi a_1} \cdot \exp\left\{ -\frac{xV}{2a_1} \right\} \times$$

$$\times \int_0^t \frac{\exp\left[\frac{x^2 + (y-y')^2}{4a_1(t-t')} - \frac{V^2 (t-t')^2}{4a_1} \right]}{t-t'} dt' = \left\{ \begin{array}{l} \dfrac{x^2 + (y-y')^2}{4a_1(t-t')} = u^2 \\ dt' = \dfrac{x^2 + (y-y')^2}{2a_1} \cdot \dfrac{du}{u^3} \end{array} \right\} =$$

$$= \frac{q\left[x^2 + (y-y')^2\right]}{8C\gamma\pi a_1^2} \cdot \exp\left\{ -\frac{xV}{2a_1} \right\} \times$$

$$\times \int\limits_{\sqrt{\frac{x^2+(y-y')^2}{4a_1 t}}}^{\infty} \frac{\exp\left[-u^2 - \frac{V^2}{16a_1^2}\cdot\frac{x^2+(y-y')^2}{u^2}\right]}{u\,\frac{x^2+(y-y')^2}{4a_1}}du = \frac{q}{2C\gamma\pi a_1}\cdot\exp\left\{-\frac{xV}{2a_1}\right\}\times$$

$$\times \int\limits_{\sqrt{\frac{x^2+(y-y')^2}{4a_1 t}}}^{\infty} \frac{\exp\left[-u^2 - \frac{V^2\left(x^2+(y-y')^2\right)}{16a_1^2u^2}\right]}{u}du\,. \qquad (5.12)$$

$$\int\limits_0^t \frac{q}{C\gamma 4\pi a_1(t-t')}\cdot\exp\left\{-\frac{\left[x+V(t-t')\right]^2+(y+y')^2}{4a_1(t-t')}\right\}dt' = \frac{q}{2C\gamma\pi a_1}\cdot\exp\left\{-\frac{xV}{2a_1}\right\}\times$$

$$\int\limits_{\sqrt{\frac{x^2+(y+y')^2}{4a_1 t}}}^{\infty} \frac{\exp\left[-u^2 - \frac{V^2\left(x^2+(y+y')^2\right)}{16a_1^2u^2}\right]}{u}du$$

$$\int\limits_0^t d\Theta_1 = \frac{qdy'}{2C\gamma\pi a_1}\cdot\exp\left\{-\frac{xV}{2a_1}\right\}\left\{\int\limits_{\sqrt{\frac{x^2+(y-y')^2}{4a_1 t}}}^{\infty} \frac{\exp\left\{-\left[u^2+\frac{V^2\left(x^2+(y-y')^2\right)}{16a_1^2u^2}\right]\right\}}{u}du + \right.$$

$$\left. + \int\limits_{\sqrt{\frac{x^2+(y-y')^2}{4a_1 t}}}^{\infty} \frac{\exp\left[-u^2 - \frac{V^2\left(x^2+(y+y')^2\right)}{16a_1^2u^2}\right]}{u}du \right\}. \qquad (5.13)$$

При
$$\int\limits_0^{\infty} d\Theta_1 = \frac{qdy'}{2C\gamma\pi a_1}\cdot\exp\left\{-\frac{xV}{2a_1}\right\}\times$$

$$\times \int\limits_0^{\infty} \frac{\exp\left[-u^2 - \frac{V^2\left(x^2+(y-y')^2\right)}{16a_1^2u^2}\right] + \exp\left[-u^2 - \frac{V^2\left(x^2+(y+y')^2\right)}{16a_1^2u^2}\right]}{u}du\,. \qquad (5.14)$$

Введем обозначение:

$$K_0(m) = \int\limits_0^{\infty} \frac{dz}{z}\exp\left[-\left(z^2+\frac{m^2}{4z^2}\right)\right]. \qquad (5.15)$$

Тогда

$$\int_0^{\infty} \frac{\exp\left\{-\left[-u^2+\frac{V^2\left(x^2+(y-y')^2\right)}{16a_1^2u^2}\right]\right\}}{u}du = K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{x^2+(y-y')^2}\right].$$

$$\int_0^{\infty} \frac{\exp\left\{-\left[-u^2+\frac{V^2\left(x^2+(y+y')^2\right)}{16a_1^2u^2}\right]\right\}}{u}du = K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{x^2+(y+y')^2}\right].$$

$$\int_0^a\int_0^{\infty} d\Theta_1 = \frac{q}{2C\gamma\pi a_1}\cdot\exp\left\{-\frac{xV}{2a_1}\right\}\int_0^a\left\{K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{x^2+(y-y')^2}\right]+\right.$$

$$\left.+K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{x^2+(y+y')^2}\right]\right\}dy'. \qquad (5.16)$$

$$\Theta_1 = \frac{q}{2C\gamma\pi a_1}\cdot\exp\left\{-\frac{xV}{2a_1}\right\}\int_0^a\left\{K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{x^2+(y-y')^2}\right]+\right.$$

$$\left.+K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{x^2+(y+y')^2}\right]\right\}dy'. \qquad (5.17)$$

$$d\Theta_2 = \frac{qdx'\,dt}{4C\gamma\pi a_1(t-t')}\cdot\exp\left\{-\frac{\left[(x-x')+V(t-t')\right]^2+(y-a)^2}{4a_1(t-t')}\right\}. \qquad (5.18)$$

$$\Theta_2(x,y) = \int_{-\Delta}^{0}\int_0^t d\Theta_2 + \int_{-\Delta}^{0} g(x')dx' + C_2\ .$$

Здесь $g(x')$ – функция только одной переменной, а C_2 – константа интегрирования.

Вычислим интеграл:

$$\int_0^t d\Theta_2 = \frac{qdx'}{4C\gamma\pi a_1}\int_0^t \frac{\exp\left\{-\frac{\left[(x-x')+V(t-t')\right]^2+(y-a)^2}{4a_1(t-t')}\right\}}{t-t'}dt' =$$

$$= \frac{qdx'}{4C\gamma\pi a_1}\cdot\exp\left\{-\frac{(x-x')V}{2a_1}\right\}\int_0^t \frac{\exp\left[-\frac{(x-x')^2+(y-a)^2}{4a_1(t-t')}-\frac{V^2(t-t')^2}{4a_1}\right]}{t-t'}dt =$$

$$= \left\{ \begin{array}{c} \dfrac{(x-x')^2+(y-a)^2}{4a_1(t-t')} = u^2, \dfrac{1}{t-t'} = \dfrac{4a_1u^2}{(x-x')^2+(y+a)^2} \\ dt' = \dfrac{(x-x')^2+(y-a)^2}{2a_1} \cdot \dfrac{du}{u^3} \end{array} \right\} =$$

$$= \frac{qdx'}{2C\gamma\pi a_1} \cdot \exp\left\{ -\frac{(x-x')V}{2a_1} \right\} \times$$

$$\times \int\limits_{\sqrt{\frac{(x-x')^2+(y+a)^2}{4a_1t}}}^{\infty} \frac{\exp\left\{ -u^2 - \dfrac{V^2\left[(x-x')^2+(y-a)^2\right]}{16a_1^2u^2} \right\}}{u} du . \qquad (5.19)$$

При этом:

$$\int\limits_0^{\infty} d\Theta_2 = \frac{qdx_1}{2C\gamma\pi a_1} \cdot \exp\left\{ -\frac{(x-x')V}{2a_1} \right\} \int\limits_0^{\infty} \frac{\exp\left\{ -u^2 - \dfrac{V^2\left[(x-x')^2+(y-a)^2\right]}{16a_1^2u^2} \right\}}{u} du \qquad (5.20)$$

$$\Theta_2 = \frac{q}{2\pi\lambda} \int\limits_{-\Delta}^{0} \exp\left\{ -\frac{(x-x')V}{2a_1} \right\} \cdot \left(\int\limits_0^{\infty} \frac{\exp\left\{ -u^2 - \dfrac{V^2\left[(x-x')^2+(y-a)^2\right]}{16a_1^2u^2} \right\}}{u} du \right) dx'$$

(5.20)

$$\frac{1}{2u} = \varsigma \Rightarrow \int\limits_0^{\infty} \frac{\exp\left\{ -u^2 - \dfrac{V^2\left[(x-x')^2+(y-a)^2\right]}{16a_1^2u^2} \right\}}{u} du =$$

$$= \int\limits_0^{\infty} \frac{\exp\left\{ -\dfrac{1}{4\varsigma^2} - \dfrac{V^2\left[(x-x')^2+(y-a)^2\right]\varsigma^2}{4a_1^2} \right\}}{\varsigma} d\varsigma = K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{(x-x')^2+(y+a)^2} \right]$$

.

$$\Theta_2 = \frac{q}{2\pi\lambda} \int\limits_{-\Delta}^{0} \exp\left[-\frac{x-x'}{2a_1}V \right] \cdot K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{(x-x')^2+(y+a)^2} \right] dx' . \qquad (5.21)$$

Окончательно имеем:

$$\Theta = \Theta_1 + \Theta_2 = \frac{q}{2\pi\lambda} \cdot \exp\left\{ -\frac{xV}{2a_1} \right\} \times$$

$$\times\left\{\int_0^a\left\{K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{x^2+(y-y')^2}\right]+K_0\left[\frac{V}{2a_1}\sqrt{x^2+(y+y')^2}\right]\right\}dy'+\right.$$

$$+\int_{-\Delta}^{0}\exp\left\{\frac{xV'}{2a_1}\right\}\cdot K_0\left\{-\frac{V}{2a_1}\sqrt{(x-x')^2+(y-a)^2}\right\}dx+\int_0^a f(y')dy'+C_1+\int_{-\Delta}^{0}g(x')dx'+C_2 \quad (5.22)$$

Функции и константы определяются граничными и начальными условиями.

Произведен расчет температуры ТФД.

Температура в характерной точке О ТФД определяется по формуле [66]

$$\Theta_0=\frac{qa\psi}{\pi\lambda}, \quad (5.23)$$

где $q=Q_З/S$ – интенсивность тепловыделения, соответствующая заготовке, Дж/(м^{2}с).

Здесь S – площадь среза ($S = a\cdot b$), м^2;

$$Q_З=P_T V_Д-Q_Д, \quad (5.24)$$

где P_T – окружная сила трения, Н; $V_Д$ – скорость вращения ТФД, м/с; $Q_Д$ – теплота, уходящая из зоны резания в ТФД, Дж/с;

$$Q_Д=q_Д a_0 b_0, \quad (5.25)$$

где a_0 и b_0 – высота и ширина контакта ТФД с металлом заготовки, м; $q_Д$ – средняя интенсивность тепловыделения на ТФД, Дж/(м^{2}с); ψ – безразмерная функция [6].

Таким образом

$$q=\frac{P_T V_Д-q_Д a_0 b_0}{ab}=\frac{N_Э-q_Д a_0 b_0}{ab}, \quad (5.26)$$

где $N_Э$ – эффективная мощность вращения ТФД, Вт.

Подставив формулу (5.26) в (5.23), получим:

$$\Theta_0=\frac{N_Э-q_Д a_0 b_0}{ab}\cdot\frac{a\psi_0}{\pi\lambda}. \quad (5.27)$$

Окончательно имеем:

$$\Theta_0 = \frac{\left(N_Э - q_Д a_0 b_0\right)\psi_0}{\pi\lambda b}. \qquad (5.28)$$

Решая относительно $N_Э$, получим:

$$N_Э = \frac{\pi\lambda b\Theta_0}{\psi_0} + q_Д a_0 b_0 \quad . \qquad (5.29)$$

Определение величин a_0, b_0 и $q_Д$.

Высота контакта ТФД a_0 аналогична длине контакта стружки с резцом. Используя формулу Сипайлова В.А. [126], получим:

$$\ell \approx a_0 = 1{,}45a\left(\frac{\sin\gamma + \cos\gamma}{B} + \sin\gamma - \cos\gamma\right). \qquad (5.30)$$

Формула получена для условий, когда длина пластического контакта равна половине общей длины контакта.

При $\gamma = 0$ $\quad \ell = 1{,}45\ a\ (1/B - 1)$;

$$a_0 \approx 1{,}45a\ (1/B - 1). \qquad (5.31)$$

Возможно, что $a_0 = a$;

$$b_0 = b \cdot K_b, \qquad (5.32)$$

где K_b – расширение.

Для определения $q_Д$ решена специальная задача теории теплопроводности об отводе теплоты в ТФД.

По нижней части цилиндрической поверхности ТФД с большой скоростью движется прямоугольный источник теплоты (рисунок 5.21) GBCH со сторонами a_0 и b_0 переменной интенсивности в направлении осей Y и Z (интенсивность изменяется по закону треугольника) [120].

В целях приближения границ теплообмена принимаем на передней границе источника максимум интенсивности q_T (Дж/(м^{2}с) (вдоль оси Z)) [136].

$$q_{Z_0} = 0{,}5\left(1 - \frac{z_0}{b_0 / 2}\right). \qquad (5.33)$$

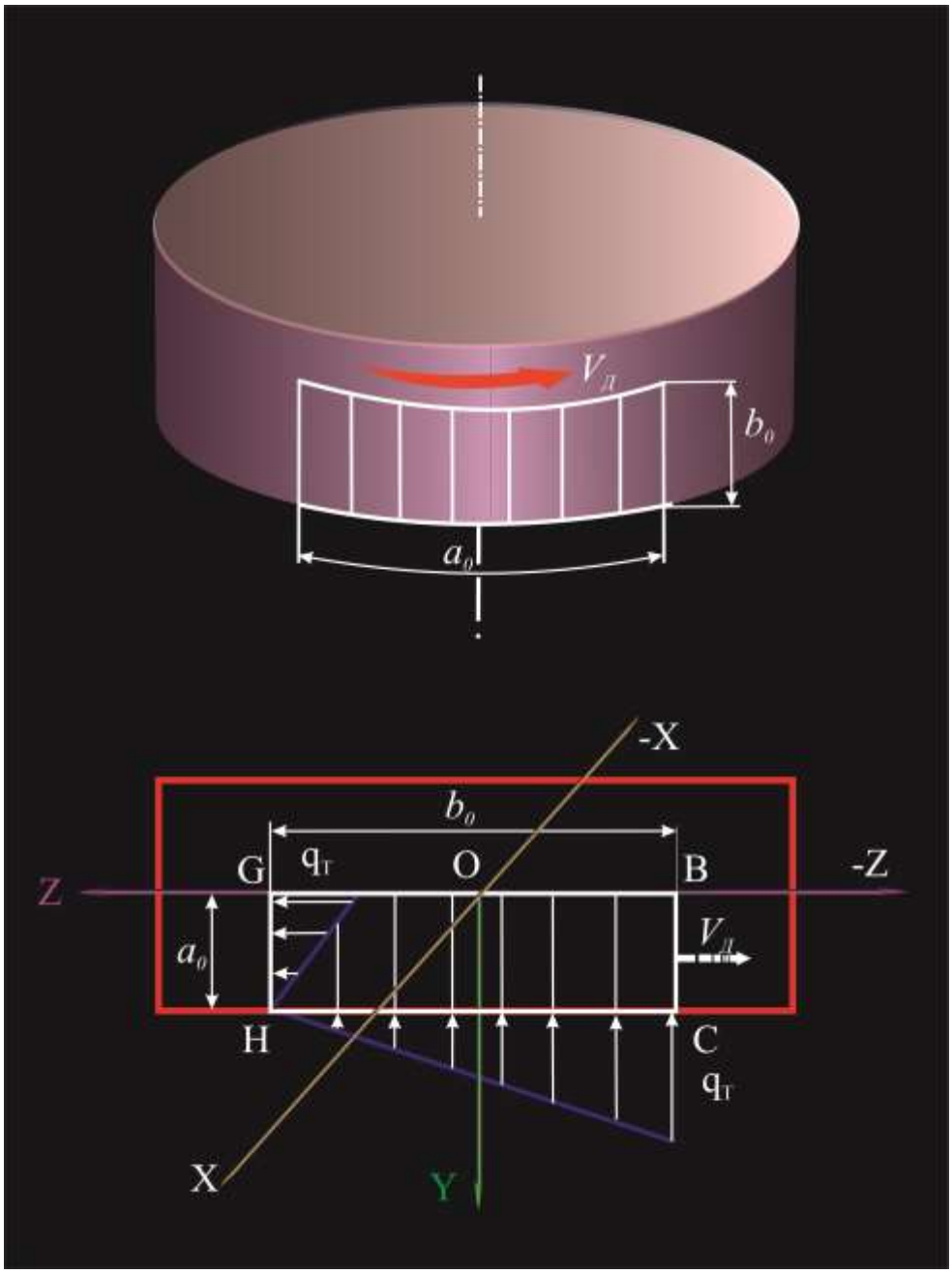


Рисунок 5.21 – Расчетная схема определения температуры ТФД

Чтобы учесть уменьшение температуры при приближении к нижней плоскости ТФД, принимаем максимум интенсивности q_T на верхней боковой границе прямоугольного источника (вдоль оси Y)

$$q_{Y_0} = q_T\left(1-\frac{y_0}{a_0}\right).$$

Тогда средняя интенсивность тепловыделения $q_Д$ будет связана с q_T соотношением

$$q_Д = 0{,}25q_T\,. \qquad (5.34)$$

Задача сводится к определению q_T из-за какой-либо характерной температуры внутри действующего подвижного источника (рисунок 5.22).

Принимаем как характерную температуру ТФД в точке О (z=0; y=0; x=0), которая должна быть равна (по физическим соображениям) температуре в точке О заготовки.

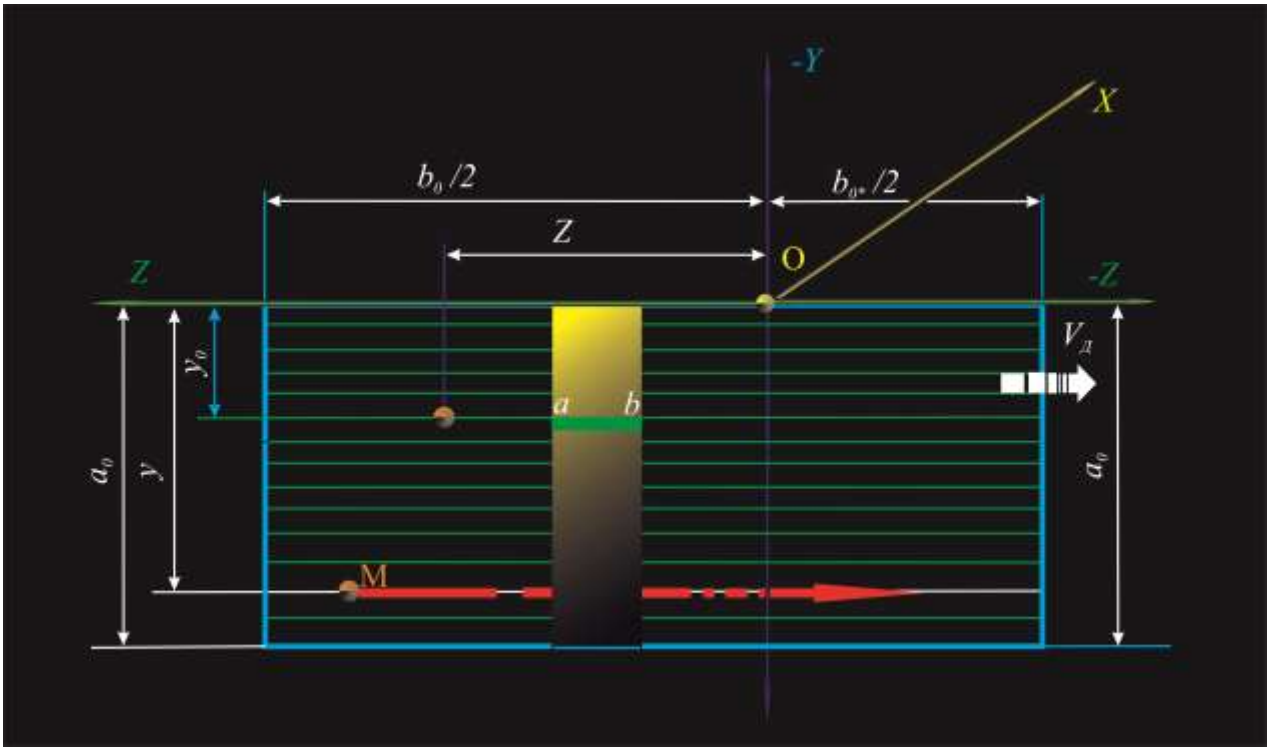


Рисунок 5.22 – Расчетная схема определения температурного поля от движущегося источника теплоты

Чтобы найти решение для температурного поля от воздействия на поверхность ТФД, принимаемого за полубесконечное тело, движущегося прямоугольного источника теплоты, необходимо найти выражение для точечного быстродвижущегося источника и далее проинтегрировать полученное решение в пределах по z_0: от $-(b_0/2)$ до z и по y_0: от 0 до a_0.

Отметим, что при действии быстродвижущегося источника на любую точку, расположенную внутри источника, действует лишь та часть источника, которая расположена впереди этой точки, поскольку она движется быстрее распространения теплоты в твердом теле [169].

Определим температурное поле от быстродвижущегося точечного

источника теплоты. Выделяем слой толщиной d_z в полубесконечном теле (полубесконечная пластина d_z). Если на её поверхности подействовал мгновенно линейный источник теплоты $ab=dz$ с координатами $x_0 = 0$ и y_0, то уравнение температурного поля имеет вид [136]:

$$\Theta = \frac{q}{2\pi\lambda(\tau - \tau_1)} e^{-\frac{(x-x_0)^2+(y-y_0)^2}{4a_1(\tau-\tau_1)}}. \qquad (5.35)$$

Рассматривая температуру только вдоль оси Z ($x = 0$, $y = 0$), получим:

$$\Theta = \frac{q_0}{2\pi\lambda(z - z_0)} e^{-\frac{V_Д y_0^2}{4a_1(z-z_0)}}. \qquad (5.36)$$

Переходя к прямоугольному источнику путем замены точечного источника М на источник в виде элементарной площадки $dz_0\, dy_0$, получим:

$$\Theta = \frac{q_T}{2\pi\lambda} \int_{-\frac{b_0}{2}}^{z} \frac{dz_0}{z - z_0}\left(0{,}5 - \frac{z_0}{b_0}\right)\int_0^{a_0} e^{-\frac{V_Д y_0^2}{4a_1(z-z_0)}}\left(1 - \frac{y_0}{a_0}\right)dy_0\,, \qquad (5.37)$$

$$\Theta = \frac{q_T}{2\pi\lambda}\left(0{,}5\int_{-\frac{b_0}{2}}^{z}\frac{dz_0}{z-z_0} - \frac{1}{b_0}\int_{-\frac{b_0}{2}}^{z}\frac{z_0 dz_0}{z-z_0}\right)\cdot\left(\int_0^{a_0} e^{-\frac{V_Д y_0^2}{4a_1(z-z_0)}}dy_0 - -\frac{1}{a_0}\int_0^{a_0} e^{-\frac{V_Д y_0^2}{4a_1(z-z_0)}} y_0 dy_0\right). \qquad (5.38)$$

Пусть

$$u = \frac{V_Д a_0^2}{4a(z - z_0)}; \qquad u_1 = \frac{V_Д a_0^2}{4a(z + b_0/2)}; \qquad u_2 = \infty;$$

$$z - z_0 = \frac{V_Д a_0^2}{4au}; \quad z_0 = z - \frac{V_Д a_0^2}{4au}; \quad dz_0 = \frac{V_Д a_0^2}{4au}du.$$

Расчетом можно получить упрощенную формулу вида:

$$\psi = C \cdot Pe^u \left(\frac{a_0}{b_0}\right)^{u_1}, \qquad (5.39)$$

где Pe – критерий Пекле ($Pe = Va_1/a$).

Теперь считаем, что C – известная безразмерная величина. Тогда из формулы (5.38) получим [136]:

$$q_T = \frac{4\sqrt{\pi\lambda_Д C\rho_Д V_Д}\,\Theta_0}{\sqrt{a_0}\psi}, \qquad (5.40)$$

где $C\rho_Д$ – определяется по формуле [136]; $\lambda_Д$ – коэффициент теплопроводности и удельная объемная теплоемкость материала ТФД.

Переходя к средней интенсивности, получим:

$$q_Д = 0,25q_T; \quad q_Д = \sqrt{\frac{\pi\lambda_Д c\rho_Д V_Д}{a_0}} \cdot \frac{\Theta_0}{\psi}. \qquad (5.41)$$

Подставляя выражение (5.41) в уравнение (5.29), после преобразований получим:

$$N_Э = \frac{\pi\lambda b\Theta_0}{\psi_0}\left(1+\sqrt{\frac{Pe}{\pi}} \cdot \frac{\lambda_Д b_0\psi_0}{\lambda b\psi}\right), \qquad (5.42)$$

где $Pe = \frac{V_Д a_0}{a_Д}$, $a_Д$ – коэффициент температуропроводности материала ТФД, м^2/с;

$$\psi = cF_0{}^u; \quad \psi_0 = c_1 Pe^{u_1}\left(\frac{a_0}{b_0}\right)^{u_2}; \quad F_0 = \frac{a\tau_0}{a_1{}^2} = \frac{a\cdot\ell}{a_1{}^2 V_З} \text{ – критерий Фурье.}$$

При определении мощности $N_Э$ необходимо задать a_0, исходя из приобретения обрабатываемым материалом высокого пластического состояния в зоне трения.

Таким образом, $N_Э$ учитывает 12 параметров процесса.

Теплота, идущая в ТФД, равна (Дж/с)

$$Q_Д = \sqrt{\pi(\lambda C\rho_Д V_Д a_0)}\, b_0 \frac{\Theta_0}{\psi}. \qquad (5.43)$$

Полученное выражение позволяет определить количество теплоты, уходящей в ТФД при определении общего теплового баланса процесса обработки.

Перешедшую в стружку теплоту определяем произведением секундного объема снятой стружки, удельной теплоемкости и усредненной

температуры (рисунок 5.23).

$$Q_{CTP} = abV_3C\rho\Theta_{CP} + \left(\vec{F}_{TP}, \vec{V}_{CTP}\right), \tag{5.44}$$

где первое слагаемое – теплота деформации; второе – теплота трения; V_{CTP} – скорость схода стружки.

Средняя температура представляет собой интегральную среднюю температуру на передней поверхности ТФД. Теплота деформации Q'_{CTP} определяется по формуле [173].

$$Q'_{CTP} = \frac{1}{4}abC\rho V_3 A\Theta_B . \tag{5.45}$$

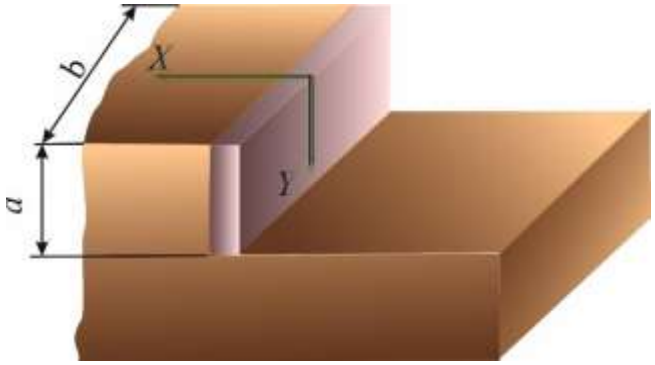


Рисунок 5.23 – Расчетная схема

Определим теплоту трения Q''_{CTP}.

Найдем V_{CTP} (рисунок 5.24):

$$\vec{V}_{CTP} = \vec{V}_C + \vec{V}_Д .$$

Тогда

$$\left(\vec{F}_{TP}, \vec{V}_{CTP}\right) = P_Y V_C + P_X V_Д . \tag{5.46}$$

Таким образом:

$$Q''_{CTP} = P_Y V_C + P_X V_Д . \tag{5.47}$$

Формула определения общей теплоты, идущей в стружку, имеет вид [136]

$$Q_{CTP} = 0{,}25abC\rho V_3 A\Theta_B + P_Y V_C + P_X V_Д, \qquad (5.48)$$

где A определяется из выражения [136]

$$A = \sqrt{\pi F_0}\left[erf\left(\frac{1}{2F_0}\right) + 2erf\left(\frac{1}{4F_0}\right) + 2erf\left(\frac{1}{8\sqrt{F_0}}\right)\right] + \frac{1}{2}\left[-E_i\left(-\frac{1}{4F_0}\right)\right] +$$

$$+\frac{1}{2}\left[-E_i\left(-\frac{1}{16F_0}\right)\right] + \frac{3}{4}\left[-E_i\left(-\frac{9}{64F_0}\right)\right] - \frac{5}{8}\left[-E_i\left(-\frac{25}{64F_0}\right)\right]; \qquad (5.49)$$

где Θ – температура в точке В; P_X, P_Y – составляющие силы резания.

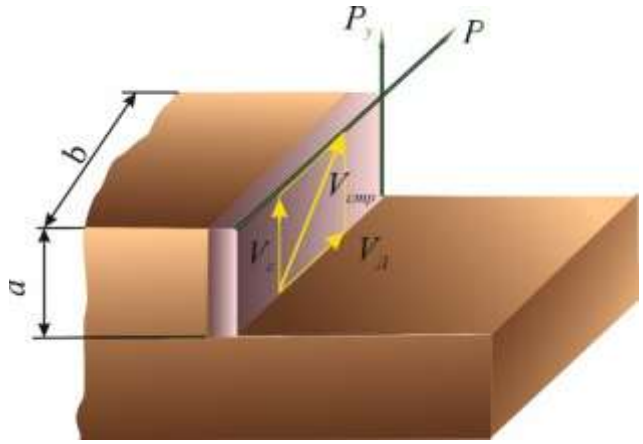


Рисунок 5.24 – Направление скорости вращения ТФД
и скорости стружки

Анализируя формулу (5.48), можно заключить, что количество идущей в стружку теплоты зависит от геометрических и силовых параметров процесса, а также показателей режима резания и физико-механических свойств обрабатываемого материала.

Произведен расчет температурного поля в стружке и заготовке.

Расчет температурного поля при ТФР заготовок произведен для исследуемых марок сталей при следующих значениях параметров, определяющих процесс:

$V_Д$ = 42 м/с, $V_З$ = 1,3·10^{-3} м/с, a = 2,0·10^{-3} м, B = 78,4·10^{-3} м.

Сталь 45: q =44×10^6 Вт/м^2, C = 640 Дж/(кг·град), ρ = 7840 кг/м^3, a_1 = 1,3×10^{-6} м^2/с;

Сталь 12Х13: q =124×10^6 Вт/м^2, C =447 Дж/(кг·град), ρ =7600 кг/м^3, a_1 =7,7×10^{-6} м^2/с.

Для расчета температурного поля в срезаемом слое и заготовки использованы полученные ранее формулы.

По данным расчетов построены температурные поля для стали 45 (рисунки 5.25–5.27), имеющей минимальный коэффициент температуропроводности из исследуемых сталей ($a_1 = 1{,}3\times10^{6}$ м^2/с), и стали 12Х13 (рисунок 5.26), имеющий один из максимальных коэффициентов температуропроводности ($a_1=7{,}7\times10^{-6}$ м^2/с).

Изучение температурных полей показывает, что вследствие низкой теплопроводности коррозионностойких сталей в зоне резания и стружке наблюдается локализация теплоты, что увеличивает степень размягчения и снижает прочность металла.

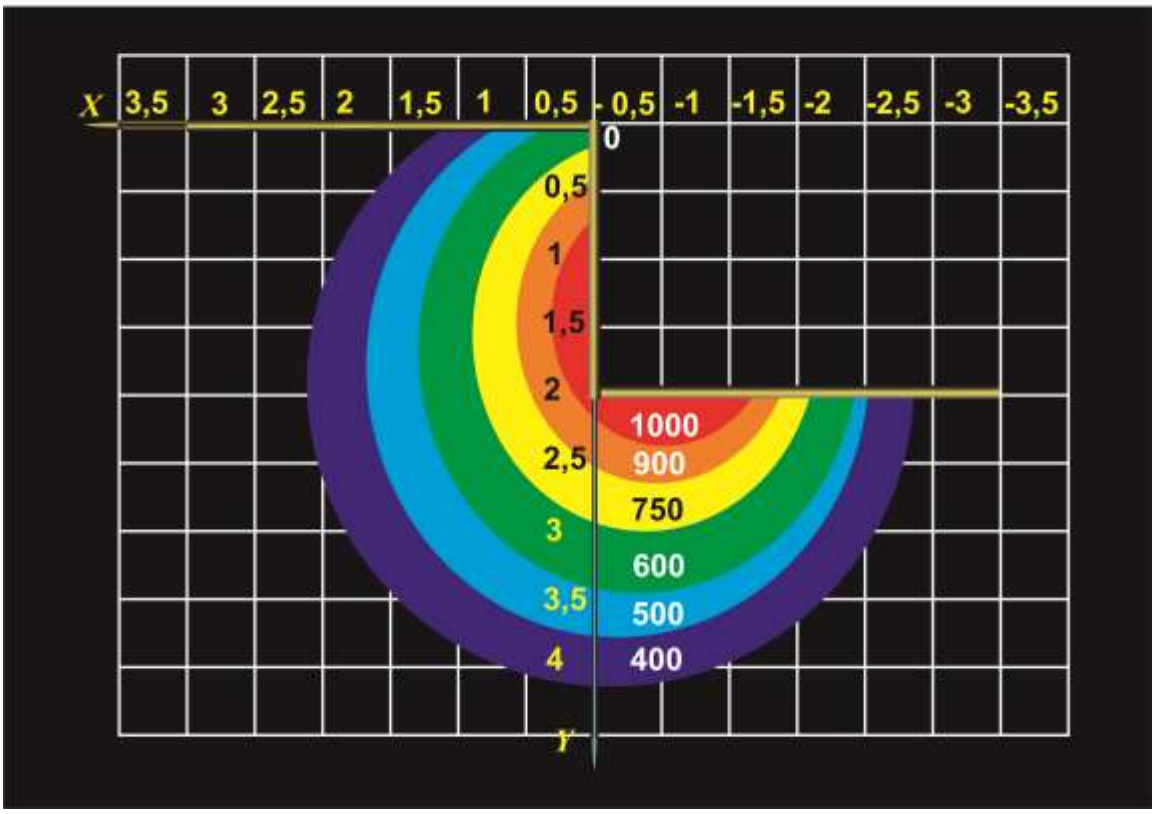


Рисунок 5.25 – Температурное поле в срезаемом слое и заготовке из стали 45: $a = 2\cdot10^{-3}$ м; $B = 78{,}4\cdot10^{-3}$ м; $V_Д = 42$ м/с; $V_З = 1{,}3\cdot10^{-3}$ м/с

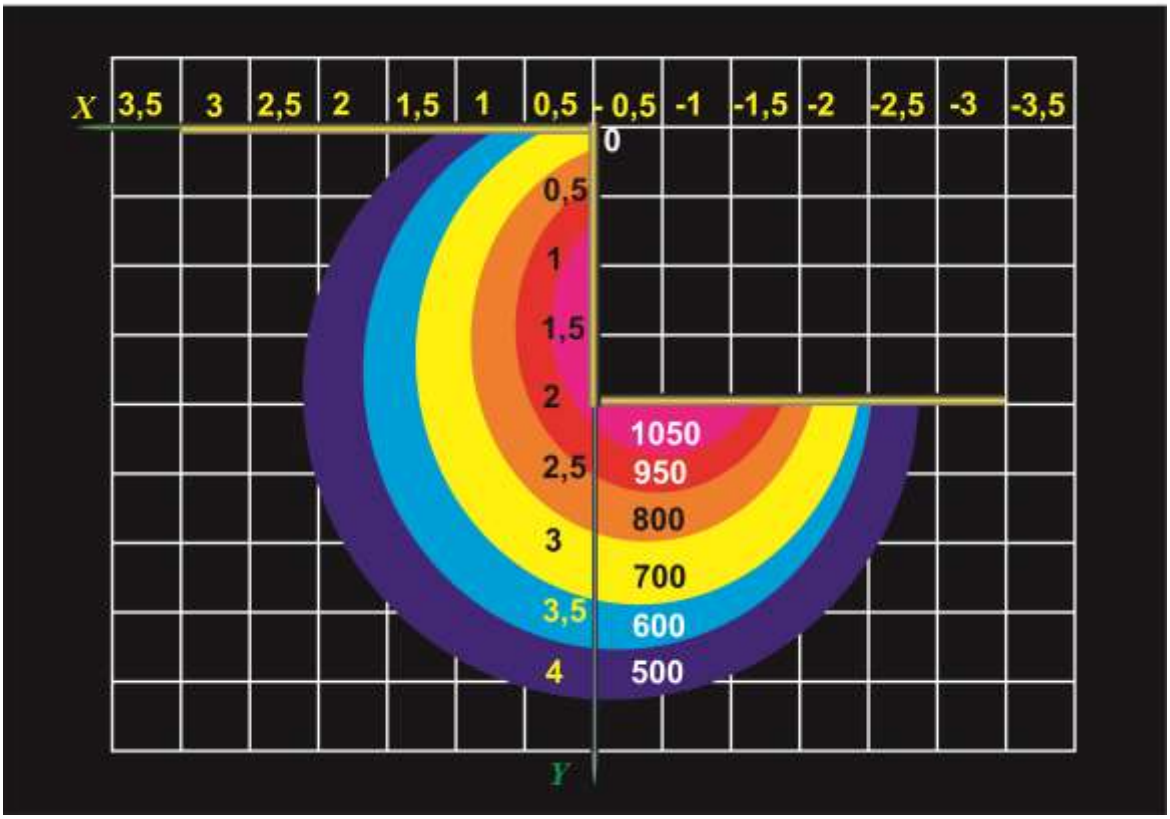


Рисунок 5.26 – Температурное поле в срезаемом слое в заготовке из стали 12Х13: $a = 2 \cdot 10^{-3}$ м; $B = 78{,}4 \cdot 10^{-3}$ м; $V_Д = 42$ м/с; $V_З = 1{,}3 \cdot 10^{-3}$ м/с

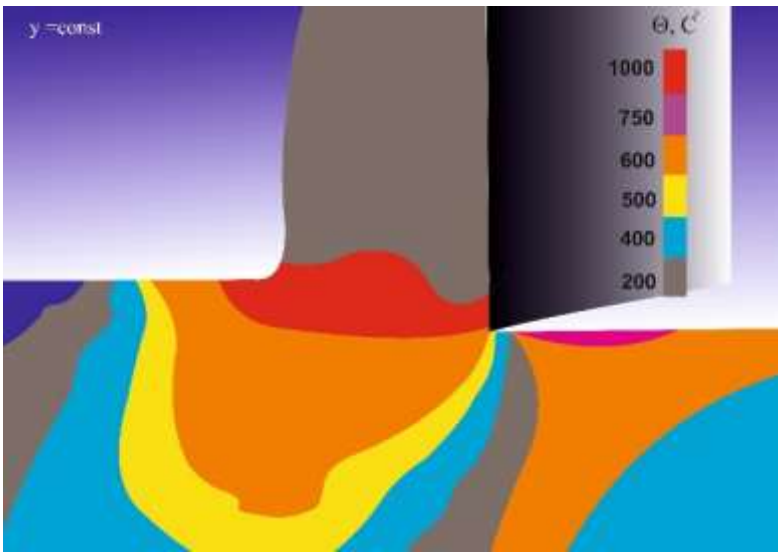


Рисунок 5.27 – Температурное поле в заготовке при наличии движущегося источника

На рисунках 5.28, 5.29 показаны влияние скорости вращения ТФД и скорости подачи заготовки на температуру контактной поверхности для стали 45: a =2 мм, B = 70 мм.

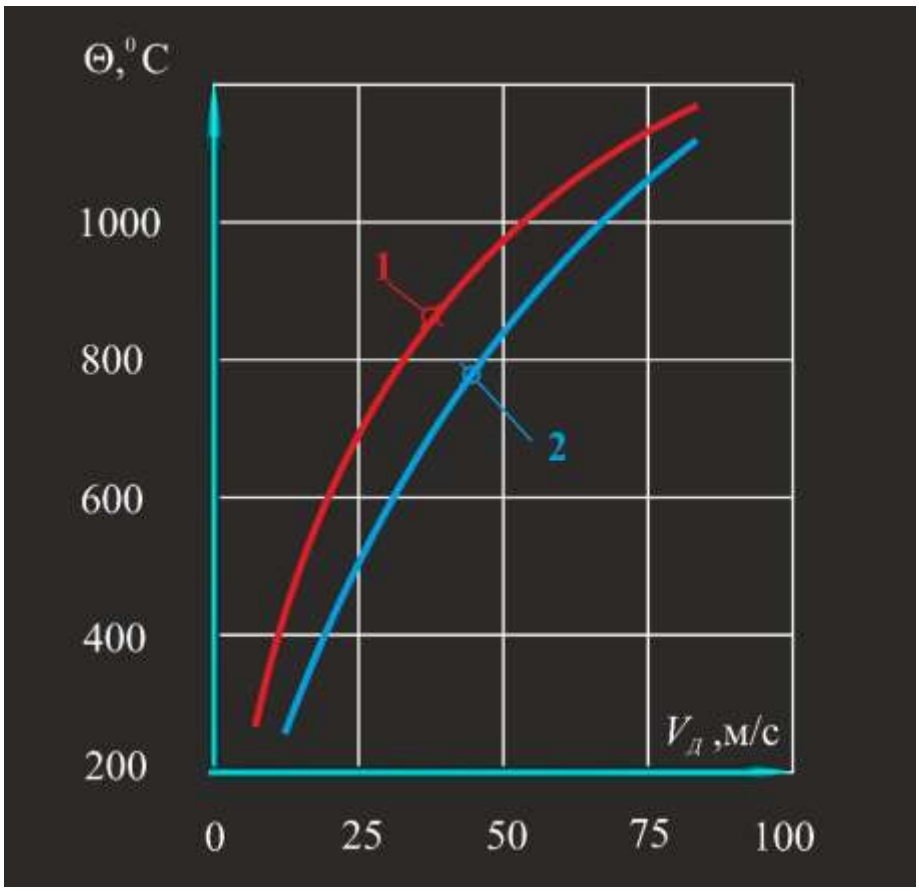


Рисунок 5.28 – Зависимость температуры в зоне резания
от окружной скорости ТФД: 1 – $V_З$ = 124 мм/мин; 2 – $V_З$ = 80 мм/мин

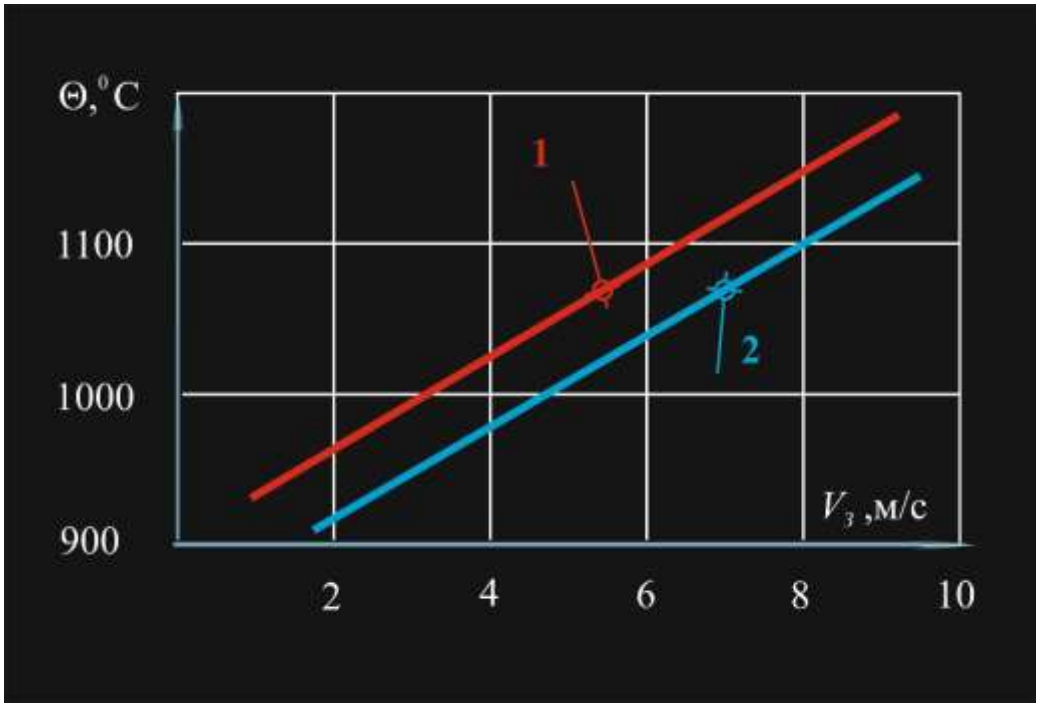


Рисунок. 5.29 – Зависимость температуры в зоне резания
от скорости подачи заготовки: 1 – $V_Д$ = 60 м/с; 2 – $V_Д$ = 42 м/с

5.5. Учет анизотропии теплофизических свойств в процессах теплопередачи, сопровождающих ТФР

В результате расчета температурного поля в инструменте и заготовке установлено, что в непосредственной близости от зоны обработки имеют место значительные градиенты температур. Значения градиентов составляют до 200 К/мм и более. Коэффициенты теплопроводности материала заготовки и инструмента зависят от температуры. С повышением температуры металла со 100 °С до 800 °С коэффициенты теплопроводности изменяются в 2…3 раза (рисунок 5.30).

В результате изменения температуры в зоне ТФР изменяется теплопроводность участков зоны контакта в разных направлениях. Например, аналитический расчет коэффициентов теплопроводности показал, что для зон, расположенных вдоль касательной поверхности ТФД, численные значения коэффициентов меньше, чем значения коэффициентов теплопроводности для зон, изменяющихся в радиальном направлении, что убедительно доказывает анизотропию теплофизических свойств материалов инструмента и заготовки.

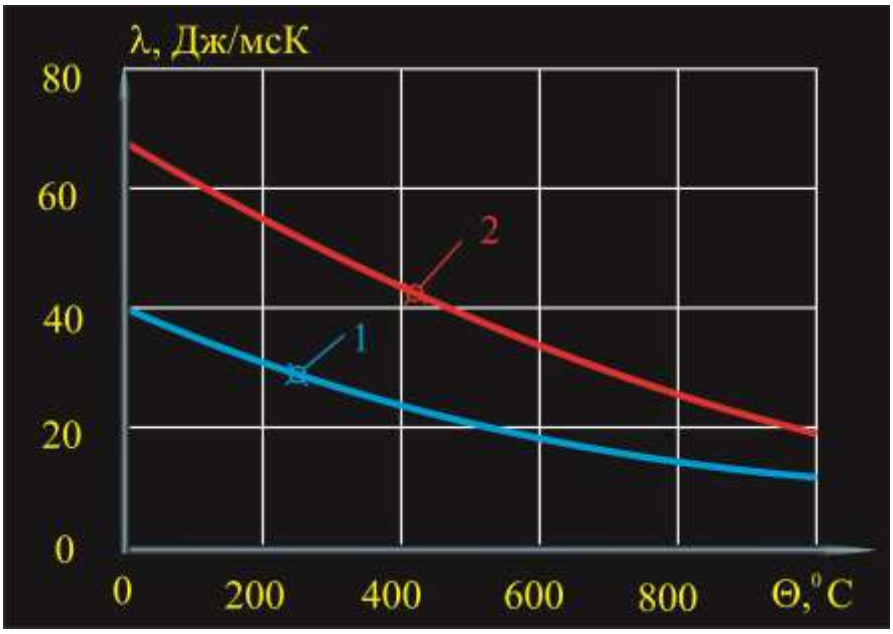


Рисунок 5.30 – Зависимости коэффициента теплопроводности от температуры: 1 – сталь 20; 2 – сталь 45

Для прогнозирования величины дефектного слоя, возникающего в поверхностном слое заготовки после ТФР, необходимо наличие адекватного описания тепловых процессов, происходящих в зоне контакта, учитывающего изменение направлений основных тепловых потоков с их ориентацией.

Для моделирования тепловых процессов и явлений при ТФР, например, процессов теплопроводности вектора переноса тепла, удобно использовать аппарат тензорного исчисления.

Для построения математической модели рассмотрим схему процесса ТФР (рисунок 5.31).

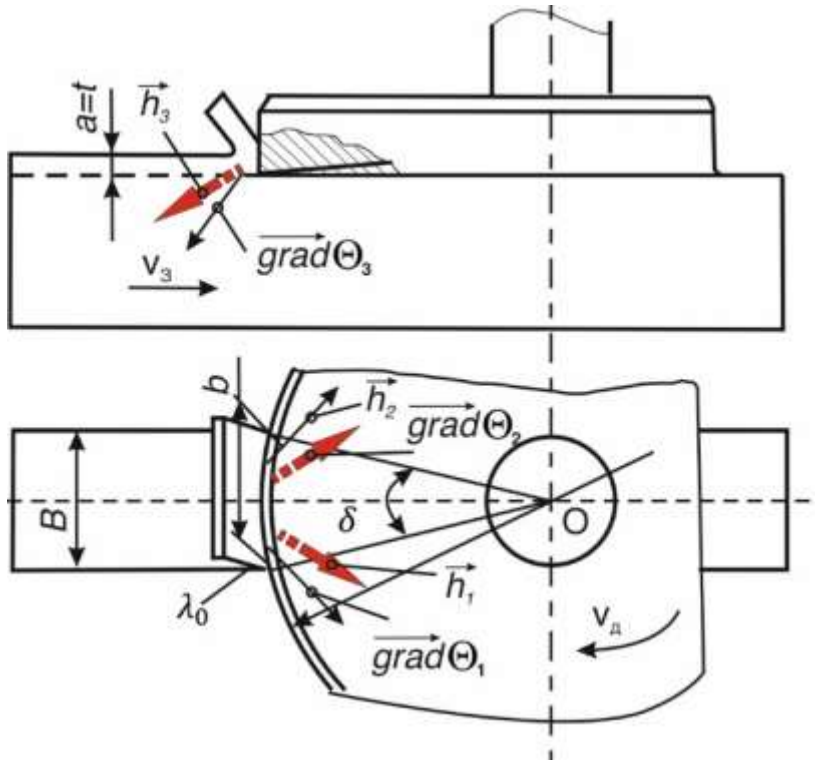


Рисунок 5.31 – Схема отклонения вектора теплового потока от вектора градиента температуры, имеющего место на грани ТФД вследствие разности коэффициентов теплопроводности металла

На схеме указаны отклонения вектора теплового потока от вектора-градиента температуры, имеющего место на грани ТФД вследствие разности коэффициентов теплопроводности металла.

На схеме, представленной на рисунке 5.31, видно, что между вектором

теплового потока $\vec{h}_i$ и градиентом температуры $\overrightarrow{grad\Theta}$ образован угол, значения которого определяются соотношением теплопроводностей холодного и нагретого металла (рисунок 5.32).

Известно, что вектор переноса тепла моделируется зависимостью вида:

$$\vec{h} = -\lambda \cdot \overrightarrow{grad\Theta} \qquad (5.50)$$

Вектор переноса тепла $\vec{h}$ имеет одинаковый вид во всех точках изотропной среды и всегда параллелен вектору градиента температуры (рисунок 5.31, *а*).

Совершенно иная связь вектора переноса тепла с вектором-градиентом температуры в анизотропной среде.

Если среда является анизотропной, то вектор переноса тепла не будет параллелен вектору градиента температуры.

Зависимость между компонентами вектора переноса тепла и компонентами вектора градиента температуры имеет вид:

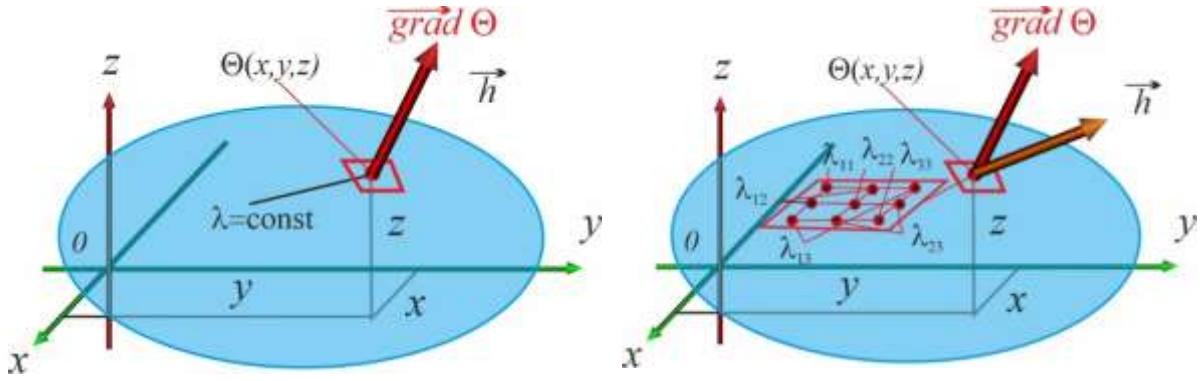
$$h_i = -\left[\lambda_{i1} \frac{\partial \Theta}{\partial x} + \lambda_{i2} \frac{\partial \Theta}{\partial y} + \lambda_{i3} \frac{\partial \Theta}{\partial z} \right], \quad i = 1, 2, 3 \qquad (5.51)$$

Выражение (5.51) может быть представлено в индексном виде:

$$h_i = -\sum_{j=1}^{3} \lambda_{ij} \frac{\partial \Theta}{\partial x_j}, \qquad (5.52)$$

где λ_{ij} – тензор теплопроводности анизотропной среды:

$$\left(\lambda_{i\,j}\right) = \begin{pmatrix} \lambda_{11} & \lambda_{12} & \lambda_{13} \\ \lambda_{21} & \lambda_{22} & \lambda_{23} \\ \lambda_{31} & \lambda_{32} & \lambda_{33} \end{pmatrix}. \qquad (5.53)$$



а) *б*)

Рисунок 5.32 – Схема связи вектора теплового потока с градиентом температуры для изотропной теплопроводной (*а*) и анизотропной (*б*) сред

Экспериментальные исследования показывают, что тензор теплопроводности обладает свойством симметричности:

$$\lambda_{ij} = \lambda_{ji}\,.$$

Такой вектор, путем ортогональных преобразований, может быть представлен в виде диагональной матрицы

$$\lambda_{ij} = \begin{pmatrix} \lambda_1 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_2 & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda_x & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_y & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_z \end{pmatrix},$$

где λ_x , λ_y , λ_z – главные коэффициенты или собственные значения тензора теплопроводности анизотропной среды.

Направления, соответствующие собственным значениям тензора теплопроводности анизотропной среды,

$$\vec{e}_i^{\,0},\ ^3 = 1, 2, 3,$$

являются собственными направлениями тензора теплопроводности.

Для дальнейшего описания введем обозначение r_{ij} – тензора второго ранга, и обратного ему λ_{ij} – тензора теплового сопротивления.

После решения уравнения (5.51) с учетом вышеизложенного получим:

$$\frac{\partial \Theta}{\partial x_j} = -\sum_{i=1}^{3} r_{ij} h_i , \quad j = 1, 2, 3, \tag{5.54}$$

где r_{ij} – тензор теплового сопротивления который характеризуется матрицей вида:

$$\left(r_{ij}\right) = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix}, \tag{5.55}$$

где $r_{12} = r_{21}$, $r_{13} = r_{31}$, $r_{23} = r_{32}$.

Процедура приведения к диагональному виду матрицы вектора теплопроводности осуществляется аналогично для матрицы вектора теплового сопротивления:

$$r_i = \frac{1}{\lambda_i}, \quad i = 1, 2, 3, \tag{5.56}$$

где r_i – собственные значения вектора теплового сопротивления.

С учетом вышеизложенного уравнение характеристической поверхности вектора теплопроводности λ_{ij} моделируется выражением:

$$\sum_{i=1}^{3} \sum_{j=1}^{3} \lambda_{ij} x_i x_j = 1,$$

которое после приведения к главным осям примет вид:

$$\lambda_x x_0^2 + \lambda_y y_0^2 + \lambda_z z_0^2 = 1, \tag{5.57}$$

или

$$\frac{x_0^2}{\left(\frac{1}{\sqrt{\lambda_x}}\right)^2} + \frac{y_0^2}{\left(\frac{1}{\sqrt{\lambda_y}}\right)^2} + \frac{z_0^2}{\left(\frac{1}{\sqrt{\lambda_z}}\right)^2} = 1, \tag{5.58}$$

где $a = \frac{1}{\sqrt{\lambda_x}}$; $b = \frac{1}{\sqrt{\lambda_y}}$; $c = \frac{1}{\sqrt{\lambda_z}}$ – полуоси эллипсоида теплопроводности (рисунок 5.33).

С учетом соотношения (5.58), получим уравнение вектора теплового сопротивления:

$$\frac{x_1^2}{\left(\sqrt{r_1}\right)^2}+\frac{x_2^2}{\left(\sqrt{r_2}\right)^2}+\frac{x_3^2}{\left(\sqrt{r_3}\right)^2}=1. \qquad (5.59)$$

Полученное выражение позволяет построить векторные уравнения теплопроводности для среды с неодинаковыми свойствами в различных направлениях.

Рассмотрим процесс распространения тепла в среде с плотностью ρ и удельной теплоемкостью c.

Такой процесс моделируется выражением вида [180]:

$$\rho c\frac{\partial\Theta}{\partial t}=div\vec{h}. \qquad (5.60)$$

Для установившегося процесса из уравнения (5.60) $div\vec{h}=0.$

В координатной форме это уравнение будет иметь вид:

$$\frac{\partial h_1}{\partial x_1}+\frac{\partial h_2}{\partial x_2}+\frac{\partial h_3}{\partial x_3}=0.$$

Известно, что координаты тензора теплового потока связаны вектором тензора теплопроводности:

$$h_i=-\sum_{j=1}^{3}\lambda_{ij}\frac{\partial\Theta}{\partial x_j}. \qquad (5.61)$$

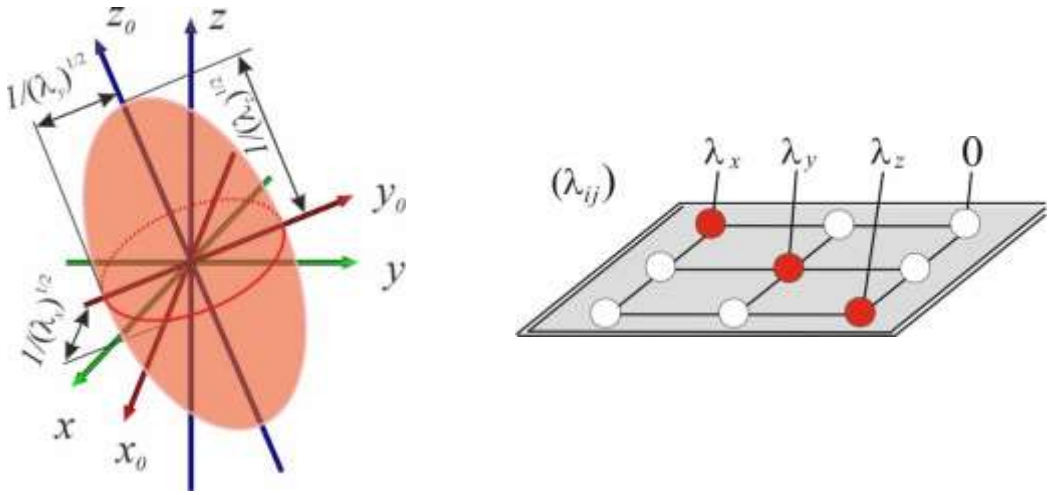
Соответственно получим:

$$\sum_{i=1}^{3}\sum_{j=1}^{3}\lambda_{ij}\frac{\partial^2\Theta}{\partial x_i\partial x_j}=0. \qquad (5.62)$$

Чтобы решить уравнение (5.62) необходимо осуществить переход вектора λ_{ij} к системе главных координат:

$$\lambda_1\frac{\partial^2\Theta}{\partial x_1^2}+\lambda_2\frac{\partial^2\Theta}{\partial x_2^2}+\lambda_3\frac{\partial^2\Theta}{\partial x_3^2}=0, \qquad (5.63)$$

где λ_1, λ_2, λ_3 – главные коэффициенты теплопроводности.



а) *б*)

Рисунок 5.33 – Эллипсоид теплопроводности анизотропной среды (*а*), и графическая интерпретация тензора теплопроводности (*б*)

После замены переменных в уравнении (5.63) получим:

$$\frac{\partial\Theta}{\partial x_i}=\frac{\partial\Theta}{\partial\xi_i}\frac{\partial\xi_i}{\partial x_i}=\frac{\partial\Theta}{\partial\xi_i}\frac{1}{\sqrt{\lambda_i}};\ \frac{\partial^2\Theta}{\partial x_i^2}=\frac{\partial^2\Theta}{\partial\xi_i^2}\frac{1}{\lambda_i}, \tag{5.64}$$

$$\text{где } \xi_1=\frac{x_1}{\sqrt{\lambda_1}};\ \xi_2=\frac{x_2}{\sqrt{\lambda_2}};\ \xi_3=\frac{x_3}{\sqrt{\lambda_3}};\ i=1,\ 2,\ 3. \tag{5.65}$$

С учетом вышерассмотренных преобразований уравнение (5.64) приводится к виду уравнения Лапласа:

$$\frac{\partial^2\Theta}{\partial\xi_1^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial\xi_2^2}+\frac{\partial^2\Theta}{\partial\xi_3^2}=0. \tag{5.66}$$

Аналитическое решение уравнения (5.66) возможно лишь для некоторых частных случаев. Например, для условий ТФР, при которых источник тепла в неограниченной анизотропной среде может рассматриваться, как точечный, расположенный на границе расплавленного металла и главной режущей кромки инструмента в точке с координатами ($x_т$, $y_т$, $z_т$).

Пусть источник тепла расположен в начале координат, тогда после решения уравнения (5.66) получим результат:

$$\Theta = \Theta_\infty + \frac{Q}{\sqrt{\xi_1^2 + \xi_2^2 + \xi_3^2}}, \tag{5.67}$$

где Θ_∞ – постоянная температура среды, определенная на большом расстоянии от источника тепла; Q – постоянная величина (константа), связанная с производительностью источника тепла.

Полученное выражение позволяет получить модель скалярного температурного поля, путем перехода от системы координат ξ_1 ξ_2 ξ_3 согласно (5.65) к системе координат x_1 x_2 x_3:

$$\Theta = \Theta_\infty + \frac{Q}{\sqrt{\frac{x_1^2}{\lambda_1} + \frac{x_2^2}{\lambda_2} + \frac{x_3^2}{\lambda_3}}}. \tag{5.68}$$

Определим изотермические поверхности, возникающие вокруг точечного источника тепла.

Для графического представления изотермических поверхностей обозначим разность температур:

$$\Theta - \Theta_\infty = \text{const} = C. \tag{5.69}$$

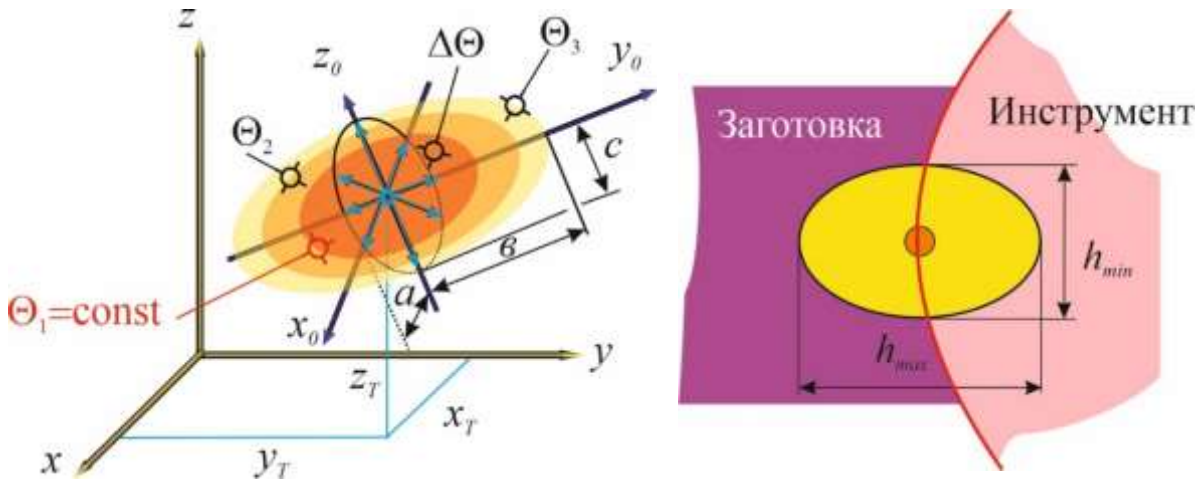
После подстановки (5.69) в (5.68) и несложных преобразований получим уравнение изотермических поверхностей:

$$\frac{x_1^2}{\lambda_1} + \frac{x_2^2}{\lambda_2} + \frac{x_3^2}{\lambda_3} = \frac{Q^2}{(\Theta - \Theta_\infty)^2} = \frac{Q^2}{C^2} = \text{const}. \tag{5.70}$$

Изотермические поверхности представляют собой эллипсоиды с соответствующими полуосями (рисунки 5.34, 5.35):

$$a = \sqrt{\lambda_1}\,\frac{(\Theta - \Theta_\infty)}{Q};\ \ b = \sqrt{\lambda_2}\,\frac{(\Theta - \Theta_\infty)}{Q};\ \ c = \sqrt{\lambda_3}\,\frac{(\Theta - \Theta_\infty)}{Q}. \tag{5.71}$$

Графические интерпретации процесса теплопередачи, построенные путем аналитического решения уравнения теплопроводности для малоподвижного и подвижного источников тепла, приведены на рисунке 5.34.



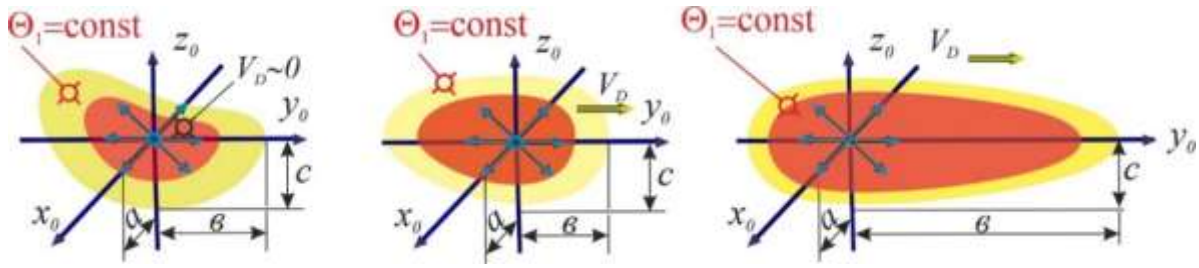
а) *б*)

Рисунок 5.34 – Распространение тепла из точечного источника, расположенного на периферии инструмента:

а – ориентация осей эллипса;

б – принципиальная схема распространения тепла

Проведен анализ теплопередачи аналитическим методом на основе решения уравнения теплопроводности для малоподвижного и подвижного источников тепла (рисунок 5.35).



а) *б*) *в*)

Рисунок 5.35 – Распространение тепла от точечного источника, находящегося в слое жидкого металла: *а* – для малоподвижного источника теплоты; *б* – для движущегося источника теплоты; *в* – для источника, движущегося с большой скоростью

Результаты расчета температурного поля по плоскости заготовки с

учетом анизотропии теплофизических свойств по уравнению (5.70) приведены на рисунке 5.36.

Расчет выполнен численными методами, при решении назначена область интегрирования ABCD.

На участке *AB* распределение температуры принято в виде параболической зависимости с максимумом Θ = 150 °С на расстоянии *AB*/3 от точки *A*. Для участка *BC* и *AD* приняты краевые условия Неймана в виде grad Θ = 0. На участке *CD* принято условие $\Theta = \Theta_0$ = const = 30 °С.

Решение уравнения (5.70) позволило построить поля температур в системе относительных $\zeta_1\,\zeta_2$ и физических координат $x = \sqrt{\Lambda_1}\zeta_1$, $y = \sqrt{\Lambda_2}\zeta_2$.

В результате расчетов определено температурное поле в заготовке (рисунок 5.36). Расчет температурного поля сравнивался с результатами экспериментальных измерений.

Из сравнения расчетных значений с результатами экспериментальных исследований следует, что точность расчета поля температур по предложенной методике составляет 2...4%. Это подтверждает необходимость учета анизотропии теплофизических свойств инструмента и металла.

Таким образом, установлено, что в центральной части заготовки формируется тепловой поток *h*1, который приводит к разогреву центральной части заготовки и локализует нагрев металла в центральной части заготовки.

Тепловые потоки *h*2, *h*3, которые распространяются перпендикулярно направлению подачи, менее интенсивны. Это уменьшает теплоотдачу от зоны контакта в окружающее пространство.

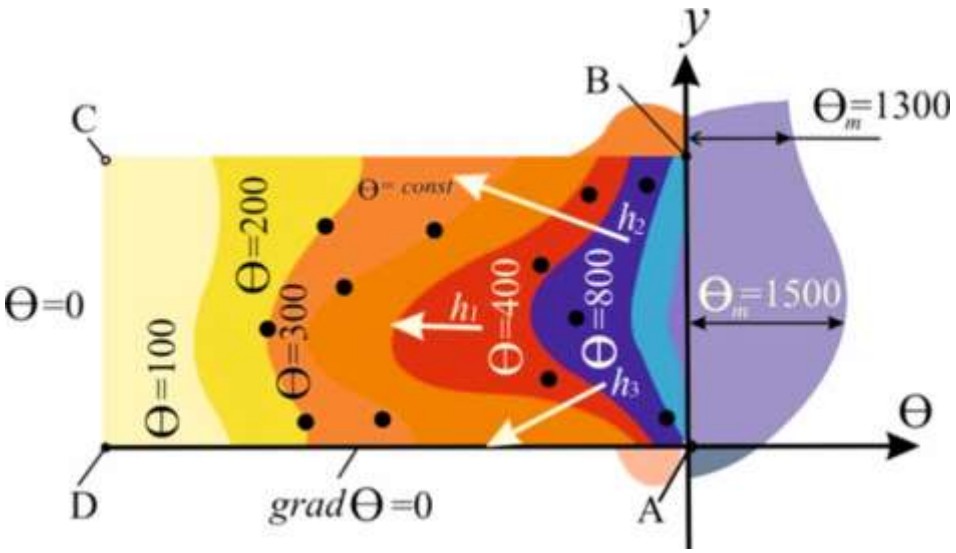


Рисунок 5.36 – Результаты расчета температурного поля по плоскости заготовки с учетом анизотропии теплофизических свойств и результатов экспериментальных измерений (• – экспериментальные точки)

Анализ полученных результатов позволяет сделать заключение, что нагрев зоны контакта зависит от физико-механических свойств материала заготовки и инструмента, а также режимов резания.

Установлено, что в анизотропной среде изменяются направления и ориентация тепловых потоков в сторону более холодных частей заготовки и инструмента из-за разницы коэффициентов теплопроводности холодного и разогретого материалов. Вышеуказанный процесс способствует выравниванию температуры в зоне контакта инструмента с заготовкой.

Выводы к главе 5

1. Нагрев зоны резания зависит от физико-механических свойств материала заготовки и инструмента, а также режимов резания. Температура, развивающаяся в ходе пластической деформации, имеет важное влияние на процесс резания.

2. Разработаны тепловые модели для изучаемых способов обработки,

определяющих соотношение между температурными и технологическими параметрами процессов ТФР. Модели обеспечивают расчет температурного поля заготовки для изучаемых способов обработки.

3. Разработаны математические модели расчета температуры ТФД и стружки, и установлено влияние параметров процессов и ТФД на нестационарное температурное поле; при этом подтверждена гипотеза о возникновении жидкой фазы прослойки в зоне контакта ТФД и заготовки, и разработаны рекомендации по выбору температур нагрева контактных поверхностей.

4. Доказано, что дополнительным фактором локализации теплообразования является анизотропия направлений теплопроводности материала заготовки, обусловленная разностью коэффициентов теплопроводности холодного и нагретого металла. Анизотропия проявляется в виде появления различных главных значений тензора теплопроводности и влечет за собой изменение направлений основных тепловых потоков с их ориентацией в сторону более холодных частей заготовки и инструмента, что приводит к повышению равномерности распределения температуры и теплоизоляции, и локализации тонкого слоя расплавленного металла между инструментом и заготовкой, в котором и происходит основное тепловыделение и фазовые превращения.

ГЛАВА 6

РАЗРАБОТКА НОВЫХ ИНСТРУМЕНТОВ И СПОСОБОВ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТФР. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ.

6.1. Разработка новых способов и инструментов для ТФР

ТФР металлов нашло применение благодаря свойственным ему преимуществам. Допускается снятие больших припусков при черновой обработке. При изготовлении инструмента вместо дорогостоящих инструментальных материалов применяются конструкционные стали. Упрощается геометрия режущего инструмента. Снятие припуска выполняется в нагретом состоянии. Нагрев заготовки осуществляется одним из простых способов – силами трения. Нагретый металл может заплавлять трещины и раковины, возникающие при получении заготовок. Не требуется централизованного выпуска инструмента и оснастки. Есть возможность заточки инструмента непосредственно на станке. Метод позволяет осуществлять обработку поверхностей деталей после литья, по слою окалины с неравномерным припуском. Обрабатываются вязкие и труднообрабатываемые стали.

На основе анализа основных параметров фрикционного контакта инструмента и заготовки систематизированы основные способы обработки и предложена реализация ТС различных методов (рисунок 6.1).

Для реализации процесса ТФР в работе разработан способ обработки плоских поверхностей деталей. Срезание стружки осуществляют термофрикционным диском (ТФД).

В процессе исследований предложены методы комбинированной и механической обработки деталей, учитывающие колебания в ТС.

Предлагаемые методы разделяются на группы.

Методы включают пассивное использование колебательных процессов в станках.



Рисунок 6.1 – Основные способы, обеспечивающие эффективность ТФР

Принципиальная кинематическая схема ТФР плоскости определяется совокупностью относительных движений инструмента и заготовки. Снятие стружки определяется движением заготовки относительно ТФД и его вращения, что обеспечивает нагрев зоны резания. ТФД вращается с окружной скоростью V = 40…80 м/с. Нагрев зоны резания производится за счет использования теплоты работы трения и непрерывной замены рабочих участков инструмента, выполненного в виде металлического диска. В зависимости от условий обработки температура в контактной зоне может колебаться в пределах 900…1200 °С, что выше температуры рекристаллизации большинства обрабатываемых материалов и характерно для горячей деформации.

При соприкосновении ТФД с обрабатываемой поверхностью выделяется значительное количество теплоты, в результате чего происходит разогрев металла по длине контакта с ТФД. При продольном перемещении заготовки происходит процесс пластической деформации припуска с отделением сливной стружки. Скорость перемещения заготовки V_3 ограничивается физико-механическими свойствами обрабатываемого металла, толщиной

срезаемого слоя, шириной обработки и задается механизмом продольной подачи стола фрезерного станка. Глубина резания t (мм) – величина слоя металла, снимаемого диском с обрабатываемой заготовки за один проход в направлении, перпендикулярном обработанной поверхности. Ширина обработки B (мм) – ширина обрабатываемой поверхности в направлении, перпендикулярном оси диска.

Толщина среза численно равна глубине резания. Ширина среза b – ширина обрабатываемой поверхности, измеряемая по длине дуги контакта режущей кромки диска с обрабатываемой поверхностью [179].

Следует отметить принципиальное отличие данной схемы резания от известных схем обработки ТФД. В изученных ранее схемах резания обработка ведется периферией диска.

Процесс удаления металла происходит за счет нагрева контактных объемов и срезания припуска в направлении вращения инструмента. Для активизации такого процесса Е.У. Зарубицким [62] предлагалась насечка на цилиндрической поверхности диска.

Работа такого диска аналогична работе шлифовального круга – удаление срезаемого слоя происходит мелкими частицами в направлении вращения диска.

В данной схеме имеет место образование сливной стружки, восходящей по передней поверхности ТФД, а доля оплавленных частиц, уносящихся в направлении вращения ТФД, по сравнению с металлом основной стружки, незначительна.

Ранее выполненными исследованиями установлено [120], что при ТФР плоскостей образуется угол λ, который является важнейшим геометрическим параметром, определяющим условия деформации срезаемого слоя, степень деформации стружки и износостойкость инструмента [108]. В процессе исследований разработан ряд специальных конструкций инструментов.

Введением специальных приспособлений существенным образом изменяются параметры колебательных процессов (рисунок 6.2).



Рисунок 6.2 – Основные технологические системы комбинированной обработки, учитывающие особенности ТФР

Применяется комбинированная обработка с вибрацией. Для этого разработан и апробирован набор динамических приспособлений.

Разработаны разнообразные приспособления, обеспечивающие динамическое воздействие на процессы обработки. Среди них: эксцентричная установка инструмента, использование фасонных выступов на поверхности инструмента, применение демпферов колебаний инструмента и вибрационного стола для установки заготовки. Приспособления в виде упругого кольца 1 обеспечивают требуемое направление колебаний (рисунок 6.3). Вибрации кольца приводят к колебаниям заготовки и соответственно формированию обработанной поверхности.

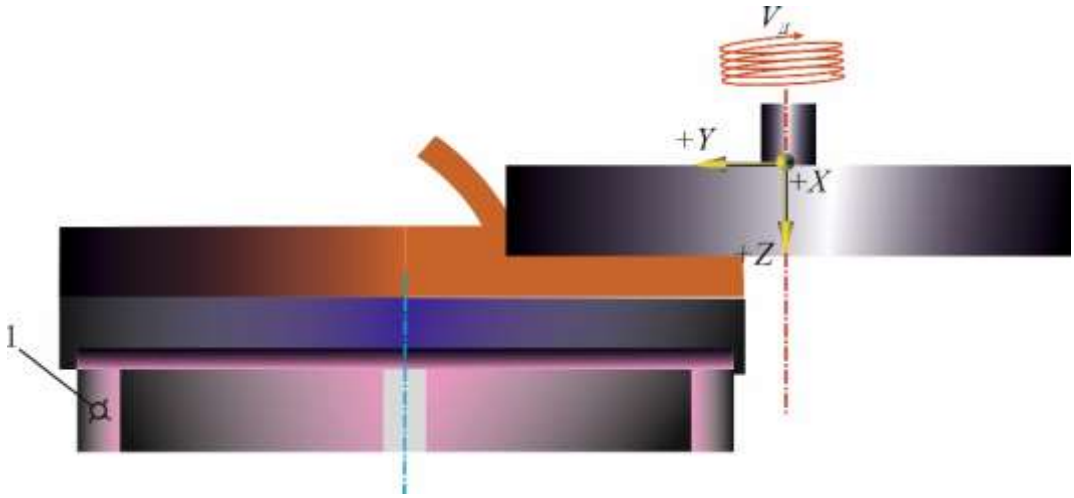
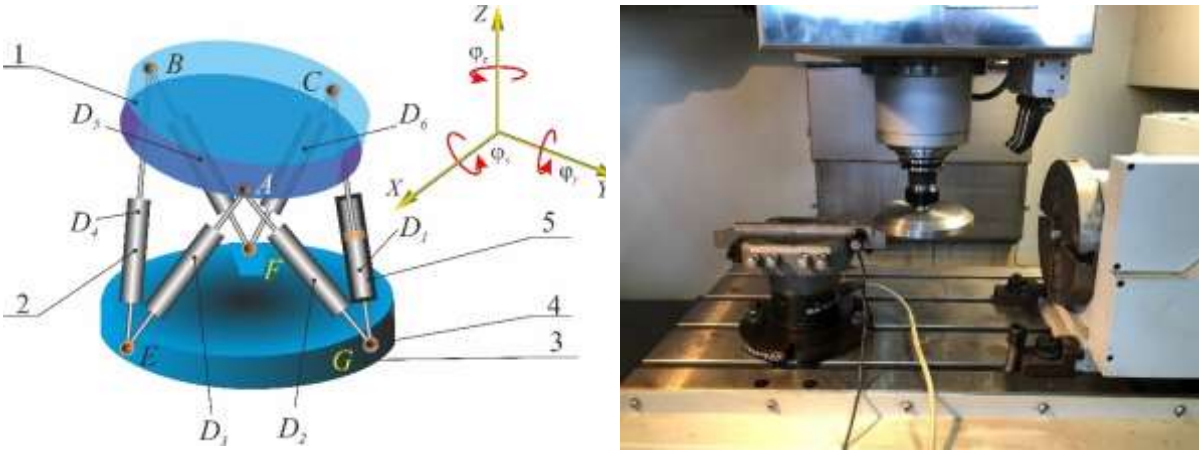


Рисунок 6.3 – Обработка детали, установленной на упругом кольце

В качестве динамического приспособления предложено использовать вибрационный стол (рисунок 6.4).



а *б*

Рисунок 6.4 – Динамические приспособления для реализации процесса обработки: *а* – схема стола на торсионах; б – динамическое приспособление, установленное на станке

Стол 1 установлен на стойках 2, которые размещены на основании 3 на торсионах 4. Разработанные приспособления позволяют в широком диапазоне изменять жесткость упругой системы вибрационного стола. Жесткость сменяется перемещением торсионов 2. Демпфирование колебаний обеспечивается регулируемыми демпферами 5.

Данные приспособления обеспечат конфигурацию собственных частот колебаний, а соответственно и динамическое воздействие на процесс обработки.

В качестве жесткой колебательной системы использовался станок с ЧПУ с установленной в приспособлении заготовкой (рисунок 6.5).

В качестве адаптивной ТС используется приспособление для обеспечения вынужденных колебаний инструмента относительно обрабатываемой поверхности.

Наиболее простым является эксцентричное расположение ТФД относительно оси вращения шпинделя станка (рисунки 6.6, 6.7).

На рисунке 6.6 показаны: корпус ТФД 1 и ось 2, ось вращения шпинделя станка 3, шпоночные пазы 4, посадочное отверстие 5 ТФД на шпиндель

6, эксцентриситет 7, передняя поверхность диска 8. Перед работой ТФД должен быть сбалансирован.



Рисунок 6.5 – Обработка детали по жесткой схеме, в которой имеют место колебания

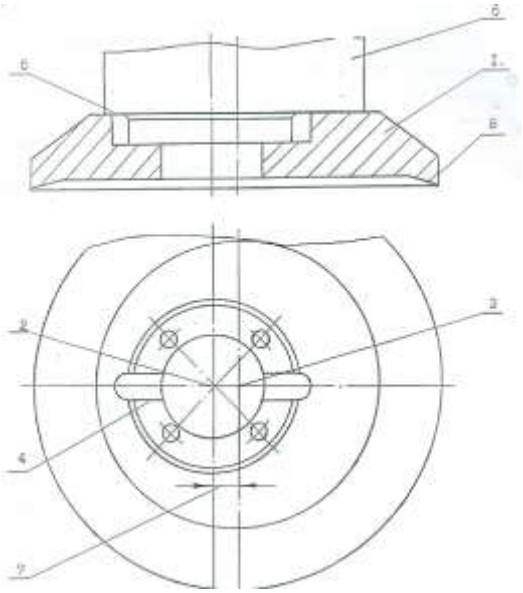


Рисунок 6.6 – Дисковый инструмент, эксцентрично установленный относительно оси вращения шпинделя станка

Ось корпуса ТФД выполнена эксцентрично (смещена) относительно оси вращения шпинделя.

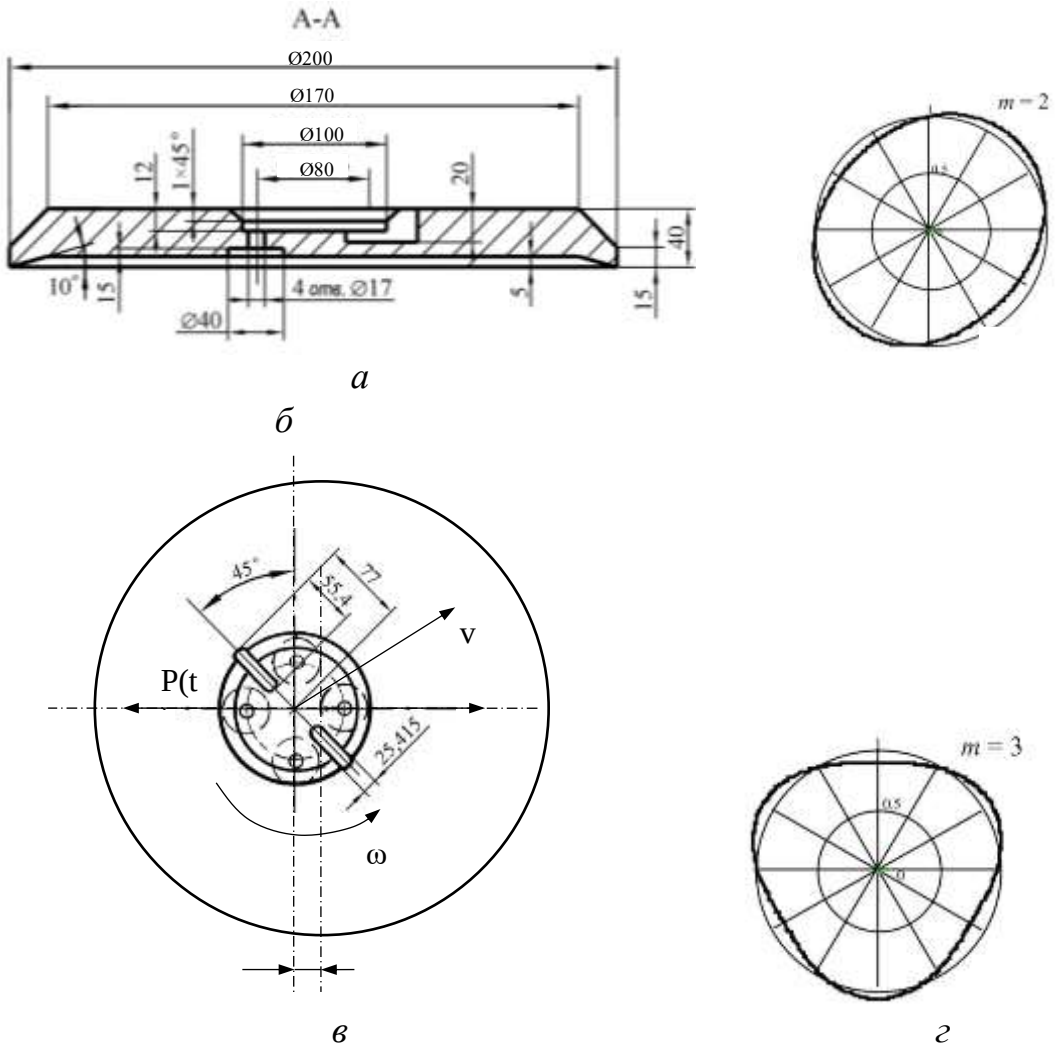
Эксцентриситет ТФД создает биение, изменяющее съем металла за один оборот диска.

Нестабильная неравномерность съема металла приводит к срыву наростов и зачищает контактную поверхность ТФД.

При постоянной подаче заготовки изменяется количество металла, удаляемого за каждый оборот диска.

Это предотвращает образование нароста на передней поверхности и улучшает контакт ТФД с заготовкой, что обеспечивает нагрев зоны резания.

При ТФР таким инструментом проекция на направление подачи силы резания *P(t)* зависит от центробежной силы (рисунок 6.7).



а *б* *в* *г*

Рисунок 6.7 – Инструмент с эксцентричной рабочей поверхностью (*а*), (*б*) и варианты контура инструмента, сбалансированные по отношению к оси (*в*), (*г*)

При наличии эксцентриситета имеет место несбалансированное нагружение шпинделя, а соответственно его перемещение.

Для разгрузки от действия радиальных сил применен овальный инструмент (рисунок 6.7, *б*) и инструмент, имеющий огранку по трем граням (рисунок 6.7, *г*).

Недостатком эксцентричного инструмента является сложность его балансирования. Более рациональным является выполнение лысок на поверхности инструмента или фасонных выступов [120] (рисунок 6.8).

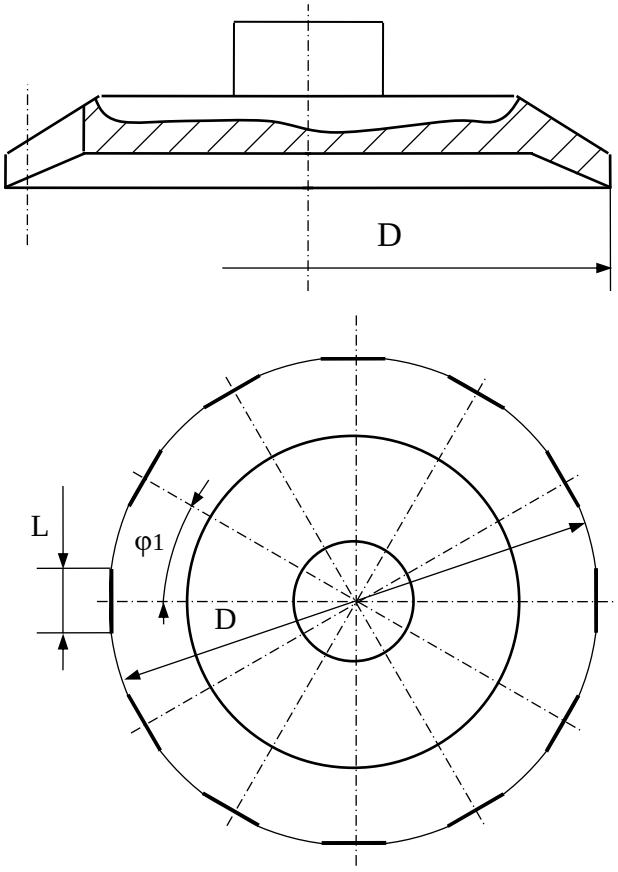


Рисунок 6.8– Инструмент с лысками на рабочей поверхности

Лыски имеют небольшую ширину L/D = 0,02…0,10. Рабочая поверхность лысок должна иметь высокую жесткость. Острые края лысок скругляются.

Более эффективно выполнение фасонных выступов на поверхности инструмента [120] (рисунок 6.9).

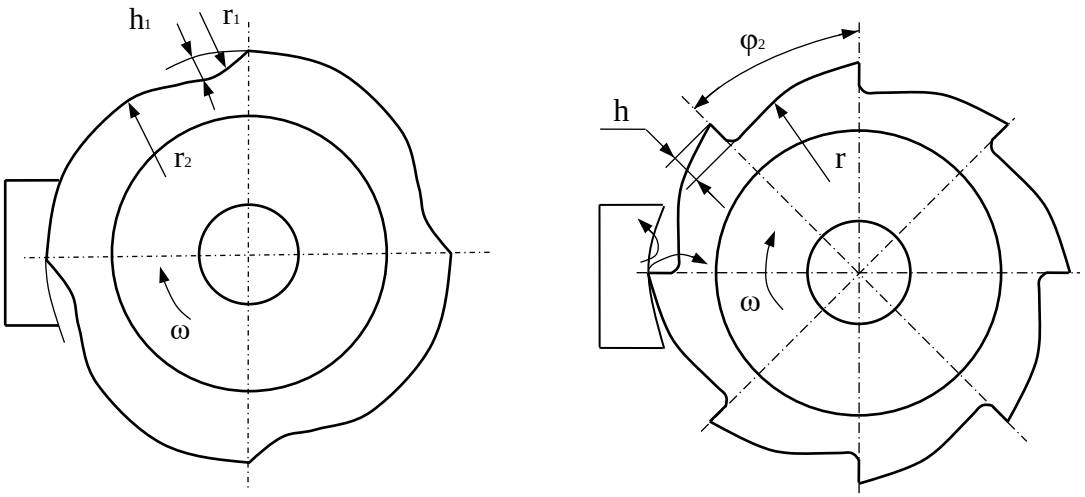


Рисунок 6.9 – Инструменты с выступами (зубцами) на периферии

ТФД для обработки плоскостей изготавливается из сталей 50, 50Г или 65Г, и представляет собой круг диаметром 140…180 мм или 400…500 мм, толщиной 20…40…60 мм (рисунок 6.10).

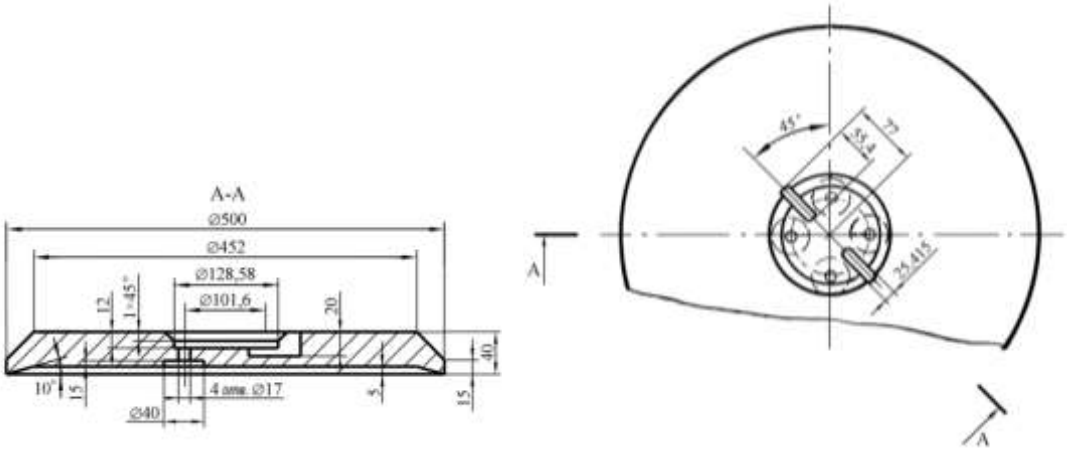


Рисунок 6.10 – Вариант конструкции ТФД диаметром 500 мм

Передняя поверхность ТФД – это поверхность его периферии. Задняя поверхность – это коническая поверхность нижнего торца диска. ТФД имеет передний угол и задний угол. Наличие заднего угла уменьшает трение по задней поверхности и исключает заусеницы на обработанной поверхности. ТФД крепится к шпинделю вертикально-фрезерного станка посадочным отверстием по типу торцовых фрез [60].

Геометрические параметры ТФД: передний угол 0°, задний угол – 5°…12° [60]. Величина переднего угла определяет работу деформации при образовании стружки, трение по передней поверхности диска и прочность его режущей части. В результате проведенных экспериментальных исследований установлено, что при нулевом переднем угле от трения снимаемого слоя о переднюю поверхность ТФД, зона стружкообразования нагревается до температуры, при которой происходит снижение механических свойств и повышение пластичности металла, а также создаются благоприятные условия для осуществления процесса стружкообразования. При положительном переднем угле в начальный момент процесса из-за малой длины контакта передней поверхности ТФД со снимаемым слоем металла тепло-

выделение от трения в зоне резания незначительно и не создается температура, необходимая для снижения механических свойств металла, повышения его пластичности и превращения в стружку. При отрицательном переднем угле условия протекания процесса стружкообразования усложняются [60, 61]. Во-первых, увеличивается длина условной плоскости сдвига, что приводит к росту составляющей силы резания P_Z, необходимой для сдвига в зоне стружкообразования. Во-вторых, при равных условиях тепловыделения, с увеличением угла сдвига, конечная часть плоскости сдвига смещается в зону более низких температур, что также требует увеличения усилий резания, необходимых для сдвига в зоне стружкообразования.

Оптимальное значение заднего угла определялось из условия повышения износостойкости ТФД, уменьшения факторов, определяющих силы резания, улучшения качества обработанной поверхности. При увеличении заднего угла от нулевых значений уменьшается работа трения диска, что приводит к снижению тепловыделения и способствует повышению стойкости ТФД. Большее значение заднего угла приводит к уменьшению угла заострения, что ухудшает теплоотвод из режущей кромки диска и интенсифицирует рост радиуса округления режущего лезвия. Это, в свою очередь, увеличивает составляющие силы резания и ухудшает качество обработанной поверхности.

Для снижения напряжений в ТФД от центробежных сил, толщина диска к периферии уменьшалась от 40 до 15 мм.

После механической обработки ТФД проверялись на дефектоскопе Velograph II. Заточка передней поверхности и режущей кромки диска осуществлялась непосредственно на вертикально-фрезерном станке твердосплавным проходным резцом.

В процессе обработки контролировались изменения радиуса рабочей кромки инструмента. Кромка инструмента внедрялась в медную пластину с получением оттиска.

Измерение оттиска кромки выполнялось на универсальном измери-

тельном микроскопе модели УИМ-21. В результате установлена фактическая форма рабочей кромки диска (рисунок 6.11).

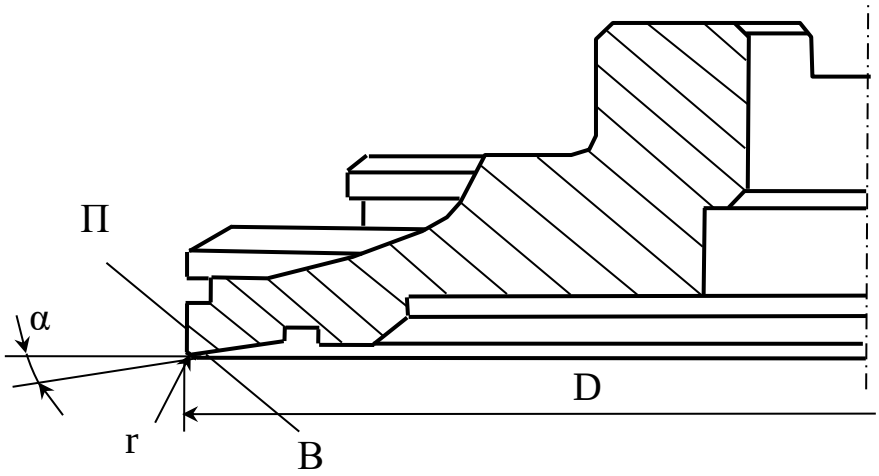


Рисунок 6.11 – Базовый инструмент с острой кромкой и углом режущей части менее 90°

Базовый инструмент имеет цилиндрическую поверхность П диаметром D = 150...180 мм, являющуюся аналогом передней поверхности резца. Задняя поверхность В представляет собой конус, характеризующийся углом наклона образующей α = 8…12°. Режущая часть представляет собой треугольный выступ с углом при вершине менее 90° и с кромкой радиусом *r* = 0,2...0,5 мм. Рабочие поверхности инструмента имеют твердость НВ 350…400. Параметр шероховатости режущих кромок *Ra* = 0,4…0,8.

Для обеспечения оптимальных условий формирования стружки на цилиндрической поверхности инструмента выполнена винтовая канавка [230] (рисунок 6.12).

ТФД с винтовыми канавками

(Патент на полезную модель RU 231132 U1, 13.01.2025)

Полезная модель относится к области металлообработки и предназначена для снижения энергосиловых параметров и повышения производительности процесса ТФР. Техническим результатом полезной модели является облегчение схода стружки по передней поверхности ТФД за счет винтовых канавок.

На передней поверхности ТФД расположены винтовые канавки с углом наклона α<π/2, по которым жидкий металл удаляется из рабочей зоны, благодаря чему процесс резания может осуществляться с более высокой скоростью подачи заготовки, относительно инструмента без канавок.

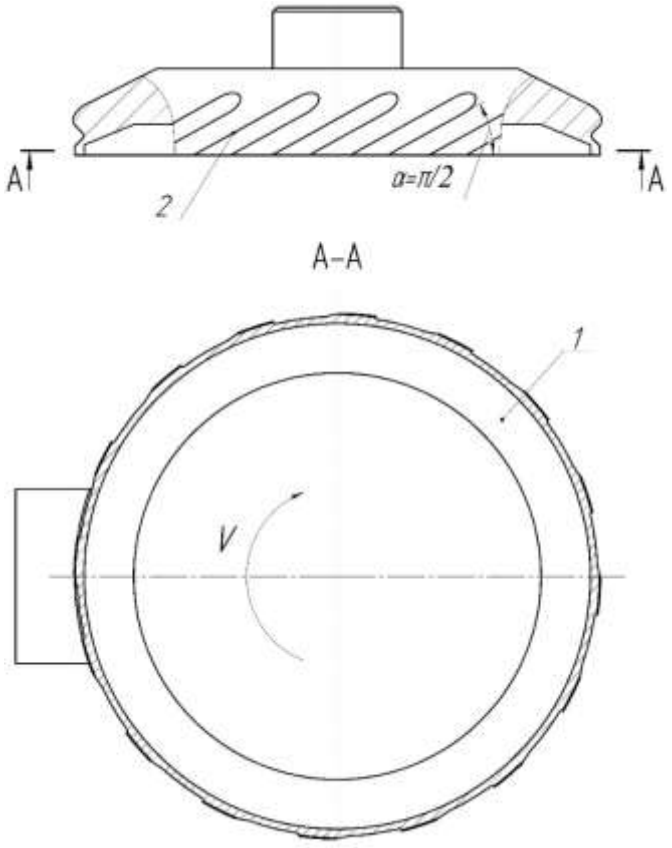


Рисунок 6.12 – Конструктивная схема ТФД с винтовыми канавками

При вращении инструмента возникает подъемная сила, облегчающая перемещение стружки по передней поверхности ТФД.

Винтовые канавки выполнены с разным шагом (углом наклона) [230]. Если угол α<π/2, то жидкий металл удаляется из рабочей зоны по винтовой канавке (рисунок 6.13). При этом уменьшается усилие резания и повышается производительность обработки. Процесс резания может производиться с более высокой подачей. Если угол $\alpha > \pi/2$ расплавленный металл удаляется из рабочей зоны по винтовой канавке в незначительном количестве.

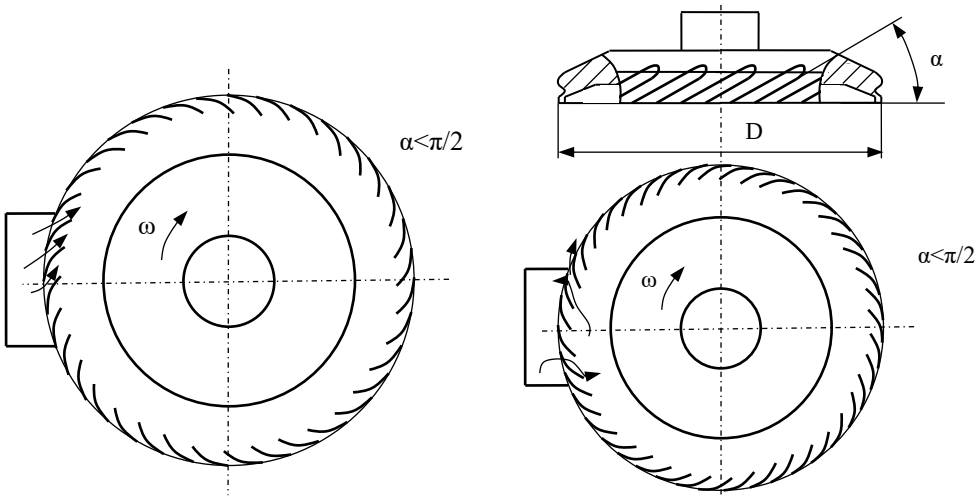


Рисунок 6.13 – Выполнение винтовых канавок разного направления на периферийной поверхности инструмента

В процессе исследований установлена форма и размеры срезаемого слоя при обработке плоскостей.

Разработанные инструменты в своей совокупности являют собой прогрессивное инструментальное обеспечение процесса ТФР сталей.

Для формирования прерывистой стружки по периферии инструмента и на цилиндрической поверхности выполнены пазы (рисунок 6.14).

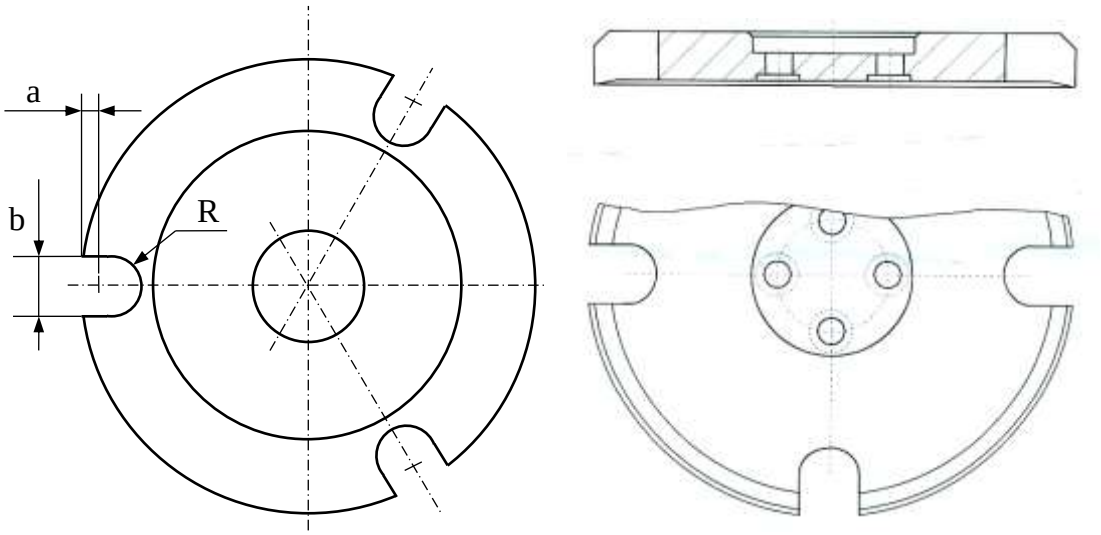


Рисунок 6.14 – Режущий инструмент с пазами на периферийной части

При обработке плоских поверхностей детали ТФД с пазами вращается вокруг своей оси с заданной окружной скоростью, а заготовка перемещается относительно инструмента. От трения нагревается зона резания, где имеет место пластическая деформация с образованием стружки. Процесс дробления стружки осуществляется следующим образом: при входе припуска в прорезь паза он срезается внутренним режущим лезвием поперек заготовки, и осуществляется срезание припуска по всей ширине обрабатываемой плоскости. Образовавшаяся стружка выпадает из паза, когда он выходит из контакта с заготовкой. Затем припуск срезается наружным режущим лезвием. Подрезанная стружка перемещается впереди ТФД. Образовавшаяся стружка имеет небольшую длину. Длина стружки зависит от количества пазов и их ширины.

В целях стабилизации термического режима получен патент **на изобретение RU 2834739 C1, 13.02.2025. ТФД для фрикционного резания с системой охлаждения.**

Представленная конструкция предназначена для повышения стойкости ТФД и повышения качества обработанной поверхности в процессе ТФР (рисунок 6.15). Техническим результатом изобретения является повышение эффективности отвода тепла из контактной зоны в процессе обработки [232]. Это достигается тем, что ТФД для фрикционного резания с системой охлаждения содержит корпус, выполненный с возможностью закрепления в шпинделе станка, и расположенные на корпусе элементы для подачи и слива охлаждающей жидкости, связанные с внутренними каналами корпуса и с соответствующими внешними рукавами для соединения с насосом охлаждающей жидкости. Конструкция ТФД содержит кольца для подачи охлаждающей жидкости 14, 23, закрепленные на корпусе диска 1 при помощи стопорных колец 3, 9, 16, 22. При этом герметичность обеспечивается уплотнительными кольцами 7, 12, 18, 25, и прокладками 8, 15, 20, 26. На кольцах для подачи охлаждающей жидкости 14, 23, закреплены штуцеры 5, 11, с рукавами 4, 10. Во избежание от проворачивания колец для подачи охлаждающей жидкости 14, 23 в процессе вращения ТФД 1, предусмотрены упоры 19,

24, закрепленные на кольцах для подачи охлаждающей жидкости 14, 23, контактирующие с ограничителем 17. Для обеспечения необходимой циркуляции охлаждающей жидкости предусмотрен дисковый элемент 31 закрепленный на корпусе диска 1 при помощи стопорного кольца 30, в свою очередь, для герметичности системы предусмотрена крышка 29 с уплотнительным кольцом 27, закрепленная на торцовой поверхности диска 1, при помощи стопорного кольца 28. Для подачи охлаждающей жидкости, а также ее циркуляции, конструкция содержит рукав 10 и штуцер 11 через которые в канал 13 и канал 21 подается охлаждающая жидкость, которая при помощи центробежной силы стремится к стенкам, расположенным в непосредственной близости с передней поверхностью диска 1, затем через кольцевой канал 2 и канал 6, через штуцер 5 и рукав 4, охлаждающая жидкость поступает в емкость с насосом, который обеспечивает ее циркуляцию.

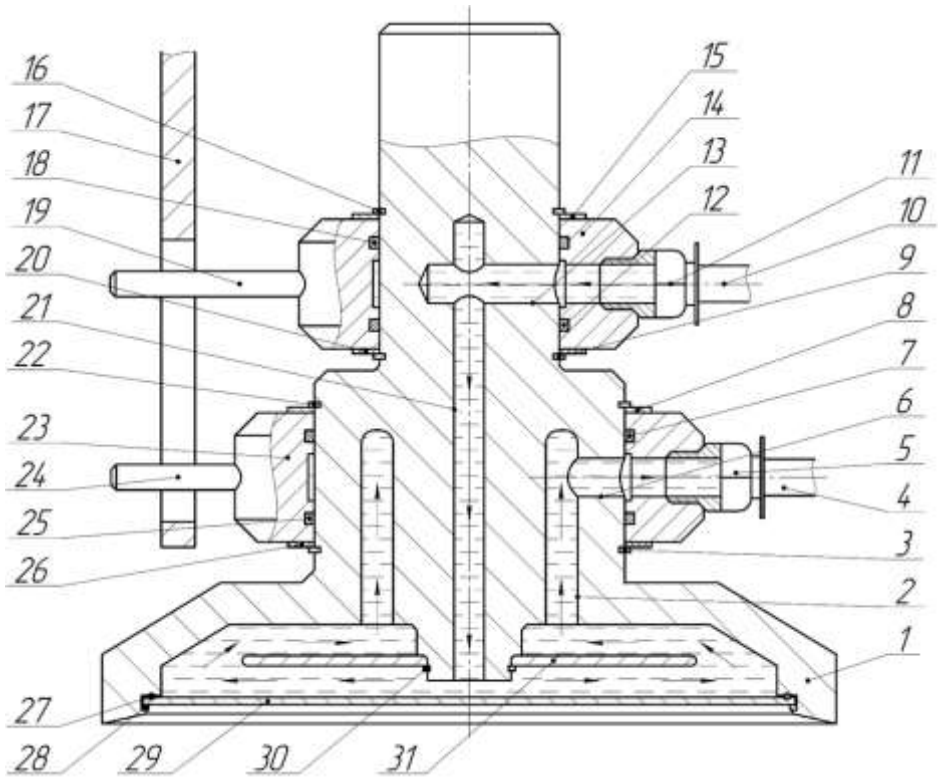


Рисунок 6.15 – Схема ТФД с системой охлаждения

Для эффективного теплоотвода от зоны резания предложено в инструменте использовать специальные устройства (тепловые трубы) (рисунок 6.16).

ТФД с теплоотводящими устройствами RU 228822 U1, 11.09.2024.

Полезная модель относится к области металлообработки и предназначена для повышения стойкости ТФД и качества обработанной поверхности в процессе ТФР за счет повышения эффективности теплоотвода из контактной зоны в процессе обработки [234]. Принцип работы ТФД с теплоотводящими устройствами заключается в следующем. В процессе ТФР образованная температура негативно влияет на стойкость режущего инструмента и качество обработанной поверхности, в связи с этим, разработан ТФД 1, на торцовой поверхности которого выполнены радиальные пазы 2, в которых размещены тепловые трубы 3, в результате чего, выделяемое в процессе резания тепло (показано стрелками Q, Q_1) отводится к центру ТФД. При этом вне зоны резания, направления тепловых потоков в тепловых трубах 3 изменяются на противоположные, благодаря чему обеспечивается равномерное распределение тепла по объему ТФД.

Вне зоны резания направления тепловых потоков в трубах изменяются на противоположные. Этим обеспечивается равномерное распределение тепла по всему объему инструмента.

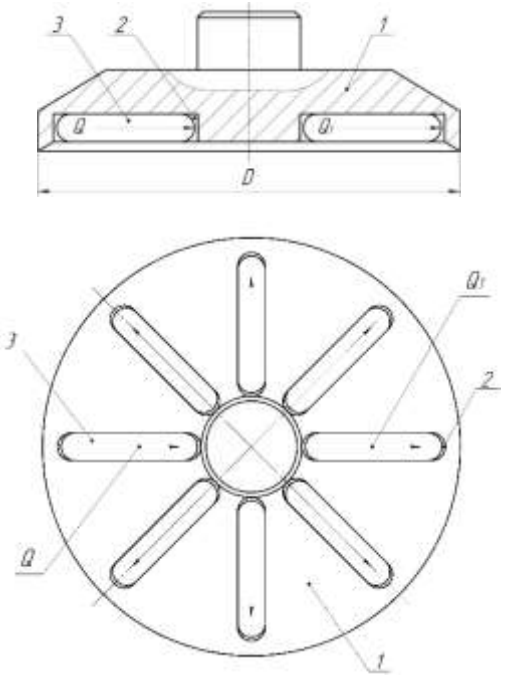


Рисунок 6.16 – Конструктивная схема ТФД с теплоотводящими устройствами

В целях обеспечения необходимого термического режима работы инструмента предложен инструмент с полостями, заполняемыми охлаждающей жидкостью (рисунок 6.17).

Во время вращения ТФД под действием центробежных сил охлаждающая жидкость располагается в периферийной части круговой проточки, то есть находится у режущей части диска.

Охлаждающая жидкость уменьшает температуру режущего клина, что увеличивает его стойкость. Кроме того, охлаждающая жидкость балансирует ТФД, что повышает долговечность работы подшипников шпинделя станка.

Для уменьшения ударных нагрузок и уровня шума в дисковом инструменте используются упругие демпфирующие элементы (рисунок 6.18).

ТФД с упругим кольцом содержит корпус, закрепленный на шпинделе станка. Внутренняя торцевая поверхность диска имеет паз, в котором размещается упругое кольцо с эластомерным покрытием. При установке упругого кольца в ТФД колебания диска демпфируются. Это уменьшает общую амплитуду колебаний и приводит к снижению уровня шума на 20-30 децибел.

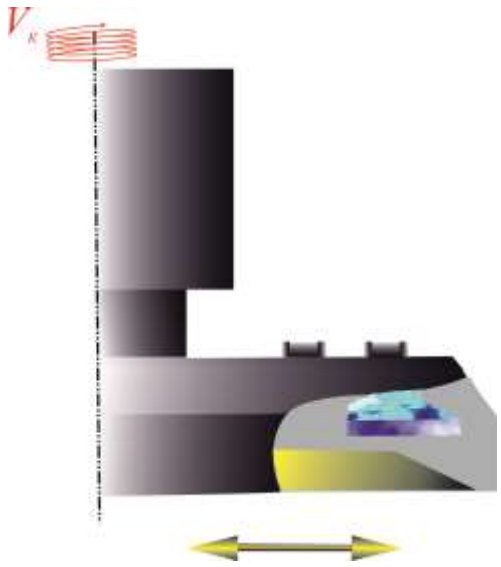


Рисунок 6.17– Инструменты с проточкой, заполненной охлаждающей жидкостью

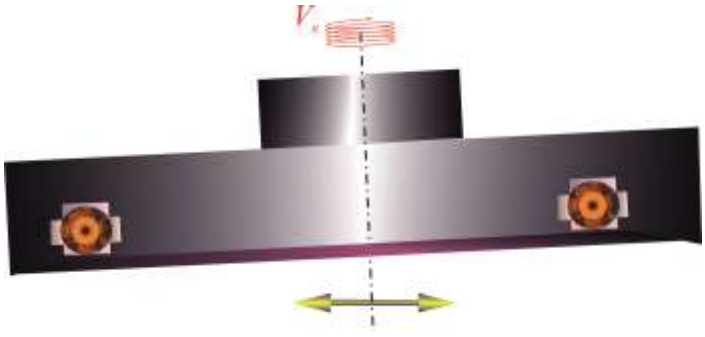


Рисунок 6.18 – Инструмент с демпфирующим элементом в виде кольца с эластомерным покрытием

Динамические устройства, установленные в инструменте, обеспечивают необходимые параметры его колебаний.

При разработке устройств необходимо задать нужные характеристики демпфирования колебаний инструмента.

В зависимости от вида демпфирования задаются необходимые коэффициенты демпфирования.

В частности, для инструмента с демпфером шарикового типа, параметры демпфирования определяются формой канавки, в которой находятся шарики (рисунок 6.19) [231].

ТФД с шариковым ударным демпфером

(Патент на полезную модель RU 231231 U1, 16.01.2025)

Предлагаемая конструкция ТФД обеспечивает надежный контакт между заготовкой и ТФД, а также снижение уровня шума и вибраций в процессе ТФР [231].

Принцип работы диска с шариковым ударным демпфером заключается в следующем.

В процессе фрикционного резания, возникают ударные нагрузки и вибрации, оказывающие негативное воздействие на подшипники шпинделя станка.

Для снижения уровня шума и вибраций, предложен диск 1 с шариковым ударным демпфером, состоящий из фигурного паза 2, расположенного в корпусе диска 1, в котором размещены шарики 3 с зазором.

При колебаниях диска 1 имеет место ударное взаимодействие шариков 3 со стенками фигурного паза 2.

Этим обеспечивается эффективное демпфирование как радиальных, так и крутильных колебаний диска 1.

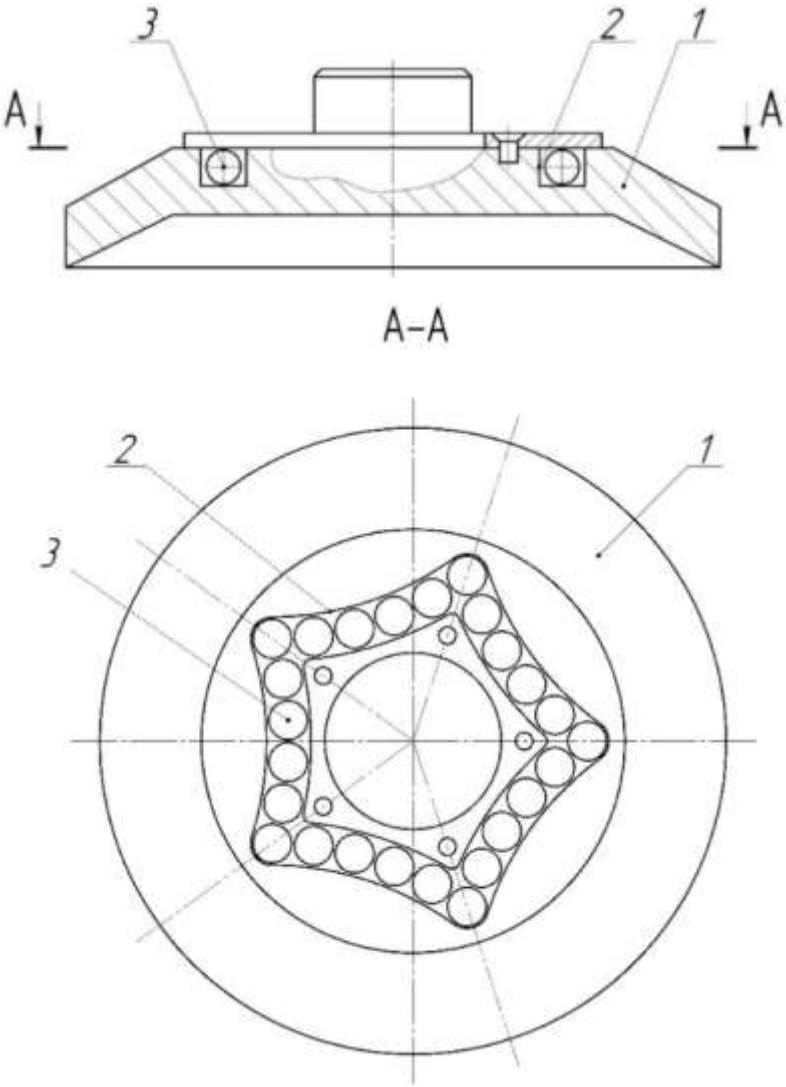


Рисунок 6.19 – Конструктивная схема ТФД
с шариковым ударным демпфером

Предложены инструменты с активным демпфированием колебаний.

В частности, это инструменты по периферии которых установлен ряд ударных демпферов колебаний (рисунок 6.20).

ТФД с ударными демпферами колебаний

(Патент на полезную модель RU 228823 U1, 11.09.2024)

Конструкция диска предназначена для предотвращения нароста, обеспечения контакта между заготовкой и ТФД во время резания проката, либо обработки плоских поверхностей (рисунок 6.20) [235].

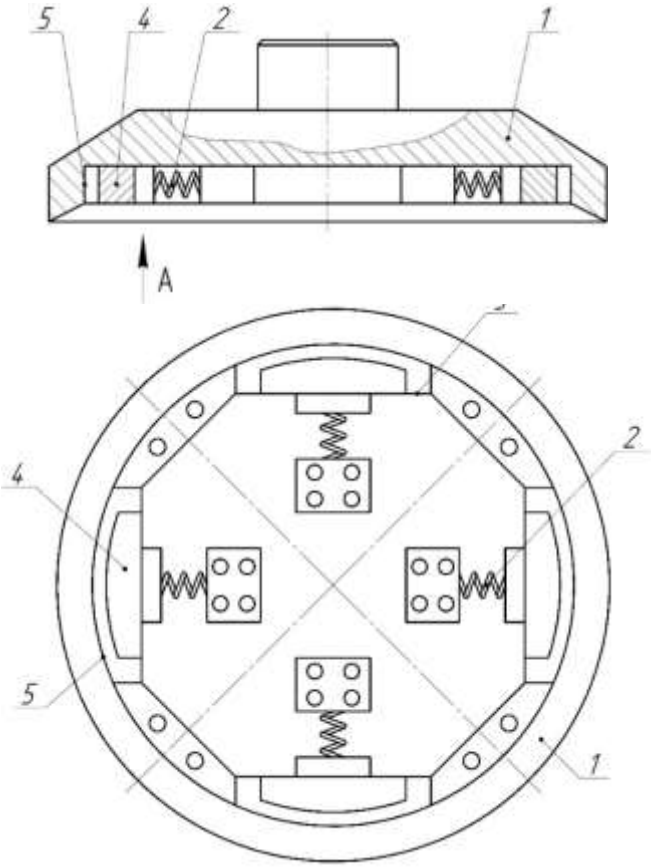


Рисунок 6.20 – Диск с ударными демпферами колебаний

Конструктивно по периферии диска 1 установлены ударные демпферы колебаний, состоящие из цилиндрических пружин 2, плоских пружин 3 и подвижных упоров 4, взаимодействующих с внутренней поверхностью 5 диска 1. Упоры 4 установлены на плоских пружинах 3, имеющих дополнительные цилиндрические пружины 2. В процессе колебаний диска 1 упоры 4 ударяют по внутренней поверхности 5 диска 1, обеспечивая эффективное его демпфирование.

Предложен инструмент **для удаления нароста** при ТФР (рисунок 6.21) [233].

ТФД с приспособлениями для удаления нароста

(Патент на полезную модель RU 228815 U1, 11.09.2024)

Данная конструкция предназначена для повышения качества обработанной поверхности путем удаления нароста, образующегося на передней поверхности ТФД в процессе ТФР.

Недостаток известных конструкций инструмента заключается в отсутствии возможности удаления нароста с передней поверхности диска, который образуется в процессе резания, оказывающего негативное влияние на шероховатость обработанной поверхности.

Предлагаемая конструкция инструмента обеспечивает повышение качества обработанной поверхности в процессе ТФР резания путем удаления нароста с передней поверхности ТФД (рисунок 6.21).

В процессе резания, на передней поверхности диска 3 образовывается нарост, который удаляется при помощи специальных скребков 1, расположенных на диске 3 и закрепленных на пружинных балках 6 при помощи шайб 2 и фиксирующих винтов 7, в свою очередь пружинные балки 6 зафиксированы на корпусе диска 3 при помощи шайб 4 и фиксирующих винтов 5.

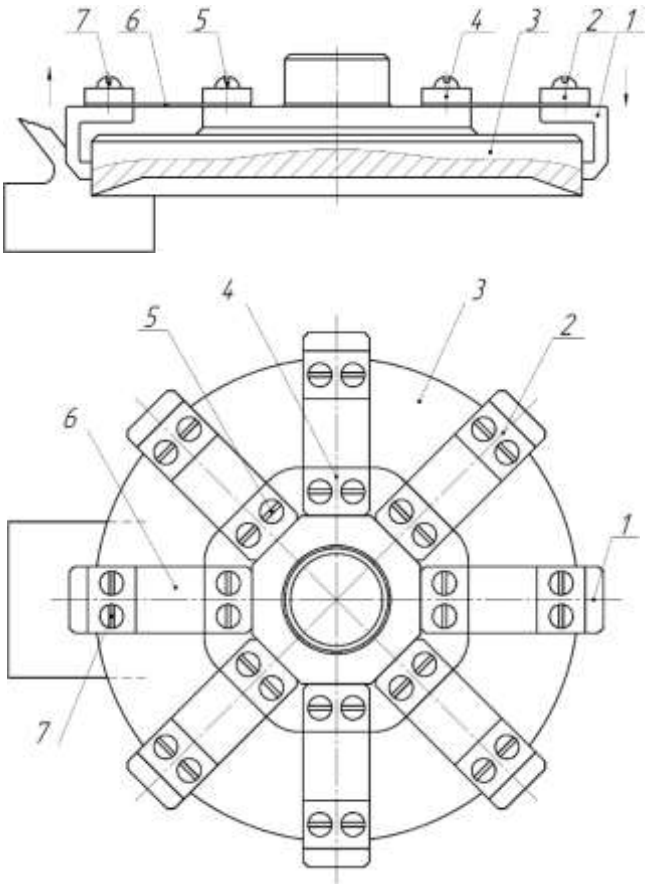


Рисунок 6.21 – Схема ТФД с приспособлениями
для удаления нароста

При входе в зону резания, скребки поднимают пружинные балки вверх, а при выходе из зоны резания, скребки перемещается вниз за счет деформации пружинной балки. Колебательные движения скребков обеспечивают удаление нароста.

Предложен инструмент, регулирующий величину нароста при ТФР (рисунок 6.22).

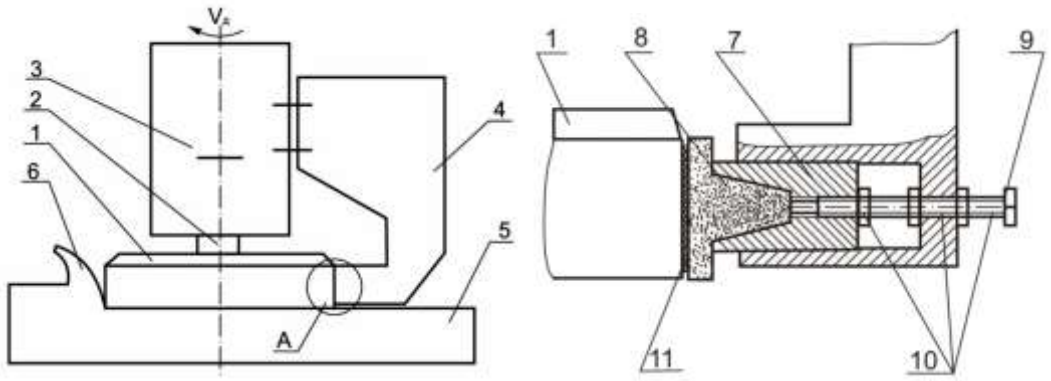
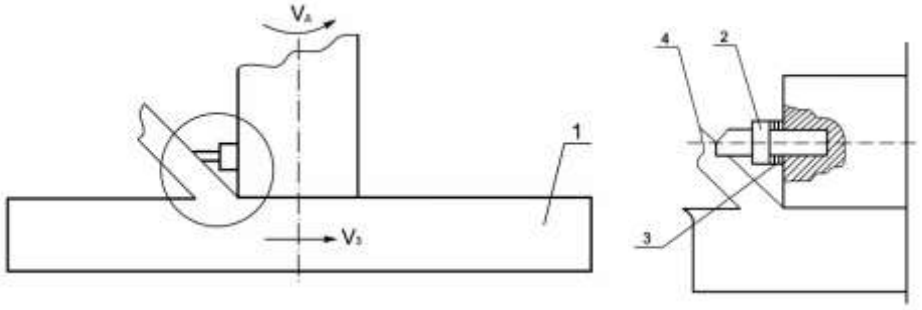


Рисунок 6.22 – Предлагаемая конструкция инструмента с регулированием величины нароста на его рабочей поверхности: 1 – ТФД; 2 – шпиндель; 3 – корпус; 4 – оправка; 5 – заготовка; 6 – стружка; 7 – ползун; 8 – абразивный сегмент; 9, 10 – регулирующее устройство; 11 – нарост на передней поверхности ТФД

Перспективной конструкцией инструмента является ТФД с подрезным резцом (рисунок 6.23). В основу изобретения поставлена задача: с целью измельчения стружки передняя поверхность ТФД снабжена подрезным резцом. Резец, при вращении вместе с ТФД, контактирует со стружкой и периодически срезает ее.



а *б*

Рисунок 6.23 – ТФД с подрезным резцом

При подаче заготовки 400 мм/мин с окружной скоростью 50 м/с резец успевает быть в зоне срезания стружки 8-10 раз.

ТФД с подрезным резцом имеет корпус ТФД 1, шпиндель 2, подрезной резец 3, стружку 4, шайбы для регулировки вылета резца. Работа ТФД с подрезным резцом состоит в том, что для изготовления плоской поверхности ТФД 1 вращается с окружной скоростью $\mathbf{V}_{Д}$. При работе стружка 4 перемещается по передней поверхности ТФД, а подрезной резец срезает ее.

Для обеспечения показателей качества обработанной поверхности предложены комбинированные инструменты для фрикционно-абразивного резания (рисунки 6.24 – 6.29). На данные конструкции инструментов получены патенты на полезную модель (Приложение В).

Недостатком известных конструкций ТФД является тот факт, что при необходимости снижения шероховатости обработанной поверхности необходимо дополнительно использовать процесс шлифования, что влечет за собой временные и финансовые затраты.

Конструкции семейства комбинированного инструмента для ТФР позволяют повысить показатели качества обработанной поверхности и производительность процесса за счет совмещения лезвийной черновой обработки ТФД и абразивной чистовой.

В процессе фрикционно-абразивного резания, при использовании предложенного комбинированного инструмента, общий припуск на обработку берется с учетом t_1+t_2, где t_1 – припуск, снимаемый ТФД, t_2 – припуск, снимаемый абразивным кругом. Обеспечение необходимой шероховатости обработанной поверхности, достигается путём подбора оптимальной окружной скорости комбинированного инструмента $V_и$ и продольной подачи обрабатываемой заготовки.

Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания, конструкция которого представлена на рисунке 6.24, состоит из ТФД и эле-

ментов его крепления в шпинделе станка, отличающийся тем, что в отверстии прижимной конической гайки размещены оправки со шлифовальным кругом (Приложение В).

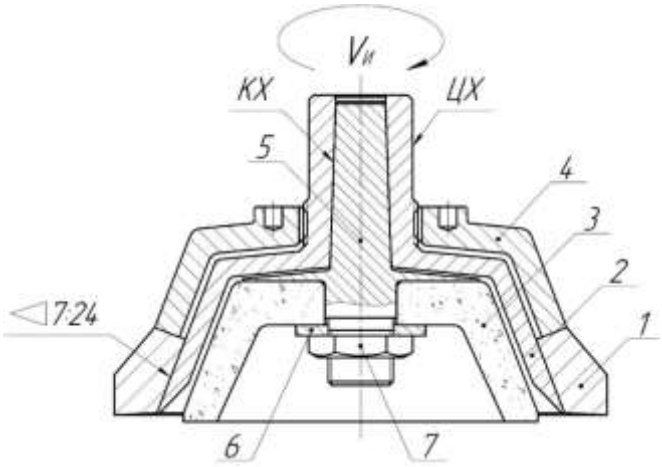


Рисунок 6.24 – Схема комбинированного инструмента для фрикционно-абразивного резания с прижимной конической гайкой

Конструкция инструмента, представленная на рисунке 6.25, состоит из ТФД и элементов его крепления в шпинделе станка. Характерной особенностью данного инструмента является то, что в отверстии корпуса ТФД посредством цанги и гайки шлицевой закреплена оправка со шлифовальным кругом. ТФД 1 соединен с корпусом 2 при помощи конической поверхности, с конусностью 7:24, а также винтов 7 с пружинными шайбами 6. В свою очередь шлифовальный круг 10 закреплен на оправке 5 при помощи гайки 8 и шайбы 9. При установке необходимого вылета шлифовального круга 10 относительно торцовой поверхности ТФД 1 оправку 5 с закрепленным шлифовальным кругом 10 закрепляют в цанге 4 при помощи гайки шлицевой 3. Затем комбинированный инструмент через цилиндрический хвостовик, образованный оправкой 5, закрепляют в шпинделе фрезерного станка с ЧПУ.

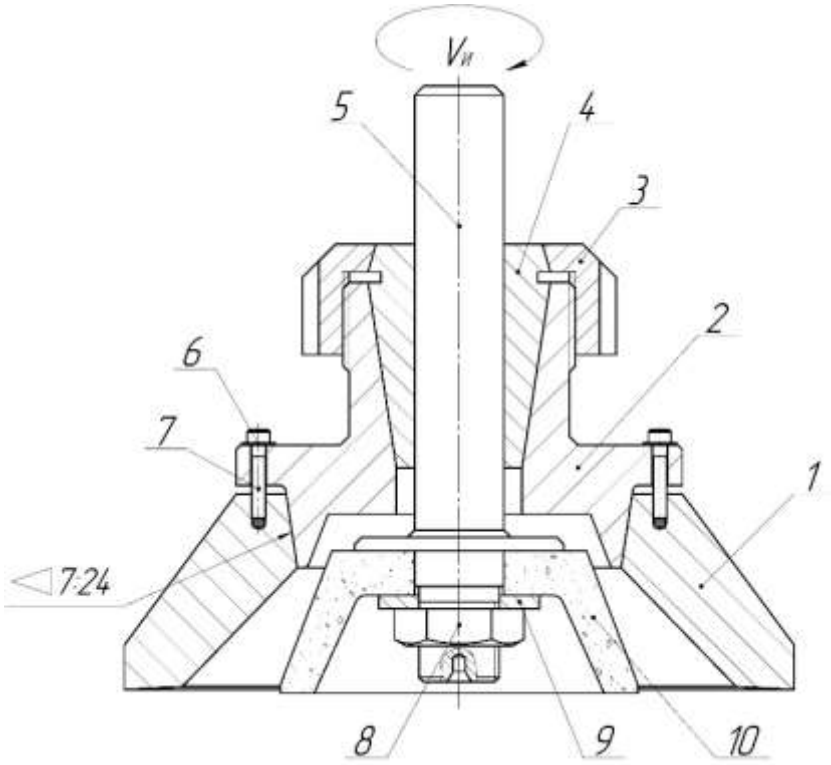


Рисунок 6.25 – Схема комбинированного инструмента для фрикционно-абразивного резания с цангой и шлицевой гайкой

Отличительной особенностью конструкции комбинированного инструмента, представленного на рисунке 6.26, является то, что в отверстии фланца размещены оправки со шлифовальным кругом, закрепленные посредством винтов и пружинных шайб. ТФД 1 соединен с фланцем 4 при помощи конической поверхности с конусностью 7:24, зафиксированной при помощи винтов 5, 11 с пружинными шайбами 6, 12, и прижимного конуса 2, являющегося частью оправки 7. В свою очередь шлифовальный круг 3 закреплен на оправке 10 при помощи буртика 15, являющегося частью упомянутой оправки 10, гайки 14 и шайбы 13. При этом оправка 10 установлена в оправке 7 при помощи конуса Морзе и винта 8 с пружинной шайбой 9. Затем комбинированный инструмент через цилиндрический хвостовик, образованный оправкой 7, закрепляется в шпинделе фрезерного станка с ЧПУ.

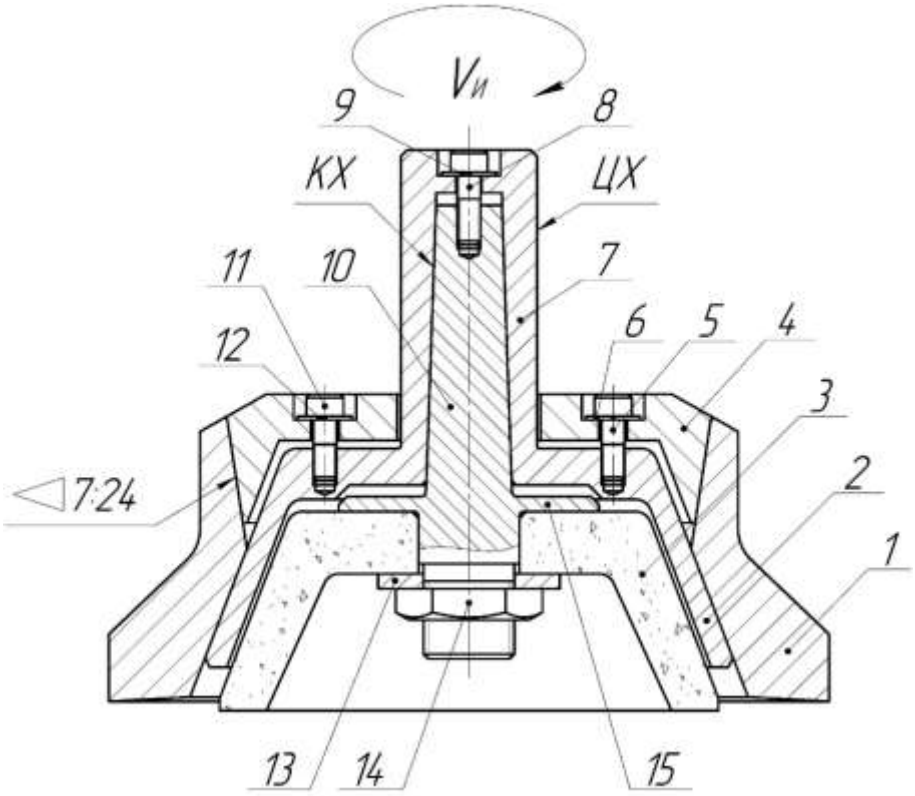


Рисунок 6.26 – Схема комбинированного инструмента для фрикционно-абразивного резания с пружинными шайбами

Разработана конструкция инструмента для фрикционно-абразивного резания, состоящая из ТФД и абразивного инструмента, к особенности которой относится наличие в отверстии оправки прижимного штока и винта, выполненных с возможностью фиксации шлифовального круга (рисунок 6.27).

Предложенный комбинированный инструмент сочетает в себе возможность одновременного его использования как при фрикционном резании, так и при шлифовании поверхностей.

Конструкция содержит ТФД диск 1, соединенный с оправкой 4 при помощи конической поверхности с конусностью 7:24, зафиксированный вместе с шлифовальным кругом 3 при помощи прижимного конуса 2 а также прижимной шайбы 7, в отверстии которой, аналогично прижимному конусу 2 и оправки 4, размещен прижимной шток 6, соединенный с упомянутой оправкой 4 при помощи винта 5.

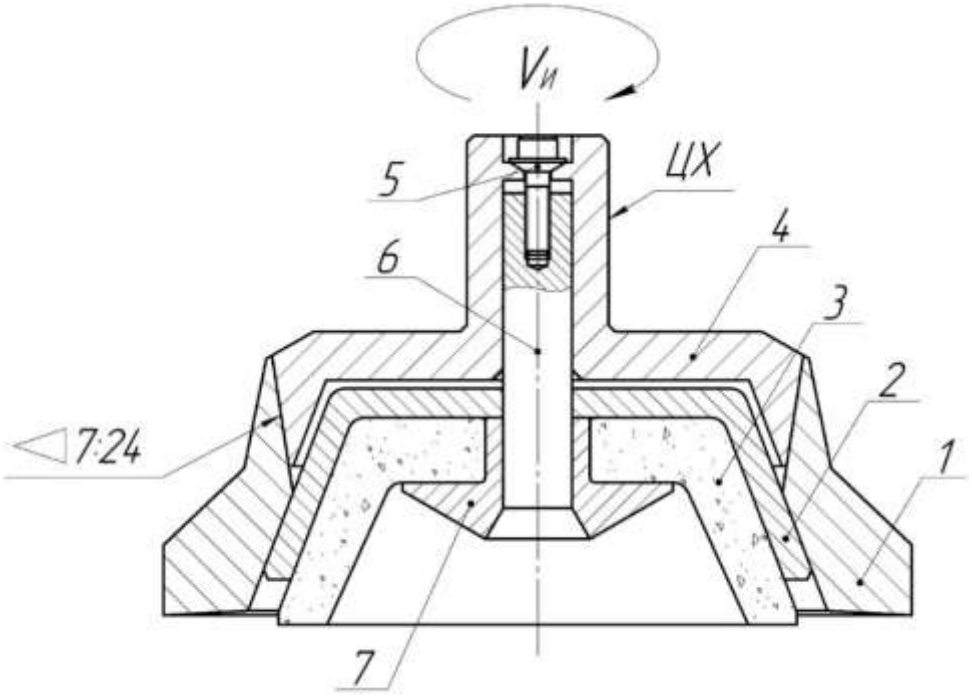


Рисунок 6.27– Схема комбинированного инструмента
для фрикционно-абразивного резания с прижимным штоком

Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания со шлифовальным кругом, зафиксированном посредством клина, расположенного в Т – образном пазу, представлен на рисунке 6.28.

Инструмент содержит ТФД 1, соединенный с корпусом 5 при помощи конической поверхности с конусностью 7:24, зафиксированный при помощи прижимного конуса 2, являющегося частью оправки 7. В свою очередь шлифовальный круг 3, закреплен также на упомянутой оправке 7 с упором в буртик при помощи гайки 13 и шайбы 12. Для обеспечения необходимого вылета шлифовального круга 3 относительно торцовой поверхности диска 1, предусмотрена шайба 4, толщина которой может варьироваться.

Фиксация оправки 7 в корпусе 5 осуществляется при помощи клина 6, расположенного в сквозном Т–образном пазу, при этом усилие затяжки регулируется при помощи фиксирующего винта 9, контактирующего с упорной шайбой 8, закрепленной в корпусе 5 при помощи фиксирующего кольца 11. Во избежание от проворачивания фиксирующего винта 9 предусмотрена

пружинная шайба 10. Далее комбинированный инструмент, через цилиндрический хвостовик, являющийся частью оправки 7, закрепляется в шпинделе фрезерного станка с ЧПУ.

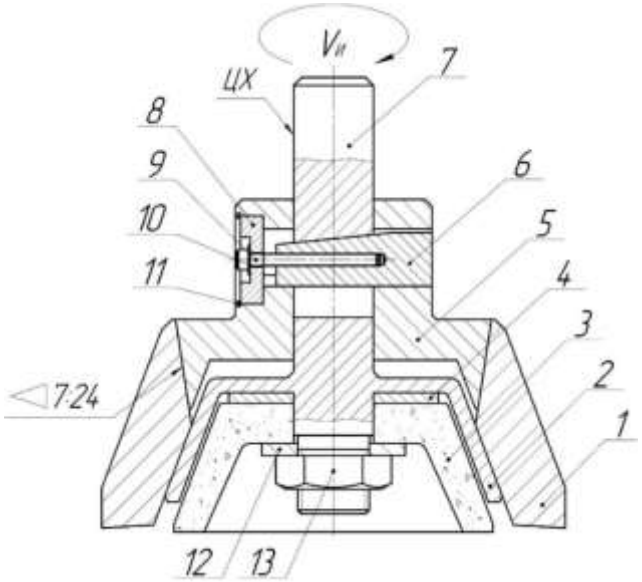


Рисунок 6.28 – Схема комбинированного инструмента
для фрикционно-абразивного резания с фиксирующим клином

На рисунке 6.29 показан комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания, конструктивной особенностью которого является наличие в отверстии прижимного конуса оправки с шлифовальным кругом, зафиксированной прижимной гайкой.

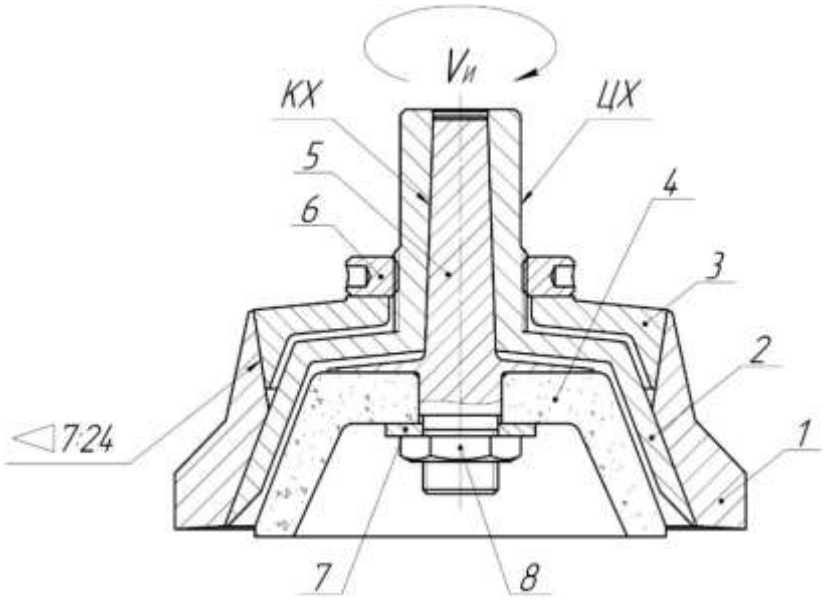


Рисунок 6.29 – Схема комбинированного инструмента для фрикционно-абразивного резания с оправкой и прижимной гайкой

ТФД 1, соединен с прижимным конусом 3 с конусностью 7:24 и зафиксирован при помощи оправки 2, и прижимной гайки 6. В свою очередь шлифовальный круг 4 закреплен на конической оправке 5 с упором в буртик при помощи гайки 8 и шайбы 7. При этом коническая оправка 5 закрепляется в оправке 2 при помощи конуса Морзе.

6.2. Математическое описание микро- и макрогеометрии инструмента

Математическое описание микро- и макрогеометрии инструмента и деталей, а также описание теплофизических параметров осуществлено с использованием функциональных рядов на базе специальных функций [181].

Разработанные методы математического описания параметров обработки используют разные функциональные ряды. Для цилиндрических поверхностей используются ряды Фурье и ряды, составленные из гиперболических функций, а для торцовых поверхностей инструмента – ряды Фурье-Бесселя.

В качестве теплофизических параметров для описания взята температура по плоскости диска и температура жидкого металла, а также радиальная и тангенциальная проекции теплового потока, имеющего место в объеме ТФД.

Оценка геометрических параметров инструмента в цилиндрической системе координат обычно производится с помощью допусков на линейные и диаметральные размеры, а также допусков формы и взаимного расположения поверхностей. При этом вводятся некоторые интегральные показатели отклонений размеров, формы и расположения поверхностей. Для повышения качества оценки точности целесообразно использовать более совершенные детальные методы оценки точности. Введение детализации в методику оценки требует применения соответствующего математического аппарата и значительного объема вычислений, но для имеющихся средств вычислительной техники

эти факторы не существенны. Наиболее эффективно эти методы применяются для плоских деталей и деталей типа тел вращения сложной формы.

Разработаны методы оценки геометрии инструмента разного вида. Типовой ТФД имеет цилиндрические и торцовые поверхности (рисунок 6.30).

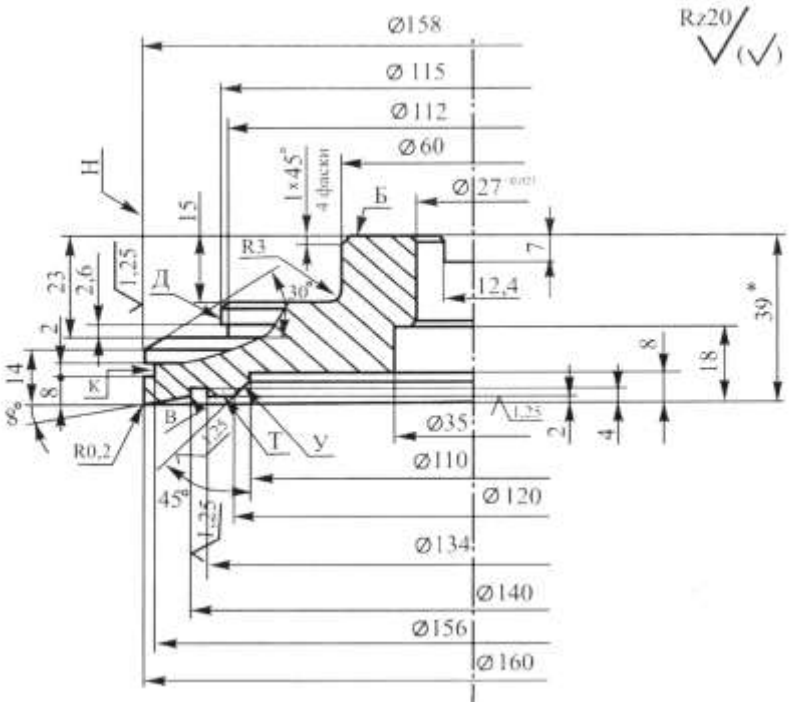


Рисунок 6.30 – Основные рабочие поверхности инструмента в виде ТФД

Инструмент z принимается за базу отсчета координат реальной поверхности. Все поверхности инструмента разделены на две разнородные группы в зависимости от их расположения относительно оси. К первой группе относятся поверхности, образующие линии которых параллельны оси или наклонены к оси под некоторым углом α<<90°.

Ко второй группе относятся поверхности, перпендикулярные оси, а также поверхности, образующие линии которых наклонены к оси под углом $\beta \approx 90°$.

Номинальная форма инструмента задана чертежом, в котором определен контур *L*, вращение которого вокруг оси *z* образует пространственную форму инструмента. Контур *L* может быть задан аналитически в виде разных зависимостей для разных групп поверхностей.

Для поверхностей первой группы (цилиндрических) контур задан в

виде зависимости от осевой координаты z по участкам i:

$$L_i = L_i(z),\ \rho_i = const. \tag{6.1}$$

Для поверхностей второй группы (торцовых) контур задан в виде зависимости от радиальной координаты ρ по участкам j, а именно:

$$L_j = L_j(\rho),\ z_j = const. \tag{6.2}$$

Предложенные методы описания параметров применены для определения:

– точности изготовления инструмента и погрешностей его установки в шпиндельном узле станка;

– фактического положения инструмента относительно детали в фиксированный момент времени;

– распределения температуры в материале инструмента и заготовки;

– определения радиальных и тангенциальных проекций теплового потока в плоском сечении инструмента.

Оценка параметров осуществляется вводом функции отклонений U, зависящей от трех пространственных координат: осевого расстояния z, радиуса ρ и полярного угла φ. Функция отклонений определяет отклонение параметра от его номинального значения в отдельной точке пространства в выбранной системе координат [181].

Для цилиндрической системы координат она зависит только от координат z, φ и не зависит от радиуса ρ, то есть функция отклонений:

$$U_i = U_i(z,\ \varphi). \tag{6.3}$$

Для полярной системы координат функция отклонений зависит только от координат ρ, φ. В этом случае:

$$U_j = U_j(\rho,\ \varphi). \tag{6.4}$$

Функцию отклонений предложено представить в виде произведения функциональных рядов, составленных из универсальных базисных функций одной переменной:

$$Z_k(z),\ \Phi_m(\varphi),\ R_n(\rho).$$

Аналогично описывается положение инструмента в отношении детали в фиксированный момент времени. При этом выбирается подвижная система цилиндрических координат, имеющая ось z на оси вращения инструмента. Функция отклонений определяет статические или динамические изменения относительного положения инструмента и детали. Для описания геометрических параметров выбираются полярная или цилиндрическая система координат. Теплофизические параметры определяются функциями отклонений температуры относительно температуры окружающей среды. Для проекций теплового потока функция отклонений определяет тепловой поток. Для теплофизических параметров использованы цилиндрическая и полярная системы координат.

Вводимые функции зависят от соответствующих пространственных координат. Число базисных функций выбирается в зависимости от требуемой точности математического описания параметров. Таким образом, функция отклонений для цилиндрической системы координат определена в виде произведения:

$$U_i(z,\varphi) = Z(z)\cdot\Phi(\varphi) = \sum_{m=0}^{M}\Phi_m(\varphi)\cdot\sum_{k=0}^{K}Z_k(\rho), \qquad (6.5)$$

где M – число составляющих функционального ряда, составленного из базисных функций $\Phi_m(\varphi)$, зависящих от полярного угла φ; K – число членов ряда, составленного с базисных функций $Z_k(z)$.

Для полярной системы координат функция отклонений имеет вид :

$$U_j(\rho,\varphi) = R(\rho)\cdot\Phi(\varphi) = \sum_{m=0}^{M}\Phi_m(\varphi)\cdot\sum_{n=0}^{N}R_n(\rho), \qquad (6.6)$$

где N – число членов ряда, составленного из базисных функций $R_n(\rho)$.

Такая форма математического описания реализует разделение переменных по пространственным координатам ρ, φ, z.

Базисные функции под знаком сумм (6.5) и (6.6) включают в себя произвольные константы, поэтому они могут быть умножены на величины, не зависящие от их аргументов. Соответственно обе формулы (6.5), (6.6)

можно объединить и записать в общем виде:

$$U(\rho,\varphi,z)=\Phi(\varphi)\cdot Z(z)\cdot R(\rho)=\sum_{m=0}^{M}\Phi_m(\varphi)\cdot\sum_{k=0}^{K}Z_k(z)\cdot\sum_{n=0}^{N}R_n(\rho). \qquad (6.7)$$

Функция отклонений определена для полярного угла φ = 0...2π. Значения функции для углов φ = 0 и φ = 2π совпадают, поэтому функция отклонений U периодическая с периодом 2π по переменной φ. Соответственно, базисные функции $\Phi_m(\varphi)$ являются периодическими с периодом 2π. Для описания таких зависимостей наиболее целесообразно взять составляющие ряда Фурье и базисную функцию определить как

$$\Phi_m(\varphi) = C_{1m}\cdot\cos(m\varphi) + C_{2m}\cdot\sin(m\varphi), \qquad (6.8)$$

где C_{1m} и C_{2m} – постоянные коэффициенты ρбазисной функции (в общем виде могут зависеть от координат z и ρ).

Коэффициенты ряда Фурье связаны со значением функции зависимостями:

$$C_{1m}=\frac{1}{\pi}\int_0^{2\pi}\Phi(\varphi)\cdot\cos(m\varphi)d\varphi;\ C_{2m}=\frac{1}{\pi}\int_0^{2\pi}\Phi(\varphi)\cdot\sin(m\varphi)d\varphi,\ m = 0, 1, 2,... \qquad (6.9)$$

Определение коэффициентов ряда C_{1m} и C_{2m} для реальных параметров инструмента проведено по специальной методике, которая учитывает некорректность постановки задачи нахождения коэффициентов ряда функции Фурье, определенной неточно, и осуществляет регуляризацию некорректно поставленной задачи нахождения коэффициентов.

Базисные функции $Z_k(z)$ в общем виде не являются периодическими. Они определяют зависимость функции отклонений от осевой координаты в сечении инструмента или детали плоскостью, проходящей через ось инструмента.

Возможны два качественно различных случая. Первый соответствует приблизительному равенству функции описания контура отклонений в начале и конце участка. При этом:

$$\Delta Z_k = Z_k(l) - Z_k(0);\ Z_k(0) \approx Z_k(l), \qquad (6.10)$$

где l – длина участка.

Учитывая приблизительное равенство значений функции в начале и конце участка, ее можно считать периодической с периодом l. Для математического описания данной зависимости использован тригонометрический ряд, базисные функции которого имеют вид:

$$Z_{k1}(z) = C_{1k} \cdot \cos\left(2\pi k \frac{z}{l}\right) + C_{2k} \cdot \sin\left(2\pi k \frac{z}{l}\right), \qquad (6.11)$$

где C_{1k}, C_{2k} – постоянные коэффициенты, которые в общем виде зависят от φ.

Второй случай соответствует непериодической функции с особенностями в пределах интервала. Для описания такой функции использована зависимость (6.11), в которой период функции принят равным $2l$, а базисная функция включает только косинусную составляющую.

В некоторых случаях такое описание параметра невозможно в силу особенностей параметров процесса в пределах участка. Например, это имеет место в случае, когда производная контура на границе участка приобретает достаточно большие значения. Для описания параметра при наличии таких случаев целесообразно использовать ряд, составляющие которого являются суммой гиперболических функций.

Базисные функции при этом выглядят:

$$Z_{k2}(z) = C_{3k} \cdot ch(kqz) + C_{4k} \cdot sh(kqz),$$

где q – параметр, зависящий от формы образующей линии данного участка.

Для поверхностей инструмента, отнесенных ко второй группе (торцовых) математическая составляющая $R(\rho)$ функции отклонений для данных поверхностей предложено описывать рядом Фурье-Бесселя [181].

Базисные функции при этом определяются зависимостью:

$$R_n(\rho) = a_n \cdot J_0(\rho_n \cdot \rho), \qquad (6.12)$$

где a_n – постоянные коэффициенты ряда (в общем случае коэффициенты зависят от полярного угла φ); ρ_n – последовательные корни функции Бесселя первого рода нулевого порядка:

$$J_0(x) = 0.$$

Коэффициенты ряда Фурье-Бесселя для относительных значений радиуса в интервале ρ = [0…1] связаны со значением функции следующими зависимостями:

$$a_n = \frac{2}{\left[J_1(\rho_n)\right]^2} \int_0^1 \rho \cdot R(\rho) \cdot J_0(\rho_n \rho) d\rho, \qquad (6.13)$$

где J_1 – функция Бесселя первого рода первого порядка.

В общем виде функция отклонений параметров определяется зависимостью (6.7). Подставив в нее значения базисных функций (6.8), (6.11), (6.12), получим формулу, описывающую распределение параметра по всем участкам контура:

$$U(\rho,\varphi,z) = \left[\sum_{m=0}^{M} C_{1m} \cdot \cos(k\varphi) + C_{2m} \cdot \sin(k\varphi)\right] \cdot \left[\sum_{k=0}^{K} C_{1k} \cdot \cos\left(2\pi k \frac{z}{l}\right) + \right.$$

$$\left. + C_{2k} \cdot \sin\left(2\pi k \frac{z}{l}\right) + C_{3k} \cdot ch(kqz) + C_{4k} \cdot sh(kqz)\right] \cdot \left[\sum_{n=0}^{N} a_n \cdot J_0(\rho_n, \rho)\right]. \qquad (6.14)$$

В формуле (6.14) первая сумма в правой части описывает изменение параметра в зависимости от полярного угла φ. Изменение функции отклонений в зависимости от полярного угла φ определяет форму цилиндрических поверхностей инструмента, в частности их эксцентричность, овальность, огранку. Соответственно данная зависимость описывает изменение толщины слоя металла между инструментом и деталью.

В зависимости от номера базовой функции она описывает соответствующую особенность реального контура инструмента.

Базисная функция с номером m = 0 соответствует окружности с центром на оси инструмента. Функция с номером m = 1 при значениях констант

C_{1m}, C_{2m}, гораздо меньших диаметра инструмента, соответствует окружности, центр которой смещен относительно оси инструмента. Базисная функция при $m = 2$ описывает овальность сечения, а базисные функции по $m = 3$, 4, 5, 6,... описывают огранку поверхности инструмента соответственно по 3, 4, 5 и более граням.

В общей сложности сумма базисных функций позволяет описать произвольный контур инструмента.

Посредством базисных функций гиперболического вида описываются продольные сечения инструмента специального вида.

Торцовые поверхности инструмента описываются базисными функциями, вид которых отвечает формуле (6.12).

Предлагаемая методика допускает обобщение математического описания на случай учета микрогеометрии поверхности инструмента и детали При этом функциональные ряды продолжаются в высокочастотную область, где они трансформируются в каноническое разложение случайного процесса, описывающего закономерности микрогеометрии поверхности инструмента или детали.

В качестве примера рассмотрим функциональный ряд, описывающий функцию отклонений в тангенциальном направлении при наличии случайного процесса, соответствующего микрогеометрии поверхности инструмента. В общем виде функциональный ряд записывается в форме:

$$\Phi(\varphi) = \sum_{m=0}^{M} \Phi_m(\varphi) + \sum_{m=M_1}^{M_2} \Phi_m^*(\varphi), \qquad (6.15)$$

где первая сумма в правой части соответствует детерминированному отклонению контура, а вторая сумма представляет собой каноническое разложение высокочастотного случайного процесса, соответствующего микрогеометрии поверхности инструмента.

Координатные функции канонического разложения (6.15) выбраны в

виде синусной и косинусной функций, поэтому базисная функция для описания случайного микрорельефа поверхности имеет вид:

$$\Phi_m^*(\varphi) = u_m^* \cos(m\varphi) + v_m^* \sin(m\varphi), \qquad (6.16)$$

где u_m^*, v_m^* – случайные величины с определенным законом распределения вероятности.

Данные случайные величины при расчетах контура инструмента определяются по результатам измерений или задаются генераторами случайных чисел с равномерным или нормальным законом распределения.

Каноническое разложение применяется для высокочастотных процессов ($M_1 >> M$ в формуле (6.15)).

Обычно число составляющих канонического разложения принимается достаточным для описания всего спектра случайных отклонений ($M_2 - M_1 >>$M).

Предлагаемое математическое описание функции отклонений реальной формы инструмента от ее номинальных значений позволяет определить детерминированные и случайные погрешности формы инструмента.

Этот метод целесообразно использовать для анализа микро- и макрогеометрии инструмента, в частности, для определения показателей выпуклости, вогнутости, бочкообразности, конусности, неплоскостности, а также взаимного расположения поверхностей (биения, неперпендикулярности и т.п.). Применение предлагаемого метода позволяет повысить качество оценки точности инструмента.

Математическое описание микро- и макрогеометрии инструмента обобщается на описание любого параметра, определенного на поверхности или в объеме инструмента.

Такими параметрами могут быть твердость, остаточные напряжения, параметры шероховатости поверхности, например, среднеарифметическая величина микронеровностей (*Ra*) и другие.

6.3. Экспериментальные исследования вибрационных характеристик процесса ТФР

Для проведения исследований использована специальная установка. Экспериментальные исследования процессов ТФР проводились на обрабатывающем центре SPINNER VC 750.

Для проведения исследований станок применялся без изменений.

ТФД крепился к шпинделю станка; заготовка – в машинных тисках или в специальном приспособлении на столе станка; измерители виброускорений – в характерных точках детали и на корпусе шпиндельной бабки (рисунки 6.31, 6.32).

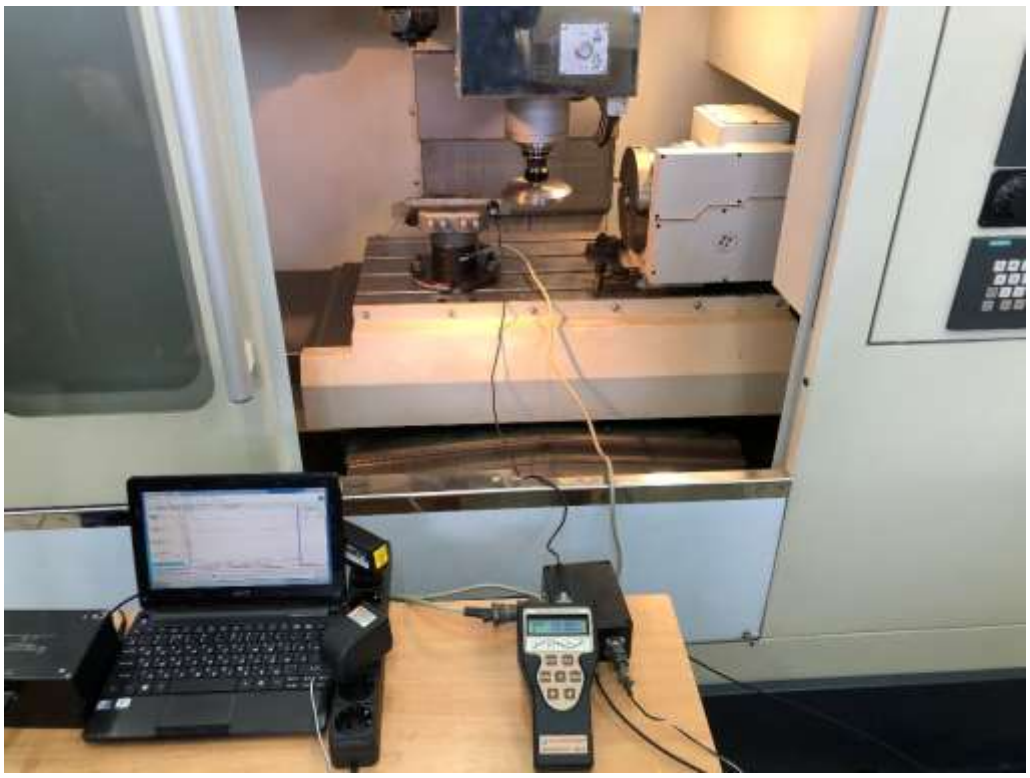


Рисунок 6.31 – Измерение параметров вибрации при ТФР деталей на обрабатывающем центре SPINNER VC 750 с помощью измерителя параметров вибрации Виботест-МГ4

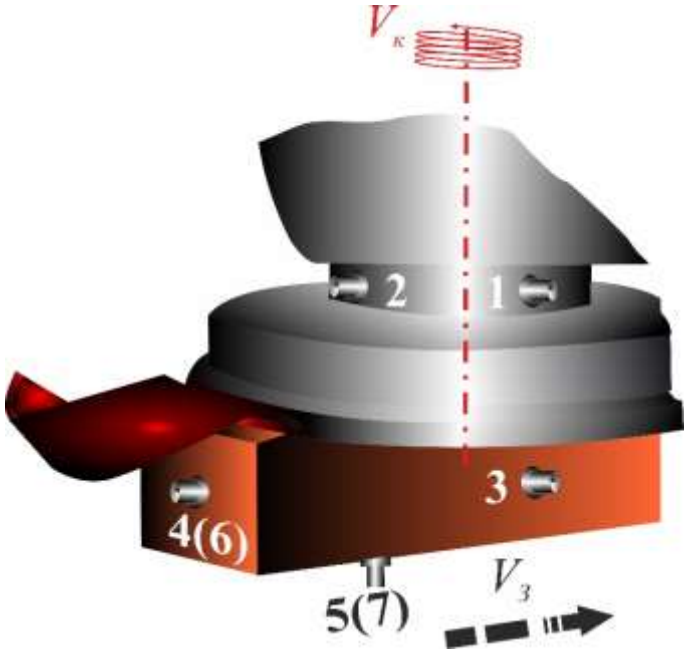


Рисунок 6.32 – Расположение контрольных точек измерения:
1, 2 – шпиндель станка; 3, 4, 5 – обработка инструментом
с дополнительным вибрационным воздействием;
6, 7 – обработка дисковым инструментом

Измерение параметров вибрации производилось с помощью измерителя параметров вибрации Вибротест-МГ4.

Прибор предназначен для измерения параметров вибрации (виброускорения, виброскорости, виброперемещения), виброконтроля, балансировки, диагностики и наладки широкого класса механизмов роторного типа (электродвигатели, генераторы, шпиндели, насосы, турбины и т.п.).

В процессе исследований осуществлялось бесконтактное измерение скорости вращения.

Была использована аппаратура с большим объемом памяти для записи результатов измерений, а также база данных «КонСпект». Технические характеристики оборудования для записи и хранения исследуемых показателей: программируемый усилитель заряда для использования различных типов акселерометров с чувствительностью от 0,1 до 500 пКлс^2/м; динамический диапазон усилителя заряда – от 0,03 до 20000 пКл; частотный диапазон

от 2 до 10 000 Гц; полосы анализа (ФНЧ) –.40, 100, 200, 400, 1000, 2000, 4000, 10000 Гц; фильтр верхних частот (ФВЧ) – 2, 10 Гц; спектральный анализ с диапазоном 400, 800 или 1600 линий быстрого преобразователя Фурье, или 1/3 октавного спектра; взвешивание – функции Ханнинга, Блэкмана-Харриса, прямоугольное; расчет общего уровня вибраций в исследуемой полосе частот; автоматический поиск максимумов в диапазоне; выбор аналоговой или цифровой интеграции сигнала вибрации; огибающий фильтр с центральными частотами – 3.15, 6.3, 16, 31,5 кГц.

– Применяемая база данных «КонСпект» позволяет:

– работу в среде WINDOWS;

– экспорт данных в MathCAD; поддержка MIMOSA CRIS;

– пять уровней для упорядочения хранимых данных;

– формирование и загрузка в прибор маршрутных списков с возможностью установки начальных параметров измерений; табличное и графическое представление результатов измерений; средства графического анализа спектров – гармоники, субгармоники, модуляции; создание, редактирование, привязка к спектрам эталонных масок и наборам указателей, связанных с частотой вращения; печать результатов измерений в табличной или графической форме с возможностью добавления комментариев.

Проведены исследования параметров уровня вибрации ТС при ТФР.

Для обработки полученных частотных спектров параметров применены специально разработанные методы.

Типичная спектрограмма измеренного параметра (виброускорение) имеет большое число резонансных пиков (рисунок 6.33).

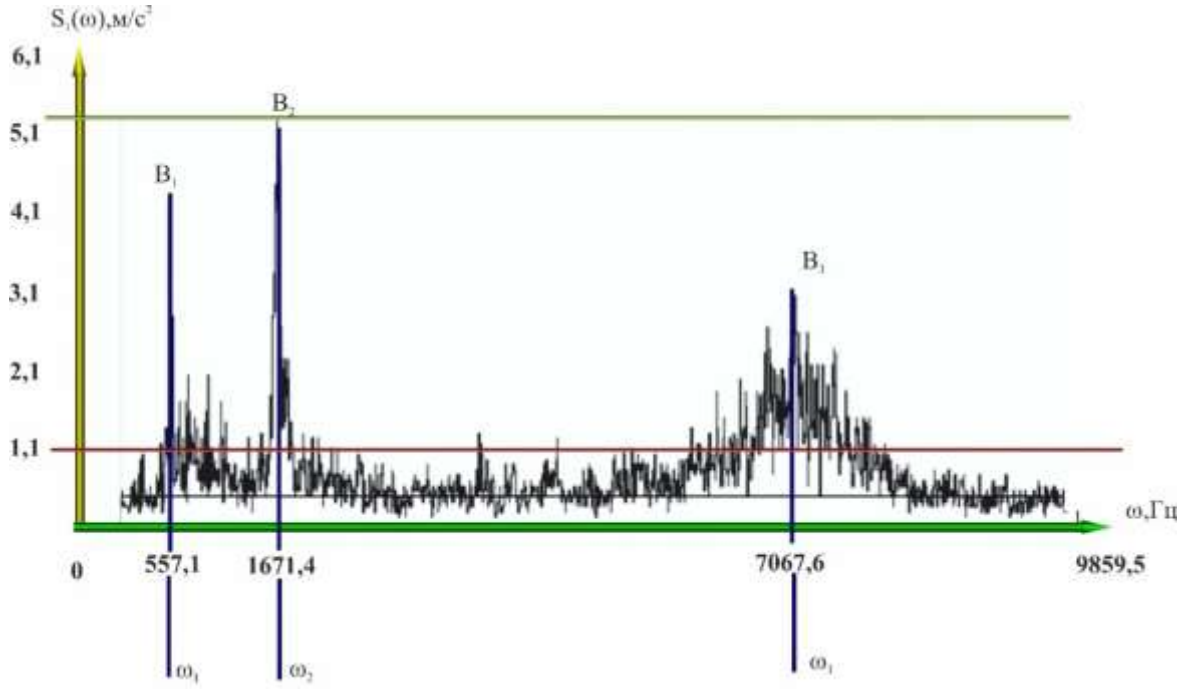


Рисунок 6.33 – Спектрограммы виброускорения, полученные при ТФР

Спектрограмма включает в себя несколько сотен резонансных пиков. Их детальный анализ нецелесообразен. Рассматриваются отдельно наиболее существенные резонансные области, среднее значение и огибающий спектр.

Разработанные методы базируются на представлении динамической системы ТФР в виде квазилинейной системы с передаточной функцией $W_{(S)}$ дробно-рационального вида (рисунок 6.34).

Значения виброскорости – 3,3…3,7 мм/с (среднеквадратическое значение) несколько повышены по отношению к средним режимам станочного оборудования, но не превышают допустимого значения, составляющего 4,5 мм/с.

Разработана специальная методика анализа экспериментально определенных спектральных характеристик вибраций в динамической системе станка.

Методика основана на использовании огибающих спектров виброперемещений, виброскоростей и виброускорений. Огибающие спектры обобщают свойства случайных колебательных процессов.

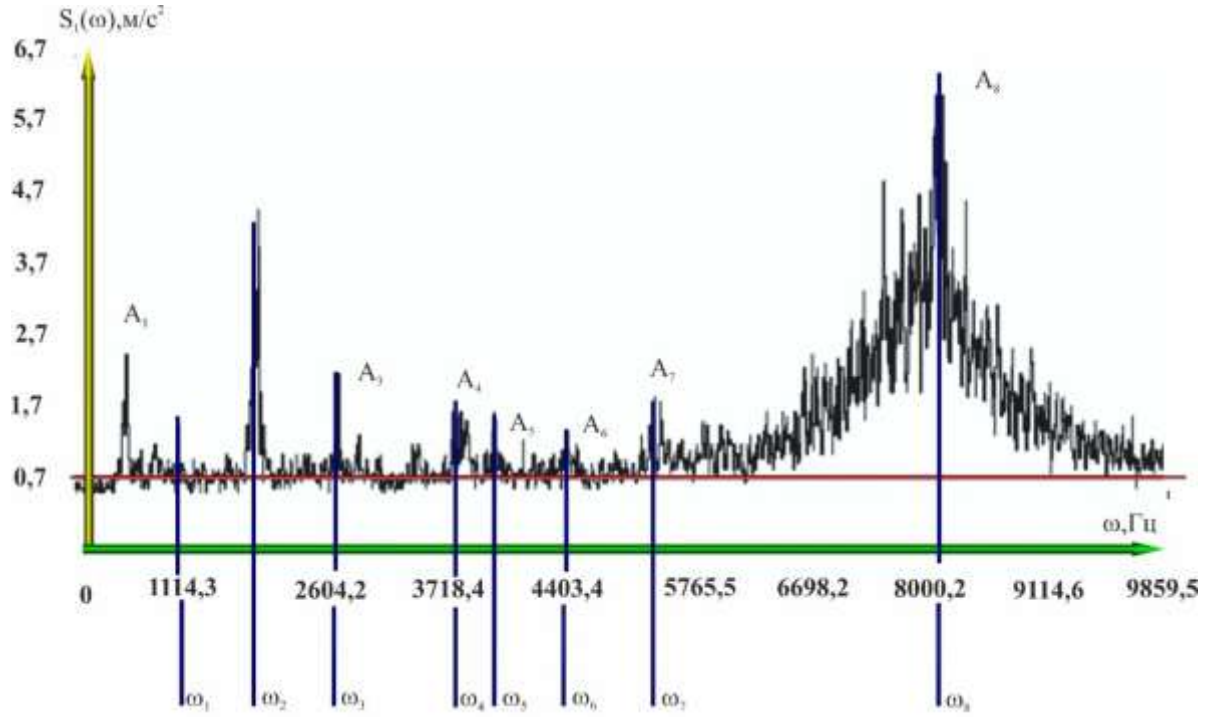


Рисунок 6.34 – Спектральная плотность виброускорения заготовки, измеренная в процессе ТФР

Показано, что значение виброперемещения составляет 26…30 мкм (среднеквадратическое значение) и соответствует регламентному виброперемещению станка.

В процессе исследования применена разработанная методика проведения измерений параметров вибрации.

В настоящее время все большее значение при производстве машин и механизмов приобретают стали и сплавы с особыми физико-механическими свойствами, среди которых следует отметить жаростойкость, коррозионную и химическую стойкость, повышенную прочность. Находят применение тугоплавкие сплавы, сохраняющие высокие прочностные свойства до температуры около 2200 °С [65].

Обработка заготовок из новых материалов резанием часто усложнена, а в некоторых случаях становится практически невозможной. Эта причина приводит к тому, что при производстве новых машин используют материалы, обладающие менее совершенными эксплуатационными показателями, но довольно удовлетворительными технологическими свойствами. Таким

образом, создание и использование новых материалов влечет за собой интенсивный поиск и разработку прогрессивных способов их высокопроизводительной обработки. Способы лезвийной и абразивной обработки, применяемые на сегодняшний день, не совсем совершенны, это приводит к увеличению разрыва между возможностями отрасли производства современных марок сталей и сплавов и обработкой резанием. Как показывают результаты исследований, при обработке резанием конструкционных сталей удельная сила резания превышает предел прочности на растяжение в 2 и более раз [37, 39]. Это явление объясняется достаточно сложным характером и условиями протекания пластической деформации в процессе стружкообразования, а также необходимостью преодоления сил трения, возникающих на передней и задней поверхностях инструмента и имеющих достаточно большое значение. Применение известных способов обработки для получения изделий из новых материалов в этом случае становится малоэффективным и низко производительным с достаточно большим расходом дорогостоящего режущего инструмента. Учитывая эти обстоятельства, все более актуальными становятся разработка, исследование, внедрение и расширение сфер применения новых способов обработки, позволяющих проводить процесс резания с заданной точностью и удовлетворительным качеством [60, 121, 122].

Создание новых способов обработки резанием приводит к необходимости изменения характера приложения механического действия на снимаемый припуск, а также использование других видов воздействия, таких как электрические, химические, тепловые. Применение комбинированных методов обработки, основанных на совместном действии механических, химических, тепловых и электрических процессов, позволяет повысить производительность и точность обработки, а также стойкость применяемого режущего инструмента по сравнению с входящими в них методами.

Находят все большее применение на машиностроительных предприятиях способы обработки заготовок, основанные на изменении характера механического воздействия на подлежащий срезанию слой материала. К ним

относятся сверхскоростное резание, ультразвуковая и вибрационная обработки.

К существенному недостатку известных и активно используемых ныне способов лезвийной обработки материалов, можно отнести наличие постоянного контакта рабочих, трущихся поверхностей инструмента с обрабатываемым материалом. Это явление приводит к локализации тепловых и силовых нагрузок в ограниченном объеме режущей части инструмента, что негативно влияет на его способность сохранять свои режущие свойства и не позволяет интенсифицировать режимы резания с целью применения современных металлообрабатывающих систем.

Таким образом, требуется разработка принципиально новых способов и технологий, свободных от этого недостатка. Одним из решений этой задачи является ротационное резание, принцип работы которой основан на непрерывной замене рабочих участков лезвия инструмента.

Для повышения производительности механической обработки материалов находятся также разные методы, ряд которых основан на искусственном подогреве обрабатываемой заготовки. Однако недостатком этих методов все еще остается большой и нерациональный расход тепла.

Принципиальным отличием способа ТФР является нагрев зоны стружкообразования силами трения, способствующий, вместе с конструктивными особенностями применяемого инструмента, концентрации тепла в небольшом объеме металла, который затем удаляется с поверхности заготовки [60].

Ранее было проведено исследование особенностей процесса ТФР. В работах ряда авторов [61, 62, 109, 110, 120] отражены результаты исследований составляющих силы резания, тепловых явлений, износа и стойкости инструмента, специфики процесса пластической деформации и геометрической формы зоны стружкообразования. Однако исследование динамических характеристик процесса ТФР требует экспериментального определения ос-

новных источников возникновения вибраций, поскольку устойчивость движения при резании является обязательным условием получения заданной точности и качества обработки, а также стабильной работы ТС.

Учитывая, что основные явления ТФР происходят в зоне контакта ТФД, жестко закрепленного на шпинделе станка, и обрабатываемой заготовки, установленной в специальном приспособлении, определяющее влияние на характеристики процесса оказывает динамика их относительных перемещений [28, 36].

Измерение параметров вибрации производилось при работе оборудования в режиме рабочего и холостого хода с помощью многофункционального анализатора спектра вибрации Вибротест-МГ4.

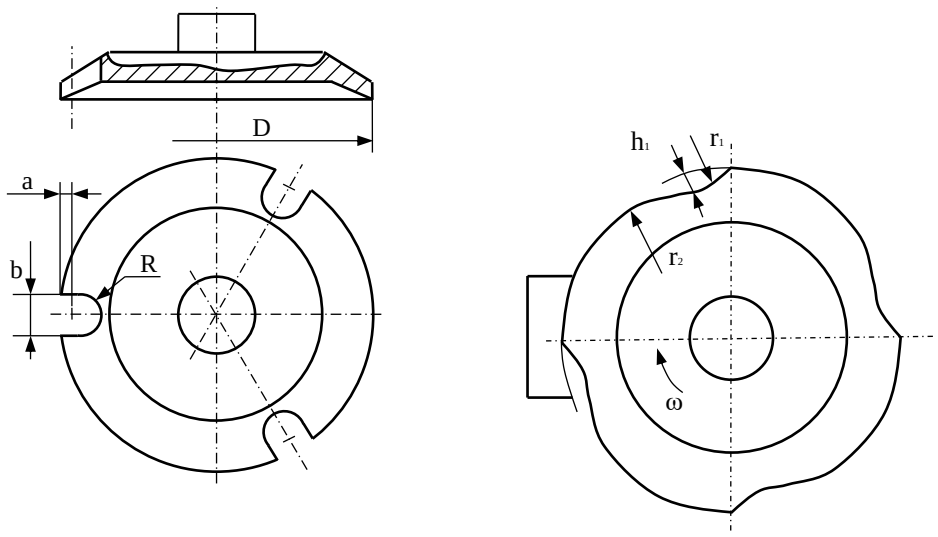
Крепление датчика производилось с помощью шпильки на корпусе шпиндельной головки обрабатывающего центра модели SPINNER VC 750 в радиальном направлении и на заготовке – в вертикальном и горизонтальном направлениях.

Проводились измерения общих параметров вибрации и частотной формы вибрационного сигнала при частоте вращения ТФД n = 2000 мин$^{-1}$, 2500 мин$^{-1}$. Контролируемый частотный диапазон 10…1000 Гц, 10…4000 Гц, 18…10000 Гц.

Рабочий режим реализован при скорости подачи заготовки V_3 = 160 мм/мин, глубине резания a = 1,5 мм. При проведении исследований в качестве инструмента был использован ТФД диаметром 160 мм с четырьмя диаметрально расположенными на передней поверхности пазами и диск без пазов.

Обработке подвергались заготовки из качественной углеродистой конструкционной стали 45. Ширина обработки B = 20 мм.

В процессе исследований использовалась усовершенствованная конструкция ТФД, периферия корпуса которого снабжена пазами с внутренними режущими лезвиями, что обеспечивает прерывистый характер резания и приводит к уменьшению сечения стружки (рисунок 6.35).



а *б*

Рисунок 6.35 – Конструкции дисковых инструментов, которые использовались в процессе экспериментальных исследований вибрационных колебательных процессов при ТФР

Для инструмента с пазами на периферии (рисунок 6.35, *а*) имеет место наибольшее вибрационное влияние на динамическую систему станка.

Пазы имеют передний и задний углы резания, которые образуют внутренние режущие лезвия. Снятие припуска ведется сплошными наружными и внутренними режущими лезвиями. При обработке плоских поверхностей заготовок ТФД данной конструкции происходит образование стружки вследствие срезания припуска в разносторонних направлениях: в направлении подачи и поперек к ней, и, кроме того, производится подрезание припуска по всей ширине обрабатываемой плоскости, которое обеспечивается за счет вращения диска. Результаты замеров параметров общего уровня вибрации приведены в таблицах 6.1, 6.2.

На базе данных таблицы 6.1 выполнен анализ общего уровня вибрации. Рассмотрены вибрации в точке 1. Значения параметров вибрации на холостом ходу стабильны по отношению к отдельным измерениям (отклонения не превышают 7%), что характеризует удовлетворительную работу

механизма. Значения виброперемещения – 26…30 мкм (среднеквадратическое значение) соответствуют удовлетворительному состоянию.

Таблица 6.1 – Результаты измерений параметров общего уровня вибрации

Точка	$a_{СКЗ}$, м/с^2	$a_{ПИК}$, м/с^2	$v_{СКЗ}$, мм/с	$S_{СКЗ}$, мкм	Частота Вращения, мин$^{-1}$	Режим работы	Частотный диапазон, Гц	Номер записи
1	44.6	156.9	3.3	15	2000	Хол. ход	18…10000	1
1	41.7	147.1	3.2	14	2000	Хол. ход	18…10000	2
1	51.8	194.2	4.6	26	2500	Хол. ход	18…10000	3
1	52.8	196.2	4.9	27	2500	Хол. ход	18…10000	4
1	15.6	65.6	3.7	32	2500	Хол. ход	10...4000	5
1	15.5	64.3	3.7	34	2500	Хол. ход	10…4000	6
1	5.2	20.4	3.3	25	2500	Хол. ход	10…1000	7
1	5.6	21.3	3.4	30	2500	Хол. ход	10…1000	8
1	37.5	151.1	6.9	34	2000	Раб. ход	18…10000	9
1	41.8	151.7	7.4	35	2000	Раб. ход	18…10000	10
1	27.1	113.8	9.9	88	2000	Раб. ход	10…4000	11
1	32.4	118.9	11.3	109	2000	Раб. ход	10…4000	12
1	14.2	45.9	8.5	69	2000	Раб. ход	10…1000	13
1	11.9	37.9	9.1	85	2000	Раб. ход	10...1000	14
2	3.8	16.9	4.8	36	2500	Хол. ход	10…1000	1
2	3.9	16.1	4.5	29	2500	Хол. ход	10...1000	2
2	24.8	93.7	4.9	33	2500	Хол.ход	10...4000	3
2	24.0	94.3	4.9	35	2500	Хол.ход	10…4000	4
2	30.0	126.8	4.4	18	2500	Хол.ход	18…10000	5
2	30.1	129.8	4.5	18	2500	Хол.ход	18…10000	6
2	24.2	103.6	3.5	17	2000	Хол.ход	18…10000	7
2	23.8	102,6	3,8	19	2000	Хол.ход	18…10000	8
2	21,1	80,1	4,2	32	2000	Хол.ход	10…4000	9
2	20,1	79,2	4,5	38	2000	Хол.ход	10…4000	10
2	2,6	12,2	4,4	35	2000	Хол.ход	10…1000	11
2	2.7	12.9	4.5	37	2000	Хол.ход	10…1000	12
2	8.5	36.1	9.3	97	2000	Раб. ход	10…1000	13
2	9.0	32.7	4.9	40	2000	Раб. ход	10…1000	14
2	34.1	137.1	9,9	100	2000	Раб. ход	10…4000	15

Значения виброскорости – 3,3…3,7 мм/с (среднеквадратическое значение) несколько повышены по отношению к работе станочного оборудования, но не превышают допустимого значения 4,5 мм/с. Значения виброускорения указывают на преобладание в спектре колебаний высокочастотных составляющих, указывающих на возможность зарождения и развития повреждений зубчатых передач или подшипников в трансмиссии станка.

Таблица 6.2 – Результаты измерений параметров общего уровня вибрации

Точка	$a_{СКЗ}$, м/с^2	$a_{ПИК}$, м/с^2	$v_{СКЗ}$, мм/с	$S_{СКЗ}$, мкм	Частота вращение мин$^{-1}$	Режим работы	Частотный диапазон, Гц	Номер записи
2	33,5	133,1	9,7	101	2000	Раб.ход	10…4000	16
2	41,6	175,3	7,2	29	2000	Раб.ход	18...10000	17
2	42,5	178,1	8,7	31	2000	Раб.ход	18…10000	18
3	93.3	335.3	15.7	119	2000	Раб.ход	10…4000	1
3	74.5	257.8	30.8	324	2000	Раб.ход	10…4000	2
3	80.6	341.9	11.5	36	2000	Раб.ход	18…10000	3
4	78.6	331.3	17.5	45	2000	Раб.ход	18...10000	1
4	93.7	471.4	18.9	54	2000	Раб.ход	18…10000	2
4	48.5	250.1	16.4	87	2000	Раб.ход	10...4000	3
4	81.1	399.3	18.9	111	2000	Раб.ход	10…4000	4
5	9.3	65.3	6.4	64	2000	Раб.ход	10…4000	1
5	71.7	254.6	14.4	96	2000	Раб.ход	10…4000	2
5	14.9	71.7	4.3	25	2000	Раб.ход	18…10000	3
5	83.6	344.6	12.1	41	2000	Раб.ход	18…10000	4
6	35.7	157.7	34.9	133	2500	Раб.ход	18...10000	1
6	24.8	103.1	24.8	93	2500	Раб.ход	18…10000	2
6	41.8	176.3	40.8	185	2500	Раб.ход	10...4000	3
6	46,4	165,1	38,2	174	2500	Раб.ход	10…4000	4
7	50,6	196	15,9	113	2500	Раб.ход	10…4000	1
7	58,8	262,4	18,0	108	2500	Раб.ход	10...4000	2
7	55,1	225.5	11.1	41	2500	Раб.ход	18…10000	3
7	61.3	311.5	12.7	34	2500	Раб.ход	18…10000	4

При изменении частоты вращения с 2000 мин$^{-1}$ до 2500 мин$^{-1}$ происходит увеличение вибрации в линейной зависимости, а не в квадратичной.

Это подтверждает хорошую уравновешенность ТФД. Работа в рабочем режиме приводит к увеличению виброскорости в 2…3 раза, значение виброперемещения также увеличивается в 2…3 раза, значение виброускорения в высокочастотном диапазоне несколько уменьшается, в низкочастотном диапазоне увеличивается в 2 раза. Это указывает на низкочастотный характер процесса резания. Выполнен анализ вибраций в точке 2. Уровень параметров вибрации и характер изменения колебаний аналогичен точке 1.

При работе в рабочем режиме производились два измерения вибрации в течение одного цикла резания. Первое измерение производилось в начале обработки заготовки, второе измерение – на завершающем этапе обработки. Для точки 1 значение второго измерения больше первого. Для точки 2 значения измерений имеют меньшие отличия, в одном случае значение первого измерения больше, чем второго. Эти отклонения могут быть связаны с изменением жесткости обрабатываемой заготовки в направлении обработки.

Для точек 3, 4, 5 производились два измерения вибрации в течение одного цикла резания. Первое измерение производилось в начале обработки заготовки, второе измерение – на завершающей стадии. Значение второго измерения больше в 1,1…5,6 раза, чем первого. Большие отклонения зарегистрированы для точки 5. Меньшие отклонения более характерны для точки 3. Эти отклонения могут быть связаны с изменением жесткости обрабатываемой заготовки в направлении обработки и перемещением зоны резания относительно датчика.

Произведен анализ вибраций в точках 6, 7. Измерения в этих точках производились при использовании гладкого диска и увеличении частоты вращения диска до 2500 мин $^{-1}$. Общий уровень вибрации при этом по точке 6 уменьшился по значениям виброускорения примерно в два раза, увеличился по значениям виброскорости и виброперемещения в 2 …3 раза. Увеличились энергетические характеристики низкочастотного спектра. Значения вибрации в точке 7 практически идентичны значению вибрации в точке

5. Значительных отклонений по измерениям не отмечено. Возможно, уменьшился ход инструмента или характер закрепления заготовки. В результате спектрального анализа установлено, что основными составляющими вибрационного процесса холостого хода в точке 1 являются резонанс на частоте 7912…7925 Гц (рисунок 6.36), незначительные составляющие на частоте 1120 Гц, 1745 Гц.

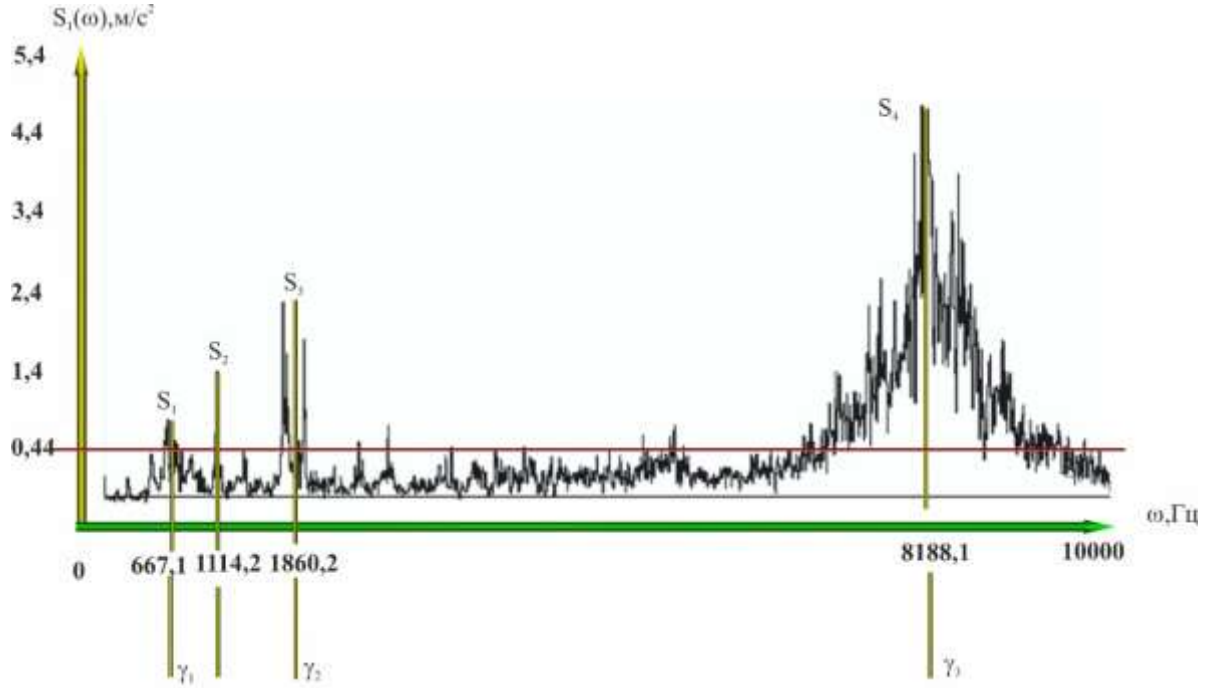


Рисунок 6.36 – Спектрограмма виброускорения в точке 1
(холостой ход, частота вращения ТФД 2000 мин$^{-1}$)

Экспериментально полученная спектрограмма подвергнута математической обработке согласно разработанной методике.

Спектральная плотность описана математической моделью вида [173, 174]. В данной модели число составляющих N = 4; а значение параметров B = 680; 1120; 1750; 7920 Гц.

Для последней составляющей параметр D = 4,2 мм/с^2.

Произведены измерения спектра виброускорений при изменении частот вращения шпинделя. При изменении частоты вращения резонансная частота остается практически неизменной (рисунок 6.37).

Параметры математической модели имеют небольшое присутствие в

низкочастотной области. Огибающие процессов в высокочастотной области остаются практически без изменений.

Соответственно можно сделать заключение о незначительном влиянии процессов в приводе главного движения на вибрации в системе. Малосущественно и повышение частоты вращения на 20%.

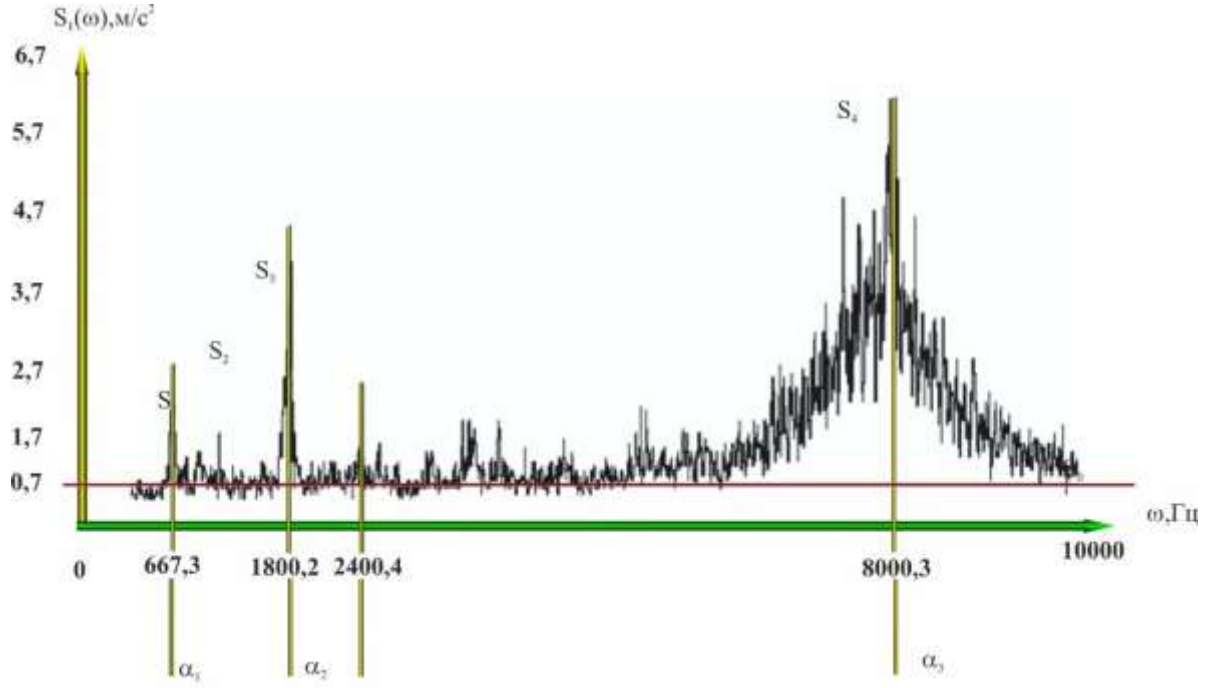


Рисунок 6.37 – Спектрограмма виброускорения в точке 1 (холостой ход, частота вращения 2500 мин$^{-1}$)

Диапазон виброскорости имеет максимум в низкочастотной области (рисунок 6.38).

В спектре виброскорости преобладают составляющие оборотной частоты диска.

Для описания виброскоростей также использована математическая модель вида [173]. Число составляющих моделей N = 3, а значение параметров β =36, 490, 620 Гц.

Максимальное значение параметра D имеет место для первой составляющей и составляет около 2 мм/с.

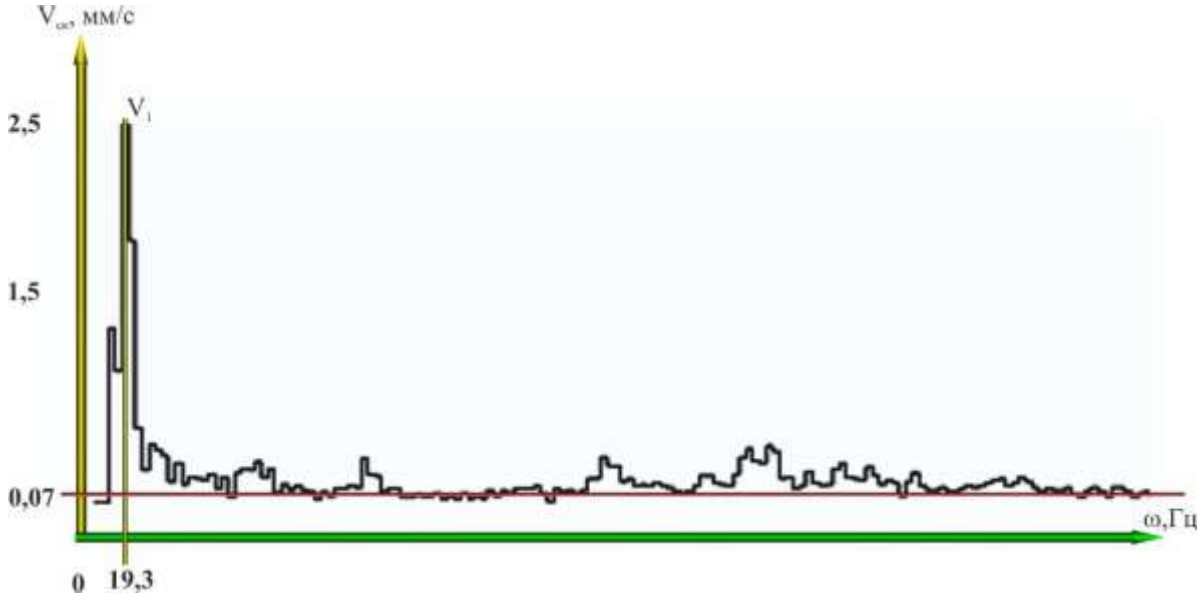


Рисунок 6.38 – Спектрограмма виброскорости в точке 1
(холостой ход, частота вращения 2000 мин$^{-1}$)

Повышение частоты вращения увеличивает высокочастотные составляющие диапазона виброскорости (рисунок 6.39).

При повышении частоты вращения растет интенсивность составляющей математической модели с параметром 620 Гц.

Измерения вибраций на холостом ходу послужили основой сравнения с вибрационными параметрами процесса обработки.

В процессе обработки происходят низкочастотные возмущения, усиливающие резонансные пики на низких частотах.

В результате повышения демпфирующей способности системы снижается интенсивность пиков в высокочастотной области.

Для анализа спектра использована модель [172] с числом составляющих N = 3 и параметром β = 510; 1580; 7010 Гц.

При этом параметры интенсивности пиков D = 4; 6,3 м/с^2. Это означает, что действие процесса резания приводит к перераспределению интенсивности диапазона вибраций.

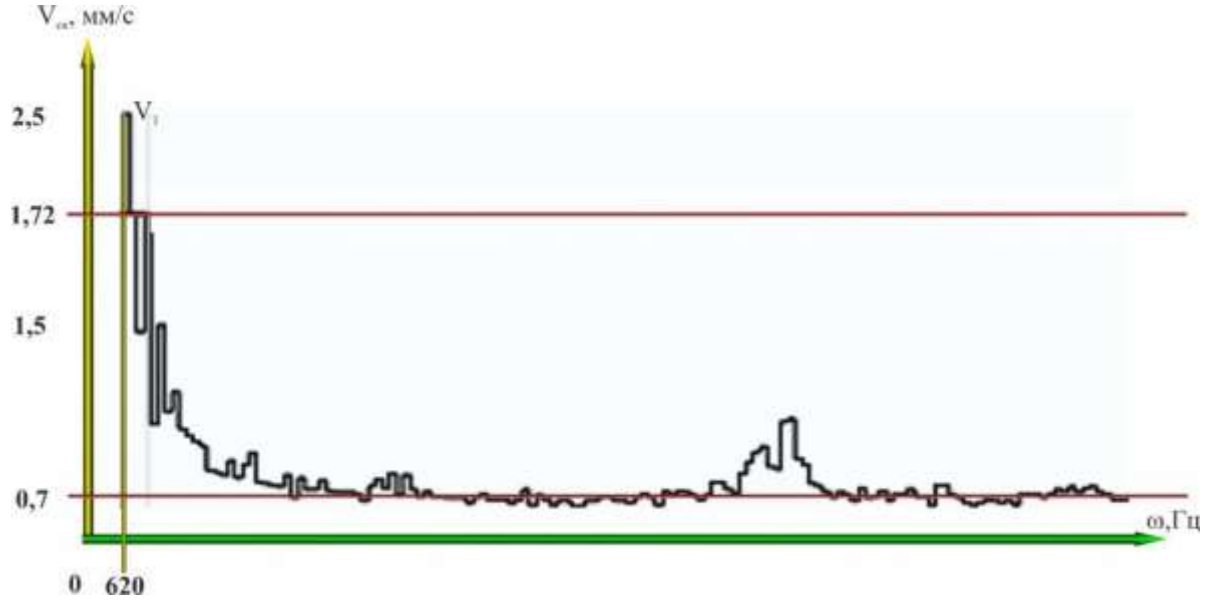


Рисунок 6.39 – Спектрограмма виброскорости в точке 1
(холостой ход, частота вращения 2500 мин$^{-1}$)

Низкочастотные составляющие в 1,5…2 раза превосходят высокочастотные (рисунок 6.40).

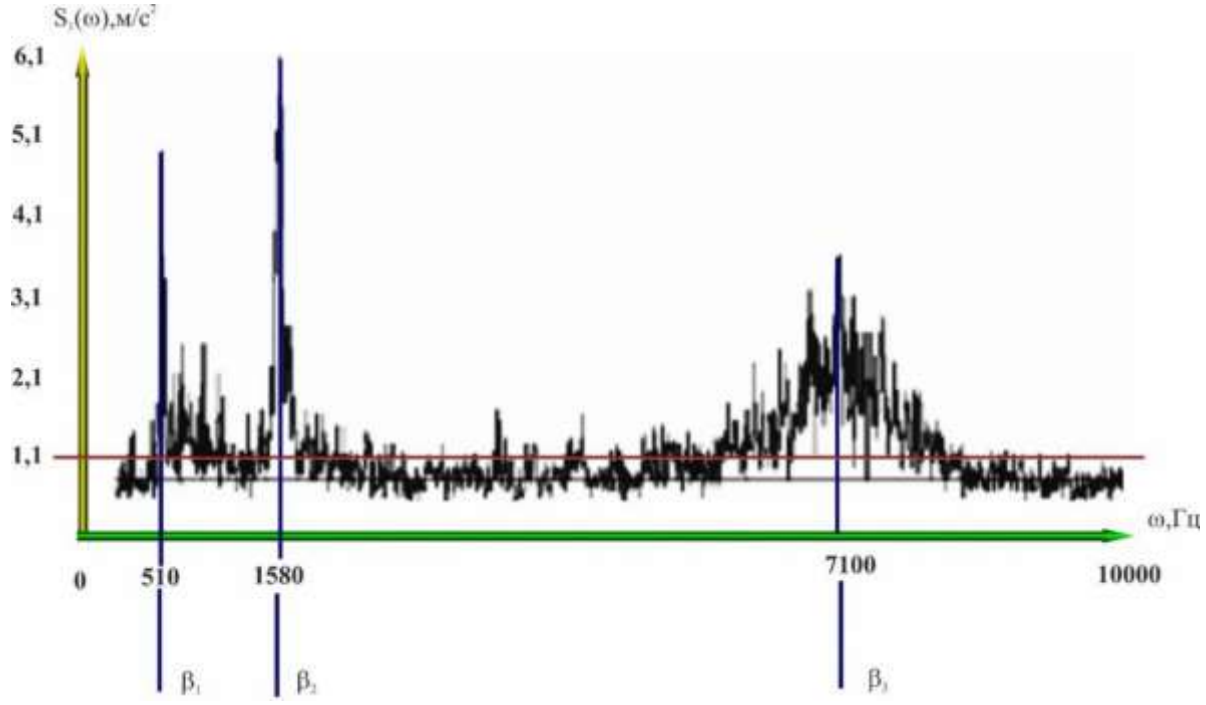


Рисунок 6.40 – Спектрограмма виброускорения в точке 1
(рабочий ход, частота вращения 2000 мин$^{-1}$)

В диапазоне виброскорости возникает 16-я гармоника оборотной частоты. Это возможно зубцовая частота. Появляются субгармоники (частоты 1/2, 1/3 оборотной частоты) – признак повышенной податливости системы.

Рабочий режим характеризуется понижением резонансного пика и изменением частоты резонанса (рисунок 6.40).

Спектр колебаний в точке 2 на холостом ходу удерживает резонансные составляющие на частоте 2000…4000 Гц (рисунок 6.41).

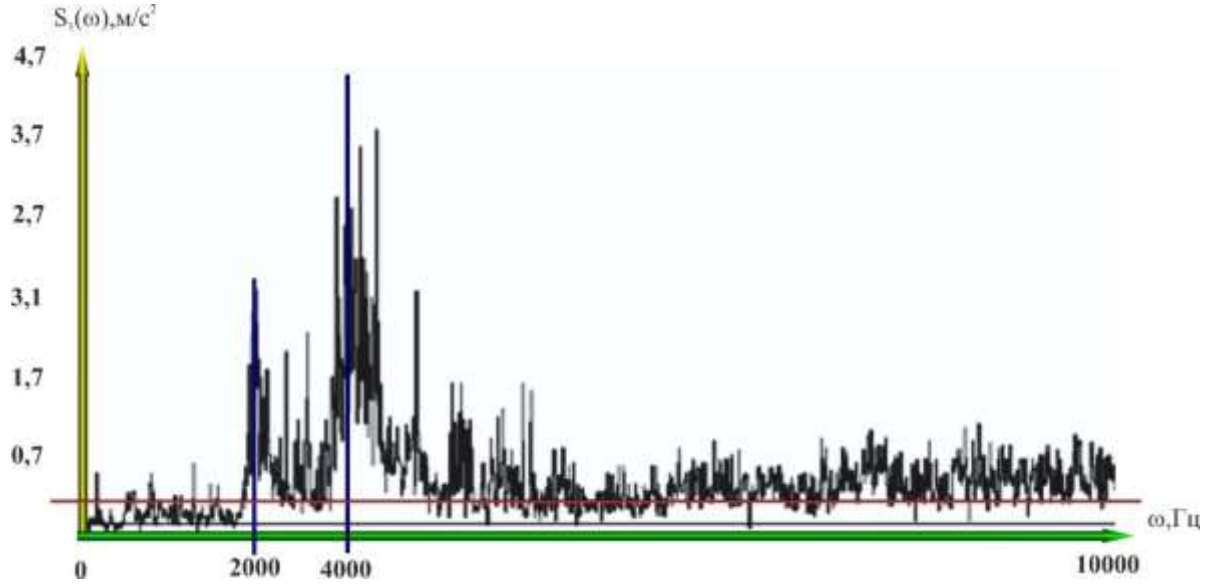


Рисунок 6.41 – Спектрограмма виброускорения в точке 2
(холостой ход, частота вращения 2500 мин$^{-1}$)

В математической модели спектральной плотности можно выделить 1…2 составляющие (N = 2). При этом параметры модели β = 1740; 2650 Гц, D = 2,2; 4,2 м/с^2. В диапазоне преобладает оборотная частота диска.

Повышенная частота вращения смещает резонансную область в сторону низких частот.

Процесс ТФР обуславливает появление составляющих спектра в области низких частот. Рабочий процесс в точке 2 проявляется в виде трех резонансных областей (рисунок 6.42).

Основная частота модуляции – оборотная частота вращения диска. Значимые составляющие присутствуют до частоты 7000 Гц.

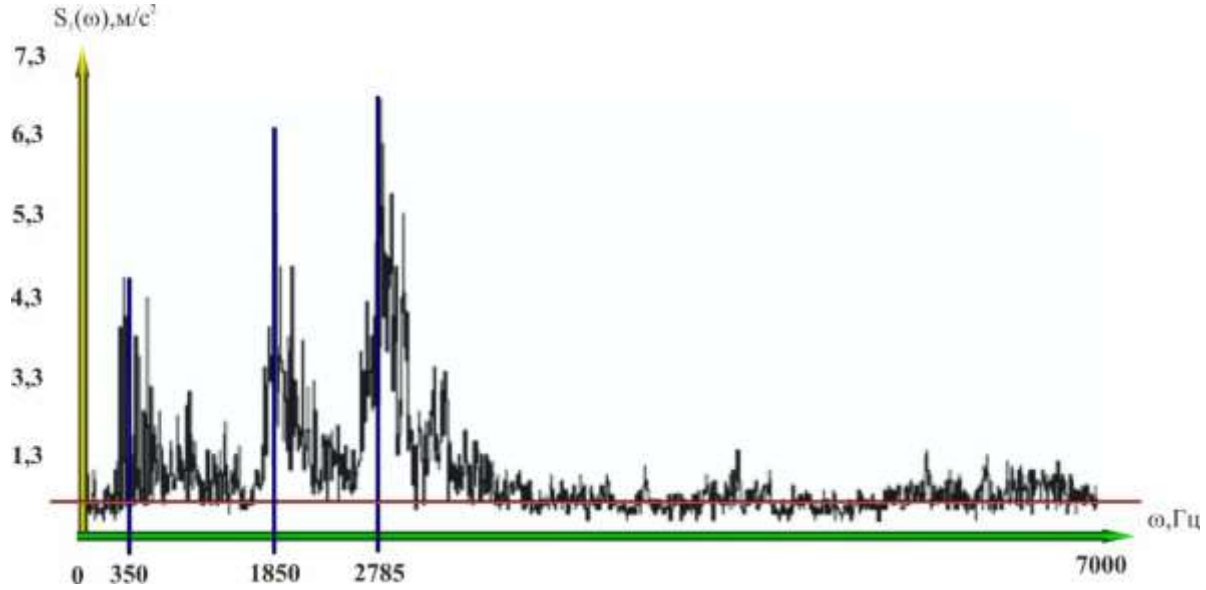


Рисунок 6.42 – Спектрограмма виброускорения в точке 2
(рабочий ход, частота вращения 2000 мин$^{-1}$)

Процесс обработки на заготовке проявляется в виде полигармонического сигнала, являющегося результатом ударного процесса резания (рисунок 6.43).

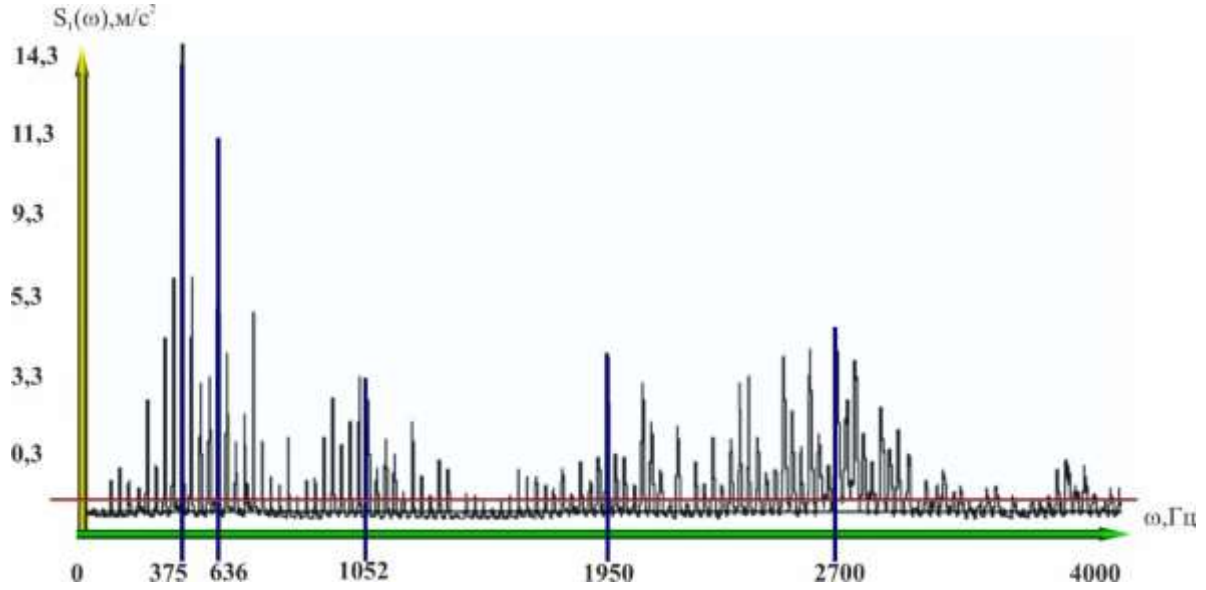


Рисунок 6.43 – Спектрограмма виброускорения в точке 3
(рабочий ход, частота вращения 2000 мин$^{-1}$)

Характер процесса носит случайный характер – это приводит к изменению спектра вибрационного сигнала (рисунок 6.44).

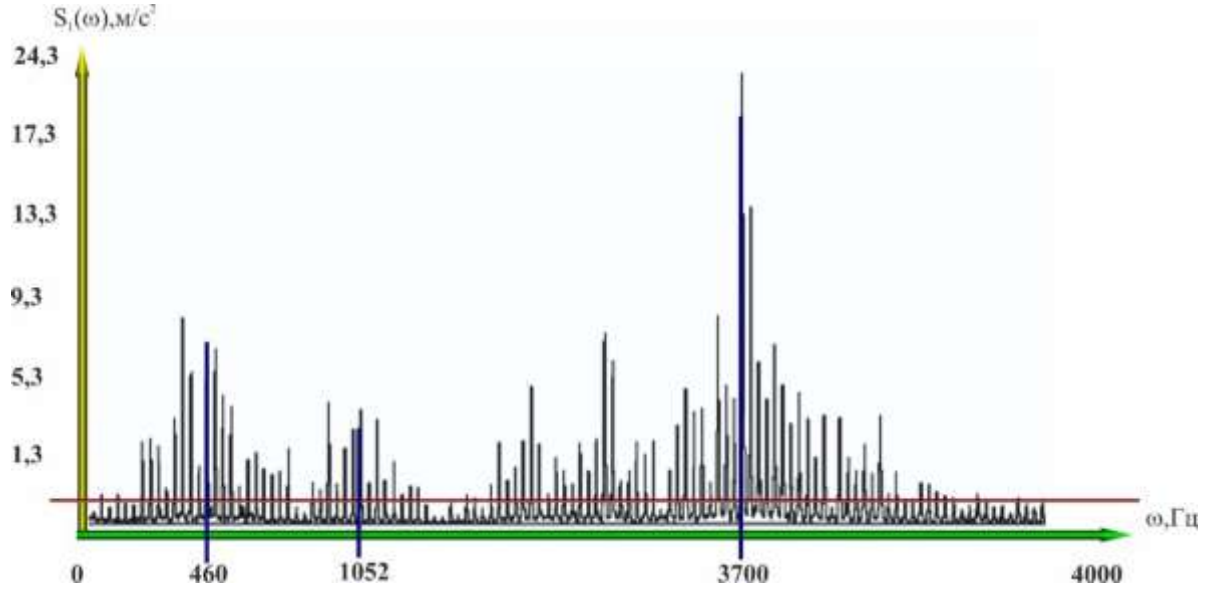


Рисунок 6.44 – Спектрограмма виброускорения в точке 5 (рабочий ход, частота вращения 2000 мин$^{-1}$)

Работа с гладким диском не изменяет спектр вибрационного сигнала (рисунок 6.45). Увеличивается составляющая виброскорости на оборотной частоте до 30 мм/с.

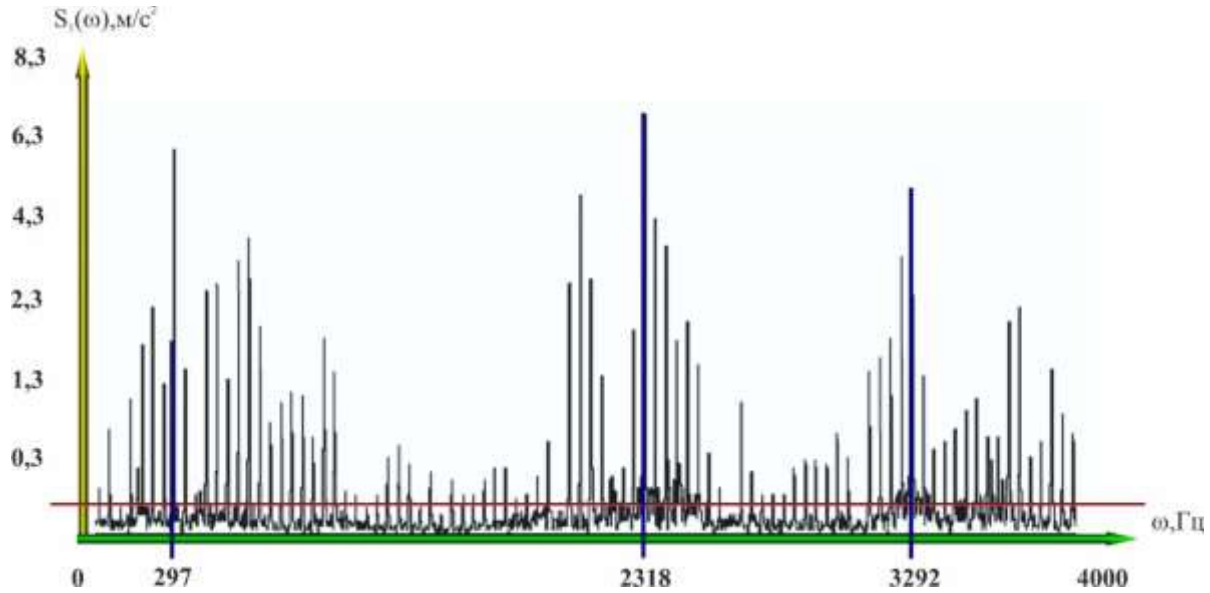


Рисунок 6.45 – Спектрограмма виброускорения в точке 6 (деталь): рабочий ход, частота вращения 2500 мин$^{-1}$

Полученные результаты экспериментальных исследований позволяют выявить основные источники возникновения вибраций при ТФР, что может

быть использовано при определении показателей динамического качества процесса, которые в дальнейшем используются для оценки эффективности обработки и выбора оптимальных условий стабильной работы ТС. Для описания спектральной плотности вибраций детали использована модель [172] с числом составляющих N = 3. При этом параметры β = 580; 2220; 3300 Гц. Параметры D равнозначны и составляют 4,5...5,5 м/с^2.

На основе разработанных математических моделей использованы обобщения спектральных характеристик вибраций при обработке деталей, жестко закрепленных на столе. Общей тенденцией является изменение резонансных областей в низкочастотной области (рисунок 6.46).

В режиме холостого хода спектральная плотность имеет преобладающие резонансные частоты 5000…100000 Гц, а при обработке – 20…3000 Гц. Слой жидкого металла увеличивает демпфирование колебаний. Это особенно проявляется при больших частотах. Для установления закономерностей влияния частоты собственных колебаний заготовки на динамическое влияние проведено исследование процесса обработки маложестких систем. Произведена обработка детали в виде балки (рисунок 6.47).

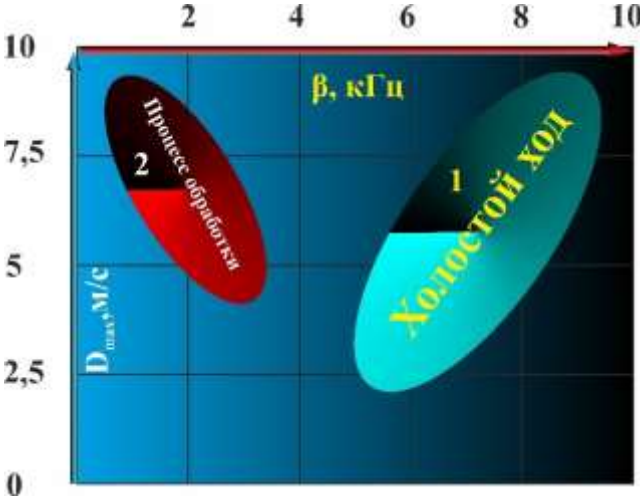


Рисунок 6.46 – Изменение параметров математической модели спектральной плотности на холостом ходу (область 1) и при обработке (область 2)



Рисунок 6.47 – Обработка заготовки

Утрата устойчивости системы проявляется в виде незатухающих колебаний стола значительной амплитуды (рисунок 6.48).

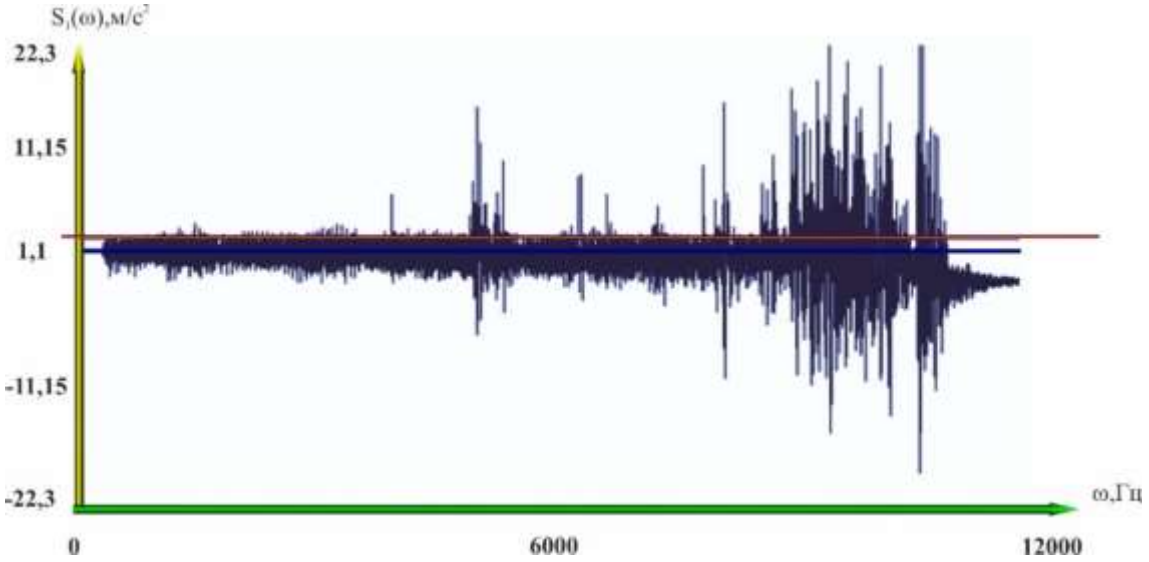


Рисунок 6.48 Запись виброскорости стола при потере устойчивости колебательного процесса

В результате измерений обработанной поверхности установлено, что процесс обработки является стабильным, когда частота собственных колебаний заготовки превышает в 10…15 раз частоту вращения шпинделя. Когда это условие не выполняется, имеет место неустойчивая обработка. Данный режим реализован по маложесткому вибрационному столу (рисунок 6.49).



Рисунок 6.49 – Возникновение резонансных колебаний маложесткого стола, приводящих к потере устойчивости технологической системы

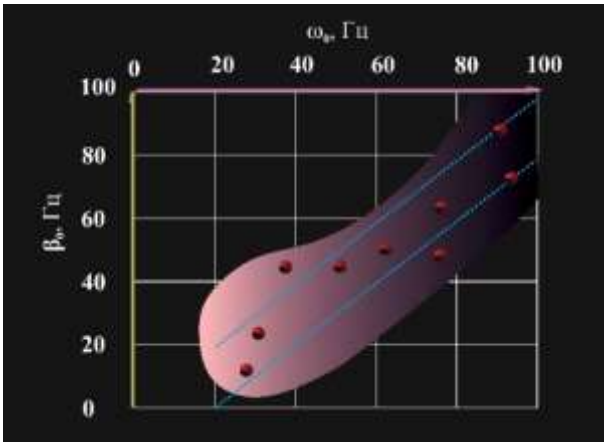


Рисунок 6.50 – Зависимость частоты резонансных пиков виброускорения заготовки от частоты собственных колебаний стола

В процессе исследований установлена взаимосвязь частоты резонансных пиков в низкочастотной области спектра от частоты колебаний стола (рисунок 6.50).

Зависимость частоты резонансного пика достаточно размыта. Хотя в ходе экспериментов наблюдалась тенденция зависимости увеличения частоты резонансного пика от частоты собственных колебаний стола.

Выводы к главе 6

1. Разработаны инновационные конструкции специального инструмента, обеспечивающие целенаправленное термическое воздействие на процесс обработки путем рационального теплоотвода, необходимые параметры вибраций в динамической системе станка, формирование стружки и предотвращение образования нароста.
2. Для экспериментальных исследований вибрационных характеристик процесса ТФР целесообразно применять анализатор спектра колебаний виброперемещений с измерениями виброускорений в характерных точках заготовки и корпусе шпиндельной бабки станка. При этом частотный диапазон замеров находится в пределах 2-10000 Гц.
3. Применение динамических приспособлений в виде вибрационного стола позволяет в широких пределах целенаправленно изменять частоту низкочастотных резонансных пиков спектральной плотности. При этом частота низкочастотных резонансных пиков меняется пропорционально собственной частоте колебаний динамической вибрационной системы стола.
4. Максимальное вибрационное влияние на динамическую систему станка при ТФР оказывают дисковые инструменты с периодическими неровностями по периферии, в частности, с пазами на поверхности диска. При этом максимальные значения виброускорения составляют 100 м/с^2.

5. Для режимов холостого хода характерны спектральные виброускорения с тремя резонансными областями на частотах 600...700; 1100...1200; 7900...7980 Гц. Интенсивность высокочастотной резонансной области диапазона в 1,5...2 раза превосходит интенсивность диапазона в низкочастотных резонансных областях. При резании низкочастотные резонансные области интенсифицируются. Их интенсивность возрастает в 3…5 раз по сравнению с режимом холостого хода.

ГЛАВА 7

ОБЕСПЕЧЕНИЕ КАЧЕСТВА И ПОВЫШЕНИЕ СТАБИЛЬНОСТИ ПРОЦЕССОВ ТЕРМОФРИКЦИОННОГО РЕЗАНИЯ

7.1. Разработка динамических математических моделей процесса ТФР и их экспериментальная проверка

Качество обрабатываемых изделий зависит как от качества заготовки, технологии обработки, так и от свойств технологической системы (ТС). В настоящее время для черновой и получистовой обработки заготовок стал широко применяться метод термофрикционного резания (ТФР), который по экономическим критериям имеет значительные преимущества в сравнении с традиционными операциями, такими как фрезерование, обдирочное шлифование и др. [60, 122, 109].

Процесс ТФР представляет процесс формообразования путем механического удаления нагретого до определённой температуры слоя материала термофрикционным диском (ТФД). Резание материалов сопровождается высокой степенью и скоростью пластической деформации на фоне интенсивных тепловых потоков и активной технологической среды.

Процесс пластической деформации и контактного взаимодействия обрабатываемого материала с материалом ТФД генерирует ряд физико-химических явлений, таких как термоэлектрические, магнитные, диффузионные, химические и другие.

Все это указывает на высокую степень неравновесности, вызванных наведением различных градиентных соотношений, которые вызывают развитие энергетических потоков различной природы, в том числе массопереноса на разных масштабных структурных уровнях [172, 173].

Для решения проблемы и повышения стабильности процессов ТФР стальных заготовок в рамках диссертационной работы осуществлена разработка новых способов, технологий и инструментов, обеспечивающих повышение эффективности съема припуска и качества обработки заготовок.

Например, для обеспечения требуемого вибрационного поля заготовки предложено использовать специальные динамические устройства, позволяющие изменять динамические характеристики обрабатываемой системы [28, 231, 235]. Кроме инструмента разработаны особые устройства для закрепления обрабатываемой детали и наложения на процесс обработки колебаний; путем выбора упруго-диссипативных свойств устройств обеспечиваются необходимые параметры волнистости обработанной поверхности. Для проведения исследований разработан двухкоординатный вибрационный стол.

Разработанное типовое специальное динамическое устройство представляет собой подвижный стол 1, на котором закрепляется деталь (рисунок 7.1).

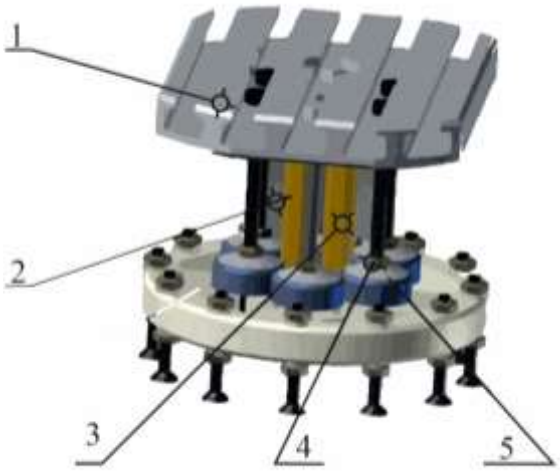


Рисунок 7.1 – Модель типичного динамического устройства для обеспечения вибрационного перемещения детали при ТФР сталей

Стол может перемещаться в плоскости, перпендикулярной оси инструмента. В нейтральном положении стол удерживается плоскими пружинами

2, 3. Для получения необходимых динамических характеристик устройство имеет демпферы 4 и 5, которые обеспечивают эффективное затухание колебаний стола. Перемещение стола осуществляется в двух взаимно перпендикулярных направлениях, одно из которых совпадает с направлением подачи S.

Вибрационный стол работает следующим образом. Процесс обработки сопровождается возникновением динамических сил резания, характеризующихся широким частотным спектром. Под действием случайных сил резания возникают устоявшиеся поперечно-угловые колебания стола небольшой амплитуды. При этом деталь приобретает вибрационное движение в направлении подачи и перпендикулярно ей. Колебание детали приводит к появлению регулярной волнистости на обработанной поверхности. Вертикальные перемещения детали незначительны по причине значительной жесткости в поперечном направлении крестообразных торсионов.

Вибрационный стол реализован в качестве опытного образца (рисунок 7.2).



Рисунок 7.2 – Вибрационный стол для реализации процесса ТФР с вибрацией

Вибрационный стол изготовлен и апробирован в процессе обработки. С целью изменений параметров стола для обеспечения необходимых показателей качества обработки проведено теоретическое и экспериментальное исследование жесткости и диссипативных характеристик стола. Параметры жесткости всех элементов стола исследованы путем расчета его напряженно-деформированного состояния.

В результате расчетов определено перемещение элементов стола при действии силовых и моментных нагрузок.

Для экспериментального подтверждения достоверности расчетов проведены измерения параметров жесткости при действии моментных нагрузок относительно осей x и y. Для измерений жесткости на стол установлена балка с рычагами разной массы (рисунок 7.3)



Рисунок 7.3 – Измерения параметров жесткости вибрационного стола в разных направлениях

При изменении нагрузки на стол измерялось его перемещение. Для этого использованы индикаторы часового типа с ценой деления 0,001 мм.

Для измерения поперечно-угловой жесткости стола рассчитывалось значение момента сил и угловое перемещение по формулам:

$$M_y = G \cdot L,$$

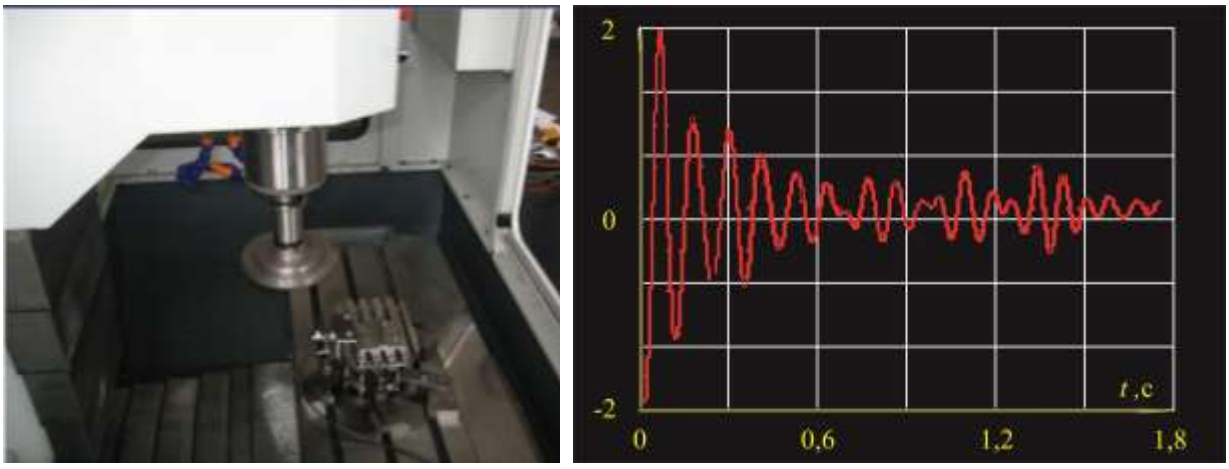
$$C_{\varphi y} = M_y / (z / L).$$

В процессе исследований определялся уровень жесткости стола. Это осуществлялось посредством перемещения опор.

Коэффициент демпфирования, а соответственно и параметры демпфирования, рассчитаны по результатам измерений импульсных характеристик стола. Измерения характеристик произведены при импульсных нагрузках стола. В экспериментах измерялись виброперемещение и виброскорость стола (рисунок 7.4).

Параметр затухания динамической системы стола устанавливался по времени определенных колебаний стола за время переходного процесса.

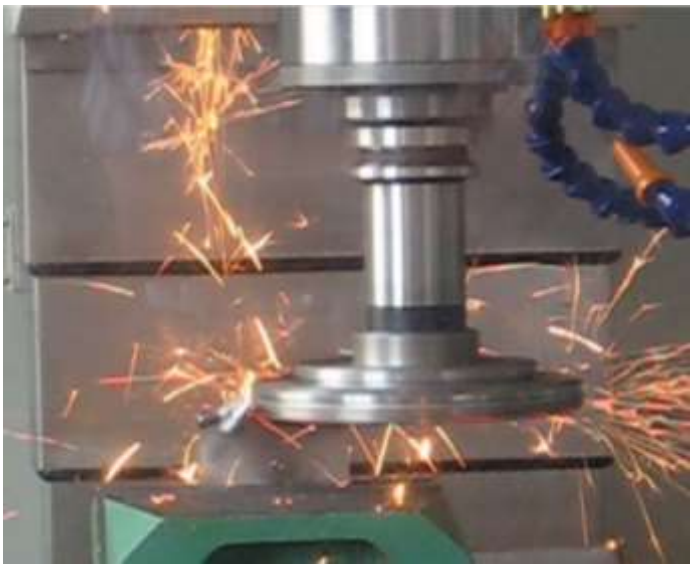
Разработанный вибрационный стол был проверен в производственных условиях (рисунок 7.5).



а *б*

Рисунок 7.4 – Аппаратура для измерений собственных колебаний стола (*а*) и экспериментальная импульсная характеристика стола (б)

В результате опытной апробации подтверждена надежность работы и высокие показатели разработанной конструкции.



а



б

Рисунок 7.5 – Обработка детали в тисках (*а*) и на вибрационном столе (*б*)

Для целенаправленного выбора параметров вибрационных перемещений детали проведено математическое моделирование перемещений стола при воздействии на него случайных нагрузок, обусловленных силами резания. Для расчетных колебаний динамическая модель стола представлена в виде одномассовой системы, имеющей две степени свободы (рисунок 7.6).

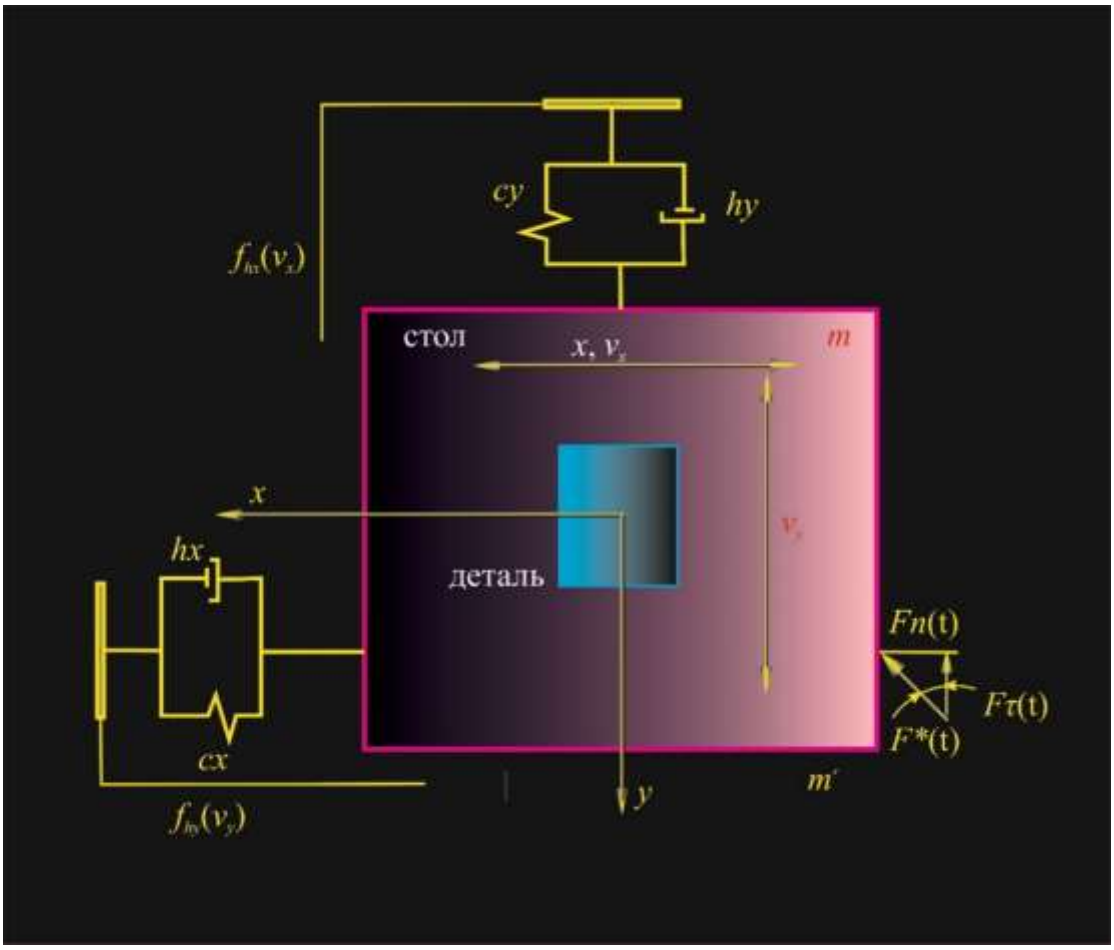


Рисунок 7.6 – Представление вибрационного стола в виде динамической системы с нелинейными характеристиками, имеющей две степени свободы

$$\begin{cases} \mathrm{m}\dfrac{\mathrm{d}^2x}{dt^2} + h_x\dfrac{dx}{dt} + f_{hx}(v_x) + c_x x = F_n(t) + f_{px}(y) \\ \mathrm{m}\dfrac{\mathrm{d}^2\mathrm{y}}{dt^2} + h_y\dfrac{dy}{dt} + f_{hy}(v_y) + c_y y = F_\tau(t) + f_{py}(x) \end{cases}, \qquad (7.1)$$

где m – эквивалентная масса стола; h_x, h_y – коэффициенты демпфирования при движении стола в направлениях x и y соответственно; c_x, c_y – эквивалентные жесткости динамической системы стола; $F_n(t)$, $F_\tau(t)$ – проекции случайной силы резания, действующей со стороны инструмента на стол; $f_{hx}(v_x)$, $f_{hy}(v_y)$ – нелинейные составляющие сил сопротивления, зависящие от проекций скорости стола v_x и v_y; $f_{px}(y)$, $f_{py}(x)$ – функции, описывающие взаимное влияние колебаний стола в направлениях x и y соответственно [27, 171].

В результате проведенных исследований процесса взаимодействия расплавленного металла и инструмента установлено, что нелинейные составляющие сил сопротивления приближенно соответствуют квадратическим функциям проекций скоростей.

$$f_{нx}=b_{нx}v_x 2signv_x,\ f_{ну}=b_{ну}v_y 2signv_y, \tag{7.2}$$

где $b_{нx}$, $b_{ну}$ – постоянные коэффициенты.

В первом приближении принята линейная параметрическая связь между перемещениями стола и соответствующими силовыми действиями, а именно

$$f_{px}=q_x y, \qquad f_{py}=q_y x, \tag{7.3}$$

где q_x, q_y – постоянные коэффициенты параметрической связи перемещений с соответствующими силовыми факторами, действующими на стол перпендикулярно перемещению.

Принято, что сила резания $F^*(t)$ меняется случайным образом и представляет собой широкополосный случайный процесс, спектральная плотность которого имеет постоянное значение в диапазоне рабочих частот колебаний динамической системы. При этом изменения угла действия силы незначительны и можно принять угол действия вектора силы $\alpha = const$.

С учетом указанных предположений система уравнений (7.1) представлена в виде зависимостей:

$$\begin{cases} m\dfrac{d^2x}{dt^2}+h_x\dfrac{dx}{dt}+c_x x = F^*(t)\sin\alpha + q_x y - b_{нx}v_x^2 signv_x, \\ m\dfrac{d^2y}{dt^2}+h_y\dfrac{dy}{dt}+c_y y = F^*(t)\cos\alpha + q_y x - b_{ну}v_y^2 signv_y. \end{cases} \tag{7.4}$$

Полученная система уравнений (7.4) приведена в операторный вид путем преобразования по Лапласу [10, 36]. Решение системы в операторах определяет проекции перемещения стола в виде зависимостей

$$\begin{cases} X(s) = W_x(s)[F^*(t)\sin\alpha + q_x y - b_{нx}v_x^2 signv_x] \\ Y(s) = W_y(s)[F^*(t)\cos\alpha + q_y x - b_{ну}v_y^2 signv_y] \end{cases}, \tag{7.5}$$

где s – оператор Лапласа; $X(s)$, $Y(s)$ – изображение по Лапласу перемещений стола в направлениях x и y соответственно.

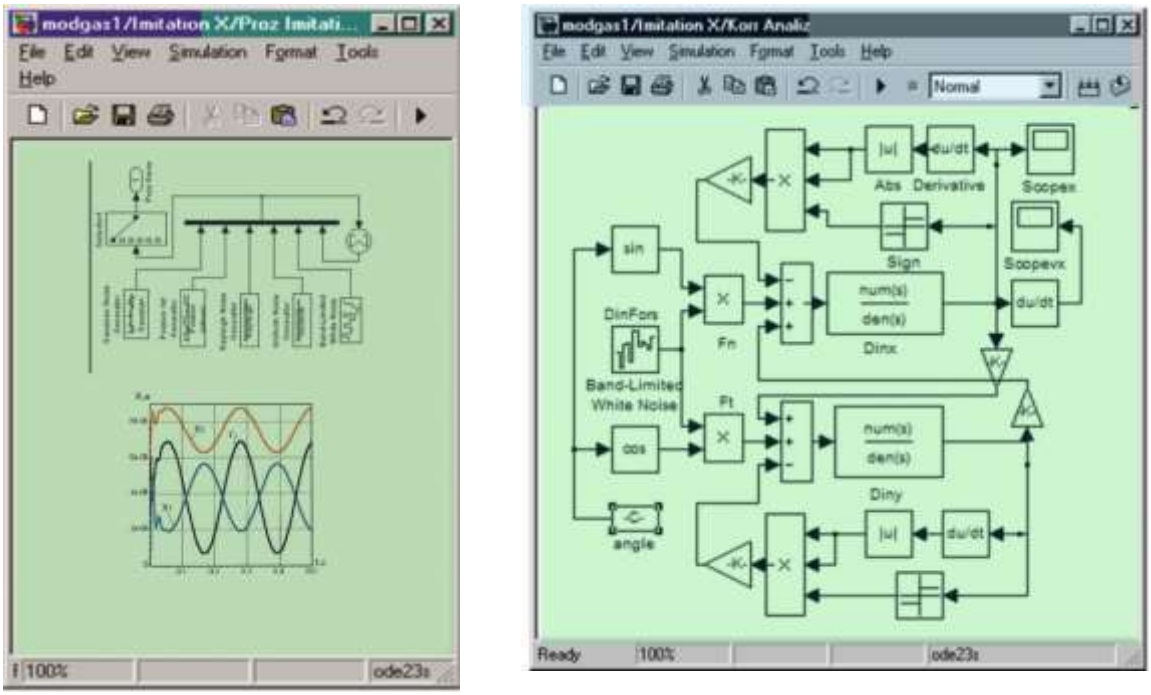
Передаточные функции системы, входящие в (7.5), имеют вид:

$$W_x(s) = \frac{1}{ms^2 + h_x s + c_x}, W_y(s) = \frac{1}{ms^2 + h_y s + c_y}. \quad (7.6)$$

Операторная система уравнений (7.5) с учетом (7.6) послужила основой для разработки структурной математической модели динамических перемещений стола.

Сила резания задана в виде широкополосного случайного процесса («белого шума»). В качестве выхода модели приняты проекции на ось x виброперемещения x и виброскорости v_x стола.

При моделировании задавались разные виды входных параметров, а результаты моделирования подвергались статистической обработке (рисунок 7.7).



а *б*

Рисунок 7.7 – Блоки математической модели, предназначенные для формирования случайной силы резания (а) и статистической обработки перемещений инструмента (б)

По разработанной модели выполнены расчеты перемещений детали при случайных силах резания. В частности, произведен расчет виброскорости v_x в направлении оси x (рисунок 7.8).

В результате расчетов установлено, что виброскорость представляет собой случайный широкополосный процесс.

В целях проверки адекватности разработанной модели проведено сравнение расчетов с экспериментальными данными (рисунок 7.9).

Для сравнения результатов расчетов случайных значений виброскорости с экспериментальными данными были применены статистические методы. Принята гипотеза о стационарности и эргодичности стохастических колебательных процессов в динамической системе. Для расчетных и экспериментально определенных реализаций виброскоростей стола определены корреляционные функции (рисунок 7.10).

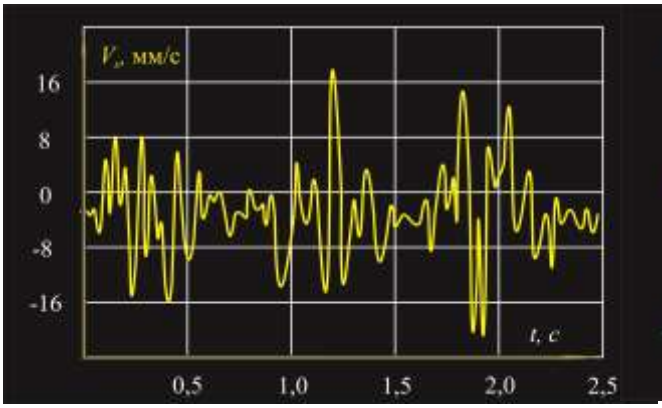


Рисунок 7.8 – Результаты математического моделирования виброскорости стола в направлении подачи

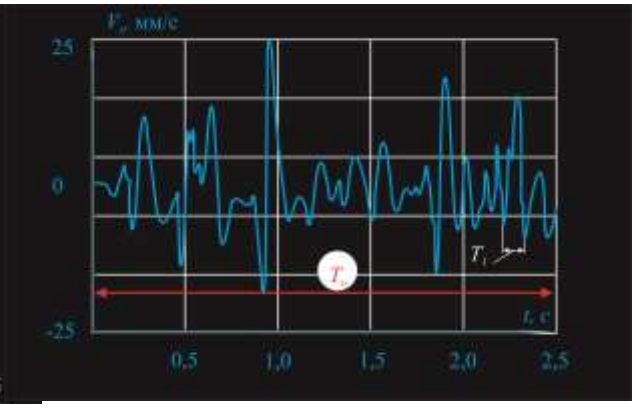


Рисунок 7.9 – Результаты экспериментально определенной виброскорости стола (соответствуют результатам, приведенным на рисунке 7.8)

В целях проверки адекватности разработанной модели проведено сравнение расчетов с экспериментальными данными (рисунок 7.10).

Отклонение значений расчетных и экспериментальных корреляционных функций виброскорости находится в пределах 5…7%. Это подтверждает адекватность разработанной математической модели.

По разработанной математической модели выполнены расчеты частоты колебаний стола в зависимости от изменения параметров жесткости и коэффициента демпфирования стола (рисунок 7.11).

Показано, что изменение жесткости вибрационного стола в широких пределах изменяет частоту собственных колебаний и соответственно волнистость обработанной поверхности.

Результаты расчетов сопоставимы с экспериментальными измерениями вибрационных параметров стола в процессе обработки.

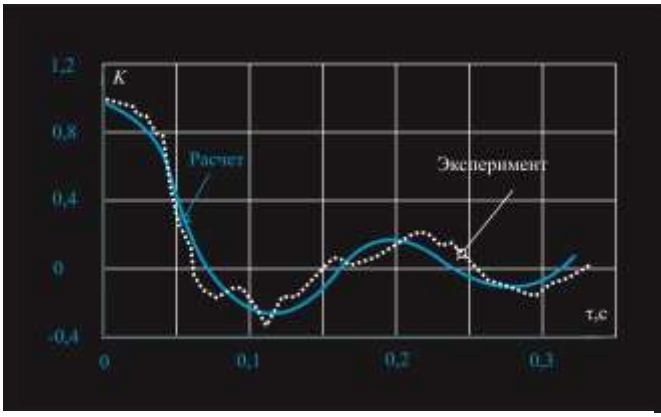


Рисунок 7.10 – Сравнение расчетных (сплошная кривая) и экспериментально определенных (пунктирная кривая) значений

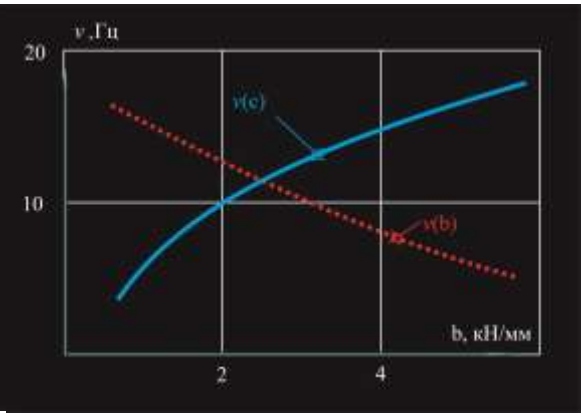


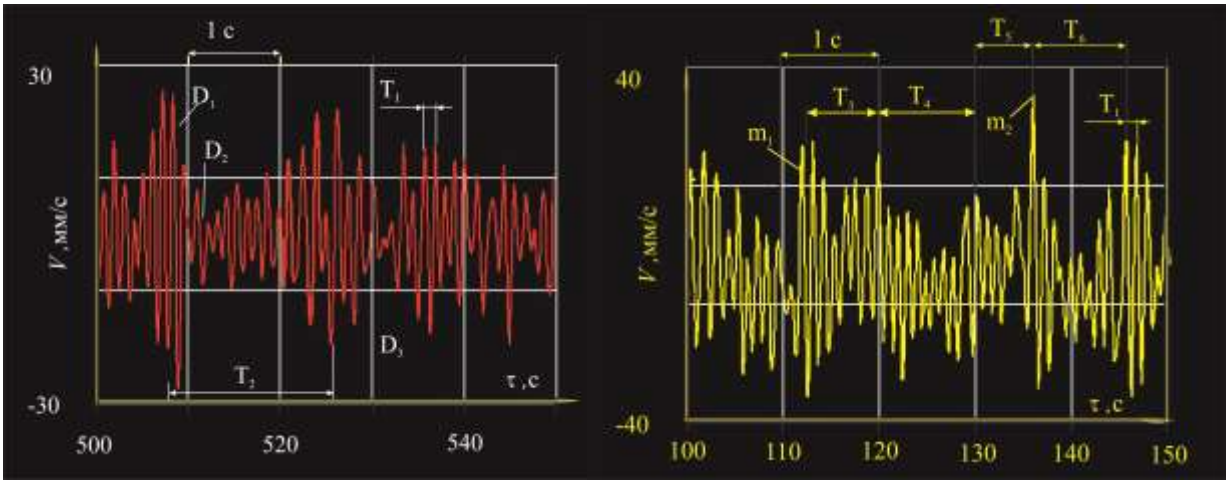
Рисунок 7.11 – Зависимость собственной частоты виброперемещений стола от параметра жесткости и коэффициента демпфирования стола

Экспериментально измеренная виброскорость стола (рисунок 7.12) количественно и качественно соответствует результатам математического моделирования. Временная реализация виброскорости стола соответствует расчетным данным. Этим подтверждена адекватность модели. Установлено

соответствие расчетных и экспериментальных данных по амплитудным значениям виброскорости и частотному составу вибраций. Полоса резонансных частот виброскорости, соответствующая главному резонансу, составляет 10 – 16 Гц.

Проведен широкий комплекс экспериментальных исследований вибрационных параметров перемещения стола при обработке деталей. Измерения произведены для всего диапазона обработки по длине детали. Установлено, что параметры колебаний практически не зависят от расположения инструмента относительно центра стола (рисунок 7.12).

В результате обработки измеренных виброскоростей стола установлено, что спектр вибраций стола имеет базовую частоту ω_1 = 9 – 16 Гц, что соответствует периоду колебаний T1 = 0,06…0,11 с.



а *б*

Рисунок 7.12 – Экспериментально измеренная виброскорость стола при нахождении инструмента в центре стола (*а*) и на расстоянии 50 мм от центра стола (*б)*

На записях виброскорости (рисунок 7.12, *а*) прослеживаются участки D1, D2 сложных колебаний в виде биения. Амплитуда колебаний на таких участках изменяется в 2–4 раза. Имеет место периодическое значительное уменьшение амплитуды колебаний (участок D3).

Огибающий процесс имеет периодические изменения с периодом

T2 = 1,5–1,8 с. Огибающий колебательный процесс приобретает некоторые изменения.

При нахождении инструмента в центре стола изменения огибающей проявляются в некоторых изменениях амплитуды огибающей при практически неизменном периоде.

При нахождении инструмента на краю стола имеют место более сложные процессы смены огибающей (рисунок 7.12, *б*).

Наблюдается периодическое увеличение периодов огибающей T3, T4 и T5, T6. Циклически изменяется амплитудное значение огибающей.

При этом меньший период (T3, T5) соответствует зонам увеличения амплитуды m1, m2.

Для определения влияния динамических параметров стола на амплитуду виброскорости выполнены экспериментальные измерения виброскорости при обработке детали в центре стола и его периферии (рисунок 7.13).

Установлено, что амплитуда виброскорости изменяется незначительно при обработке детали в центре стола (рисунок 7.13, *а*).

Амплитуда A0 ограничивает некоторую полосу вероятных изменений виброскорости.

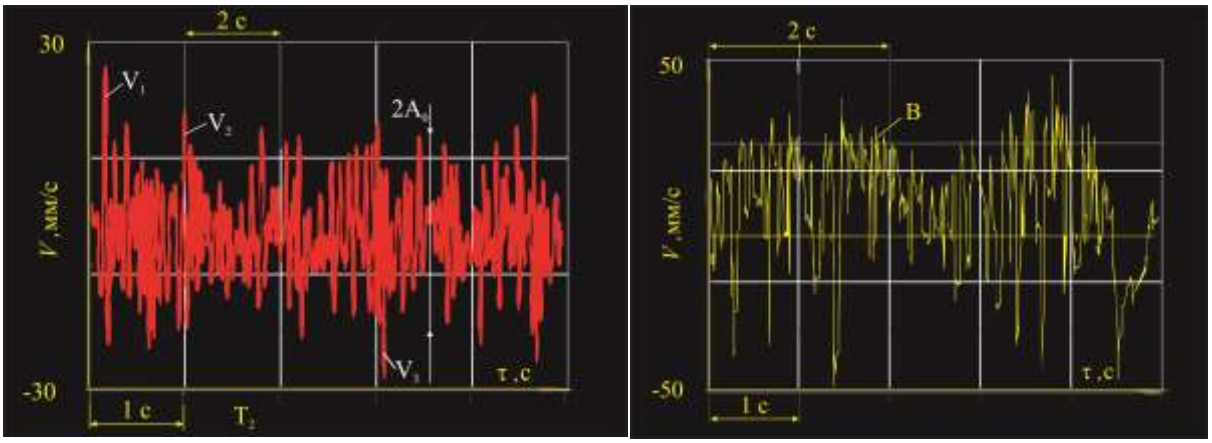
По результатам измерений ширина полосы составляет $2A_0 = 20 – 35$ мм/с.

Наблюдаются всплески виброскорости V1, V2, V3. При этом амплитуда виброскорости повышается на 30 – 80 %.

При обработке детали, расположенной на периферии стола, амплитудные значения виброскорости возрастают (рисунок 7.13, *б*).

Наблюдается асимметрия вибраций. Колебания становятся более хаотичными.

Имеет место проявление высокочастотных колебаний с частотами 30-60 Гц (проявляются в виде короткопериодических колебаний на участке B).



а *б*

Рисунок 7.13 – Протяженные записи виброскорости стола при обработке детали в центре стола (*а*) и на его периферии (*б*)

В процессе математического моделирования установлено влияние основных параметров стола на его динамические характеристики.

Определена зависимость частот резонансных колебаний стола от жесткости торсионов (рисунок 7.14). Зависимость носит нелинейный характер. В диапазоне жесткости 200…400 Н/мм зависимость близка к прямой L_c. В данном диапазоне изменения жесткости пропорциональны резонансным частотам стола. Определен размах изменения виброскорости стола от коэффициента демпфирования демпферов (рисунок 7.15). При увеличении коэффициентов демпфирования от 0 до 500 Н·с/м имеет место резкое уменьшение размаха виброскоростей.

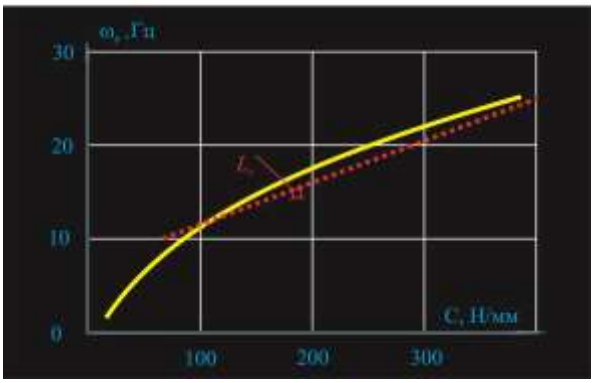


Рисунок 7.14– Зависимость частоты резонансных колебаний стола от жесткости торсионов

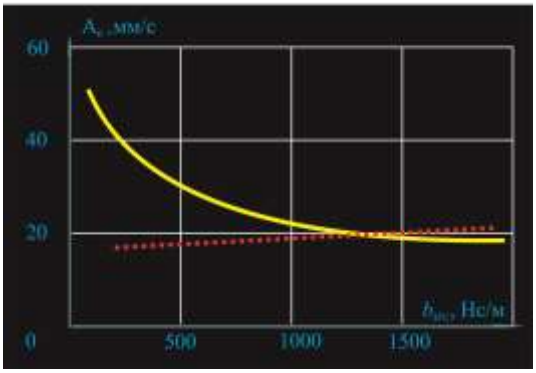


Рисунок 7.15 – Зависимость размаха колебаний вибрационного стола от коэффициентов демпфирования демпферов

При больших значениях коэффициентов демпфирования размах колебаний практически не зависит от изменения коэффициента демпфирования.

7.2. Математическое моделирование вибраций дисковых инструментов со специальными демпферами колебаний

Повышение эффективности процесса обработки достигается с помощью специального инструмента. Дисковый инструмент с эксцентриситетом обеспечивает формирование устойчивого рельефа на обработанной поверхности. Теоретические исследования процесса при наличии эксцентриситета инструмента выполнены с помощью методов спектрального анализа.

Нахождение линейчатого спектра гармонических колебаний силы резания с возмущением частоты колебаний шпинделя осуществлено с помощью функции Бесселя [174, 175].

Действие центробежной силы на инструмент в процессе его вращения приводит к дополнительному динамическому воздействию на заготовку. Проекция центробежной силы, действующей на заготовку, определена зависимостью:

$$P(t)=P_m \sin(\omega t), \qquad (7.7)$$

где P_m – модуль центробежной силы; ω – угловая скорость вращения шпинделя, имеющая изменения за счет динамических процессов в приводе главного движения. Угловая скорость имеет небольшие возмущения относительно установившегося значения. Соответственно:

$$\omega=\omega_0+\Delta\omega,$$

где $\omega_0 = const$ – установившееся значение скорости, $\Delta\omega$ – функция времени, описывающая возмущение частоты вращения шпинделя.

Когда в приводе имеются ударные возмущения, они описываются импульсными функциями Дирака $\Delta\omega=\delta(t)$. Для единичной импульсной функции используем аппроксимацию

$$\delta(t) = \frac{\alpha \sin \alpha t}{\pi \alpha t} \text{ при } \alpha \to \infty . \qquad (7.8)$$

Данное возмущение соответствует абсолютно упругому удару бесконечно малой протяженности. Для описания реального удара используем зависимость

$$\Delta\omega = \frac{\beta \sin \alpha t}{t},$$

где β – величина, соответствующая амплитудному значению удара.

Она соответствует специальной функции (рисунок 7.16).

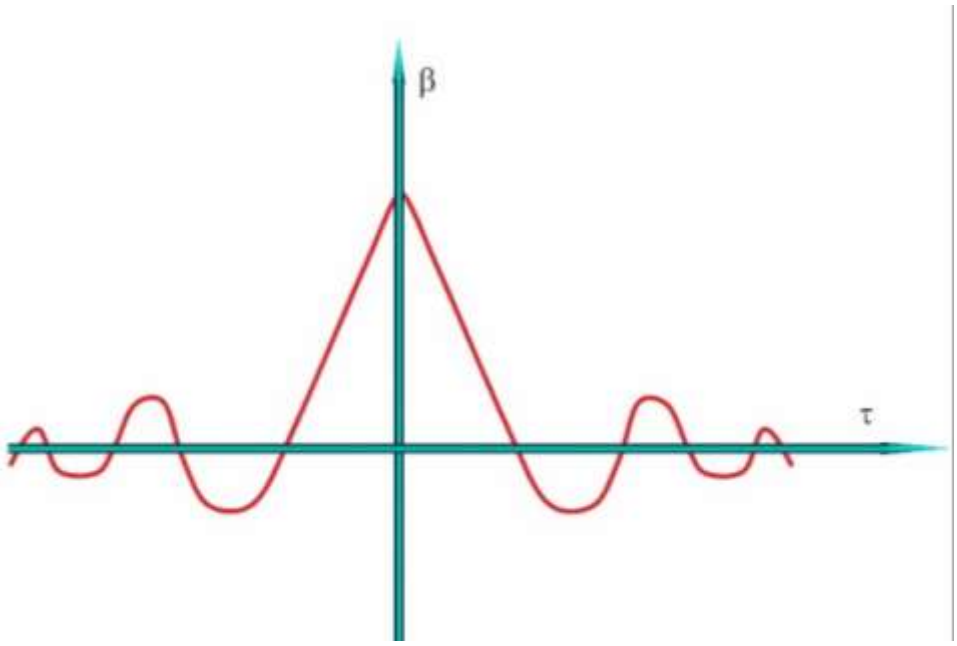


Рисунок 7.16 – Динамическое силовое возмущение на обрабатываемую деталь, обусловленное эксцентриситетом инструмента

$$t' = \frac{\sin \pi t'}{\pi t'} . \qquad (7.9)$$

При соответствующем выборе масштабов (7.9):

$$t = \frac{\pi}{\alpha} t', \quad \beta = \frac{1}{\alpha \pi}.$$

Подставив зависимость (7.9) в формулу для определения центробежной силы (7.7), получим уравнение гармонических колебаний силы с возмущениями частоты импульсного характера

$$P(t) = P_m \sin\left[\left(\omega_0 + \beta\frac{\sin\alpha t}{t}\right)t\right]. \qquad (7.10)$$

После превращения получим

$$P(t) = P_m \sin(\omega_0 t + \beta\sin\alpha t).$$

Используем формулу синуса суммы двух углов и получим:

$$P(t) = P_m \sin\omega_0 t \cdot \cos\left(\frac{1}{\pi}\beta\sin\alpha t\right) + \cos\omega_0 t \cdot \sin\left(\frac{1}{\pi}\beta\sin\alpha t\right). \qquad (7.11)$$

Входящие в зависимость функции (7.11) выражаются через функции Бесселя.

$$\cos(\beta\sin\alpha t) = I_0\left(\frac{1}{\pi}\right) + 2\sum_{n=1}^{\infty} I_{2n}(\beta)\cos 2n\alpha t\,. \qquad (7.12)$$

В частности

$$\sin(\beta\sin\alpha t) = 2\sum_{n=1}^{\infty} I_{2n}(\beta)\sin(2n-1)\alpha t\,. \qquad (7.13)$$

Таким образом, значение гармонических колебаний силы резания, обусловленные возмущениями частоты колебания шпинделя, имеет вид:

$$\begin{aligned} P(t) = P_m\big[&I_0(\beta)\sin\omega_0 t + I_1(\beta)2\sin\alpha t\cdot\cos\omega_0 t + \\ &+ I_2(\beta)2\cos^2\alpha t\cdot\sin\omega_0 t + I_3(\beta)2\sin^3\alpha t\cdot\cos\omega_0 t + ..\big] \end{aligned} \qquad (7.14)$$

После преобразования тригонометрических функций получим зависимость:

$$P(t) = P_m \cdot \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} I_n(\beta)\sin\big[(\omega_0 + n\alpha)t\big]. \qquad (7.15)$$

Коэффициенты в формуле (7.15) образуют линейчатый спектр силы резания (рисунок 7.17).

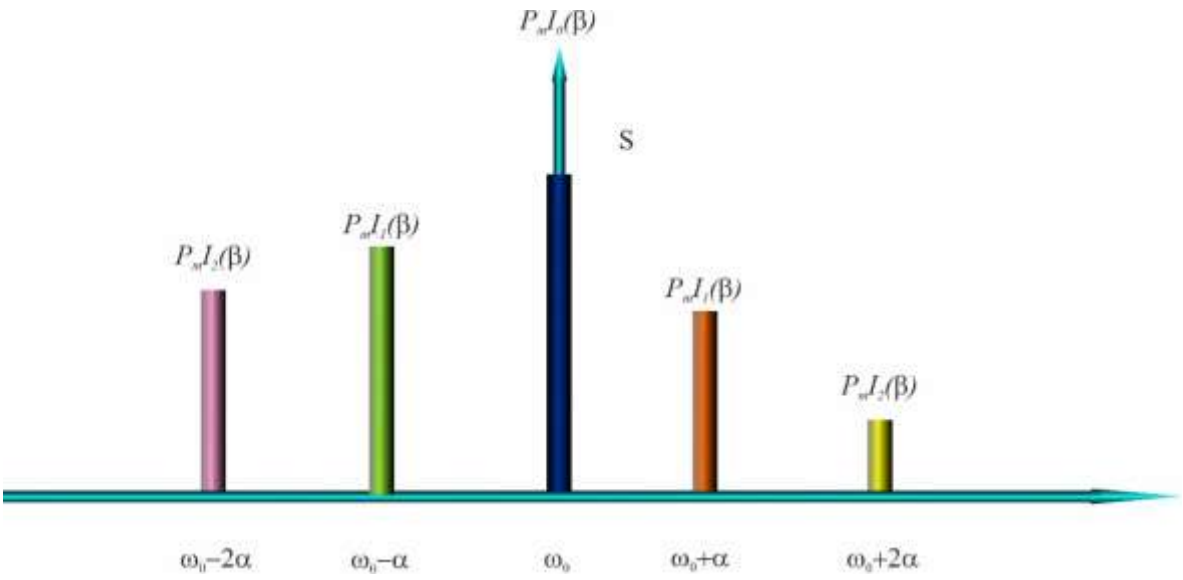


Рисунок 7.17 – Спектр динамической нагрузки на заготовку, обусловленный крутящими колебаниями в приводе главного движения станка при наличии эксцентриситета инструмента

Формула (7.15) с соответствующими коэффициентами является основой расчета вибрационного взаимодействия инструмента и заготовки при наличии несбалансированности масс инструмента.

Параметры колебаний в значительной степени зависят от упругодиссипативных свойств станка с установленным в его шпинделе инструментом.

Выполнено математическое моделирование процесса обработки при наличии демпферов колебаний инструмента. В частности, определены спектральные характеристики динамических возмущений в приводе главного движения станка, проявляющиеся в виде крутильных колебаний инструмента. Крутильные колебания представлены в виде ряда:

$$P(t) = P_m \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} I_k\left(\frac{1}{\omega_0 \pi}\right) \sin\left[(\omega_H + k\omega_0)t\right],$$

где P_m – норма динамического возмущения; I_k – функция Бесселя 1-го рода k-го порядка; ω_H – номинальное значение частоты вращения инструмента; ω_0 – элементарный базовый прирост частоты.

Зависимость (7.16) приведена к общему виду. При этом исходные

фазы в формуле зависят от времени, а соответственно, от подачи инструмента *x*:

$$\psi_k(t) = \frac{\pi}{2} + \omega_H t = \frac{\pi}{2} + \omega_H (x/V_П) = \psi_K (x).$$

При наличии возмущения имеют место динамические перемещения стола в соответствии с его амплитудно-частотной $W_x(\omega)$ и фазочастотной $\psi_x(\omega)$ характеристиками. Перемещения определены в виде:

$$x_c(t) = \rho P_m \sum_{k=1}^{n} a_1 \omega_0 k \cdot \sin(\omega_y y_m + \psi_{1y}) \cdot W_x(k\omega_0) \cdot \sin\left[k\omega_0 t + \omega_H t + \pi/2 + \psi_x(k\omega_0)\right].$$

Данное перемещение стола изменяет условия формирования микропрофиля поверхности (рисунок 7.18).

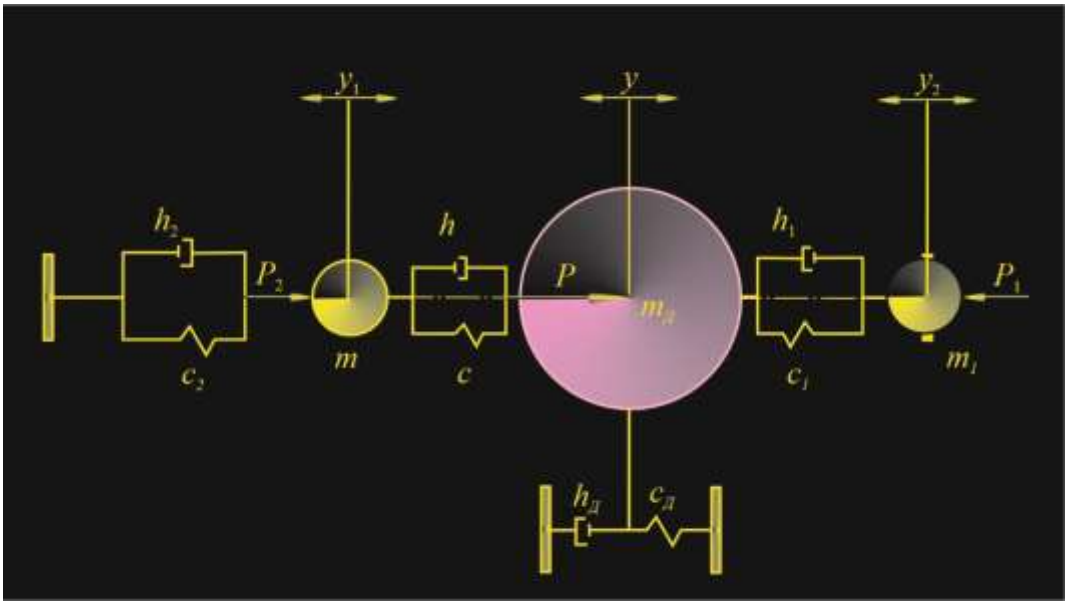


Рисунок 7.18 – Схема динамической системы «деталь-инструмент-демпфер»

Рассмотрены колебания системы в горизонтальном направлении. Все свойства системы приняты линейными. Уравнение, описывающее колебательное движение инструмента, представлено в виде:

$$m_\partial \ddot{y} = P + C(y_1 - y) + C_1(y_2 - y) + h\left(\dot{y}_1 - \dot{y}\right) + h_1\left(\dot{y}_2 - \dot{y}\right) - C_\partial y - h_\partial \dot{y}, \quad (7.16)$$

где x – внешняя сила, действующая на инструмент; y_1 – перемещение детали; y_2 – перемещение массы демпфера; $y, \dot{y}, \ddot{y}$ – перемещение, скорость и ускорение инструмента, соответственно; C, h – жесткость и коэффициент демпфирования в контакте между инструментом и деталью; C_1, h_1 – жесткость и коэффициент демпфирования демпфера; $C_д, h_д$ – эквивалентны суммарные значения жесткости и коэффициента демпфирования шпинделя.

Уравнение, описывающее колебательные движения детали и массы демпфера:

$$m\ddot{y}_1 = P_г - C_г y_1 - h_г \dot{y}_1 - C(y_1 - y) - h_2(\dot{y}_1 - \dot{y}) \tag{7.17}$$

$$-m_2 \ddot{y}_2 = -C_1(y - y_2) - h_1\left(\dot{y} - \dot{y}_2\right) \tag{7.18}$$

Система уравнений (7.16) – (7.18) описывает в общем виде колебательный процесс в соответствии с обработкой детали инструментом с демпфером. Для данной системы имеют место нулевые исходные условия:

$$t = 0, \;\; x = 0, \;\; y = y_1 = y_2 = \dot{y}_г - \dot{y}_1 = \dot{y}_2 = 0.$$

Преобразуем систему уравнений путем группирования слагаемых и ввода новых постоянных коэффициентов:

$$\begin{cases} T^2 \ddot{y} + 2\xi T \dot{y} + y = K_o(y_2 + y_1) + K_{o1}\left(\dot{y}_2 + \dot{y}_1\right) + KP; \\ T_1^2 \ddot{y}_1 + 2\xi_1 T_1 \dot{y}_1 + y_1 = K_1 y + K_2 \dot{y}; \\ T_2^2 \ddot{y}_2 + 2\xi_2 T_2 \dot{y}_2 + y_2 = K_3 y + K_4 \dot{y}, \end{cases} \tag{7.19}$$

где параметры определены соотношениями:

$$T = \sqrt{\frac{m_д}{C_д + C}}, \qquad \xi = \frac{(h + h_д)}{2\sqrt{m_д(C_д + C)}}, \qquad K_o = \frac{C}{C_д + C},$$

$$K_{o1}=\frac{h}{C_{\partial}+C+C_1},\quad K=\frac{1}{C_{\partial}+C+C_1},\quad T_1=\sqrt{\frac{m_1}{C_{г}+C}},\tag{7.20}$$

$$\xi_1=\frac{h_{г}+h}{2\sqrt{m_1\left(C_{г}+C\right)}},\quad K_1=\frac{C}{C_{г}+C},\quad K_2=\frac{h}{C_{г}+C},\quad K_3=\frac{C}{C\ +C_1},$$

$$T_2=\sqrt{\frac{m_1}{C_1}},\qquad \xi_2=\frac{h_1}{2\sqrt{m_1\left(C_{\partial}+C_1\right)}},\qquad K_4=\frac{h_1}{C\ +C_1}.$$

Для исследования свойств динамической системы, описываемой системой дифференциальных уравнений (7.19), были использованы частотные методы.

Преобразуем систему уравнений (7.19) по Лапласу.

Получим:

$$\left.\begin{aligned}
&y_{(S)}\left(T^2S^2+2\xi TS+1\right)=y_{2(S)}\cdot K_o+y_{1(S)}K_o+y_{2(S)}K_{o_1}S+y_{1(S)}K_{o1}S+KP_{(S)},\\
&y_{1(S)}\left(T_1{}^2S^2+2\xi_1T_1S+1\right)=y_{(S)}\cdot K_1+y_{(S)}K_2S,\\
&y_{2(S)}\left(T_2{}^2S^2+2\xi_2T_2S+1\right)=y_{(S)}\cdot K_3+y_{(S)}K_4S,
\end{aligned}\right\}\tag{7.21}$$

где $y_{(S)}, y_{1(S)}, y_{2(S)}, P_{(S)}$ – изображение по Лапласу соответствующих переменных – функций времени.

Превратим систему алгебраических уравнений (7.21) путем исключений $y_{1(S)}, y_{2(S)}$. После преобразований и приведения определим связь изображений по Лапласу перемещения инструмента и внешней силы, действующей на деталь $P_{(S)}$:

$$y_{(S)}\left[\left(T^2S^2+2\xi TS+1\right)-\frac{\left(K_o+K_{o1}S\right)\left(K_1+K_2S\right)}{T_1{}^2S^2+2\xi_1T_1S+1}-\frac{\left(K_o+K_{o1}S\right)\left(K_3+K_4S\right)}{T_2{}^2S^2+2\xi_2T_2S+1}\right]=KP_{(S)}\tag{7.22}$$

Из данного уравнения найдена передаточная функция

$$W_{(S)}=\frac{y_{(S)}}{P_{(S)}}=\frac{K}{\left[\left(T^2S^2+2\xi TS+1\right)-\frac{\left(K_o+K_{o1}S\right)\left(K_1+K_2S\right)}{T_1^{\,2}S^2+2\xi_1T_1S+1}-\frac{\left(K_o+K_{o1}S\right)\left(K_3+K_4S\right)}{T_2^{\,2}S^2+2\xi_2T_2S+1}\right]} \quad (7.23)$$

Для нахождения частотной передаточной функции осуществлена формальная подстановка в $W_{(S)}$ вместо $S\to j\omega\left(j=\sqrt{-1}\right)$.

Соответственно, частотная передаточная функция: $W\left(j\omega\right)=W_{(S)}/S\to j\omega$.

Вычисленные значения частотной передаточной функции при значении частоты $\omega=0...\infty$ дают амплитудно-фазовую частотную характеристику системы «деталь-инструмент-демпфер» (рисунок 7.19).

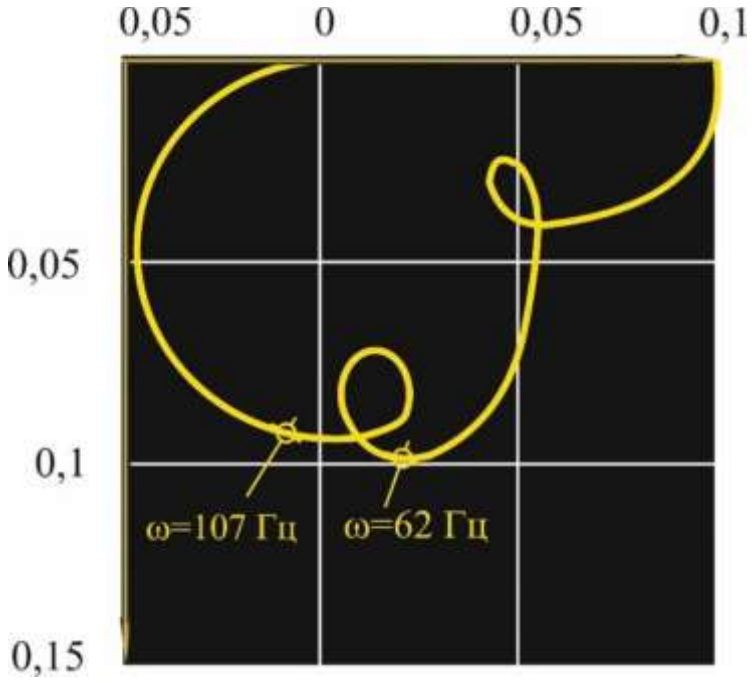


Рисунок 7.19 – Расчетное значение амплитудно-фазовой частотной характеристики системы при:
входе – в виде динамической силы резания,
выходе – вибрации инструмента

Частотная передаточная функция позволяет найти амплитудно-частотную $W_{a(\omega)}$ и фазо-частотную $\psi_{(\omega)}$ характеристики согласно зависимостям $W_{a(\omega)}=\mathrm{mod}\left[W\left(j\omega\right)\right]$, $\psi\left(\omega\right)=\arg\left[W\left(j\omega\right)\right]$ (рисунок 7.20).

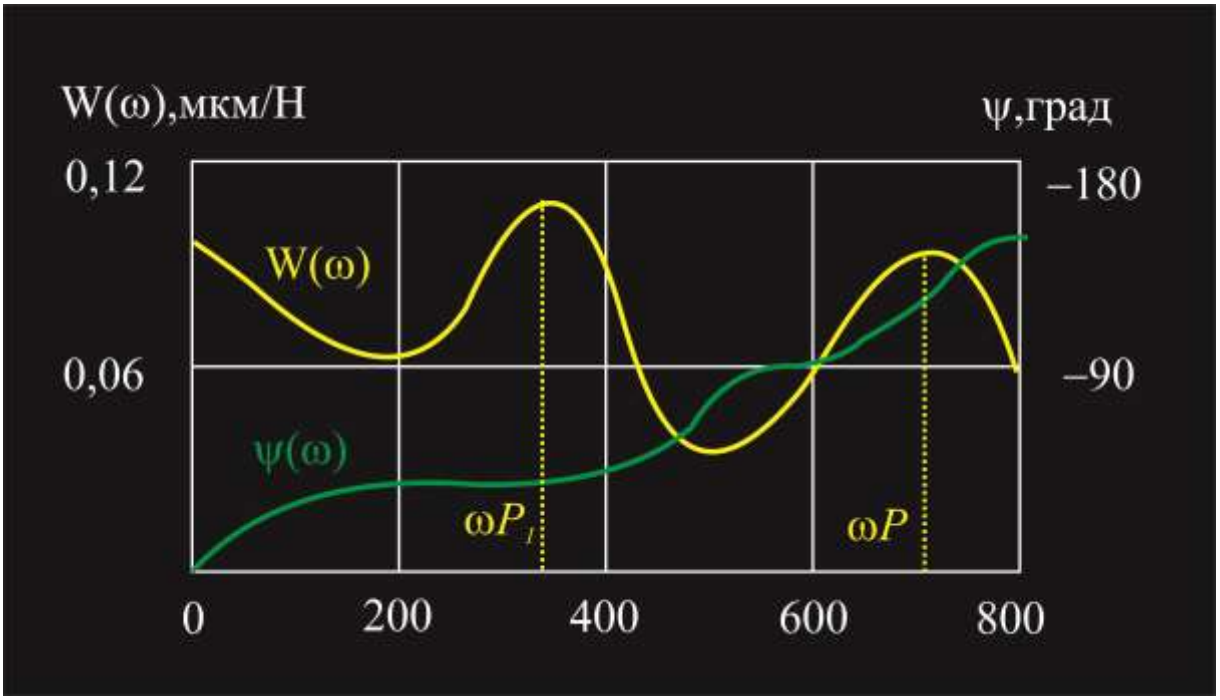


Рисунок 7.20 – Расчетное значение амплитудно-частотной и фазо-частотной характеристик системы «деталь-инструмент-демпфер»

Амплитудно-частотная характеристика имеет два резонансных пика на частотах 62 и 107 Гц.

Данные частоты соответствуют собственным частотам колебания инструмента и демпфера.

Максимальное повышение амплитуды при резонансе составляет 1,8 относительно начального значения.

Частотные характеристики позволяют определить колебания инструмента при различных динамических нагрузках.

Практически важным входным действием является динамическая нагрузка, связанная с наличием эксцентриситета инструмента относительно оси вращения, наличие биения отдельных масс демпфера и собственных колебаний детали.

Поэтому нагрузка, действующая на инструмент, определена в виде суммы шести синусоидальных функций:

$$P_{(t)} = \sum_{K=1}^{6} P_{ак} \sin\left(K\omega_o t + \psi_{PK}\right), \qquad (7.24)$$

где $P_{ак}$ – соответственно амплитуды гармонических составляющих нагрузки; ω_o – базовое значение частоты биения инструмента; ψ_{PK} – фазовое смещение синусоиды с номером K.

Зависимость (7.24) определяет шесть гармоник разложения в ряд Фурье динамической нагрузки, действующей на инструмент по причине отклонения формы инструмента, а также от наличия биения масс демпфера.

Входное действие (7.24) превращается в динамическую систему в соответствии с ее частотными характеристиками.

При этом каждая синусоида изменяет амплитуду и фазу.

В результате, перемещение детали при нагрузке вида (7.24) определяется зависимостью:

$$P_{(t)} = \sum_{K=1}^{6} P_{ак} \cdot W_a\left(K\omega_o\right) \cdot \sin\left(K\omega_o t + \psi_{PK} + \psi_{(K\omega_o)}\right). \qquad (7.25)$$

Расчеты по формуле (7.25) подтверждают эффективность демпфирования колебаний (рисунок 7.21).

Из анализа графиков следует, что перемещение инструмента имеет две составляющие: короткопериодическую, с периодом порядка 0,009 с и длиннопериодическую с периодом порядка 0,016 с.

Эти составляющие колебания приводят к возникновению волнистости на обработанной поверхности

Измеренные значения длины волны составляли 3,52; 3,84; 4,20; 4,65 мм, что в целом соответствует расчетным.

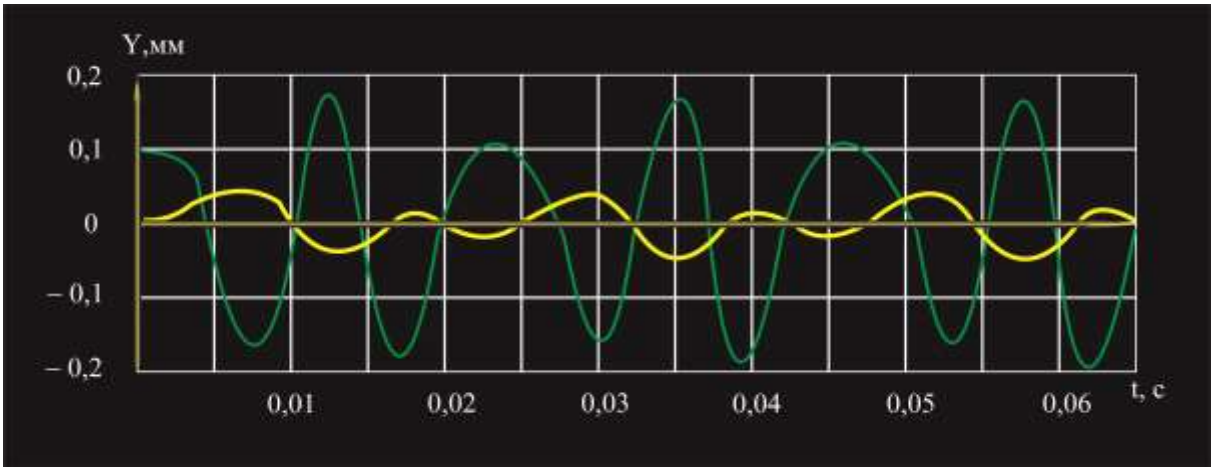


Рисунок 7.21 – Расчетное значение перемещения инструмента при наличии демпферов колебаний (зеленым цветом показано перемещение инструмента без демпферов колебаний)

Силы резания при ТФР имеют случайную составляющую. Поэтому на инструмент действует случайная нагрузка. Учитывая, что силы резания имеют вид широкополосного случайного процесса, для описания возможных характеристик таких нагрузок использована спектральная плотность входных воздействий вида:

$$S_P(\omega) = \frac{1}{1 + T_{xo}^2 \omega^2}, \tag{7.26}$$

где T_{xo} – постоянная времени, определяющая ширину спектра. Ее значение принято равным $T_{xo} = 0{,}0005$ с, что соответствует длине волны на поверхности заготовки 0,54 мм. Спектральная плотность случайных колебаний инструмента определена по формуле:

$$S_y(\omega) = [W(j\omega)]^2 S_P(\omega). \tag{7.27}$$

Расчетные значения спектральной плотности случайных колебаний инструмента имеют два максимума, соответствующие резонансным частотам (рисунок 7.22).

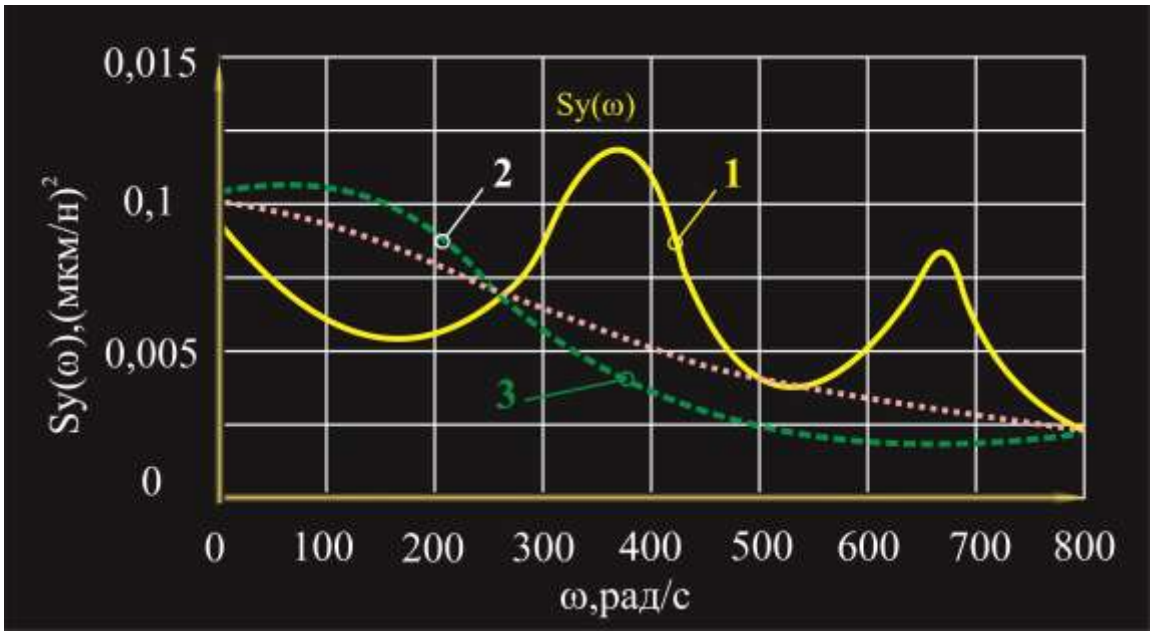


Рисунок 7.22 – Расчетное значение спектральной плотности случайных колебаний инструмента с демпфером

В целях обеспечения необходимых параметров волнистой обработанной поверхности осуществляется регулирование динамических приспособлений. Для вибрационного стола регулируются параметры жесткости и демпфирования (рисунок 7.23).



Рисунок 7.23 – Специальные регулировочные демпферы вибрационного стола

Регулирование демпфера производится с помощью винтовых устройств. Для обеспечения высокого качества обработки необходимо выбрать необходимые параметры демпфирования стола.

7.3. Концепция исследований случайных колебаний при ТФР сталей

Для обработки результатов экспериментальных измерений применен массив экспериментально измеренных спектров.

Обобщение огибающих процессов выполнено с помощью линейной математической модели в виде передаточной функции W(S), являющейся отношением двух полиномов (рисунок 7.24).

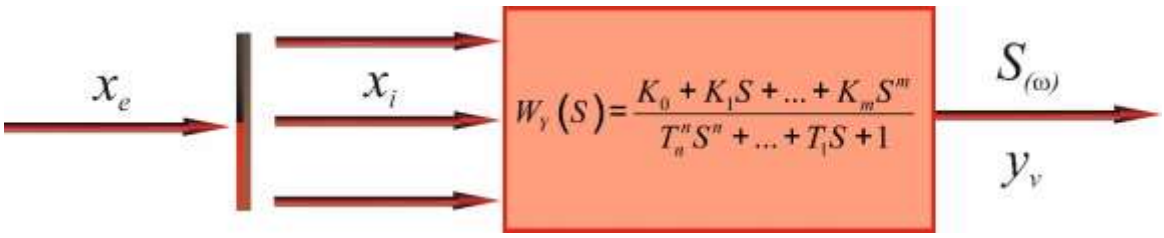


Рисунок 7.24 – Представление динамической системы ТФР в квазилинейном виде

Система имеет эквивалентный векторный вход x_e и измеряемый выход y_v со спектральной плотностью $S_{(\omega)}$, определенной экспериментально. Параметры передаточной функции системы $K_0, K_1, ..K_m$ и $T_n, ..T_1$ неизвестны.

Будем считать [135], что спектральная плотность выхода описывается дробно-рациональной функцией частоты, т.е.

$$S(\omega)=\frac{H(\omega)}{Z(\omega)}, \qquad (7.28)$$

где $H(\omega)$ и $Z(\omega)$ – некоторые, зависящие от частоты, полиномы ω.

Так как спектральная плотность является четной функцией, то полиномы $H(\omega)$ и $Z(\omega)$ включают только четные степени частоты, ω^2 т.е. ω^4.

В [135] доказано, что в таких условиях полиномы числителя и знаменателя представляют собой произведения некоторых, комплексно-сопряженных функций частоты *h* и *q*, т.е.

$$S(\omega)=\frac{H(\omega)}{Z(\omega)}=\frac{h(j\omega)\cdot h(-j\omega)}{q(j\omega)\cdot q(-j\omega)},\ j=\sqrt{-1}. \qquad (7.29)$$

Из данной зависимости следует, что спектральная плотность равна квадрату модуля дроби:

$$S(\omega)=\left|\frac{h(j\omega)}{q(j\omega)}\right|^2.$$

Будем считать динамическую систему квазилинейной системой автоматического управления, имеющей определенное конечное число (I) стохастических возмущающих входов

$$X_i(t)(i = 1, 2, 3, \ldots, \mathrm{I}).$$

Обозначим через $W_i(S)$ передаточную функцию от входа X_i до выхода *Y*. Тогда изображение по Лапласу выходного сигнала (*S* – оператор Лапласа):

$$Y(S)=\sum_{i=1}^{I}W_i(S)\cdot X_i(S). \qquad (7.30)$$

Введем формирующий фильтр для *i*-го входа X_i, определяющий случайный вход $X_i(t)$ через единичный стохастический сигнал $X_0(t)$, соответствующий «белому шуму» [174]. Единичный стохастический сигнал является случайным процессом, спектральная плотность которого постоянна, т.е.

$$S_0(\omega)=const=S_0.$$

Передаточную функцию формирующего фильтра для *i*-го входа обозначим:

$$W_{i0}(S)=\frac{X_i(S)}{X_0(S)}. \qquad (7.31)$$

Учитывая (7.31), из (7.29), получим изображение по Лапласу выходного сигнала. Оно будет выглядеть:

$$Y(S)=\sum_{i=1}^{I}W_i(S)\cdot W_{i0}(S)\cdot X_0(S).$$

Учитывая, что изображение по Лапласу единичного стохастического сигнала одинаково для каждого входа, из (7.32) определим общую передаточную функцию динамической системы станка для выхода Y в виде:

$$\frac{Y(S)}{X_0(S)}=W_Y(S)=\sum_{i=1}^{I}W_i(S)\cdot W_{i0}(S). \qquad (7.32)$$

Общую передаточную функцию из (7.32), как передаточную функцию квазилинейной системы, можно представить в нескольких формах, в частности, в виде дробно-рациональной функции:

$$W_Y(S)=\frac{K_0+K_1S+...+K_mS^m}{T_n^nS^n+...+T_1S+1}, \qquad (7.33)$$

где K_0, K_1, ..., K_m – коэффициенты передачи динамической системы;

T_n, ..., T_1 – постоянные времени передаточной функции;

m и n – целые числа (обычно $n > m$).

Полиномы, входящие в числитель и знаменатель передаточной функции (7.33), разложим на множители. В результате получим формулу, описывающую общую передаточную функцию:

$$W_Y(S)=K\cdot\frac{\prod_{\mu}\left(1+\tau_{1\mu}S+\tau_{2\mu}^2S^2\right)}{\prod_{\nu}\left(1+T_{1\nu}S+T_{2\nu}^2S^2\right)}, \qquad (7.34)$$

где $\tau_{1\mu}$, $\tau_{2\mu}$, $T_{1\nu}$, $T_{2\nu}$ – коэффициенты составляющих разложения; K – общий коэффициент передачи динамической системы станка.

Под знаками произведения в формуле (7.34) находятся множители, каждый из которых соответствует паре комплексно-сопряженных корней полиномов соответственно числителя и знаменателя.

Определим комплексные сопряженные корни полинома, находящиеся в знаменателе передаточной функции. Для этого имеем уравнение:

$$T_{2\nu}^2S^2+T_{1\nu}S+1=0,$$

откуда

$$S_{\nu 1,\,2} = \frac{-T_{1\nu} \pm \sqrt{T_{1\nu}^2 - 4T_{2\nu}^2}}{2T_{2\nu}^2}.$$

После преобразования этой зависимости получим значение корней:

$$S_{\nu 1,\,2} = \frac{-1}{T_{2\nu}}\left(\frac{1}{2}\theta_\nu \pm j\sqrt{1-\frac{\theta_\nu^2}{4}}\right),\ j=\sqrt{-1}, \qquad (7.35)$$

где $\theta_\nu = \dfrac{T_{1\nu}}{T_{2\nu}}$ – постоянная, зависящая от соотношения коэффициентов.

При наличии в числителе или знаменателе передаточной функции только одного действительного корня из пары корней, определенных зависимостью (7.9), соответственно коэффициент $\tau_{2\mu}$ или $T_{2\nu}$ будет равен нулю.

Примем, что передаточная функция является отношением некоторых полиномов *p* и *q*, т.е.

$$W_Y(S) = K \cdot \frac{p(S)}{q(S)}. \qquad (7.36)$$

Учитывая зависимость (7.34), из (7.36) получим:

$$p(S) = \prod_\mu \left(1 + \tau_{1\mu} S + \tau_{2\mu}^2 S^2\right);$$

$$q(S) = \prod_\nu \left(1 + T_{1\nu} S + T_{2\nu}^2 S^2\right). \qquad (7.37)$$

Найдем квадрат модуля частотной передаточной функции:

$$\left|W_Y(j\omega)\right|^2 = K^2 \cdot \frac{p(j\omega)\cdot p(-j\omega)}{q(j\omega)\cdot q(-j\omega)}. \qquad (7.38)$$

Подставив значения $S \to j\omega$ в формулы (7.36) и (7.37), из зависимости (7.38) получим:

$$\left|W_Y(j\omega)\right|^2 = K^2 \cdot \frac{\prod_\mu \left[\left(1-\tau_{2\mu}^2\omega^2\right)^2 + \tau_{1\mu}^2\omega^2\right]}{\prod_\nu \left[\left(1-T_{2\nu}^2\omega^2\right)^2 + T_{1\nu}^2\omega^2\right]}. \qquad (7.39)$$

Этот квадрат модуля с точностью до множителя S_0 равен спектральной плотности выходного сигнала [174]:

$$S_Y(\omega) = \left|W_Y(j\omega)\right|^2 \cdot S_0, \tag{7.40}$$

Учитывая, что зависимость (7.40) включает только четные степени частоты ω, спектральную плотность выходного сигнала определим в функции квадрата частоты $Q = \omega^2$:

$$S_Y(Q) = K^2 \cdot S_0 \cdot \frac{\prod\limits_{\mu}\left[\left(1-\tau_{2\mu}^2 Q\right)^2 + \tau_{1\mu}^2 Q\right]}{\prod\limits_{\nu}\left[\left(1-T_{2\nu}^2 Q\right)^2 + T_{1\nu}^2 Q\right]} = K^2 \cdot S_0 \cdot \frac{\prod\limits_{\mu}\left[1+\left(\tau_{1\mu}^2 - 2\tau_{2\mu}^2\right)Q + \tau_{2\mu}^4 Q^2\right]}{\prod\limits_{\nu}\left[1+\left(T_{1\nu}^2 - 2T_{2\nu}^2\right)Q + T_{2\nu}^4 Q^2\right]}. \tag{7.41}$$

Спектральную плотность $S_Y(Q)$ (7.15) разложим на простые дроби. Для этого найдем корни полинома, находящегося в знаменателе функции. Пара корней определяется как решение уравнения:

$$T_{2\nu}^4 Q^2 + \left(T_{1\nu}^2 - 2T_{2\nu}^2\right)Q + 1 = 0. \tag{7.42}$$

Окончательно пара корней уравнения (7.42) будет определена как

$$Q_{\nu 1,2} = \frac{2T_{2\nu}^2 - T_{1\nu}^2 \pm \sqrt{\left(2T_{2\nu}^2 - T_{1\nu}^2\right)^2 - 4T_{2\nu}^4}}{2T_{2\nu}^4}. \tag{7.43}$$

После преобразований и сокращений в (7.43) найдем пару комплексно-сопряженных корней уравнения (7.42) в виде:

$$Q_{\nu 1,2} = \frac{2}{T_{2\nu}^2}\left[1 - \frac{\theta_\nu^2}{2} \pm j\theta_\nu\sqrt{1-\frac{\theta_\nu^2}{2}}\right], \tag{7.44}$$

где через θ_ν обозначено отношение постоянных времени: $\theta_\nu = \dfrac{T_{1\nu}}{T_{2\nu}}$.

Аналогично корни числителя спектральной плотности, которые определены формулой (7.44), найдены в виде:

$$Q_{\mu 1,2} = \frac{2}{T_{2\mu}^2}\left[1 - \frac{\theta_\mu^2}{2} \pm j\theta_\mu\sqrt{1 - \frac{\theta_\mu^2}{2}}\right], \qquad (7.45)$$

где $\theta_\mu = \frac{T_{1\mu}}{T_{2\mu}}$ представляет собой отношение постоянных времени.

Комплексные сопряженные корни знаменателя спектральной плотности подаем в виде алгебраической формы комплексного числа:

$$Q_{\nu 1,2} = a_\nu \pm jb_\nu,$$

где действительная и мнимая составляющие корней определяются через значения коэффициентов:

$$a_\nu = \frac{2}{T_{2\nu}^2}\left(1 - \frac{\theta_\nu^2}{2}\right); \qquad b_\nu = 2\frac{\theta_\nu^2}{T_{2\nu}^2}\sqrt{1 - \frac{\theta_\nu^2}{2}}.$$

Ранее введенные коэффициенты определяются через составляющие корней согласно формулам:

$$\theta_\nu = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{2} + \left(\frac{a_\nu}{b_\nu}\right)^2}}; \; T_{2\nu}^2 = \frac{2}{a_\nu\left(\frac{1}{2}\cdot\frac{b_\nu^2}{a_\nu^2} + 1\right)}; \; T_{2\nu} = 2\sqrt{\frac{a_{2\nu}}{b_\nu + 2a_{2\nu}^2}}. \qquad (7.46)$$

Аналогично для комплексно-сопряженных корней числителя получим алгебраическую форму записи в виде:

$$Q_{\mu 1,2} = a_\mu \pm jb_\mu,$$

где значения действительной и воображаемой частей корня числителя определены формулами:

$$a_\mu = \frac{2}{T_{2\mu}^2}\left(1 - \frac{\theta_\mu^2}{2}\right); \; b_\mu = 2\frac{\theta_\mu}{T_{2\mu}^2}\sqrt{1 - \frac{\theta_\mu^2}{2}}.$$

Для этих зависимостей имеем соотношение между коэффициентами:

$$\theta_\mu = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{2} + \left(\frac{b_\mu}{a_\mu}\right)^2}}; \; T_{2\mu} = \frac{2}{a_\mu\left(\frac{1}{2}\cdot\frac{b_\mu^2}{a_\mu^2} + 1\right)}. \qquad (7.47)$$

Когда сомножитель полинома в знаменателе передаточной функции из пары корней имеет только один действительный корень, тогда параметр

$$T_{2\nu} = 0,$$

и значение корня будет найдено из уравнения $1 + T_{1\nu}^2 Q = 0$.

Соответственно, решение данного уравнения:

$$Q_{\nu 3} = -\frac{1}{T_{1\nu}^2} = -\frac{1}{T_{\partial\nu}^2}. \qquad (7.48)$$

Аналогично определяется действительный корень числителя.

При $T_{2\mu} = 0$:

$$1 + T_{3\nu}^2 Q = 0;\ Q_{\mu 3} = -\frac{1}{T_{1\mu}^2} = a_{\mu 3}, \qquad (7.49)$$

или

$$T_{3\mu} = \sqrt{-a_{\mu 3}}.$$

Используя найденные значения корней знаменателя, осуществим разложение спектральной плотности (7.15) как дробно-рациональной функции от квадрата частоты ($Q = \omega^2$) на простые дроби. В целях упрощения разложения будем считать, что знаменатель спектральной плотности не имеет кратных корней. Это ограничение не принципиально, поскольку спектральная плотность определена приближенно по результатам экспериментов и для ее описания используется приближенная математическая модель.

Согласно [147], разложение дробно-рациональной функции на простые дроби имеет вид:

$$S_Y(Q) = \sum_{\nu 3} \frac{N_{\nu 3}}{Q - Q_{\nu 3}} + \sum_{\nu 1,2} \frac{N_{\nu 2}(Q + d_\nu)}{(Q - a_\nu)^2 + b_\nu^2}, \qquad (7.50)$$

где первая сумма соответствует набору действительных корней знаменателя ($Q_{\nu 3}$), а вторая сумма включает слагаемые, каждый из которых соответствует одной паре комплексно-сопряженных корней знаменателя ($Q_{\nu 1,2}$).

Выполним преобразование в формуле (7.50), подставив в нее вместо

Q значение частоты. Получим:

$$S_Y(\omega)=\sum_{\nu 3}\frac{N_{\nu 3}}{\omega^2+\dfrac{1}{T_{\partial\nu}^2}}+\sum_{\nu 1,2}\frac{N_{\nu 2}\left(\omega^2+d_\nu\right)}{\omega^4+2\left(-a_\nu\right)\omega^2+a_\nu^2+b_\nu^2}. \qquad (7.51)$$

Введем новые коэффициенты согласно формулам:

$$\alpha_\nu^2=\frac{1}{2}\left(\sqrt{a_\nu^2+b_\nu^2}-a_\nu\right);\ \alpha_{\nu 3}=\frac{1}{T_{\partial\nu}};\ \beta_\nu^2=\frac{1}{2}\left(\sqrt{a_\nu^2+b_\nu^2}+a_\nu\right). \qquad (7.52)$$

Соответственно, действительная и воображаемая составляющие корней знаменателя:

$$a_\nu=\beta_\nu^2-\alpha_\nu^2;\ b_\nu=\sqrt{\left(\beta_\nu^2+\alpha_\nu^2\right)^2-\left(\beta_\nu^2-\alpha_\nu^2\right)^2}\,. \qquad (7.53)$$

С учетом новых обозначений получим разложение спектральной плотности на простые дроби (7.25) в виде:

$$S_Y(\omega)=\sum_{\nu 3}\frac{N_{\nu 3}}{\omega^2+a_{\nu 3}^2}+\sum_{\nu 1,2}\frac{N_{\nu 2}\left(\omega^2+d_\nu\right)}{\omega^4+2\left(\alpha_\nu^2-\beta_\nu^2\right)\omega^2+\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)^2}. \qquad (7.54)$$

Выполним преобразование в числителе дроби под знаком второй суммы в формуле (7.54):

$$N_{\nu 2}\left(\omega^2+d_\nu\right)=\frac{N_{\nu 2}}{\alpha_\nu}\alpha_\nu\left(\omega^2+\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)+\frac{N_{\nu 2}\left(d_\nu-\alpha_\nu^2-\beta_\nu^2\right)}{\alpha_\nu\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)}\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right). \qquad (7.55)$$

Обозначим постоянные величины:

$$D_{1\nu}=\pi\frac{N_{\nu 2}}{\alpha_\nu};\ D_{2\nu}=\pi\frac{N_{\nu 2}\left(d_\nu-\alpha_\nu^2-\beta_\nu^2\right)}{\alpha_\nu\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)};\ D_{3\nu}=N_{\nu 3}\pi\,.$$

Соответственно определим параметры:

$$N_{\nu 3}=D_{3\nu}\alpha_\nu/\pi;\ N_{\nu 2}=\pi\frac{D_{2\nu}\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)}{D_{1\nu}}+\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2. \qquad (7.56)$$

С использованием новых обозначений формула (7.28) для определения спектральной плотности примет вид:

$$S_Y(\omega)=\sum_{\nu 3}\frac{D_{3\nu}\alpha_\nu/\pi}{a_{\nu 3}^2+\omega^2}+\sum_{\nu 1,2}\frac{D_{2\nu}\alpha_\nu\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)}{\omega^4+2\left(\alpha_\nu^2-\beta_\nu^2\right)\omega^2+\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)^2}+$$
$$+\sum_{\nu 1,2}\frac{D_{1\nu}\alpha_\nu\left(\omega^2+\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)}{\omega^4+2\left(\alpha_\nu^2-\beta_\nu^2\right)\omega^2+\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)^2}. \qquad (7.57)$$

Все три выражения под знаками суммы в формуле (7.57) могут быть записаны в самом общем виде как одна базисная функция математической модели:

$$\varphi(D_\nu,\alpha_\nu,\beta_\nu,\gamma_\nu,\omega)=\frac{D_\nu}{\pi}\cdot\frac{(\alpha_\nu+\gamma_\nu\beta_\nu)\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)+(\alpha_\nu-\gamma_\nu\beta_\nu)\omega^2}{\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)^2+2\left(\alpha_\nu^2-\beta_\nu^2\right)\omega^2+\omega^4}, \qquad (7.58)$$

где:

– для первой суммы в (7.58) $(\beta_\nu=0,\ \gamma_\nu=0)$ базисная функция:

$$\varphi_{\nu 3}(\omega)=\varphi(D_\nu,\alpha_\nu,0,0,\omega)=\frac{D_{3\nu}\alpha_{\nu 3}}{\pi\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)\omega^2}; \qquad (7.59)$$

– для второй суммы в формуле (7.59) $(\gamma_\nu=\alpha_\nu/\beta_\nu)$ базисная функция:

$$\varphi_{2\nu}(\omega)=\varphi\left(D_\nu,\alpha_\nu,\beta_\nu,\gamma_\nu=\frac{\alpha_\nu}{\beta_\nu},\omega\right)=$$
$$=\frac{D_{2\nu}\alpha_\nu}{\pi}\cdot\frac{\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2}{\omega^4+2\left(\alpha_\nu^2-\beta_\nu^2\right)\omega^2+\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)^2}; \qquad (7.60)$$

– для третьей суммы в формуле (7.60) $(\gamma_\nu=0)$ базисная функция:

$$\varphi_{1\nu}(\omega)=\varphi(D_\nu,\alpha_\nu,\beta_\nu,\gamma_\nu=0,\omega)=$$
$$=\frac{D_{1\nu}\alpha_\nu}{\pi}\cdot\frac{\omega^2+\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2}{\omega^4+2\left(\alpha_\nu^2-\beta_\nu^2\right)\omega^2+\left(\alpha_\nu^2+\beta_\nu^2\right)^2}. \qquad (7.61)$$

Базисные функции (7.57) – (7.61) дают элементарные составляющие спектральной плотности, соответствующие базисным функциям вида (7.59) – *а*, (7.60) – *б*, (7.61) – *в*.

Данные функции служат для описания отдельных резонансных пиков

общей спектральной плотности. Они определяются как резонансными зависимостями, так и кривыми без резонансов (рисунок 7.25).

Данные функции служат для описания отдельных резонансных пиков общей спектральной плотности исходного параметра.

Например, для описания огибающего спектра (рисунок 7.25, *а*) необходимо использовать семь базисных функций.

Одна из них (7.58) описывает среднее значение, а другие – максимумы огибающей.

Для максимумов А1 – А5 необходимо использовать базисную функцию (7.60), а для главного максимума А6 – базисную функцию вида (7.61).

При этом огибающий спектр будет описан зависимостью:

$$S_{1(\omega)} = \varphi_{v3(\omega)} = \sum_{i=1}^{5} \varphi_{2vi(\omega)} + \varphi_{1(\omega)}. \qquad (7.62)$$

Базисные функции $\varphi_{1v}(\omega)$ и $\varphi_{2v}(\omega)$, определенные формулами (7.61) и (7.60), отдельно допускают расписание на простые дроби в виде:

$$\varphi_{1v}(\omega) = \frac{D_{1v}\alpha_v}{2\pi}\left[\frac{1}{\alpha_v^2 + (\omega - \beta_v)^2} + \frac{1}{\alpha_v^2 + (\omega + \beta_v)^2}\right];$$

$$\varphi_{2v}(\omega) = \frac{D_{2v}\alpha_v}{2\pi}\left[\frac{1 - \frac{1}{\beta_v}(\omega - \beta_v)}{\alpha_v^2 + (\omega - \beta_v)^2} + \frac{1 + \frac{1}{\beta_v}(\omega + \beta_v)}{\alpha_v^2 + (\omega + \beta_v)^2}\right]. \qquad (7.63)$$

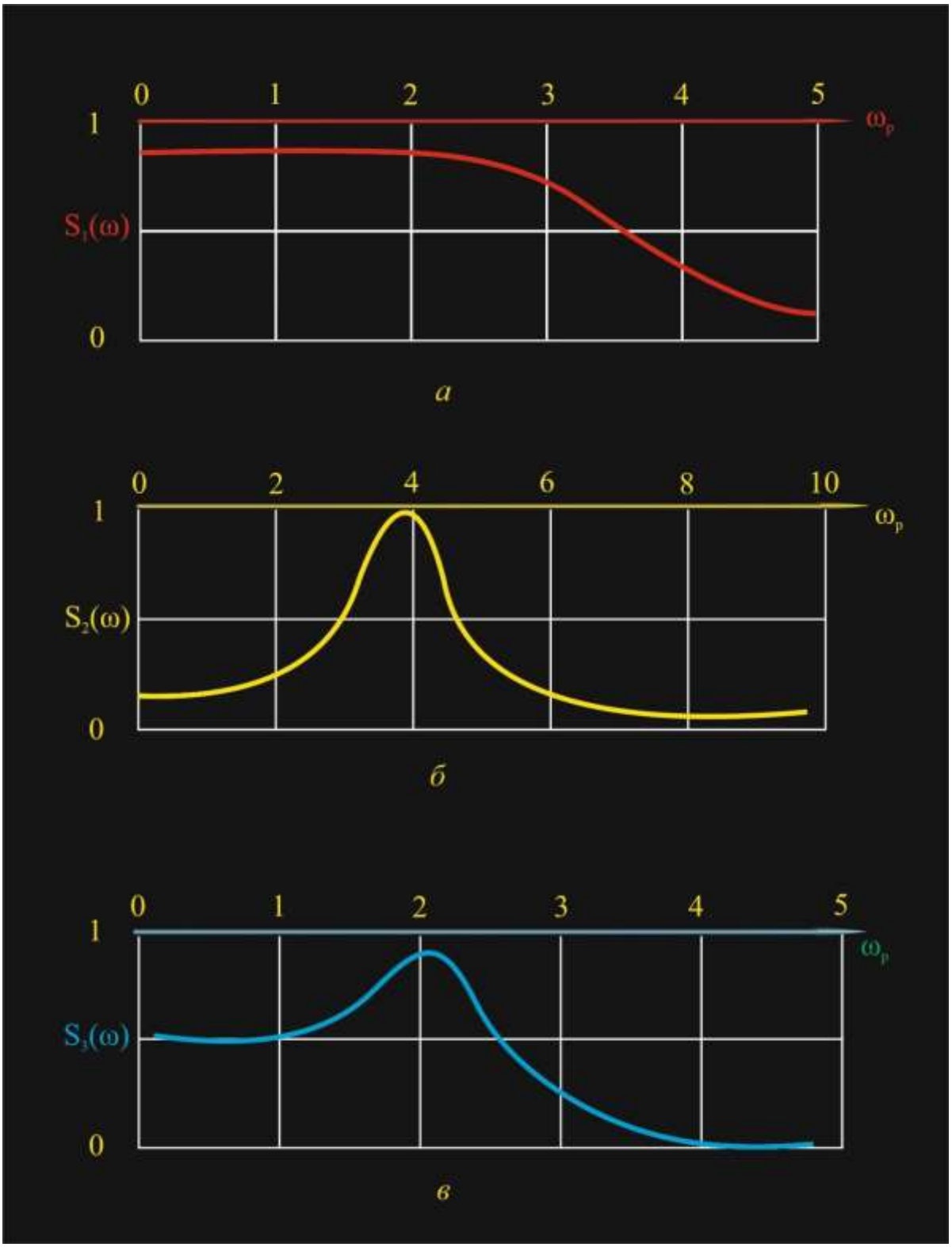


Рисунок 7.25 – Спектральные плотности, соответствующие базисным функциям вида (7.59) – *а*, (7.60) – *б*, (7.61) – *в*

Базисные функции имеют экстремумы по параметру ω. Для нахождения экстремума базисной функции $\varphi_{2\nu}(\omega)$ найдем производную зависимости (7.63) по параметру ω и приравняем ее нулю. Получим уравнение:

$$4\omega^3 + 4\omega\left(\alpha_\nu^2 - \beta_\nu^2\right) = 0. \tag{7.64}$$

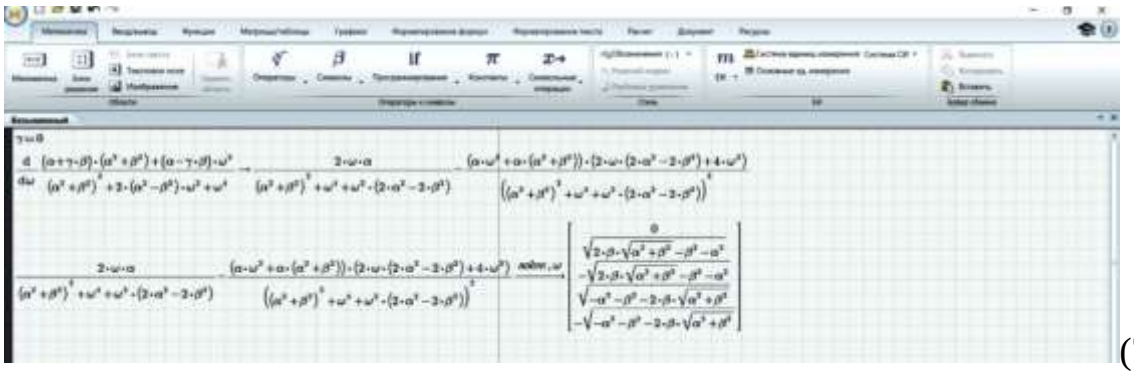
Отсюда находим значение частоты, при которой имеет место экстремум:

$$\omega_{e2} = \sqrt{\beta_\nu^2 - \alpha_\nu^2}\,. \tag{7.65}$$

Для практически важного случая $\beta_\nu >> \alpha_\nu$ есть:

$$\omega_{e2} \approx \beta_\nu. \tag{7.66}$$

Нахождение экстремума базисной функции $\varphi_{1\nu}(\omega)$ осуществлено с использованием математического пакета MathCAD. Ниже приведен фрагмент документа, осуществляющего нахождение производной зависимости (7.61) и его корней:



(7.67)

По физической сущности задачи корней являются действительными и положительными. Поэтому за корень следует взять вторую компоненту полученного вектора, находящуюся в правой части формулы (7.67). Соответственно значение корня будет:

$$\omega_{e1} = \sqrt{-\alpha_\nu^2 - \beta_\nu^2 + 2\sqrt{\alpha_\nu^2\beta_\nu^2 + \beta_\nu^4}}\,. \tag{7.68}$$

Для практически важного случая, когда $\beta_\nu >> \alpha_\nu$, имеем:

$$\omega_{e1} \approx \beta_\nu . \qquad (7.69)$$

Таким образом, установлено, что обе базисные функции имеют близкие экстремумы, определяемые условиями (7.69) и (7.68).

Поэтому при анализе огибающего спектра (рисунок 6.33, а) определены коэффициенты модели (7.62). Соответственно для базисной функции вида (7.60), входящей в (7.62), коэффициенты модели определяются в виде:

$$\beta_i = \omega_i, i = 1,2,..5.$$

Для базисной функции (7.35), входящей в (7.36), коэффициент $\beta = \omega_6$. Аналогично осуществляется построение модели общего диапазона.

В целях упрощения модели из рассмотрения исключаются безрезонансные составляющие, соответствующие базисной функции $\varphi_{3\nu}(\omega)$. При этом математическая модель спектральной плотности в общем виде:

$$S_Y(\omega) = \frac{1}{\pi} \sum_{k=0}^{N} \sum_{i=1}^{2} \varphi_{ik}(D_k, \alpha_k, \beta_k, \gamma_{ik}, \omega), \qquad (7.70)$$

где $\gamma_{1k} = 0$, $\gamma_{2k} = \alpha_k / \beta_k$.

Обобщенное выражение спектральной плотности:

$$S_Y(\omega) = \frac{1}{\pi} \sum_{k=0}^{N} \sum_{i=1}^{2} \frac{D_{ik} \cdot \left[(\alpha_k + \gamma_{ik}\beta_k)\left(\alpha_k^2 + \beta_k^2\right)^2 + (\alpha_k - \gamma_{ik}\beta_k)\omega^2 \right]}{\left(\alpha_k^2 + \beta_k^2\right)^2 + 2\left(\alpha_k^2 - \beta_k^2\right)\omega^2 + \omega^4}. \qquad (7.71)$$

Это выражение представляет собой нелинейную математическую модель спектральной плотности случайного процесса исходного параметра динамической системы.

По спектральной плотности случайного процесса может быть определена корреляционная функция (автокорреляционная функция). Согласно [147], спектральной плотности соответствует корреляционная функция в виде произведения экспоненциальной и тригонометрических функций:

$$K_i(v_i,\tau) = K_{0i} \cdot \exp(\alpha_i v_i |\tau_i|) \cdot \mathrm{Cos}(\beta_i v_i \tau_i) \qquad (7.72)$$

где v_i – окружная скорость диска или скорость делали, соответственно, $K_{0i}, \alpha_i, \beta_i$. – параметры корреляционной функции, которые могут быть определены экспериментально.

Методология использована при анализе результатов экспериментальных исследований спектральных характеристик ТФР сталей, рассмотренных в главе 6.

7.4. Разработка математической модели операции ТФР, характеризующей поведение динамической системы в отклонениях от номинального режима

ТС «Термофрикционное резание» встроена в более глобальную ТС механического оборудования, которую можно представить, как совокупность распределенных масс, объединенных упругими и диссипативными инерционными связями.

Все динамические возмущения в глобальной ТС возникают только в системе, которая создает в ней стохастические связи и приводит к образованию неравновесных состояний.

С математической точки зрения неравновесное состояние ТС можно описать системой линейных дифференциальных уравнений взаимодействия распределенных масс механического оборудования, воспринимающих динамические возмущения от процесса резания.

При решении такой системы в качестве обобщенной координаты принимается направление, оказывающее наиболее сильное влияние на точность и качество механической обработки.

Динамическая схема процесса ТФР представлена на рисунке 7.26.

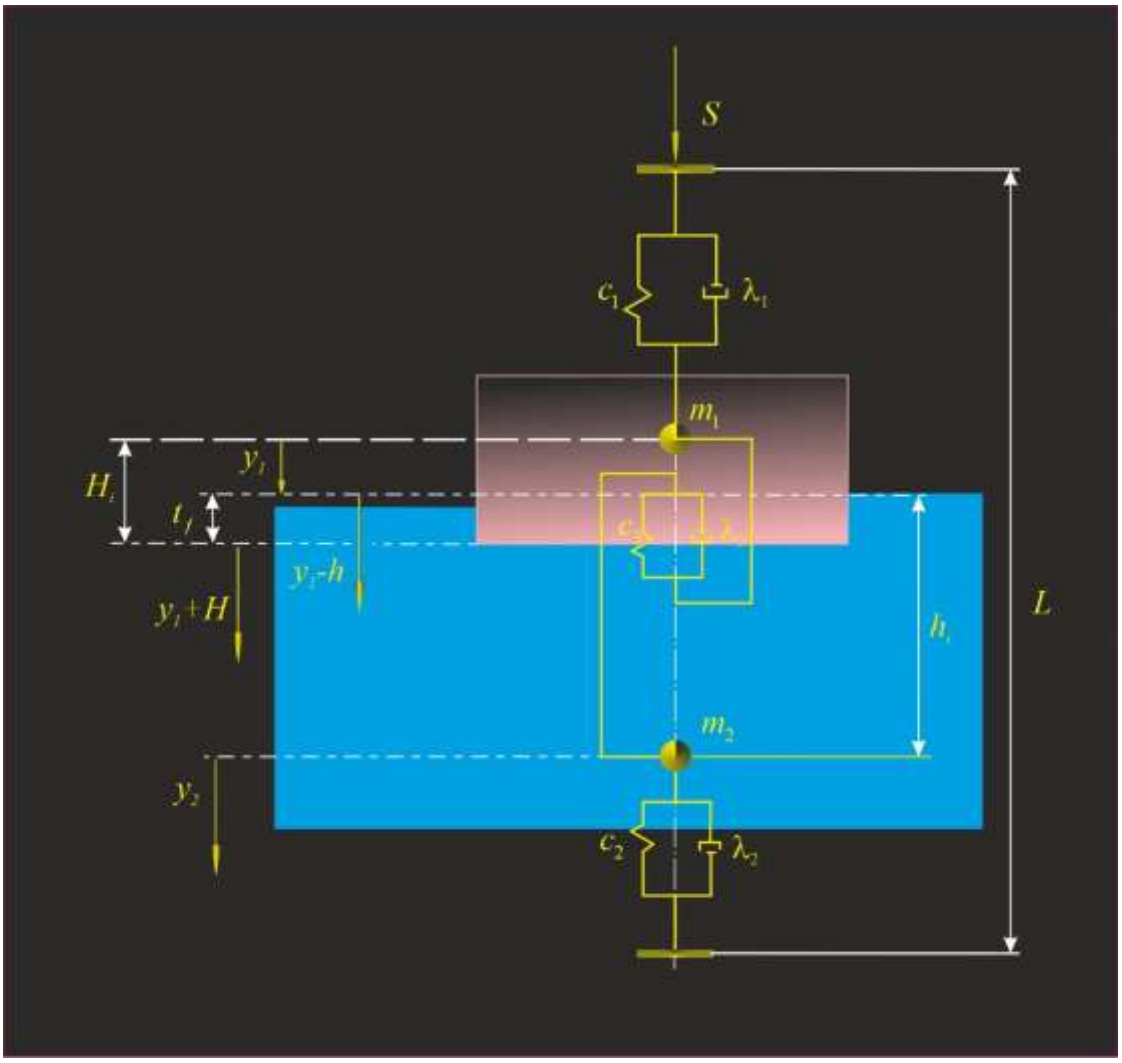


Рисунок 7.26 – Расчетная схема для построения модели динамики процесса ТФР

Такую систему по всем формальным признакам можно отнести к категории неравновесной и синергетической. Неравновесность системы резания определяется в первую очередь деформационными процессами стружкообразования и контактного взаимодействия, а также активной ролью технологической среды.

Сам процесс ТФР материалов можно разбить на отдельные алгоритмы, протекающие в динамическом единстве на разных масштабных структурных уровнях, при этом все они могут быть разбиты по конкуриру-

ющим парам. Такое разделение алгоритмов с философской точки зрения отвечает закону единства и борьбы противоположностей, и раскрывает их роль в обеспечении принципа наименьшего принуждения и других синергетических парадигм [24, 25]. Соблюдение баланса между конкурирующими алгоритмами обеспечивает динамическую стабильность и устойчивость функционирования всей системы резания.

Сама система резания является термодинамически неравновесной, в которой подводимая механическая энергия расходуется на высокоскоростную пластическую деформацию, внутреннее трение и процесс контактно-фрикционного взаимодействия, а затем превращается в поля напряжений, деформаций и температур зоны резания, тепловой поток и поглощенную внутреннюю энергию.

Динамические возмущения механической обработки являются выходными параметрами неравновесной системы самого процесса резания, в котором формально можно различить инерционные, диссипативные и упругие связи, объединенные дифференциальными уравнениями. Они оказывают существенное влияние на эксплуатационные свойства изделий. С течением времени нарушается нормальный ход протекания процесса ТФР, увеличиваются величины отклонений выходных показателей от их номинальных значений. ТС теряет стабильность, нарушаются пространственно-временные связи, снижается качество выпускаемой продукции и увеличивается процент брака.

Анализ современных исследований в области обработки материалов резанием показывает, что одним из путей повышение качества обработки на операциях ТФР является синтез систем стохастической диагностики, позволяющий получить рабочую информацию о процессе обработки с наименьшей из возможных дисперсий, на основе которых может быть синтезирована система управления по отклонению, которая путем обработки полученных оценок оптимальным образом осуществляет стабилизацию выходных показателей качества.

Для синтеза такой системы необходимо математическое описание процесса, характеризующего динамику взаимодействия ТФД и заготовки.

Для моделирования динамки процесса ТФР рассмотрим схему, представленную на рисунке 7.26.

На основе принципа возможных перемещений, для системы, представленной на рисунке 7.26, построено ее представление в виде совокупности дифференциальных уравнений, характеризующих динамику перемещений центров диска и заготовки в процессе ТФР:

$$\begin{cases} \dot{y}_1 = y_2, \\ \dot{y}_2 = -\dfrac{1}{m_1}\Big([(c_1+c_3)y_1 + (\lambda_1+\lambda_3)y_2 - c_3y_3 - \lambda_3y_4] - [c_3(\Delta H + \Delta h) + \lambda_3(\dot{H}+\dot{h})] + [\lambda_1\dot{S} + c_1S]\Big), \\ \dot{y}_3 = y_4, \\ \dot{y}_4 = -\dfrac{1}{m_2}\Big([(c_2+c_3)y_3 + (\lambda_2+\lambda_3)y_4 - c_3y_1 - \lambda_3y_2 + [c_3(\Delta H + \Delta h) + \lambda_3(\dot{H}+\dot{h})]]\Big). \end{cases} \quad (7.73)$$

где m_1, m_2 – приведенные массы систем «заготовка» и «инструмент»; λ_i – коэффициент демпфирования i–го звена; c_i – параметр жесткости i–го звена; y_1, y_2 – приращения координат центра масс инструмента и центра масс заготовки соответственно; $\Delta H, \Delta h$ – приращения расстояний от положения центра масс инструмента и заготовки, соответственно, вызванные торцовым биением инструмента и неравномерностью припуска на заготовке; L, ΔL – расстояние между центрами масс и его изменение.

Для упрощения записи приращений координат и их производных в зависимостях (7.73) опущен предшествующий им знак приращения Δ.

Для решения задач моделирования динамики процесса ТФР соотношение (7.73) целесообразно записать совместно с уравнением наблюдений и уравнением оценки температуры в зоне контакта инструмента и заготовки.

В матричной форме пространства состояний система приобретает вид:

$$\begin{aligned} &\dot{Y}_0 = \mathrm{A}_0 \cdot \mathrm{Y}_0 + \mathrm{B}_0 \cdot \Psi + \mathrm{C}_0 \cdot \mathrm{U}; \\ &Z_0 = \mathrm{E}_0 \cdot \mathrm{Y}_0 + \mathrm{F}_0 \cdot V_0; \\ &T_0 = \mathrm{Q}_0 \cdot \mathrm{Z}_0, \end{aligned} \quad (7.74)$$

где $\dot{Y}_0 = \begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \\ \dot{y}_3 \\ \dot{y}_4 \end{bmatrix}$ – вектор производных состояний системы; $Y_0 = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ y_4 \end{bmatrix}$ – вектор (матрица-столбец), представляющая вектор состояния системы; $B_0 = \begin{bmatrix} B_{01} & B_{02} \end{bmatrix}$ – матрица параметров влияния торцового биения инструмента и неравномерности припуска заготовки; Ψ – вектор состояний отклонений значений торцового биения инструмента и неравномерности припуска от заданных значений $\Psi = \begin{bmatrix} \Psi_1 \\ \Psi_2 \end{bmatrix}$, $\Psi_1 = [\Delta R + \Delta r]$, $\Psi_2 = [\dot{R} + \dot{r}]$; $\mathrm{U} = \begin{bmatrix} S \\ \dot{\mathrm{S}} \end{bmatrix}$ – вектор управления глубиной резания, связанный с температурой зоны контакта заготовки и инструмента;

$$\mathrm{A}_0 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{c_1 + c_3}{m_1} & -\frac{h_1 + h_3}{m_1} & \frac{c_3}{m_1} & \frac{h_3}{m_1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{c_3}{m_2} & \frac{h_3}{m_2} & -\frac{c_2 + c_3}{m_2} & -\frac{h_2 + h_3}{m_2} \end{bmatrix}$$ – матрица, характеризующая динамические свойства системы; $C_0 = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{c_1}{m_1} & \frac{h_1}{m_1} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$ – матрица управления температурой в зоне резания; $\mathrm{E}_0 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}$ – матрица состояния процесса измерений; $\mathrm{F}_0 = \begin{bmatrix} f_{11} & f_{12} \\ f_{21} & f_{22} \end{bmatrix}$ – матрица интенсивностей (погрешностей изме-

рителей); $V_0 = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \end{bmatrix}$ – матрица шумов измерителей единичной интенсивности; $T_0 = \left[T(t_f) \right]$ – температурная матрица; $\mathrm{Q}_0 = \begin{bmatrix} -1 & 1 \end{bmatrix}$ – матрица интенсивности совокупных измерений.

Полученные в предшествующих главах данные о значениях температуры в зоне резания отличаются от реальных значений температуры зоны контакта из-за качества процесса измерений и погрешностей измерителей, а также от случайных факторов, вызванных отклонениями значений припуска и торцового биения ТФД от номинальных значений. Поэтому непосредственное получение скорости изменения температуры $\frac{dT(t_f)}{dt}$ дифференцированием температурной функции нецелесообразно вследствие присутствия аддитивных шумов в совокупных измерениях.

Для решения задачи оценки температуры в зоне резания и скорости ее изменения может быть использована теория стохастических наблюдателей, на основе которой может быть построен стохастический наблюдатель Льюинбергера [25].

Однако, непосредственное использование существующих методик синтеза стохастических наблюдателей невозможно из-за наличия шумов в канале управления и значительных вычислительных ошибках с погрешностями многократного дифференцирования отклонений торцового биения и неравномерности припуска.

Непосредственное применение матричных представлений при моделировании нецелесообразно вследствие необходимости дифференцирования. Это не является ни особенностью матричного представления модели, ни описания динамической системы в отклонениях, а проявляется уже в исходном представлении (7.73) ТС.

Для разрешения вышеописанной задачи преобразуем вектор состояния системы к виду:

$$X_0 = D_0 \cdot \mathrm{Y}_0, \tag{7.75}$$

где D_0 – матрица интенсивности оценок параметров состояния процесса ТФР.

Тога модифицированный вектор состояния процесса ТФР примет вид:

$$F = Y_0 - B_{02} \cdot \Psi_1, \tag{7.76}$$

Из соотношения (7.76) следует:

$$Y_0 = F + B_{02} \cdot \Psi_1. \tag{7.77}$$

Тогда вектор $\dot{Y}_0$, характеризующий скорость изменения состояния системы ТФР, может быть описан выражением вида:

$$\dot{Y}_0 = \dot{F} + \dot{B}_{02} \cdot \psi_1 + B_{02} \cdot \psi_2. \tag{7.78}$$

С раскрытием расщепленных форм, матричное уравнение (7.74) запишется:

$$\dot{Y}_0 = A_0 \cdot Y_0 + B_{01} \cdot \Psi_1 + B_{02} \cdot \Psi_2 + C_0 \cdot U. \tag{7.79}$$

После подстановки выражения ($F + B_{02} \cdot \Psi_1$) в уравнение (7.88) получим:

$$\dot{Y}_0 = A_0 \cdot [F + B_{02} \cdot \Psi_1] + B_{01} \cdot \Psi_1 + B_{02} \cdot \Psi_2 + C_0 \cdot U. \tag{7.80}$$

На основе выражений (7.79) и (7.80) запишем равенство:

$$\dot{F} + \dot{B}_{02} \cdot \psi_1 + B_{02} \cdot \psi_2 = A_0 \cdot [F + B_{02} \cdot \Psi_1] + B_{01} \cdot \Psi_1 + B_{02} \cdot \Psi_2 + C_0 \cdot U$$

На основании полученного результата после преобразований запишем модифицированное математическое выражение, характеризующее состояние процесса ТФР, не содержащее шумов измерений Ψ_2. В связи с чем исключается необходимость в дифференцировании Ψ_1:

$$\dot{F} = A_0 \cdot F + [A_0 \cdot B_{02} + B_{01} - \dot{B}_{02}] \cdot \Psi_1 + C_0 \cdot U. \tag{7.81}$$

Процедура сравнения уравнений (7.81) и (7.75) позволяет коэффициент, стоящий перед матрицей Ψ_1, интерпретировать модифицированную матрицу влияния отклонения торцового биения инструмента и неравномерности припуска заготовки:

$$B_1 = [A_0 \cdot B_{02} + B_{01} - \dot{B}_{02}], \tag{7.82}$$

Для установившегося режима обработки масса, параметры демпфирования, жесткость инструмента и заготовки практически не изменяются с течением времени, для таких условий элементами матрицы $\dot{B}_{02}$ можно пренебречь, и выражение (7.82) записать в следующем виде:

$$B_1 = [A_0 \cdot B_{02} + B_{01}].$$

Для этих условий модифицированное математическое выражение, характеризующее состояние процесса ТФР, примет вид:

$$\dot{F} = A_0 \cdot F + B_1 \cdot \Psi_1 + C_0 \cdot U. \tag{7.83}$$

Полученное соотношение и первое уравнение системы (7.74) являются эквивалентными в смысле Ляпунова [25].

Тогда на основании выражений (7.76), (7.79) и (7.83) получим соотношение для оценки состояния X_0:

$$X_0 = D_0 \cdot F + D_0 \cdot B_{02} \cdot \Psi_1, \tag{7.84}$$

где F – модифицированный вектор состояния.

7.5. Построение стохастического наблюдателя Льюинбергера

Рассмотрим разработанный подход для синтеза стохастического наблюдателя Льюинбергера в форме фильтра Калмана–Бюсси (рисунок 7.26).

Выполним преобразование произведений матриц $C_0 \times U_0$ системы (7.83) к виду

$$C_0 \times U_0 = C_{00} \times S + C_{01} \times \dot{S},$$

и перестроим модель системы в форме, не требующей дифференцирования сигнала управления.

где $\mathrm{C}_{00} = \left[\frac{c_1}{m_1} \right]^T, \mathrm{C}_{01} = \left[0 \quad \frac{h_1}{m_1} \quad 0 \quad 0 \right]^T.$

При этом также необходимо преобразовать и уравнения наблюдения системы с целью восстановления состояний, подлежащих контролю, что позволяет получить:

$$\begin{aligned} \dot{\mathrm{F}} &= A_0 \cdot \mathrm{F} + B_1 \cdot \Psi_1 + C_1 \cdot U; \\ Z_0 &= \mathrm{E}_0 \cdot \mathrm{F} + \mathrm{F}_0 \cdot V_0 + \mathrm{D}_\mathrm{M} \cdot S; \\ T_0 &= \mathrm{Q}_0 \cdot \mathrm{Z}_0, \end{aligned} \tag{7.85}$$

где $\dot{\mathrm{F}} = \left[\dot{F}_1 \quad \dot{F}_2 \quad \dot{F}_3 \quad \dot{F}_3 \right]^T$, $\mathrm{C}_1 = \left[0 \quad \frac{h_3 h_2}{m_1 m_2} \quad 0 \quad \frac{(h_3 + h_2) h_2}{m_2^2} - \frac{c_2}{m_2} \right]^T$,

$\mathrm{D}_\mathrm{M} = \left[0 \quad \frac{h_2}{m_2} \right]^T.$

Неравномерность припуска на поверхности заготовки и случайные колебания торца ТФД, отклонения формы ТФД от заданных значений в процессе ТФР могут быть смоделированы в виде марковских случайных процессов второго порядка с корреляционными функциями типа [25].

Для процесса ТФР осуществим синтез фильтра, моделирующего случайные колебания ТФД и неравномерность припуска заготовки.

При ТФР каждое из вышеуказанных отклонений от номинальных значений $\Delta r_\partial, \Delta R_к$ и их производные имеют случайный характер, и могут быть охарактеризованы гауссово-марковскими случайными процессами второго порядка с корреляционными функциями вида [26], которые представлены в форме (7.72).

В практически важных случаях эффекты, обуславливаемые взаимно корреляционными функциями процессов и соответствующими энергетическими взаимными спектральными плотностями малы относительно энергетических спектральных характеристик ТФД и детали.

Для таких случайных процессов тем же методом построен расширенный формирующий фильтр, позволяющий представить третье слагаемое первого уравнения системы (7.85) эквивалентными параметрами и переменными уравнений состояния формирующих фильтров.

Соотношения (7.85) позволяют использовать результаты измерений координат в процессе обработки детали с целью построения оценок параметров процесса обработки. Эти оценки являются оптимальными при условии гауссовости шумов измерений и возбуждений.

Профиль поперечного сечения инструмента записан после его балансировки и установки на станок после 60, 120, 180, 240 минут его работы.

Спектральный состав отклонений профилей исследовался с помощью гармонического анализа профилограмм. В результате расчетов получены для исследуемых частот соответствующие значения амплитуд и фаз, позволяющие описать профили в различные моменты времени тригонометрическим полиномом Фурье:

$$R(\phi) = R_o + \sum (A_k \cos k\phi + B_k \sin k\phi),$$

или

$$R(\phi) = R_o + \sum C_k \cos(k\phi + \psi_k) \quad ,$$

где R_o – среднее значение радиус-вектора; A_k, B_k – соответственно амплитуда косинусной и синусной составляющих; $C_k = A_k + B_k$, k – номер гармоники; ψ_k –эквивалентная фаза.

Результаты гармонического анализа показывают, что у исходного диска существенны 1-я, 2-я и 3-я гармоники. Наличие 1-ой гармоники обусловлено дисбалансом, а 2-ая и 3-я гармоники определяются точностью изготовления инструмента. С течением времени обработки постепенно растут амплитуды 1-ой, и 22...25 гармоник. Высшие частоты соответствуют числу

волн на ТФД, которое определялось по отношению длины профилограммы между отметками полного оборота к шагу волн по вершинам S_W. По мере износа инструмента шаг S_W увеличивается, а число волн уменьшается в среднем с 25 в начале периода стойкости до 21…22 – в конце.

Одновременно наблюдается рост амплитуд C_k превалирующих частот. С течением времени ТФР увеличиваются также средняя W_{kcp} и максимальная $W_{k\max}$ высоты волнистости и их отклонения от средних значений.

Подобные изменения в профиле ТФД отрицательно сказываются на качестве детали: с увеличением средней высоты W_{kcp} соответственно увеличиваются шероховатость поверхности Ra и средняя высота волнистости W_{dcp}.

К концу периода стойкости (240 мин) Ra возросла в 4 раза, а средняя высота волнистости W_{dcp} – в 5 раз.

Гармонический анализ отдельных участков инструмента с четко выраженной высотой W_{dcp} и шагом волнистости S_w показал существенные различия амплитуды C_k превалирующей гармоники от ее значения C_k, определенного как половина средней высоты волны ($C_k = 0{,}5W_{kcp}$).

Отсутствие какой-либо одной гармоники превалирующей частоты и увеличение дисперсии профиля ТФД $D[R]$ вызвано случайным характером явлений, происходящих при обработке, анизотропией инструмента, отклонением вектора результирующей силы резания от нормали к его поверхности, непостоянством шага волнистости, вызванным изменением жесткости c_3 в зоне контакта «диск-заготовка».

Профилограммы поверхности диска, отображающие отклонение формы инструмента от заданной, представляют собой реализацию процесса износа ТФД. В силу того, что отклонение формы от заданной определяется

большим количеством неконтролируемых независимых случайных факторов, они относительно стабильны в процессе обработки каждой детали, а отклонение формы может характеризоваться квазистационарным гауссовским случайным процессом.

Такой процесс определяется математическим ожиданием (параметрами формы диска) и отклонениями припуска заготовки, описываемыми корреляционной функцией. Корреляционная функция построена непосредственно по профилограмме

$$R_{xx}(\theta) = E\{x(\phi) \cdot x(\phi + \theta)\}, \tag{7.86}$$

где E – операция взятия математического ожидания; $x(\phi)$ – характеристики случайного процесса – абсцисса и ордината профилограммы.

Для конечных реализаций всегда существуют спектральные плотности, определяемые в виде преобразований Фурье по формулам Виннера–Хинчина:

$$S_{xx}(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} R_{xx}(\theta) e^{-j2\pi\omega} d\theta .$$

Численными методами получены графики зависимостей $R_{xx}(\theta)$ и $S_{xx}(\omega)$ (рисунки 7.27, 7.28).

Корреляционная функция отклонения формы ТФД $R_{xx} = R(x)$ должна удовлетворять условиям применимости преобразования Фурье $\int_{-\infty}^{\infty} |R(x)| dx < 0$, где для ТФД, движущегося с постоянной скоростью $x = v\tau$.

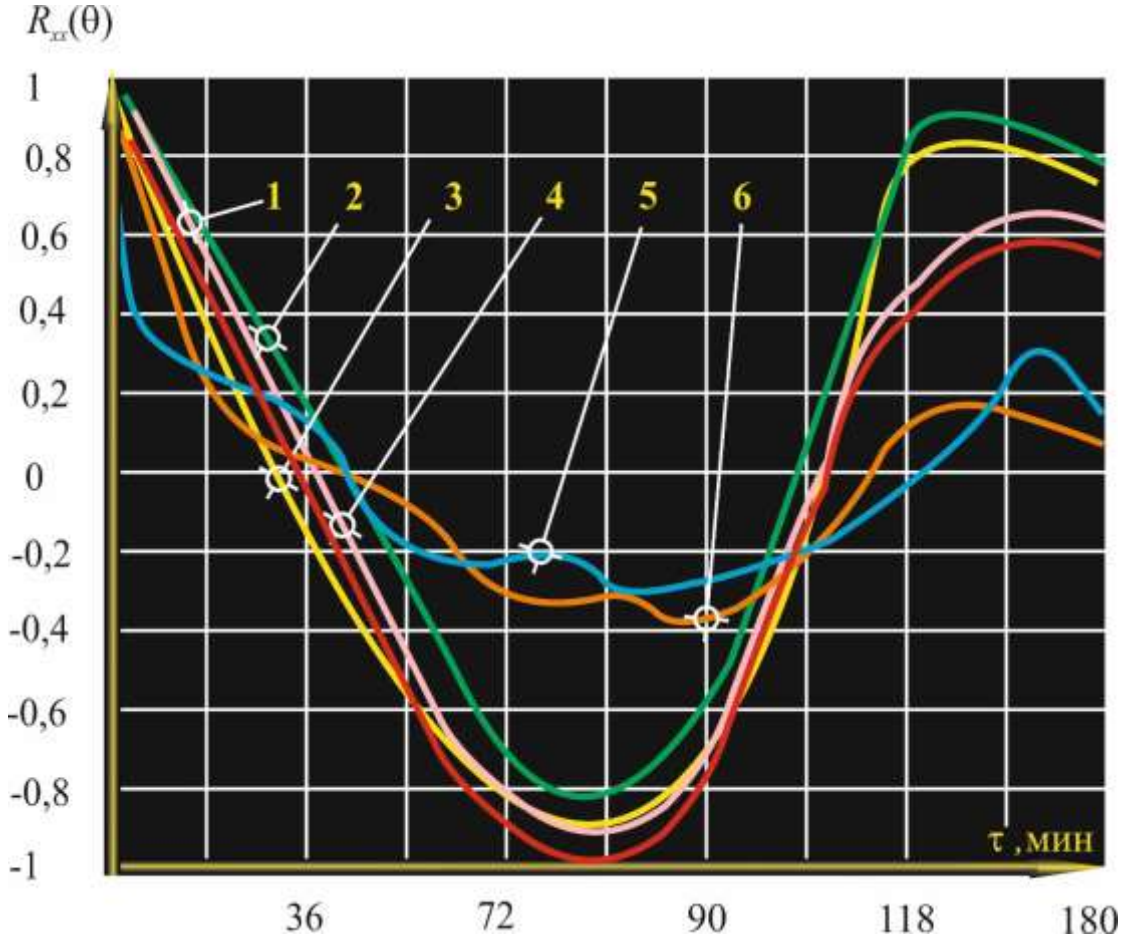


Рисунок 7.27 – Корреляционные кривые профиля ТФД $R_{xx}(\theta)$ за период его стойкости: 1 – $\tau = 0$ мин; 2 – $\tau = 60$ мин; 5 – $\tau = 180$ мин (данные Покинтелицы Н.И.) 3– $\tau = 0$ мин; 4 – $\tau = 60$ мин; 6 – $\tau = 180$ мин (по данным автора)

Для ТФД она с достаточной степенью точности может аппроксимироваться зависимостью:

$$R(v\tau) = D_0 e^{(-\alpha \cdot v|\tau|)} \cos(\beta v\tau), \qquad (7.87)$$

где D_0 – дисперсия высот неровностей рельефа диска; v – скорость движения диска; α, β – соответствующие коэффициенты корреляции.

Формально операция перехода от корреляционной функции к спектральному представлению может быть осуществлена применением преобразования Лапласа

$$S(p) = \int_{-\infty}^{\infty} R(\tau) e^{(-p_1 \cdot i \cdot \tau)} d\tau + \int_{-\infty}^{\infty} R(\tau) e^{(-p_2 \cdot i \cdot \tau)} d\tau \,, \qquad (7.88)$$

где в рассматриваемом случае $p_1 = i\omega, p_2 = -i\omega$.

Подстановка (7.87) в (7.88) приводит к результату:

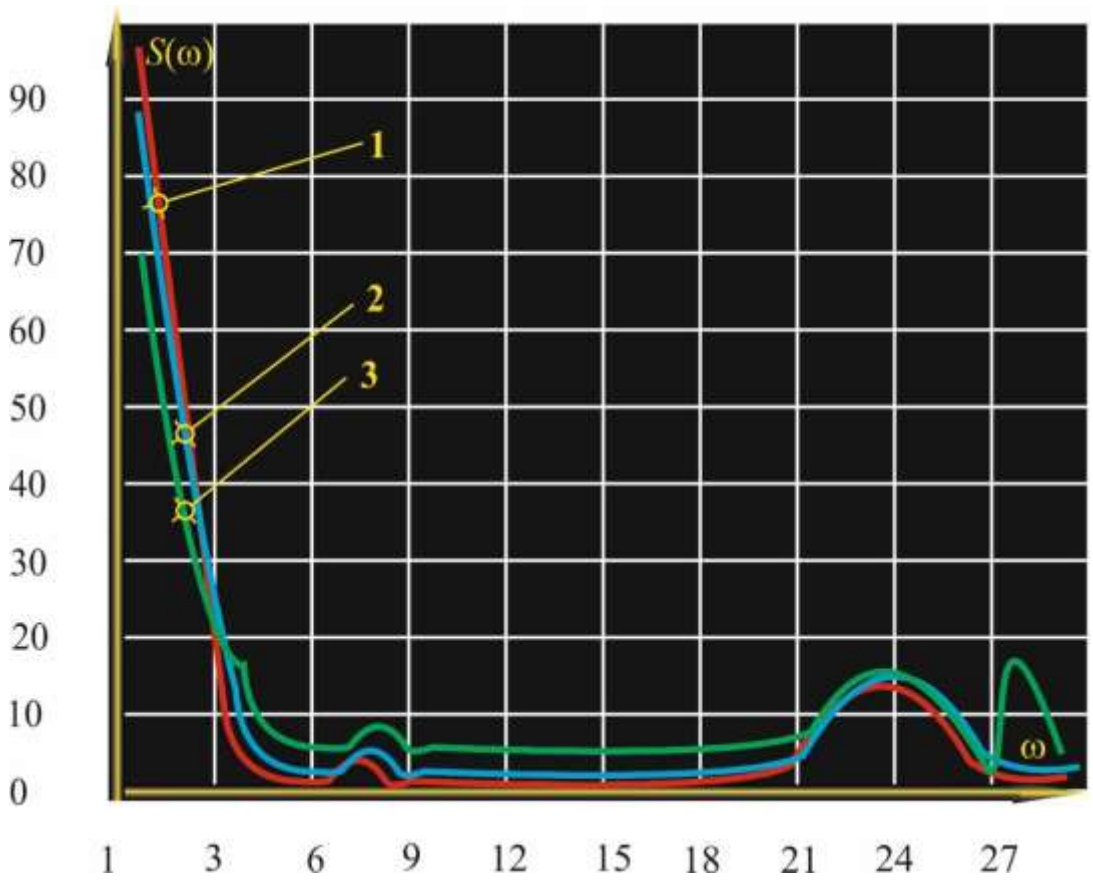


Рисунок 7.28 – Спектрограммы профиля ТФД $S_{xx}(f)$ за период его стойкости: 1 – $\tau = 0$ мин; 2 – $\tau = 60$ мин; 3 – $\tau = 180$ мин

$$S(\omega) = \frac{D(i\omega + \alpha v)}{(i\omega + \alpha v)^2 + \beta^2 v^2} + \frac{D(-i\omega + \alpha v)}{(-i\omega + \alpha v)^2 + \beta^2 v^2} \,, \qquad (7.89)$$

и после соответствующих упрощений выражение для спектральной плотности (7.89) приобретает вид:

$$S(y) = D\frac{a+by}{y^2+cy+d}, \tag{7.90}$$

где $a = 2\alpha^3 v^3 + 2\alpha v^3 \beta^2$; $b = 2\alpha v$; $c = 2\alpha v^2(\alpha^2 - \beta^2)$; $y = \omega^2$; $d = v^4(\alpha^2 + \beta^2)$.

Как известно, экстремумам функции $S(\omega)$ соответствуют нули ее производной. После дифференцирования $S(y)$ по y, восстановления $y = \omega^2$ и приведения к общему знаменателю, получим:

$$\dot{S}(\omega) = 2\omega D\left(\frac{b(\omega^4 + c\omega^2 + d) - (a + b\omega^2)(2\omega^2 + c)}{(\omega^4 + c\omega^2 + d)^2}\right) \tag{7.91}$$

Полюса функции (7.91) совпадают с нулями ее числителя. Кроме того, должен быть учтен ноль, соответствующий $\omega_{1,2} = \pm\infty$ и $\omega_3 = 0$.

Нулями числителя (7.91) являются:

$$\omega_{4,5} = \pm v\sqrt{-\alpha^2 - \beta^2 + 2\beta\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}},$$

$$\omega_{6,7} = \pm Iv\sqrt{\alpha^2 + \beta^2 + 2\beta\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}.$$

Условиям физической реализуемости экстремумов удовлетворяют корни ω_1, ω_4 и ω_3 – при условии $\beta > \frac{1}{3}\sqrt{3\alpha}$.

Результаты анализа показывают, что максимуму функции (7.90)

$$S(\omega)_{\max} = \frac{1}{2}D\frac{\alpha\sqrt{\beta^2 + \alpha^2}}{v\beta\left(\beta^2 + \alpha^2 - \beta\sqrt{\beta^2 + \alpha^2}\right)} \tag{7.92}$$

соответствует частота

$$\omega = v\sqrt{-\alpha^2 - \beta^2 + 2\beta\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}}. \tag{7.93}$$

Структура формирующего фильтра может быть определена методом факторизации дробно-рациональной функции (7.89) с выделением нулей и плюсов, лежащих в левой полуплоскости [25, 26]. Передаточная функция для соответствующего динамического звена имеет вид:

$$W(p)=\frac{K(T_3p+1)}{T_1p^2+T_2p+1}, \tag{7.94}$$

в котором необходимо определить параметры K, T_1, T_2, T_3.

Известно, что спектральная плотность входного и выходного сигналов динамического звена связаны между собой соотношением [26]

$$S_{\text{вых}}(\omega)=S_{\text{вх}}(\omega)\left|W(j\omega)\right|^2, \tag{7.95}$$

где, в соответствие с (7.89)

$$\left|W(j\omega)\right|^2=\frac{K^2(T^2{}_3\omega^2+1)}{T^2{}_1\omega^4+(-2T_1+T^2{}_2)\omega^2+1}. \tag{7.96}$$

Для белого шума с единичной интенсивностью $S_{\text{вх}}(\omega)\equiv 1$ неизвестные коэффициенты в (7.94) могут быть определены по параметрам спектральной плотности (7.90), например, методом неопределенных множителей Лагранжа, что позволяет получить соответствующую форму в пространстве состояний в виде уравнений состояния и наблюдения:

$$\dot{\boldsymbol{G}}_1=\boldsymbol{A}_1\boldsymbol{G}_1+\boldsymbol{B}_1\boldsymbol{w}_1, \tag{7.97}$$

$$y_1=\boldsymbol{D}_1\boldsymbol{G}_1+\boldsymbol{E}_2\boldsymbol{v}_2 \tag{7.98}$$

где $G_1=\begin{bmatrix}\psi_1\\ \psi_2\end{bmatrix}$, $A_1=\begin{bmatrix}0 & 1\\ -\frac{1}{T_1^2} & -\frac{T_2}{T_1^2}\end{bmatrix}$, $B_1=\begin{bmatrix}KT_3\\ -1-KT_2T_3\end{bmatrix}$, $D_1=\begin{bmatrix}1\\ 0\end{bmatrix}^T$, $E_2=\rho, w_1$,

v_2 – некоррелированные единичные порождающие гауссовские белые шумы, $T_1=\frac{1}{v^2(\alpha^2+\beta^2)}$, $T_2=\frac{2\alpha}{v(\alpha^2+\beta^2)}$, $T_3=\frac{1}{v(\alpha^2+\beta^2)}$, $K=\sqrt{2}\sqrt{\frac{D\alpha}{v(\alpha^2+\beta^2)}}$,

D – дисперсия высот неровностей рельефа ТФД; v – скорость движения ТФД; α,β – соответствующие коэффициенты корреляции.

Для условий ТФР плоских заготовок построен расширенный формирующий фильтр, которому в пространстве состояний соответствует система, состоящая из трех уравнений. С учетом $w_0 = y_1$ при введении формирующего фильтра (7.97), (7.98) система (7.85) приобретает вид:

$$\begin{aligned} \dot{G} &= A_f G + B_f w; \\ R &= C_f \cdot G; \\ H_f &= Q_f \cdot R, \end{aligned} \quad , \tag{7.99}$$

где $G = \begin{bmatrix} G_1 \\ G_2 \end{bmatrix}, \dot{G} = \begin{bmatrix} \dot{G}_1 \\ \dot{G}_2 \end{bmatrix}$ $A_f = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{1}{T_1^2} & -\frac{T_2}{T_1^2} \end{bmatrix}$, $B_f = \begin{bmatrix} KT_3 \\ -1 - KT_2T_3 \end{bmatrix}$,

$Q_f = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \end{bmatrix}$,

где w – единичный гауссовский белый шум, и соотношение, представляющее наблюдателя $R = C_f G; C_f = [1 \quad 0]$; y – выходная координата формирующего фильтра, реализующего коррелированный шум с характеристиками, соответствующими профилю рельефа, представленному зависимостью

$$T_1 = \frac{1}{v^2(\alpha^2 + \beta^2)}, \quad T_2 = \frac{2\alpha}{v(\alpha^2 + \beta^2)}, \quad T_3 = \frac{1}{v(\alpha^2 + \beta^2)}, \quad K = \sqrt{2}\sqrt{\frac{D\alpha}{v(\alpha^2 + \beta^2)}}$$

С учетом (7.99) расширенная модель системы (7.85) приобретает вид:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{\mathrm{F}} \\ \dot{G}_f \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \mathrm{A}_0 & B_1 \cdot Q_f \\ 0 & A_f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathrm{F} \\ \mathrm{G_f} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_1 \\ 0 \end{bmatrix} \cdot U + \begin{bmatrix} 0 \\ B_f \end{bmatrix} . W; \\ Z_0 &= \mathrm{E}_0 \cdot Q_0 \begin{bmatrix} \mathrm{F} \\ \mathrm{G_f} \end{bmatrix} + \mathrm{F}_0 \cdot V_0 + \mathrm{D_M} \cdot U; \\ T_0 &= \mathrm{Q}_0 \cdot \mathrm{Z}_0, \end{aligned} \tag{7.100}$$

где $Q_f = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$.

Для компактности записи модели первые два уравнения системы (7.100) приведем к форме:

$$\begin{aligned} X &= A\cdot X + B\cdot U + E\cdot W \\ Z &= C\cdot X + R\cdot V \end{aligned}, \qquad (7.101)$$

На основе математического описания объекта может быть построен стохастический наблюдатель, позволяющий получать оптимальные в среднеквадратическом смысле оценки значений температуры в зоне резания при ТФР путем решения матричного уравнения Риккати [24]:

$$\dot{\tilde{\mathrm{V}}} = \mathrm{A}\cdot\tilde{\mathrm{V}} + \tilde{\mathrm{V}}\cdot\mathrm{A}^{\mathrm{T}} + \mathrm{E}\cdot\Psi_{\mathrm{w}}\cdot\mathrm{E}^{\mathrm{T}} - \tilde{\mathrm{V}}\cdot\mathrm{C}^{\mathrm{T}}\cdot\Psi_{\mathrm{v}}^{-1}\cdot\mathrm{C}\cdot\tilde{\mathrm{V}}\ , \qquad (7.102)$$

Матрица коэффициентов усиления фильтра Калмана определяется следующей зависимостью [182]

$$K = \tilde{V}\cdot C\cdot\Psi_{v}^{-1} \qquad (7.103)$$

Тогда алгоритм фильтрации наблюдений определяется матричными уравнениями

$$\begin{aligned} \dot{\hat{Y}} &= A\cdot\hat{Y} + B\cdot U + K\cdot[Z - B\cdot U - C\cdot\hat{X}] \\ \begin{bmatrix}\hat{T}(t_f)\\ \hat{T}(\dot{t}_f)\end{bmatrix} &= \begin{bmatrix}-1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0\end{bmatrix}\cdot\hat{Y} \end{aligned} \qquad (7.104)$$

7.6. Синтез оптимального стохастического детерминированного регулятора процесса ТФР

Для синтеза оптимального детерминированного регулятора воспользуемся методикой синтеза линейного регулятора, которая впервые была предложена Калманом [25].

Для решения задачи оптимального управления необходимо наличие критерия оптимальности. Таким критерием для линейных систем с гауссовскими возмущениями типа белого шума может выступать функционал вида [26]

$$I = M\left[\frac{1}{2}x^T\left(t_\phi\right)Q_1x(t_\phi) + \frac{1}{2}\int_0^{t_\phi}\left(x^TQ_2x + u^TQ_3u\right)dt\right], \qquad (7.105)$$

где Q_1, Q_2, Q_3 – соответствующие весовые матрицы качества управления.

Приступим к исследованию частной задачи управления, решение которой дает закон линейного управления с обратной связью.

В настоящей главе получена система, характеризуемая матричным дифференциальным уравнением (7.100), и требуется найти управление, минимизирующее функцию стоимости (при фиксированном времени) (7.105).

Предположим, что матрицы Q_2, Q_3 и Q_1 – симметричные, тогда решение этой задачи может быть получено с помощью принципа максимума или уравнения Гамильтона.

Используя вышеуказанный метод, запишем:

$$H\left[x(t),u(t),\lambda(t),t\right] = \frac{1}{2}x^TQ_2x + \frac{1}{2}u^TQ_3^{-1}u + \lambda^TFx + \lambda^TCu\,. \qquad (7.106)$$

Согласно принципу максимума, потребуем

$$\frac{\partial H}{\partial u} = 0 = Q_3(t)u(t) + C^T(t)\lambda(t) \qquad (7.107)$$

и

$$\frac{\partial H}{\partial x} = -\dot{\lambda} = Q_2(t)x(t) + F^T(t)\lambda(t) \qquad (7.108)$$

при граничном условии

$$\lambda\left(t_\phi\right) = \frac{\partial\theta}{\partial x\left(t_\phi\right)} = Q_1x\left(t_\phi\right). \qquad (7.109)$$

Предположим, что

$$u(t) = -Q_3^{-1}(t)G^T(t)\lambda(t). \qquad (7.110)$$

Тогда выясним, можно ли преобразовать (7.110) в управление по замкнутому контуру, предположив, что решение для сопряженного случая

аналогично (7.108):

$$\lambda(t) = P(t)\,x(t). \tag{7.111}$$

Подставляя (7.111) в (7.85) и (7.110), получим

$$\begin{bmatrix} \dot{Y} \\ \dot{\Psi} \\ \dot{\Phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\varphi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot Q_3^{-1} \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \cdot \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix}. \tag{7.112}$$

Тогда из (7.111) и (7.108) следует

$$\dot{\lambda} = \dot{\tilde{P}}_1 \cdot \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix} + \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} \dot{Y} \\ \dot{\Psi} \\ \dot{\Phi} \end{bmatrix} = -Q_2 \cdot \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\varphi \end{bmatrix}^T \cdot \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix}. \tag{7.113}$$

После объединения (7.112) и (7.113), получим

$$\begin{bmatrix} \dot{\tilde{P}}_1 + \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\varphi \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\varphi \end{bmatrix}^T \tilde{P}_1 - \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \times \\ \times Q_3^{-1} \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \cdot \tilde{P}_1 + Q_2 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix} = 0. \tag{7.114}$$

Поскольку это равенство должно выполняться для ненулевых $x(t)$, множитель, стоящий перед $x(t)$, должен быть равен нулю.

Таким образом, матрица P, которая, как видно, является симметричной матрицей размерности $n \times n$ и которая содержит $n(n+1)/2$ различных членов, должна удовлетворять матричному уравнению Риккати:

$$\dot{\tilde{P}}_1 = -\tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\varphi \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\varphi \end{bmatrix}^T \tilde{P}_1 + \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \times$$
$$\times Q_3^{-1} \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \tilde{P}_1 - Q_3, \qquad \tilde{P}_1(0) = \tilde{P}_{10}. \tag{7.115}$$

при граничном условии, заданном (7.109) и (7.111),

$$P\left(t_\phi\right) = Q_1. \tag{7.116}$$

Таким образом, решение матричного уравнения Риккати можно проводить в обратном направлении от t_ϕ к t_0, построив матрицу

$$u^*(t) = -B_1 \hat{x}(t), \tag{7.117}$$

где $B_1 = Q_3^{-1} G^T \tilde{P}_1$, и получив затем управление по замкнутому контуру

$$u\left(t\right) = Q_3^{-1} \cdot \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \cdot \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix}. \tag{7.118}$$

В соответствии с (7.74), (7.117), (7.118) система с регулятором приобретает вид:

$$\begin{bmatrix} \dot{\hat{Y}} \\ \dot{\hat{\Psi}} \\ \dot{\hat{\Phi}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\varphi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{Y} \\ \hat{\Psi} \\ \hat{\Phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot Q_3^{-1} \begin{bmatrix} G_0 & 0 & 0 \\ 0 & G_\psi & 0 \\ 0 & 0 & G_\varphi \end{bmatrix}^T P_1 \cdot \begin{bmatrix} \hat{Y} \\ \hat{\Psi} \\ \hat{\Phi} \end{bmatrix} +$$
$$+ P \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & I \end{bmatrix}^T \cdot \Omega^{-1} \times \left[z(t) - \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & I \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{Y} \\ \hat{\Psi} \\ \hat{\Phi} \end{bmatrix} \right], \quad \hat{X}(0) = \bar{X}(0). \tag{7.119}$$

В силу того, что начальное состояние $X(0)$ некоррелированное с $w\left(t\right)$, $v\left(t\right)$ и распределено по нормальному закону с математическим ожиданием

$M(X_0) = \hat{X}_0$ и ковариацией $M\left[\left(X - \hat{X}_0\right)\left(X - \hat{X}_0\right)^T\right] = P_{10}$.

На основании (7.74), (7.104) и (7.119) замкнутый контур регулирования, состоящий из объекта, фильтра и регулятора, для ТС ТФР (рисунок 7.29) характеризуется обобщенной системой дифференциальных уравнений:

$$\begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{\hat{X}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F & -CB_1 \\ BH & F - CB_1 - BH \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} X \\ \hat{X} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} G \\ 0 \end{bmatrix} \times W + \begin{bmatrix} 0 \\ B \cdot \Omega \end{bmatrix} \times v \quad . \qquad (7.120)$$

Полученные результаты использованы для синтеза систем управления операциями ТФР и могут служить основой для создания более сложных систем [177, 182].

Для осуществления управления процессом ТФР с помощью предлагаемой системы необходимо УЧПУ с внешними системами преобразования сигналов.

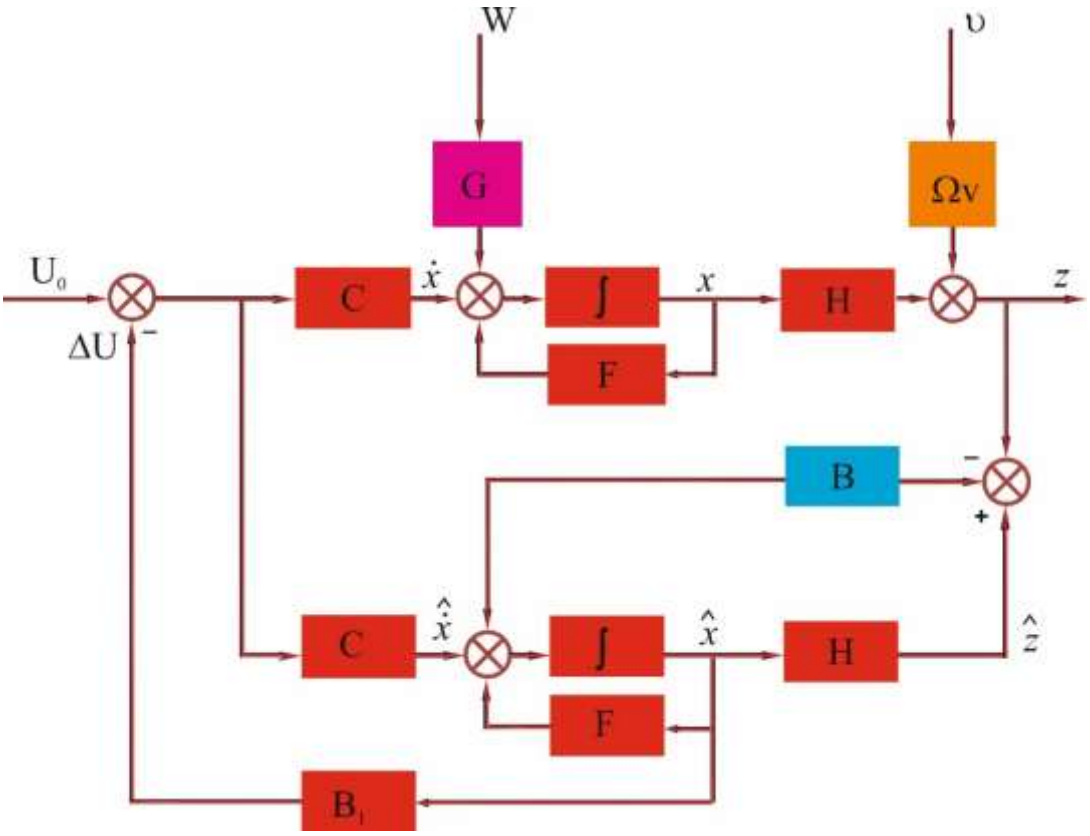


Рисунок 7.29 – Структурная схема системы управления процессом ТФР

При этом блок управления должен быть совместим с УЧПУ станка, чтобы осуществлять обработку информации по управлению циклом работы станка в реальном масштабе времени.

При управлении CNC станка и компьютером реализуются следующие задачи регулирования:

1. Системой CNC:

- Позиционирование диска через реализацию быстрого и ускоренного подвода;
- Включение перемещения стола станка;
- Отработку сигнала в УЧПУ для приведения в действие системы регулирования;
- Ожидание сигнала «Конец обработки»;
- Реализацию заточки диска в конце процесса, в случае поступления сигнала от компьютера «Предельный износ»;
- Реализация быстрого отвода диска в исходное положение после получения от компьютера сигнала «Конец обработки»;
- Включение вращения шпинделя, системы смазки и охлаждения.

2. Управление процессом посредством блока управления:

- Ожидание сигнала «Начало процесса»;
- Реализация регулируемого процесса и обратной связи;
- Отработка сигнала «Конец обработки» для системы CNC по достижении конечного размера детали;
- Отработка сигнала «Замена диска» для системы CNC в момент окончания периода его стойкости.

Рассмотренные задачи реализуются посредством элементов и систем

аппаратного оснащения, необходимых для управления процессом ТФР, активного контроля и обмена информацией. К таким системам предъявляются следующие требования:

1) К управляющему компьютеру:

- Наличие CPU с соответствующей операционной системой;
- Оснащение компьютера платами АЦП для цифрового преобразования аналоговых величин, измеряемых в процессе обработки;
- Наличие декодера приращений для регистрации пути подачи заготовки и съема припуска на обработку;
- Цифровой «вход/выход» – для связи с системой CNC станка.

2) К измерительным датчикам:

- Наличие датчика измерения пути вдоль оси подачи;
- Наличие лазерной (индуктивной) головки для измерения съема припуска;
- Наличие акустического датчика регистрирующего начало процесса (момент контакта ТФД с деталью).

3) Система CNC станка должна воспринимать и отрабатывать:

- Цифровой сигнал старта цикла обработки;
- Цифровой сигнал для отвода заготовки и окончания цикла обработки;
- Цифровой сигнал «Конец обработки» готовит измерение съема припуска;
- Цифровой сигнал включения цикла заточки ТФД.

Автоматическая система, рассмотренная в настоящей главе, осуществляет управление технологическим процессом ТФР путем стабилизации температуры за счет регулирования глубины резания на протяжении всего цикла с

применением специальной стратегии регулирования, основой которой является введение в память управляющего компьютера данных, полученных ранее при расчете циклов с помощью теоретико-вероятностной модели [172]. Для стабилизации циклов программного управления разработана программа, позволяющая осуществлять необходимые расчеты в реальном масштабе времени.

Преимущество предложенной методики заключается в использовании в качестве программного управления расчетных циклов, которые учитывают ограничения по качественным показателям изделия и износу инструмента. Это позволяет осуществлять обработку изделий на оптимальных режимах и, даже при потере режущих свойств инструмента, увеличение затрат времени на обработку, при использовании данной системы, значительно меньше, чем у других систем, например, у систем со стабилизацией силы резания [177], которые не предусматривают снижение подачи по мере износа инструмента.

Испытания разработанной методики позволяют сделать заключение, что предложенная стратегия управления со стабилизацией циклов ТФР с оценкой параметров ТС, является важным резервом повышения эффективности процесса ТФР в современном производстве. Испытание предложенной системы осуществлено на станке модели OPTIMUM F3 CNC, оснащённом комплексом измерительной аппаратуры для измерения относительных колебаний инструмента, заготовки и температуры в зоне контакта (рисунок 7.30).

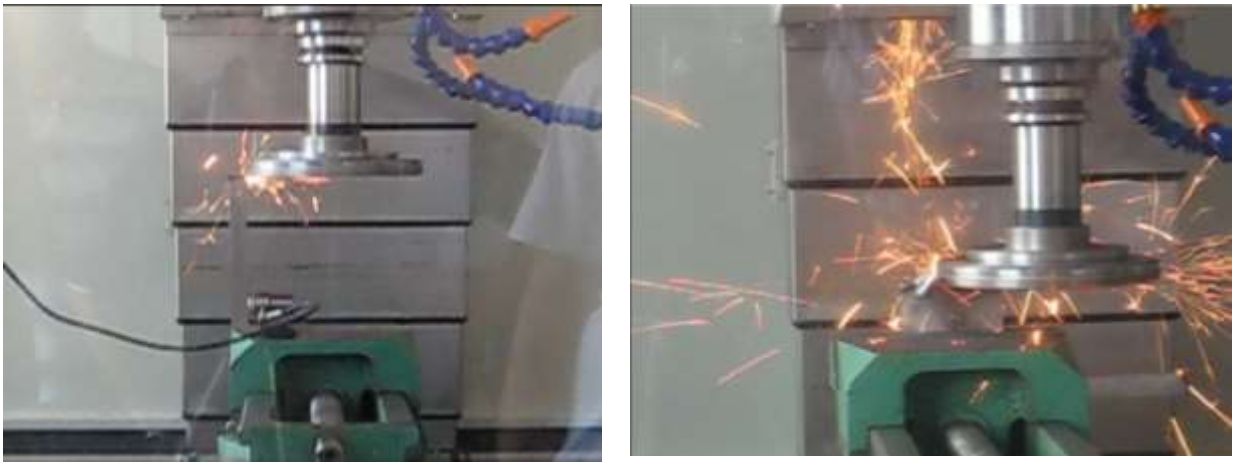


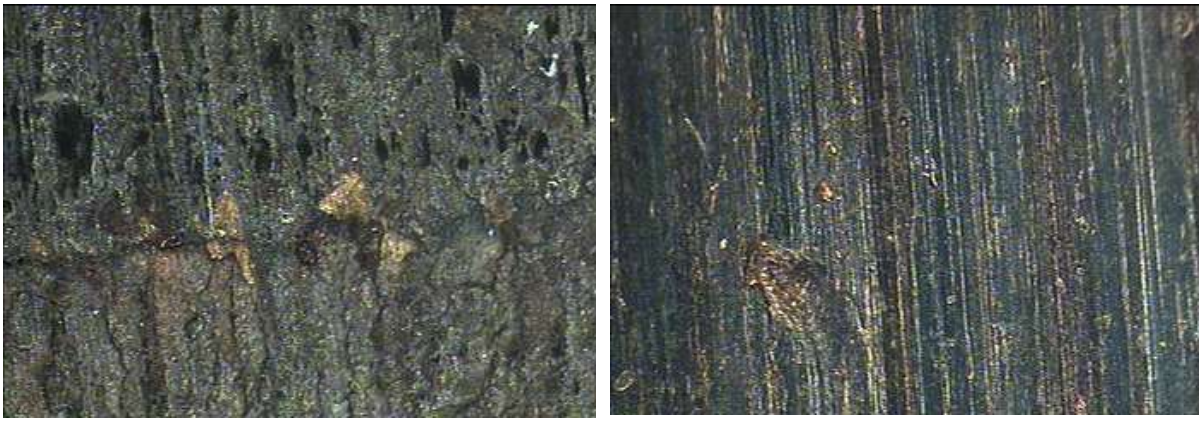
Рисунок 7.30 – Обработка заготовки методом ТФР на станке модели OPTIMUM F3 CNC

Обработку заготовок проводили на режимах, указанных в таблице 7.1.

Таблица 7.1 – Режимы резания

Материал заготовки	Глубина резания, мм	Ширина обработки, мм			Интервал температуры контактной поверхности, °С
		60 - 70	80 - 90	90 - 100	
		Подача стола, мм/мин			
Сталь 45	2	200	180	160	800-1200
	2,5	180	160	125	
	3	160	125	100	

На рисунке 7.31 приведены фотографии поверхности образцов, обработанных методами программного управления и с помощью системы стохастического управления с обратной связью.



а *б*

Рисунок 7.31 – Поверхность образцов после ТФР:
а – без стохастического управления;
б – с использованием стохастического регулятора

В качестве образцов использовали заготовки из стали 45, на поверхности которых после разметки были проведены измерения микротвердости в 10 точках с интервалом 5 мм (таблица 7.2).

Таблица 7.2 – Результаты качества поверхности после ТФР

Без стохастического управления										
Микротвердость поверхности в точках измерения, HB										*Rz*
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
252	217	216	250	254	285	282	277	234	241	80
Со стохастическим управлением										
251	255	253	252	252	251	255	254	251	250	40

Анализ полученных результатов показывает, что для повышения качества обработки на операциях ТФР целесообразно использовать системы с обратной связью, оснащённые блоками стохастического оптимального оценивания и управления выходными показателями в процессе съема припуска на обработку.

Выполнение испытания предложенных систем управления свидетельствуют об улучшении качества обработанной поверхности, например, снижении шероховатости в два раза по показателю *Rz* и повышению стабильности показателя микротвёрдости в 2–8 раз при ТФР образцов из стали 45.

Полученные результаты могут быть использованы для синтеза систем управления операциями ТФР для других материалов и являются основой для создания более сложных систем.

Выводы к главе 7

1. Обосновано научное положение, заключающееся в том, что, вводя дополнительные динамические приспособления в виде демпферов колебаний или вибрационного стола, можно целенаправленно изменять показатели волнистости поверхности при ТФР.
2. Разработана математическая модель процесса взаимодействия ТФД и заготовки, учитывающая влияние вариаций формы инструмента и ее спектральный состав, которая позволяет описывать отклонение состояния ТС от номинального режима в реальном масштабе времени.

3. В результате теоретических и экспериментальных исследований установлено, что параметры колебаний существенно зависят от места установки детали на столе. В центре стола имеет место процесс устоявшихся колебаний с практически постоянной амплитудой и базовой частотой в пределах 10…16 Гц. На периферии стола колебательный процесс приобретает асимметричный вид. В спектре вибраций проявляются высокочастотные составляющие с частотой 30–60 Гц.
4. Показано, что динамические свойства ТС станка определяют основные параметры обработки поверхности, в частности, период и амплитуду волнистости. Установлена связь спектральных характеристик колебаний элементов ТС станка со спектром волнистости обработанной поверхности.
5. Использование специальных демпферов колебаний инструмента существенно изменяет резонансные свойства динамической системы ТФР. Выбором предложенных оптимальных параметров демпферов достигается исключение резонансных колебаний инструмента, что оказывает положительное влияние на процесс обработки.
6. Для экспериментальных исследований вибрационных характеристик процесса ТФР целесообразно применять анализатор спектра колебаний виброперемещений с измерениями виброускорений в характерных точках заготовки и корпусе шпиндельной бабки станка. При этом частотный диапазон замеров находится в пределах 2-10000 Гц.
7. Для теоретического обобщения спектра виброускорений и виброскорости предложена математическая модель в виде дробной рациональной функции квадрата в модуле частотной формы, описывающей спектральную плотность динамического процесса. Спектральная плотность подается посредством адаптивной математической модели, включающей ограниченный (N = 3...5) набор базисных функций квадрата частоты. Математическая модель допускает необходимую детализацию спектра по резонансным областям.

8. Максимальное вибрационное влияние на динамическую систему станка при ТФР оказывают дисковые инструменты с периодическими неровностями по периферии, в частности, с пазами на поверхности диска. При этом максимальные значения виброускорения составляют 100 м/с^2.
9. Для режимов холостого хода характерны спектральные виброускорения с тремя резонансными областями на частотах 600...700; 1100...1200; 7900...7980 Гц. Интенсивность высокочастотной резонансной области диапазона в 1,5...2 раза превосходит интенсивность диапазона в низкочастотных резонансных областях. При резании низкочастотные резонансные области интенсифицируются. Их интенсивность возрастает в 3…5 раз по сравнению с режимом холостого хода.
10. Применение динамических приспособлений в виде вибрационного стола позволяет в широких пределах целенаправленно изменять частоту низкочастотных резонансных пиков спектральной плотности. При этом частота низкочастотных резонансных пиков меняется пропорционально собственной частоте колебаний.
11. На основе разработанных моделей синтезирована подсистема оценки вектора состояния процесса ТФР типа фильтра Калмана-Бьюсси.
12. На основе разработанных математических моделей и построенных оценок состояния синтезирована АСУ ТП ТФР, применение которой позволяет эффективно использовать циклы программного управления без потери стабильности показателей качества изделий.

ГЛАВА 8

ПАРАМЕТРЫ КАЧЕСТВА ОБРАБОТАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ, РЕКОМЕНДАЦИИ ПО РЕАЛИЗАЦИИ ПРОЦЕССА ТФР И ПРИМЕНЕНИЮ ОБРАБОТАННЫХ ДЕТАЛЕЙ

8.1. Оптимизация режимов обработки. Расчет оптимальных циклов ТФР.

Опыт применения обработки ТФД показывает, что оптимизация режимов обработки должна осуществляться по двум критериям: максимальной производительности и минимальной себестоимости операции.

При обработке ТФД к числу оптимизируемых параметров по наибольшей производительности ($SV_д$) относятся: подача – S, мм/мин, скорость вращения ТФД – $V_д$, м/с, и температура нагрева зоны резания – Θ, °С.

Указанное позволяет решать задачи оптимизации технологического процесса (ТП) известными численными методами по различным формализованным критериям, например, по критерию быстродействия [143]. (критерий штучного времени производства детали), себестоимости, приведенных затрат и др. Это соответствует решению задачи построения пороговых граничных циклов управления процессом ТФР.

Необходимо отметить, что при решении этих задач необходимо учитывать тот факт, что состояние ТС несвободно от наследования параметров, определяемых результатами обработки предыдущей детали, т.е. в качестве начальных данных при моделировании цикла обработки каждой последующей детали используются как данные о начальном состоянии системы (например, параметры детали), так и финальные параметры (например, состояние ТФД). Указанное определяет наличие семейства оптимальных граничных циклов.

При построении расчетных соотношений для конкретных задач модель с разностными уравнениями можно дополнительно дискредитировать по времени – углам поворота инструмента и заготовки. При этом параметры можно рассматривать как непрерывные величины и функции. Указанное позволяет применять как численные методы решения разностных уравнений, так и численные методы теории оптимизации для функций с ограничениями типа неравенств.

Оптимизация циклов по экономическим критериям имеет существенный недостаток в связи с непредсказуемой динамикой изменения стоимости основных фондов, расходных материалов, энергии и т.д. Поэтому более целесообразно оптимизировать процесс по критериям быстродействия, и в диссертационной работе основное внимание уделялось разработке высокопроизводительных циклов ТФР по методике С.М. Братана [27]. При оптимизации по быстродействию может быть использован алгоритм наискорейшего спуска или динамического программирования в силу простоты реализации и достаточно высокой скорости сходимости [111].

Из рассмотренных способов оптимизации режимов обработки весьма перспективно использование метода динамического программирования. Его применение ограничивается только объемом вычислительных работ, который в значительной степени определяется числом возможных сочетаний регламентируемых параметров качества. Если качество детали задается двумя параметрами, то возможные фазовые состояния будут определяться множеством сочетаний значений координат внутренних и граничных областей прямоугольника, если тремя –то куба и т.д. (рисунок 8.1).

Ограничения уменьшают число возможных фазовых координат объекта, выделяя область технически обоснованных состояний. Алгоритм вычисления циклов чистового точения методом динамического программирования заключается в последовательном определении возможных фазовых состояний заготовки после $N–i$-го оборота, оценке полученных фазовых траекторий по критерию эффективности с выделением оптимального варианта.

На первом этапе на основе анализа технических условий на изготовление детали устанавливаются все возможные фазовые состояния объекта после последнего прохода.

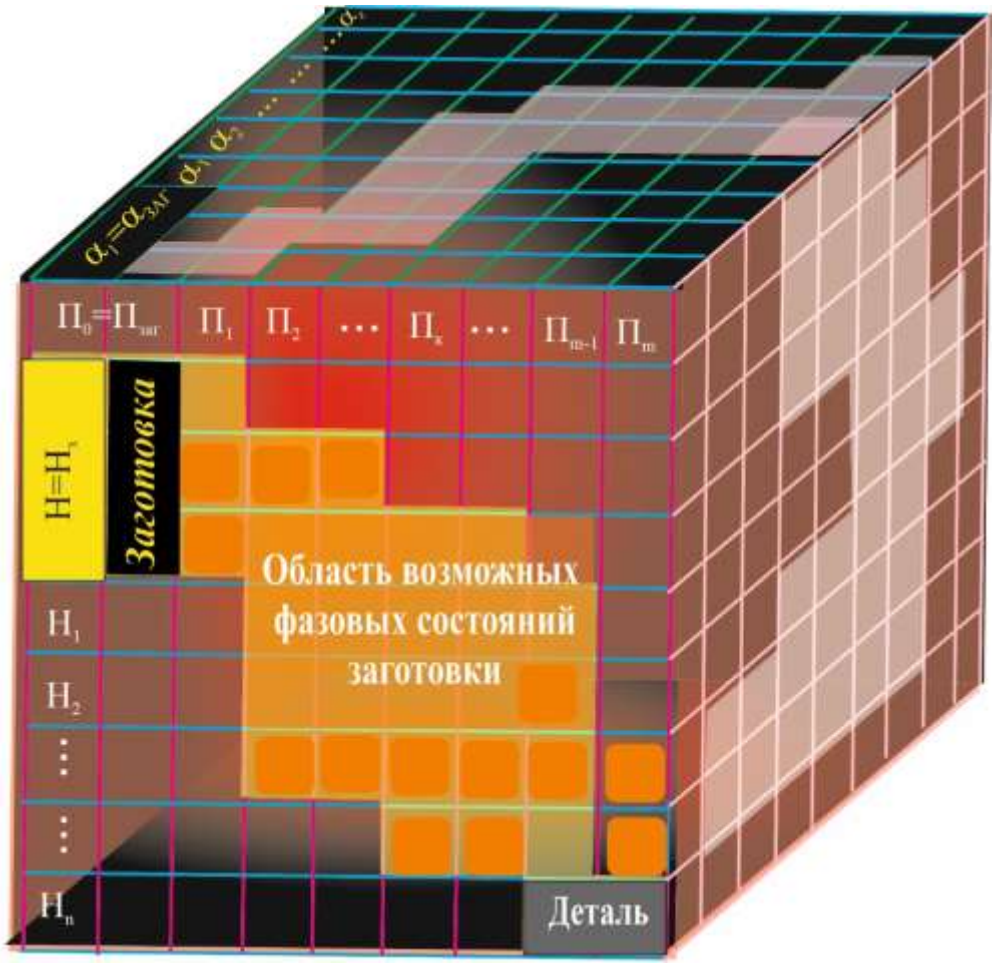


Рисунок 8.1 – Куб возможных фазовых состояний объекта производства при трех регламентируемых параметрах качества

Для каждого из них намечаются допустимые сочетания элементов режима на последнем проходе, вычисляются значения критерия эффективности. По возможным значениям фазовых координат после *N*-го оборота и значениям элемента режима определяются все возможные фазовые состояния объекта после *N–1*-го прохода. При этом в одну и ту же точку фазового пространства можно попасть при различном сочетании выходных значений параметров качества и значений управляющих параметров. На основании сопоставления выявляются варианты с наименьшим значением критерия эффективности, они

запоминаются, формируется множество возможных состояний после *N–1* оборота и оптимальное управление для преобразования качества на *N*-м обороте.

На третьем и четвертом этапе определяются для каждой полученной точки фазового пространства все возможные управления на *N–1*-м обороте и все возможные состояния объекта после *N–2*-го оборота детали. Формируется множество возможных фазовых состояний $M_{N-i}^{k},\ i=2$.

В одну и ту же точку фазового пространства после *N–i* оборота детали (*i>1*) можно попасть как при различном сочетании элементов режима, так и при различном количестве чисел оборотов завершающей части процесса. Поэтому на пятом этапе выделяют такие общие точки $M_{N-i}^{k}=M_{N-i+1}^{k}+\ldots+M_{N}^{k}$ и выбирают траектории с минимальным значением критерия эффективности заключительной части процесса. На последующих этапах выполняется анализ возможных состояний объекта после *N–i*-го оборота ($i=3,4,\ldots,N$). Процесс вычисления заканчивается после получения результата, свидетельствующего, что все возможные фазовые состояния объекта, определяемые по значениям управляющих воздействий, выходят за пределы, допустимые математической моделью, либо после получения результата, свидетельствующего, что все оставшиеся варианты имеют $\sum_{j=0}^{i+1}\tau_j$ одного из вариантов

$$П=П_{заг}\ \text{и}\ y_{N-i}^{k}\geq y_{заг}^{k},$$

где y_{N-i}^{k} – значение k-го параметра качества.

Путем сопоставления полученных вариантов, удовлетворяющих начальным условиям, выбирается вариант, обеспечивающий минимальное значение критерия эффективности. Он принимается за оптимальный, так как обеспечивает формирование заданных параметров качества детали при наименьшем значении критерия эффективности.

Для процессов точения определение оптимального цикла может выполняться и в прямой последовательности, начиная с первого прохода и заканчивая последним. Общая структура вычислительного алгоритма при этом сохраняется. На основе анализа технических ограничений устанавливаются все возможные сочетания элементов режима резания на первом проходе. По известным фазовым координатам заготовки и возможным сочетаниям элемента режима определяются все возможные фазовые состояния объекта после первого прохода. На основании сопоставления критерия эффективности для каждого такого состояния выбирается оптимальное сочетание элементов режима. Затем последовательно выполняется анализ второго, третьего и т.д. проходов. На каждом этапе для последующих вычислений формируется множество M^h состояний, для которых не достигнуты параметры качества детали и критерий эффективности меньше его значений законченных вариантов. При $M^h=0$ вычисления прекращаются, из полученных возможных вариантов выбирается оптимальный.

Рассмотренный алгоритм позволяет определять наиболее рациональное сочетание элементов режима резания для каждого прохода. С увеличением числа управляющих воздействий и числа возможных фазовых состояний объекта структура алгоритма сохраняется, но объем вычислительных работ возрастает в геометрической прогрессии. Поэтому метод динамического программирования целесообразно применять при оптимизации процесса, когда число этапов процесса невелико, а принцип дискретности наиболее выявлен.

Для операций с большим числом контактов поверхности с инструментом можно заменить дискретный процесс преобразования параметров качества на непрерывный, а высокопроизводительные циклы определить на основе принципа максимума Понтрягина, по методике, рассмотренной в работе М.М. Тверского [149].

Рассмотренные методы оптимизации позволяют решить задачу построения предельных граничных циклов управления процессом ТФР, обеспечивающих минимально возможное машинное время или минимальную себестоимость обработки деталей при заданных ограничениях.

Для оптимизации циклов управления процессами ТФР необходимо назначить основные технические ограничения, и сформировать оптимизационную модель.

8.2. Математическая модель процесса ТФР

Для определения оптимальных режимов методом динамического программирования необходимо:

1) найти и выразить в виде равенств и неравенств все технические ограничения факторов режима ТФР, определяемыми возможностями станка, режущими свойствами ТФД, требованиями к точности обрабатываемой заготовки и качеству поверхностного слоя;

2) выбрать критерий оптимизации и выразить его в виде функций от факторов режима ТФР;

3) составить математическую модель процесса ТФР и решить задачу оптимизации цикла.

За основные технические ограничения факторов режима при ТФР можно принять следующие:

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 1.</u> Заданная производительность станка.

Продолжительность цикла обработки детали $T_{Ц}$ определяется из условия организации производства по уравнению [149]:

$$T'_{Ц} = \frac{60 \cdot K_{з}}{R}, \qquad (8.1)$$

где $K_з$ – коэффициент загрузки станка; R – заданная производительность станка, шт/час.

Время цикла ТФР детали $T_Ц$ может быть определено как трудоемкость обработки детали на данной операции:

$$T_Ц = T_М + T'_В, \tag{8.2}$$

где $T'_В$ – сумма всех вспомогательных времен, мин.

Машинное время ТФР $T_М$ определяется отношением объема металла, снятого с детали (W), к производительности процесса ТФР:

$$T_М = \frac{W}{Q_М} = \frac{l \cdot П}{Q_М}. \tag{8.3}$$

Производительность процесса ТФР определяется факторами режима по уравнению [120]. Подставляя в уравнение (8.2) значение $T_М$ из уравнения (8.3), значение $Q_М$ из уравнения [120] и учитывая, что время цикла ТФР детали должно быть меньше времени цикла станка $T'_Ц$, после преобразования получим неравенство:

$$V_Д^{W_М} \cdot V_з^{X_М} \cdot S^{Y_М} \cdot t^{Z_М} \geq \frac{l \cdot П \cdot R}{C_М \cdot \left(60K_з - R \cdot T'_В\right)}. \tag{8.4}$$

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 2.</u> Заданная шероховатость поверхности.

Зависимость шероховатости поверхности от параметров режима ТФР может быть записана уравнением:

$$V_S n^{-1} \leq \frac{1{,}9\pi[Rz]r\sin\psi_В\cos\psi_В}{60\sin\alpha_y\cos\alpha_y} = \frac{\pi[Ra]r\sin\psi_В\cos\psi_В}{120\sin\alpha_y\cos\alpha_y}, \tag{8.5}$$

где r – радиус лезвия диска, мм; a_y – угол установки диска, град; $\psi_В$ – угол вершины диска, град; Rz – высота микронеровностей, мкм; [Rz], [Ra] – допускаемая высота микронеровностей, мкм.

После ТФР шероховатость поверхности должна соответствовать шероховатости, предусмотренной техническими условиями на деталь. Это требование может быть записано неравенствами:

$$Ra_{зад} \le Ra_{\max}; \tag{8.6}$$

$$Rz_{зад} \le Rz_{\max}, \tag{8.7}$$

где $Ra_{\max}, Rz_{\max}$ и $Ra_{\min}, Rz_{\min}$ – максимально и минимально допустимые значения шероховатости поверхности детали, мкм.

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 3.</u> Ограничение по режущим возможностям инструмента $V_S \le V_{S_T}$ имеет вид:

$$V_S n^{y_v} \le \frac{C_v (6 \cdot 10^4)^{y_v} a_1^{T_v} K_v}{(\pi D_\partial)^{y_v} T^{z_v} F^{m_v}},$$

где T – заданная стойкость ТФД; V_S – скорость подачи, допускаемая стойкостью ТФД, м/с; C_v – коэффициент, характеризующий свойства металла и условия обработки; y_v, n_v, z_v, m_v – показатели меры параметров обработки; K_v – поправочный коэффициент на скорость резания

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 4.</u> Допустимый износ ТФД из условия получения заданной точности обработки.

При значительных размерах обрабатываемой детали на точность обработки может оказать влияние размерный износ ТФД. Схема влияния размерного износа на плоскостность детали приводится на рисунке 8.2. В крайнем правом положении ТФД снимает с детали слой металла δ_1. При продвижении из крайнего правого положения в крайнее левое ТФД изнашивается, вследствие чего уменьшается натяг системы СПИД с y_1 до y_2 и снижается радиальное усилие с P_{y_1} до P_{y_2}. Снижение радиального усилия вызывает уменьшение съема металла.

Учитывая требования получения детали с заданной точностью $\delta_{доп}$, запишем:

$$\delta_1 - \delta_2 = a_0\left(\frac{P_{y_1}}{B}\right) - a_0\left(\frac{P_{y_2}}{B}\right). \qquad (8.8)$$

Подставляя вместо P_{y_1} и P_{y_2} в неравенство (8.8) их выражения через жесткость ТС j, получим:

$$a_0\left(\frac{j}{B}\right)(y_1 - y_2) \le \delta_{доп}. \qquad (8.9)$$

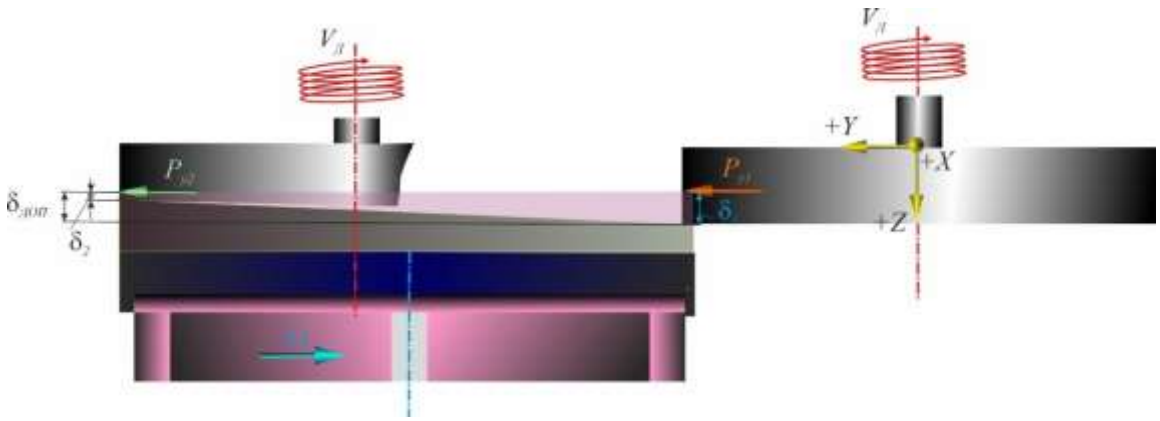


Рисунок 8.2 – Износ ТФД, допустимый из условия получения заданной точности

Изменение натяга ТС при перемещении из правого в левое положение (пренебрегая изменением съема металла) соответствует износу ТФД по задней поверхности, и определяется по уравнению:

$$y_1 - y_2 = \frac{Q_a \cdot \tau_n}{B}, \qquad (8.10)$$

где τ_n – время одного хода, мин.

Износ ТФД может быть выражен через параметры режима резания по уравнению:

$$\Delta = \frac{Li_h\left(\frac{\sqrt{\left[P_z(1-k)\right]^2 + P_y^2}}{0{,}5B\pi r}\right)^{\chi} B\sin\frac{\beta}{2}}{1-\sin\frac{\beta}{2}} - \left(1 + \frac{Li_h\left(\frac{P_z \cdot k}{kBa}\right)^{\chi} B}{\cos(90-\beta)}\right)\tan\frac{\beta}{2} \qquad (8.11)$$

Подставляя в неравенство (8.9) значение $y_1 - y_2$ из уравнения [149], при Q_a из уравнения (8.10), после преобразования получим:

$$\frac{Li_h\left(\frac{\sqrt{\left[P_z(1-k)\right]^2+P_y^2}}{0,5B\pi r}\right)^{\chi} B\sin\frac{\beta}{2}}{1-\sin\frac{\beta}{2}}-\left(1+\frac{Li_h\left(\frac{P_z\cdot k}{kBa}\right)^{\chi} B}{\cos(90-\beta)}\right)\tan\frac{\beta}{2}\le\frac{\delta_{доп}\cdot B^2}{C_a\cdot a_0\cdot j\cdot l}. \quad (8.12)$$

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 5.</u> По температуре нагрева.

Известно, что оптимальная температура $\Theta_{опт}$, обеспечивающая наибольшую производительность обработки, функционально связана со скоростью вращения $V_д$ диска и коэффициентом температуропроводности a_1, мм^2/с, обрабатываемого материала соотношением

$$\Theta = C_\Theta V_д^{y_\Theta} a_1^{n_\Theta}. \quad (8.13)$$

В свою очередь $\Theta_{опт}$ определяет скорость резания $V_{опт}$, мм/мин; C_Θ – коэффициент, характеризующий свойства металла; y_Θ и n_Θ – показатели степени при $V_д$ и a_1; V_S – скорость подачи заготовки, мм/мин.

Представим целевую функцию в виде $П = V_S n \to \max$, где n – частота вращения диска, мин$^{-1}$. Тогда технические ограничения, входящие в систему оптимизации обработки по максимальной производительности, можно описать теми же соотношениями, что и при традиционном резании, учитывая при этом в качестве переменного параметра температуру нагрева зоны резания.

Ограничение по граничной температуре резания $\Theta \le \Theta_{пл}$ после подстановки известной эмпирической зависимости

$$\Theta = C_\Theta V_S^{x_\Theta} V_д^{y_\Theta} F^{m_\Theta} a_1^{n_\Theta}$$

представляется неравенством:

$$V_S^{x_\Theta} n^{y_\Theta} \le \frac{\Theta_{пл}^{\ y_\Theta}}{C_\Theta (\pi D_д)^{y_\Theta} F^{m_\Theta} a^{n_\Theta}}, \quad (8.14)$$

где $\Theta_{пл}$ – температура плавления обрабатываемого материала; D – диаметр диска, мм; F –площадь срезанного слоя; a – глубина резания, мм; x_Θ, m_Θ – показатели степени, отражающие влияние факторов соответственно при V_S и F.

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 6</u>. Техническое ограничение по мощности привода главного движения.

Мощность, развиваемая электродвигателем, должна быть больше мощности, требуемой по тангенциальному усилию процесса ТФР:

$$P_z \cdot V_Д \le N_{ст} \cdot \eta\,, \tag{8.15}$$

где $N_{ст}$ – мощность электродвигателя привода ТФД, кВт; η – коэффициент полезного действия передачи.

Тангенциальное усилие может быть выражено через факторы режима обработки уравнениями (3.38), (3.39):

Например, подставляя в неравенство (8.15) значение из уравнения (3.39), полученное для стали 45:

$$P_z = \frac{118,274 \cdot V_З^{0,77} \cdot F^{1,12}}{V_∂^{0,61} \cdot \lambda^{1,01}}$$

после преобразования получим:

$$\frac{V_З^{0,77} \cdot F^{1,12}}{V_∂^{0,61} \cdot \lambda^{1,01}} \le \frac{N_{ст} \cdot \eta}{118,274},$$

или в общем случае

$$\frac{(\pi D_∂)^{y_{P_x}+1} F^{m_{P_x}} a_1^{n_{P_x}} V_S^{x_{P_x}} n^{y_{P_x}+1}}{1000(6 \cdot 10^4)^{y_{P_x}+1}} \le \frac{N_{ст}\eta}{C_{P_x}}\,, \tag{8.16}$$

где $N_{ст}$ – мощность электродвигателя главного движения станка, кВт; N_p – мощность, затрачиваемая на резание, кВт; η – КПД передачи; $x_{P_y}, y_{P_y}, m_{P_y}, n_{P_y}$ – показатели степени параметров обработки [149]; C_{P_x} – коэффициент, характеризующий свойства металла и условия обработки.

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 7.</u> Максимальная скорость ТФД.

Максимальная скорость ТФД должна быть меньше или равна максимально допускаемой кинематикой станка $V_{\partial \max} = \frac{\pi \cdot D \cdot n_{K\max}}{60 \cdot 1000}$:

$$V_{\partial} \le V_{\partial \max}. \tag{8.17}$$

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 8.</u> Минимальная скорость ТФД.

Мминимальная скорость ТФД должна быть больше или равна минимально допускаемой кинематикой станка $V_{\partial \min} = \frac{\pi \cdot D \cdot n_{K\min}}{60 \cdot 1000}$:

$$V_{\partial} \ge V_{\partial \min}. \tag{8.18}$$

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 9.</u> Минимальная скорость заготовки равна минимально допускаемой кинематикой станка.

$$V_{з} \ge V_{з\min} \tag{8.19}$$

Скорость заготовки может быть также ограничена по другим причинам, например, неуравновешенностью масс детали и т.д.

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 10.</u> Максимальная скорость заготовки.

Максимальная скорость заготовки должна быть меньше или равна максимально допускаемой кинематикой станка:

$$V_{з\,ДОП} \ge V_{з\max}. \tag{8.20}$$

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 11.</u> Наибольшая продольная подача.

Наибольшая продольная подача при ТФР должна быть меньше или равна максимально допускаемой кинематикой станка $S_{\max}$:

$$S \le S_{\max}. \tag{8.21}$$

ОГРАНИЧЕНИЕ 12. Наименьшая продольная подача.

Наименьшая продольная подача должна быть больше или равна ммминимально допускаемой кинематикой станка $S_{\min}$:

$$S \geq S_{\min}. \tag{8.22}$$

ОГРАНИЧЕНИЕ 13. Ограничение по прочности слабого звена механизма подачи станка имеет вид

$$V_S^{x_{P_z}} n^{y_{P_z}} \leq \frac{[P_{cm}](6\cdot 10^4)^{y_{P_z}}}{C_{P_z}(\pi D_\partial)^{y_{P_z}} F^{m_{P_z}} a_1^{n_{P_z}}}, \tag{8.23}$$

где P_z – сила резания, Н; $[P_в]$ – усилие, допускаемое механизмом подачи станка, Н; $x_{P_z}, y_{P_z}, m_{P_z}, n_{P_z}$ – показатели степени параметров обработки; C_{P_z} – коэффициент, учитывающий условия работы силы P_z.

ОГРАНИЧЕНИЕ 14. Ограничение по допускаемому изгибающему моменту шпинделя станка, $M_{шп} \leq [M]$ и имеет вид:

$$V_S^{x_{P_y}} n^{y_{P_y}} \leq \frac{[M](6\cdot 10^4)^{y_{P_y}}}{C_{P_y}(\pi D_\partial)^{y_{P_y}} F^{m_{P_y}} a_1^{n_{P_y}} R}, \tag{8.24}$$

где $M_{шп}$ – изгибающий момент на шпинделе станка, Н·м; R – радиус диска, мм; $[M]$ – изгибающий момент, допускаемый на шпинделе, Н·м; $x_{P_y}, y_{P_y}, m_{P_y}, n_{P_y}$ – показатели степени параметров обработки; C_{P_y} – коэффициент, учитывающий влияние условий работы на величину силы P_y.

ОГРАНИЧЕНИЕ 15. Наибольшая поперечная подача.

Наибольшая поперечная подача быть меньше или равна максимально допускаемой кинематикой станка $t_{\max}$:

$$t_M \leq t_{\max}. \tag{8.25}$$

<u>ОГРАНИЧЕНИЕ 16.</u> Наименьшая поперечная подача.

Наименьшая поперечная подача больше или равна максимально допускаемой кинематикой станка $t_{\min}$:

$$t_M \geq t_{\min}. \tag{8.26}$$

Проведенный технико-экономический анализ показал, что за критерий оптимизации ТФР может быть принята производительность процесса. Все рассмотренные выше равенства, соответствующие техническим ограничениям, и функция оптимизации представляют в совокупности математическую модель процесса ТФР (таблица 8.1).

Таблица 8.1 – Математическая модель процесса ТФР

№	Ограничения изменения режима ТФР	Неравенство
1	Заданная производительность станка	$V_K^{W_M} \cdot V_И^{X_M} \cdot S^{Y_M} \cdot t_M^{Z_M} \geq \frac{\pi \cdot d \cdot l \cdot П \cdot R}{C_M \cdot (60K_з - R \cdot T'_B)}$
2	Заданная шероховатость поверхности	$V_S n^{-1} \leq \frac{1{,}9\pi[Rz] r \sin\psi_B \cos\psi_B}{60 \sin\alpha_y \cos\alpha_y} = \frac{\pi[Ra] r \sin\psi_B \cos\psi_B}{120 \sin\alpha_y \cos\alpha_y}$, $Ra_{зад} \leq Ra_{\max}; Rz_{зад} \leq Rz_{\max}$
3	Ограничение по режущим возможностям инструмента	$V_S \leq V_{S_T}$ имеет вид: $V_S n^{y_v} \leq \frac{C_v (6 \cdot 10^4)^{y_v} a_1^{T_v} K_v}{(\pi D_д)^{y_v} T^{z_v} F^{m_v}}$
4	Допустимый износ ТФД из условия получения заданной точности обработки	$\frac{Li_h \left(\frac{\sqrt{\left[P_z(1-k)\right]^2 + P_y^2}}{0{,}5B\pi r} \right)^{\chi} B \sin\frac{\beta}{2}}{1 - \sin\frac{\beta}{2}} - \left(1 + \frac{Li_h \left(\frac{P_z \cdot k}{kBa} \right)^{\chi} B}{\cos(90 - \beta)} \right) \tan\frac{\beta}{2} \leq \frac{\delta_{доп} \cdot B^2}{C_a \cdot a_0 \cdot j \cdot l}$
6	По температуре нагрева	$V_S^{x_\Theta} n^{y_\Theta} \leq \frac{\Theta_{пл}^{y_\Theta}}{C_\Theta (\pi D_д)^{y_\Theta} F^{m_\Theta} a_1^{n_\Theta}}$

7	Ограничение по мощности привода главного движения	$\frac{(\pi D_\partial)^{y_{P_x}+1} F^{m_{P_x}} a_1^{n_{P_x}} V_S^{x_{P_x}} n^{y_{P_x}+1}}{1000(6\cdot 10^4)^{y_{P_x}+1}} \le \frac{N_{cm}\eta}{C_{P_x}}$
8	Минимальная скорость ТФД	$V_{\partial\min} = \frac{\pi \cdot D \cdot n_{K\min}}{60 \cdot 1000},$ $V_\partial \ge V_{\partial\min}.$
9	Минимальная скорость заготовки	$V_з \ge V_{з\min}$
10	Максимальная скорость заготовки	$V_{з\,ДОП} \ge V_{з\max}$
11	Наибольшая продольная подача	$S \le S_{\max}$
12	Наименьшая продольная подача	$S \ge S_{\min}$
13	Ограничение по прочности слабого звена механизма подачи станка	$V_S^{x_{P_z}} n^{y_{P_z}} \le \frac{[P_{cm}](6\cdot 10^4)^{y_{P_z}}}{C_{P_z}(\pi D_\partial)^{y_{P_z}} F^{m_{P_z}} a_1^{n_{P_z}}}$
14	Ограничение по допускаемому изгибающему моменту шпинделя станка	$V_S^{x_{P_y}} n^{y_{P_y}} \le \frac{[M](6\cdot 10^4)^{y_{P_y}}}{C_{P_y}(\pi D_\partial)^{y_{P_y}} F^{m_{P_y}} a_1^{n_{P_y}} R},$
15	Наибольшая поперечная подача	$t_M \le t_{\max}$
16	Наименьшая поперечная подача	$t_M \ge t_{\min}$
17	Функция оптимизации	$T_M = \frac{W}{Q_M}$

Принятая математическая модель составлена с использованием экспериментальных зависимостей. При дальнейших исследованиях целесообразна замена экспериментальных зависимостей на теоретические. Кроме того, в дальнейшем целесообразно расширение модели с учетом дополнительных

ограничений и влияния взаимодействий факторов режима на показатели процесса ТФР.

Таким образом система полученных неравенств с уравнением целевой функции представляет математическую модель оптимизации режимов резания, для решения которой применим известный метод динамического программирования, позволяющий определить оптимальные режимы и область допустимых их значений.

Например, решение задачи оптимизации ТФР обработки плоской отливки (b = 70 мм, a = 3 мм) из стали 12Х13 (a_1 = 6,18 мм^2/с, $\eta_{пл}$ = 1200 °С) на станке SPINNER VC 750 ТФД из стали 50 ($D_д$ = 500 мм, r = 0,2 мм. γ = 0°, α = 11°, α_y = 3°, ψ_B = 8°), Rz = 60 мкм с использованием этих экспериментальных исследований [182] позволило получить значение $V_{S.опт}$ = 120 мм/мин, $n_{опт}$ = 2500 мин$^{-1}$, $V_{д.опт}$ = 52 м/с. При этом область допустимых значений ограничивается предельной температурой нагрева Θ зоны резания, заданной стойкостью T диска, мощностью $N_{ст}$ привода главного движения станка и кинематикой станка: $n_{\min}$, $n_{\max}$, V_{Smax}.

Что касается оптимизации по минимальной себестоимости, то, как показывают расчеты, себестоимость операции ТФР, соответствующая режиму максимальной производительности, превышает на 4,5% минимальную себестоимость.

Подобная близость максимальной производительности и минимальной себестоимости характерна для большинства случаев оптимизации процессов механической обработки.

На основании теоретических и экспериментальных исследований при ТФР плоскостей рекомендуются следующие оптимальные режимы работы, материал, геометрия диска, применение которых позволяет обрабатывать плоские поверхности.

ТФД должен быть изготовлен в соответствии с рекомендациями из стали 50 и, как исключение, из стали 65Г. Размеры мест крепления диска к

шпинделю вертикально-фрезерного станка должны быть выполнены как для торцовых насадных фрез диаметром 150 –600 мм по ГОСТ 8529-69, паза шпона – по ГОСТ 9472-70.

Диаметр диска выбирается согласно рекомендациям по условию обеспечения на используемом оборудовании окружной скорости диска не менее 45 м/с и отношении $B/D_Д = 0,2$, где В – ширина обработки; $D_Д$ – диаметр диска. Передний угол $\gamma = 0...5°$, задний угол $\alpha = 5...12°$.

Обработку плоских поверхностей деталей производят на специализированных и универсально-фрезерных станках. ТФД диаметром 160 – 500 мм крепится в шпинделе станка и приводится во вращение. Заготовка устанавливается и закрепляется на столе станка. Режимы резания задаются в соответствии с рекомендациями. При этом шероховатость поверхности R_z = 30...40.

В таблице 8.2 представлены данные для выбора режимов резания в зависимости от толщины и ширины среза на вертикально-фрезерном станке с мощностью главного привода 14 кВт при обработке плоскостей.

Таблица 8.2 – Рекомендуемые режимы обработки плоскостей

Материал заготовки	Толщина срезаемого слоя, мм	Ширина обработки, мм			Интервал температуры контактной поверхности, °С
		60 – 70	80 – 90	90 – 100	
		Подача стола, мм/ мин			
Сталь 45	2	200	180	160	800-1200
	2,5	180	160	125	
	3	160	125	100	
Сталь 09Х15Н8Ю (ЭИ904)	1	95	80	72	900-1150
	1,5	85	70	64	
	2	72	62	58	
	2,5	66	55	52	
	3	60	50	45	
Сталь 76Ф	1	180	140	120	820-1180
	1,5	160	125	115	
	2	150	120	105	
	2,5	145	115	90	
	3	120	100	85	

При промышленном внедрении были использованы рекомендации по выбору температур нагрева, устройства для получения переменной подачи и устройства для предотвращения наплывов.

Внедрение способов обработки производилось в ООО «Донбасс-Сервис» (г. Луганск) с годовым экономическим эффектом от внедрения 1885000 руб.; ООО «Локомотив Сервис Ростов» (г. Донецк, Ростовская область) с годовым экономическим эффектом от внедрения 2440000 руб.; на АО «Керченский металлургический завод» (Приложение Г) с годовым экономическим эффектом от внедрения 4758900 руб.; ООО «ПК ТпЮГ» (г. Симферополь) с годовым экономическим эффектом от внедрения 3595420 руб.

На рисунке 8.3 приведен пример расчетного цикла ТФР для детали «Стрелка» из стали 45. ТФД – сталь 65Г. Окружная скорость ТФД 45 м/с.

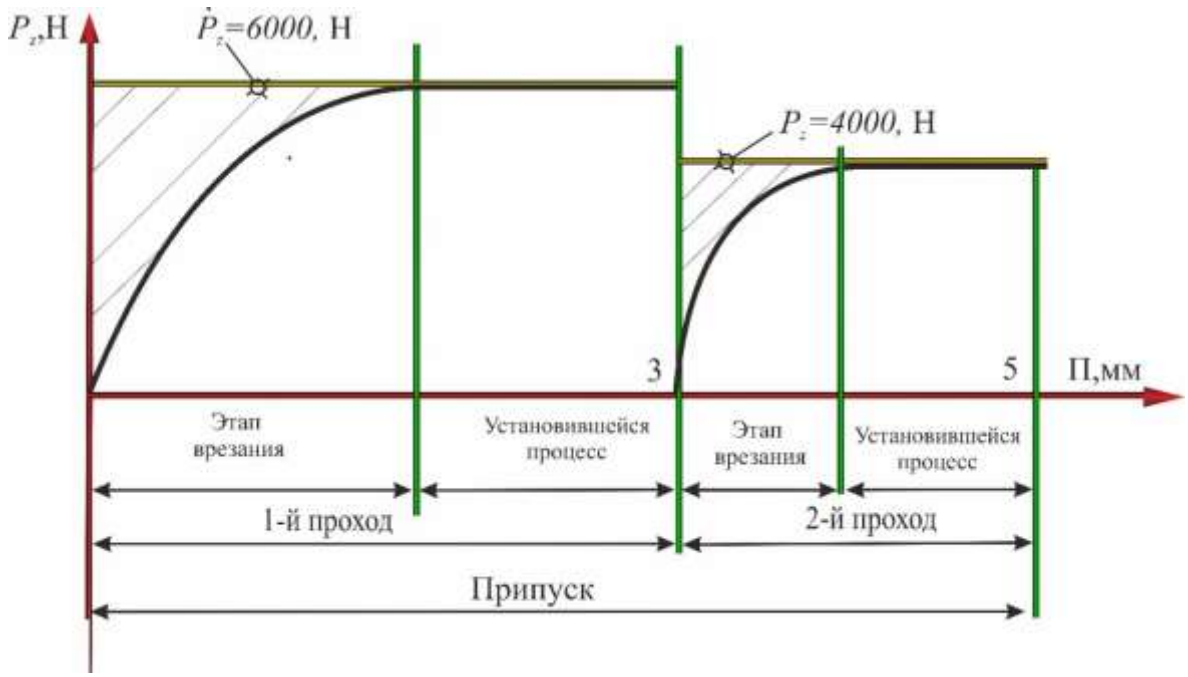


Рисунок 8.3 – Пример расчетного цикла ТФР для детали «Стрелка»

Внедрение обработки в производство вместо традиционного способа обработки металлов резанием вызывает изменения в трудоемкости операций, стоимости режущего инструмента и расходе электроэнергии. Целесообразность применения ТФР определяется понижением суммарных затрат

на производство годовой программы деталей, по сравнению с затратами в условиях без применения ТФР.

На практике экономические расчеты производятся в три этапа: предварительная оценка целесообразности применения способа обработки в конкретных условиях производства; определение ожидаемого экономического эффекта; определение фактического экономического эффекта.

Для предварительной оценки применения ТФР служит условие:

$$\Delta c \cdot \Gamma_1 > E_H \cdot K \cdot n,$$

где Δc – снижение затрат при переходе от существующей технологии к новой (в расчете на единицу искусственного времени); Γ_1 – существующая трудоемкость годовой программы на данной операции; n – число станков, на которых производится эта операция; K – дополнительные капитальные затраты на модернизацию и оснастку каждого станка в связи с переходом к ТФР; E_H – нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений.

При ТФР вследствие нагрева контактной поверхности возможно возникновение явления мест схватывания металлов.

Особенно заметно это явление наблюдалось у сталей с одноименными названиями легирующих элементов.

Температура контактной поверхности должна быть меньше температуры, которая вызывает необратимые структурные преобразования.

В таблице 8.3 представлены материалы, в которых не наблюдается явления схватывания с ТФД из стали 50 и стали 65Г, а также рекомендованный интервал температур нагрева контактной поверхности.

В процессе исследований разработаны рекомендации по обеспечению требуемого термического режима обработки.

Поскольку образовавшаяся теплота пропорциональна осуществляемой работе, количество теплоты зависит от рода и механических свойств матери-

ала обрабатываемой заготовки, геометрических параметров инструмента и режима резания. На процентное распределение теплоты между стружкой, заготовкой и инструментом главное влияние оказывают механические и теплофизические свойства материала заготовки и скорости резания.

Теплота при ТФР определяется по формуле

$$Q = Q_{СТР} + Q_{ЗАГ} + Q_{И}.$$

Находим общее количество теплоты, выделяемое при обработке

$$Q = N_{ЭФ} = P_X \cdot V_Д .$$

Количество теплоты, идущей в стружку, определяется по формулам [66]

$$Q_{СТР} = Q'_{СТР} + Q''_{СТР}.$$

$$Q'_{СТР} = 0{,}25abc\rho V_З \frac{A}{\psi(0)}.$$

$$Q''_{СТР} = P_Y V_Y + P_Z V_Z .$$

Количество теплоты, идущей в инструмент, определяется по формуле

$$Q_И = N_{ЭФ} - \frac{\pi\lambda b\Theta_0}{\psi(0)}.$$

Определяем количество теплоты, идущей в заготовку:

$$Q_{ЗАГ} = N_{ЭФ} - Q_{СТР} - Q_И .$$

Распределение температур для разных сталей приведено в таблице 8.3. В таблице приведен средний процент распределения теплоты.

Количество теплоты, идущей в заготовку и стружку, определялось и калориметрическим способом [120].

В таблице приводятся данные для следующих режимов обработки:

$a = 2\cdot10^{-3}$ м; $B = 78{,}4\cdot10^{-3}$ м; $V_Д = 42$ м/с; $Vз = 1{,}3\cdot10^{-3}$ м/с.

Таблица 8.3 – Распределение теплоты при ТФР разных сталей

Материал	Θ, °С	$Q_{СТР}$, %	$Q_{ЗАГ}$, %	$Q_{И}$, %
Сталь 45	1100	27*	18*	44
Сталь 12Х13	1140	20*	20*	60
Сталь 09Х15Н8Ю	1210	18*	17*	64

Данные, отмеченные знаком *, получены калориметрическим способом.

Таким образом, выделившаяся в процессе обработки теплота распределяется между ТФД и заготовкой в соответствии с законом теплопередачи – прямо пропорционально коэффициентам их теплопроводности.

В случае, если диск изготовлен из того же материала, что и обрабатываемая заготовка, выделившаяся теплота распределяется практически в одинаковой пропорции.

В целях повышения эффективности процесса резания необходимо, чтобы большая часть выделенной теплоты перешла в заготовку.

Поэтому диски рекомендовано изготовлять из материала с более низким коэффициентом теплопроводности, чем коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала.

При обработке ТФД, находясь в контакте с материалом заготовки, нагретым до высоких температур, почти не нагревается.

Это объясняется тем, что любая точка инструмента из-за большой скорости не успевает нагреваться, а полученная теплота отдается окружающей среде.

В таблице приведены 8.4 материалы заготовок и ТФД, рекомендованные для ТФР.

Таблица 8.4 – Материалы, рекомендованные для обработки дисками из стали 50, 65Г, и температура нагрева контактной поверхности

Обрабатываемые материалы	Интервал температуры нагрева контактной поверхности, ºС
Сталь 45	800 – 1200
Сталь 20	800 – 1200
Сталь 20Х	800 – 1200
Сталь 40Х	830 – 1180
сталь 40ХНМА	800 – 1180
сталь 30ХГС	830 – 1160
сталь ШХ14	830 – 1180
сталь 9ХС	890 – 1180
сталь 12Х13	820 – 1180
сталь 76Ф	840 – 1140
Сталь 09Х15Н8Ю((ЭИ-904)	900 – 1140
сталь ХВГ	890 – 1190
сталь 40ХС	830 – 1140
сталь Х17Н2	870 – 1130
сталь 20ХНМА	840 – 1160

При ТФР вследствие нагрева контактной поверхности возможно возникновение явления схватывания металлов.

Особенно заметно это явление наблюдалось у сталей с подобным составом легирующих элементов.

Температура контактной поверхности должна быть меньше температуры, вызывающей необратимые структурные преобразования.

Для обеспечения стабильности параметров качества изделий необходима стабилизация параметров расчетного технологического цикла, что возможно осуществить только за счет введения систем с обратной связью, адекватно оценивающих текущее состояние ТС.

8.3. Динамическая стабилизация параметров технологического цикла ТФР для производственных условий

Для обработки деталей в заводских условиях система (7.82) динамической стабилизации может быть упрощена из предположений, что в динамической системе станка наименее устойчивым звеном является система «диск-шпиндель», и, следовательно, $c_2 >> c_1$, $h_2 >> h_1$, $c_2 \to \infty$, $h_2 \to \infty$.

На основании вышеприведенных рассуждений выражение 7.82 приводится к виду:

$$\begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\dfrac{(c_1 + c_3)}{m_1} & -\dfrac{(h_1 + h_3)}{m_1} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ -\dfrac{c_3}{m_1} & -\dfrac{h_3}{m_1} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} L \\ \dot{L} \end{bmatrix} + \\ + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ -\dfrac{c_3}{m_1} & -\dfrac{h_3}{m_1} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} R \\ \dot{R} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \dfrac{c_1}{m_1} & \dfrac{h_1}{m_1} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} s \\ \dot{s} \end{bmatrix}. \tag{8.27}$$

В соответствующей форме перестроены модели, которые характеризуют статистические свойства инструмента и заготовки в виде уравнений состояния и наблюдения:

– для инструмента:

$$\begin{cases} \dot{\Psi} = F_\Psi \Psi + G_\Psi \Omega_\Psi \\ z_1 = D_1 G_1 + E_1 v_1 \end{cases}, \tag{8.28}$$

– для заготовки:

$$\begin{cases} \dot{\Phi} = F_\phi \Phi + G_\phi \Omega_\phi \\ z_2 = D_2 G_2 + E_2 \nu_2 \end{cases}, \qquad (8.29)$$

где $\psi = \begin{bmatrix} \psi_1 \\ \psi_2 \end{bmatrix}$; $\Phi = \begin{bmatrix} \phi_1 \\ \phi_2 \end{bmatrix}$; $F_\Psi = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{1}{T_{3_1}^2} & -\frac{T_{4_1}}{T_{3_1}^2} \end{bmatrix}$; $F_\phi = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{1}{T_{3_2}^2} & -\frac{T_{4_2}}{T_{5_2}^2} \end{bmatrix}$;

$G_\Psi = \begin{bmatrix} K_1 T_{5_1} \\ -1 - K_1 T_{4_1} T_{5_1} \end{bmatrix}$; $G_\phi = \begin{bmatrix} K_2 T_{5_2} \\ -1 - K_2 T_{4_2} T_{5_2} \end{bmatrix}$; $D_1 = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}^T$; $D_2 = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}^T$

$E_1 = \rho$, $E_2 = \rho$, Ω_Ψ, Ω_ϕ, ν_1, ν_2 – не коррелируемые гауссовские белые шумы единичной интенсивности;

$$T_{3_1} = \frac{1}{\nu_1^2(\alpha_1^2 + \beta_1^2)}; \; T_{3_2} = \frac{1}{\nu_2^2(\alpha_2^2 + \beta_2^2)}; \; T_{4_1} = \frac{2\alpha_1}{\nu_1(\alpha_1^2 + \beta_1^2)};$$

$$T_{4_2} = \frac{2\alpha_2}{\nu_2(\alpha_2^2 + \beta_2^2)}; \; T_{5_1} = \frac{1}{\nu_1(\alpha_1^2 + \beta_1^2)}; \; T_{5_2} = \frac{1}{\nu_2(\alpha_2^2 + \beta_2^2)};$$

$$K_1 = \sqrt{2}\sqrt{\frac{D_1\alpha_1}{\nu_1(\alpha_1^2 + \beta_1^2)}}; K_2 = \sqrt{2}\sqrt{\frac{D_2\alpha_2}{\nu_2(\alpha_2^2 + \beta_2^2)}};$$

D_1, D_2 – дисперсия высот неровностей профиля рельефа объекта; α_1, α_2, β_1, β_2 – соответствующие коэффициенты при корреляции.

Уравнение (8.27) содержит в правой части компоненту, характеризующую влияние дисбаланса на процесс обработки.

На основании (8.27), с учетом (8.29), получена модель расширенной системы:

$$\begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \\ \dot{\psi}_1 \\ \dot{\psi}_2 \\ \dot{\phi}_1 \\ \dot{\phi}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{(c_1+c_3)}{m_1} & -\frac{(h_1+h_3)}{m_1} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{h_3}{m_1}\frac{1}{T_3^2} & -\frac{c_3}{m_1}\frac{T_4}{T_3^2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{h_3}{m_1}\frac{1}{T_4^2} & -\frac{c_3}{m_1}\frac{T_5}{T_4^2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \psi_1 \\ \psi_2 \\ \phi_1 \\ \phi_2 \end{bmatrix} +$$

$$+ \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & K_1T_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1-K_1T_5T_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & K_2T_6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1-K_2T_5T_6 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ P_m \\ 0 \\ \omega_\Psi \\ 0 \\ \omega_\phi \end{bmatrix}$$

или в виде блочных матриц:

$$\begin{bmatrix} \dot{Y} \\ \dot{\Psi} \\ \dot{\Phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\phi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} G_0 & 0 & 0 \\ 0 & G_\psi & 0 \\ 0 & 0 & G_\phi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} P_0 \\ \Omega_\psi \\ \Omega_\phi \end{bmatrix} \qquad (8.30)$$

где $F(t) = \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\phi \end{bmatrix}$, $X(t) = \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix}$, $\dot{X}(t) = \begin{bmatrix} \dot{Y} \\ \dot{\Psi} \\ \dot{\Phi} \end{bmatrix}$, $W(t) = \begin{bmatrix} P_0 \\ \Omega_\psi \\ \Omega_\phi \end{bmatrix}$;

$G(t) = \begin{bmatrix} G_0 & 0 & 0 \\ 0 & G_\psi & 0 \\ 0 & 0 & G_\phi \end{bmatrix}$, $H(t) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$.

Для решения задач стохастической диагностики взаимодействия инструмента и заготовки при чистовом точении соотношения (8.30) записаны в Жордановой клеточной форме совместно с уравнением наблюдений.

$$\dot{X}(t) = F(t)X(t) + G(t)W(t) + C(t)U(t),$$

$$Z(t)=H(t)X(t)+V(t). \tag{8.31}$$

Чтобы оценить значение фактической глубины, построен фильтр Калмана

$$\dot{\hat{x}}(t)=F(t)\hat{x}(t)+B(t)\left[z(t)-H\hat{x}(t)\right]. \tag{8.32}$$

Минимально достижимая дисперсия оценок состояния системы (8.32) может быть оценена матричным уравнением Риккати:

$$\begin{aligned}\dot{\tilde{P}}=&\begin{bmatrix}F_0&0&0\\0&F_\psi&0\\0&0&F_\phi\end{bmatrix}\cdot\tilde{P}+\tilde{P}\cdot\begin{bmatrix}F_0&0&0\\0&F_\psi&0\\0&0&F_\phi\end{bmatrix}^T+\begin{bmatrix}G_0&0&0\\0&G_\psi&0\\0&0&G_\phi\end{bmatrix}\hat{\Omega}_\psi\times\\ \times&\begin{bmatrix}G_0&0&0\\0&G_\psi&0\\0&0&G_\phi\end{bmatrix}^T-\tilde{P}\cdot\begin{bmatrix}I&0&0\\0&0&0\\0&0&I\end{bmatrix}^T\cdot\breve{\Omega}_\varphi^{-1}\begin{bmatrix}I&0&0\\0&0&0\\0&0&I\end{bmatrix}\cdot\tilde{P}.\end{aligned} \tag{8.33}$$

Матрица коэффициентов усиления фильтра Калмана определяется системой уравнений.

$$\begin{aligned}B(t)=&\begin{bmatrix}F_0&0&0\\0&F_\psi&0\\0&0&F_\phi\end{bmatrix}\cdot\tilde{P}+\tilde{P}\cdot\begin{bmatrix}F_0&0&0\\0&F_\psi&0\\0&0&F_\phi\end{bmatrix}^T+\\ &+\begin{bmatrix}G_0&0&0\\0&G_\psi&0\\0&0&G_\phi\end{bmatrix}\hat{\Omega}_\psi\times\begin{bmatrix}G_0&0&0\\0&G_\psi&0\\0&0&G_\phi\end{bmatrix}^T-\\ &-\tilde{P}\cdot\begin{bmatrix}1&0&0\\0&0&0\\0&0&1\end{bmatrix}^T\cdot\breve{\Omega}_\varphi^{-1}\begin{bmatrix}1&0&0\\0&0&0\\0&0&1\end{bmatrix}\cdot\tilde{P}\cdot\begin{bmatrix}1&0&0\\0&0&0\\0&0&1\end{bmatrix}^T\cdot\breve{\Omega}_\varphi^{-1}.\end{aligned} \tag{8.34}$$

Здесь $v(t)$ – независимые белые шумы с интенсивностями $\hat{\Omega}_{\psi}$ и $\breve{\Omega}_{\varphi}$, соответственно.

С учетом (8.32) – (8.34) алгоритм фильтрации наблюдений определяется матричными уравнениями

$$\begin{aligned} \hat{\dot{X}} &= F \cdot \hat{X} + G \cdot W + B \cdot [Z - H \cdot \hat{X}], \\ \hat{t}_f &= \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \hat{X}. \end{aligned} \tag{8.35}$$

С использованием среднеквадратического критерия (Q_1, Q_2, Q_3 – весомые матрицы качества управления)

$$I = M\left[\frac{1}{2}x^T(t_\phi)Q_1x(t_\phi) + \frac{1}{2}\int_0^{t_\phi}\left(x^TQ_2x + u^TQ_3u\right)dt\right] \tag{8.36}$$

и результатов оценок (на основе теоремы разделения) в работе осуществлен синтез регулятора.

Для алгоритма управления справедлива следующая структура

$$u(t) = Q_3^{-1} \cdot \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \cdot \begin{bmatrix} Y \\ \Psi \\ \Phi \end{bmatrix}, \tag{8.37}$$

где $B_1 = Q_3^{-1}C^TP_1$ – обеспечивает свойство стабилизации начальной динамической системы, а матрица удовлетворяет уравнению

$$\begin{aligned} \dot{\tilde{P}}_1 = &-\tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\phi \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\phi \end{bmatrix}^T \tilde{P}_1 + \tilde{P}_1 \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \times \\ &\times Q_3^{-1} \cdot \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \tilde{P}_1 - Q_2, \quad P_1(0) = P_{10}. \end{aligned}$$

Согласно (8.34), (8.35) и (8.37) система с регулятором принимает вид

$$\begin{bmatrix} \dot{\hat{Y}} \\ \dot{\hat{\Psi}} \\ \dot{\hat{\Phi}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_0 & 0 & 0 \\ 0 & F_\psi & 0 \\ 0 & 0 & F_\phi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{Y} \\ \hat{\Psi} \\ \hat{\Phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot Q_3^{-1} \begin{bmatrix} G_0 & 0 & 0 \\ 0 & G_\psi & 0 \\ 0 & 0 & G_\phi \end{bmatrix}^T P_1 +$$

$$+ Q_3^{-1} \begin{bmatrix} G_0 & 0 & 0 \\ 0 & G_\psi & 0 \\ 0 & 0 & G_\phi \end{bmatrix}^T P_1 \times \left[z(t) - \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \hat{Y} \\ \hat{\Psi} \\ \hat{\Phi} \end{bmatrix} \right], \qquad (8.38)$$

$$\hat{X}(0) = \overline{X}(0).$$

С целью иллюстрации работы системы проведен численный эксперимент, результаты которого сведены в таблицу 8.5

Таблица 8.5 – Зависимость значений корректирующих сигналов управления от времени

ΔU, мкм	3,3	2,5	2,01	2,8	2,6	2,2	3,1	3,5	3,3	4,8
Δt, с	0	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
ΔU, мкм	4,7	4,9	5,1	4,3	3	2	1,7	3,1	3,8	2,6
Δt, с	0,1	0,11	0,12	0,13	0,14	0,15	0,16	0,17	0,18	0,19
ΔU, мкм	2,5	2,6	1,6	2,2	2,1	2,1	2,8	2,6	2,4	3
Δt, с	0,20	0,21	0,23	0,24	0,25	0,26	0,27	0,28	0,29	0,3
ΔU, мкм	3,3	3,2	3,2	2,7	3,3	3,6	3,7	3,5	3,6	2,2
Δt, с	0,31	0,32	0,33	0,34	0,35	0,36	0,37	0,38	0,39	0,4
ΔU, мкм	3	3,3	3,5	2,5	2,2	2,7	2,9	2,6	2,7	2,7
Δt, с	0,41	0,42	0,43	0,44	0,45	0,46	0,47	0,48	0,49	0,5

ΔU, мкм	2,6	2,9	3,3	2,7	2,5	2,9	2,6	2,6	2,7	3
Δt, с	0,51	0,52	0,53	0,54	0,55	0,56	0,57	0,58	0,59	0,6
ΔU, мкм	2,8	3,1	3,9	3,1	3,0	1,8	2,6	2,1	2,8	3,4
Δt, с	0,61	0,62	0,63	0,64	0,65	0,66	0,67	0,68	0,69	0,7
ΔU, мкм	3	2,9	3	2,5	2,2	1,9	2,5	1,7	2,2	2,9
Δt, с	0,71	0,72	0,73	0,74	0,75	0,76	0,77	0,78	0,79	0,8

Результаты численного расчета показывают, что в процессе работы глубина резания не остается постоянной и имеет отклонения от заданных значений, что сказывается на выходных характеристиках процесса ТФР.

Разработанная система позволяет скомпенсировать отрицательное влияние возмущений, что позволит обеспечить стабильность показателей качества обработанных изделий.

8.3.1. Оценка эффективности САУ ТП ТФР

Промышленные испытания САУ на «ООО «ПК ТпЮГ» (г. Симферополь) проводились при обработке деталей из стали 40Х, инструментом из стали 65Г. Диапазон исследуемых режимов резания определялся по данным, полученным в результате оптимизации цикла ТФР

Все заготовки, обработанные со стабилизацией цикла по шероховатости поверхности, допуску на изготовление соответствовали заводским требованиям. Отмечено улучшение качества и повышение стабильности процесса (таблица 8.6).

Предлагаемая САУ обеспечивает наилучшую оценку вектора состояния ТС, что позволяет для управления процессом кроме скоростных характеристик (например, подачи) использовать их скорости изменения, то есть

реализуется управление по скорости перемещения инструмента и его ускорению.

Таблица 8.6 – Сравнительные результаты качества поверхностей валков, обработанных по существующей и предлагаемой технологии

Отклонение от заданного размера Δ,мкм					Шероховатость поверхности R_a, мкм				
По заводской технологии									
		max	min	дисперсия σ^2, мкм^2			max	min	дисперсия σ^2, мкм^2
№ партии	1	250	100	625	№ партии	1	6,3	4,1	0,13
	2	230	90	544		2	6,2	4,2	0,11
	3	240	136	400		3	6,3	4,6	0,28
Σ_j		240	103	523	Σ_j		6,25	4,6	0,52
По предлагаемой технологии									
		max	min	дисперсия σ^2, мкм^2			max	min	дисперсия σ^2, мкм^2
№ партии	1	140	50	225	№ партии	1	4,5	3,0	0,06
	2	160	80	178		2	4,3	2,9	0,05
	3	200	90	336		3	4,4	2,9	0,06
Σ_j		170	73	247	Σ_j		3,76	2,7	0,056
Σ_i / Σ_j				2,2	Σ_i / Σ_j				9,2

Это позволило, в сравнении с традиционной обработкой, обеспечить стабильное качество изделий и снизить значения дисперсий по размеру поверхностей – в 2,2 раза, по шероховатости – в 9,2 раза.

Использование предлагаемого способа и САУ позволило снизить время на обработку деталей. Наиболее значительно время снижается для первой заготовки – в 1,42-1,5 раза, для второй – в 1,38-1,40 раза. В среднем производительность процесса ТФР повышается на 20%.

Таким образом, выполненные в производственных условиях экспериментальные исследования подтверждают высокую эффективность САУ стабилизации цикла и возможность широкого применения разработанных методик в автоматизированном производстве.

Для реализации САУ процессом ТФР в производственных условиях потребовалась модернизация системы питания шпиндельного узла.

8.4. Усовершенствование системы питания шпиндельного узла

В последнее время для улучшения качества обработки изделий на фрезерных станках специалистами завода «Фиолент» (г. Симферополь) проведены исследования по замене опор качения на гидростатические. Применение гидростатических опор позволило:

1. Повысить надежность опор за счет того, что дросселирующие элементы при работе находятся в движении, не наблюдается зарастание дросселирующей щели;
2. Снизить нагрев опоры вследствие увеличения потока смазочного материала через опору по мере нагрева;
3. Повысить жесткость и несущую способность слоя смазочного материала;
4. Исключить наладочные работы по установлению рабочего давления в карманах опоры.

Такая система позволяет использовать расход или давление смазочного материала в качестве управляемой физической величины и за счет управления (применение адаптивных систем питания) повысить точность шпиндельного узла.

Для обеспечения двухстороннего регулирования целесообразно использование моноблочных регуляторов для оппозитных карманов. Такие регуляторы позволяют осуществлять управление более надежно.

Однако применение известных конструкций регуляторов с обратной связью по давлению и расходу смазочного материала в данном случае нецелесообразно в связи с запаздыванием времени отклика, связанным с невоз-

можностью мгновенного повышения давления в карманах. В системах питания с такими регуляторами регулирование положения шпинделя в опорах происходит на основе косвенных измерений.

Предлагается применить систему питания с регуляторами, имеющими обратные связи по результатам измерений действительного положения шпинделя или обрабатываемой детали, и изменить конфигурацию карманов гидростатических опор согласно разработанной в СевГУ методике. Для адаптивного регулирования параметров гидростатических опор оптимальным вариантом является применение регуляторов, изменяющих расход или давление смазочного материала по электрическому сигналу.

Система управления точностью шпиндельного узла при помощи адаптивных гидростатических опор с обратной связью по действительному положению шпинделя основана на применении датчиков [Приложение А]. Схема простейшего электрогидравлического следящего привода приведена на рисунке 8.4, *а*.

В процессе работы привода датчики фиксируют положение шпинделя и передают через усилитель сигнал на электромеханический преобразователь, который кинематически связан с четырехщелевым золотником. Золотник дросселирует жидкость, подаваемую насосом, в полости карманов.

Пружины электромеханического преобразователя (ЭМП) стремятся установить сердечник в среднее положение, при котором зазоры H_1 и H_2 между сердечником и торцами корпуса равны. При дифференциальной схеме включения катушек преобразователя и сигнале управления $U_y = 0$ напряжения и токи на обеих катушках равны и составляют половину напряжения питания усилителя $У$. Вследствие этого магнитные потоки M_1, M_2 и встречные силы, действующие по зазорам H_1 и H_2 между сердечником и корпусом, будут также равны (при симметричной конструкции), а сердечник и золотник будут занимать среднее положение.

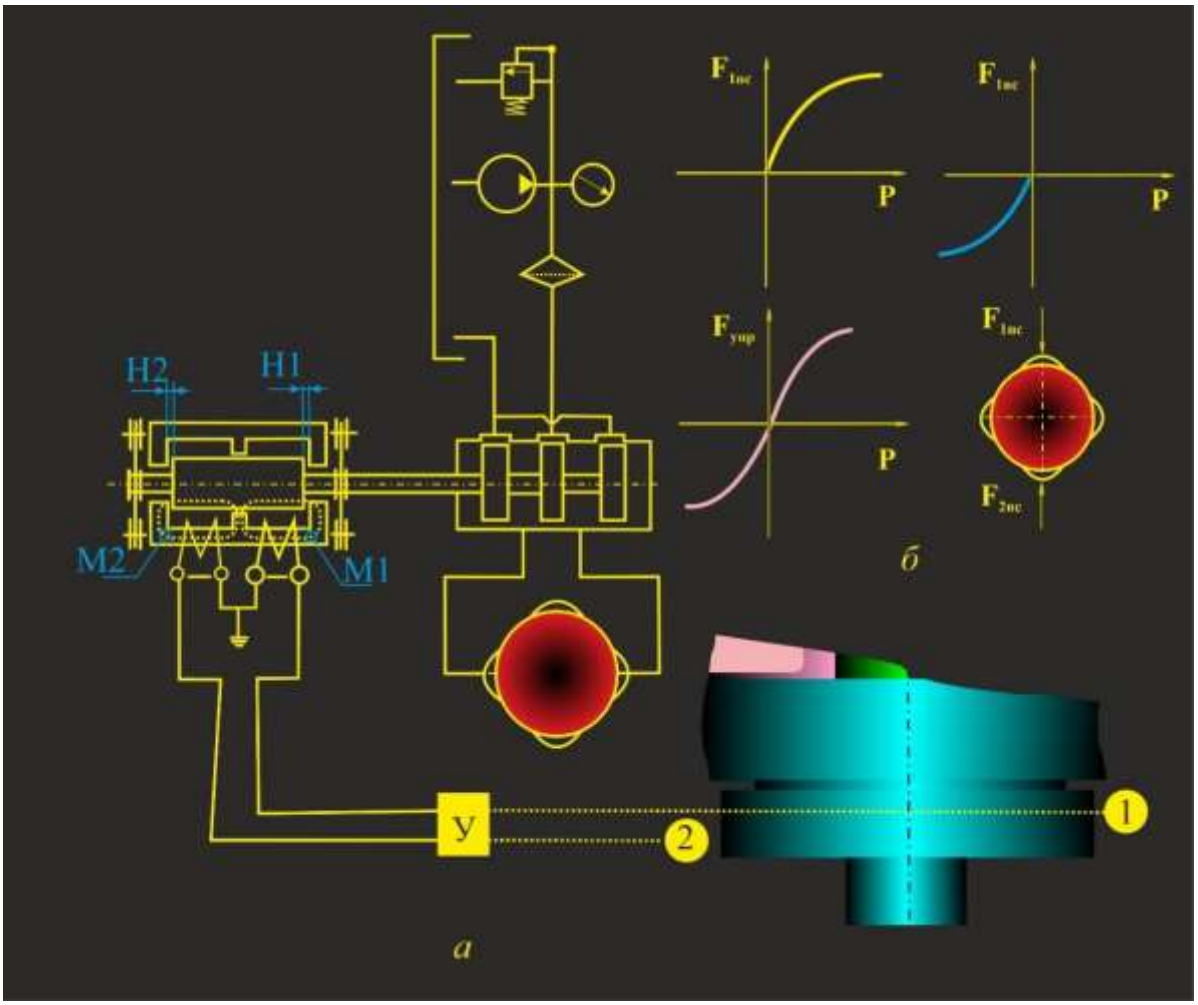


Рисунок 8.4 – Гидравлическая схема (*а*) и схема управления восстанавливающей силой при заданном положении шпинделя (*б*)

При появлении сигнала управления U_y, при фиксировании датчиками смещения шпинделя, например, ниже среднего положения, напряжение в нижней катушке будет возрастать пропорционально U_y, а в верхней катушке, соответственно, уменьшаться, в результате чего пропорционально изменятся магнитные потоки M_1 M_2 и возникнет разностная электромагнитная сила, стремящаяся сместить вниз сердечник преобразователя. Вследствие действия пружин это смещение будет пропорциональным величине такой разностной электромагнитной силы. Давление в полости $Б$ и $Г$ увеличивается, а в полости $А$ и $В$ уменьшается, положение шпинделя восстанавливается (рисунок 8.4, *б*).

При смещении шпинделя выше среднего положения описанный выше процесс повторяется, причем сигнал управления U_y меняет знак, и соответственно электромагнитная сила действует на сердечник преобразователя в противоположном направлении. Аналогичная схема регулятора для горизонтальных карманов.

Сердечник с золотником перемещается в соответствующую сторону, уменьшая или увеличивая расход смазки через регулятор.

Структурная схема электрогидравлического следящего привода с обратной связью показана на рисунке 8.5.

Статический расчет гидропривода с четырехкромочным золотником проводится совместным решением уравнений неразрывности потоков жидкости через золотник, и уравнения статического равновесия исполнительного органа (шпинделя). Для упрощения пренебрегаем утечками по радиальному зазору в золотнике из-за их малости.

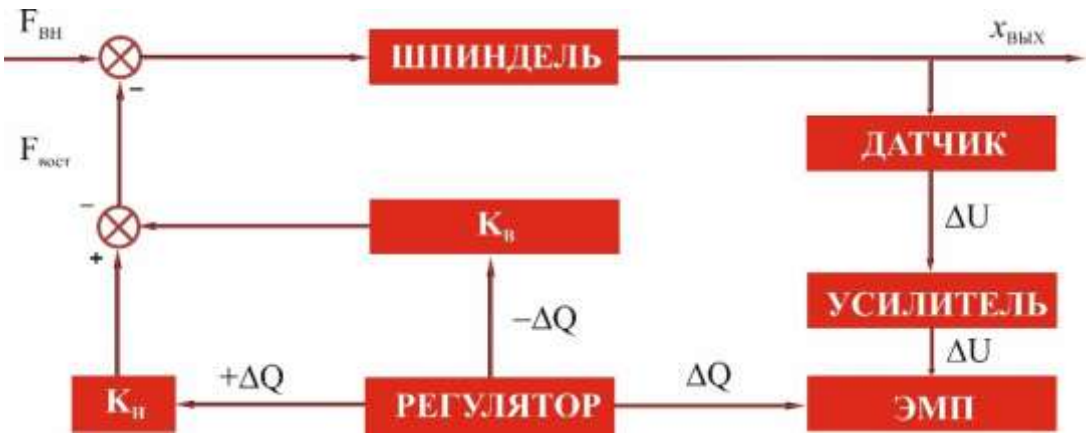


Рисунок 8.5 – Структурная схема гидропривода с обратной связью

Уравнения неразрывности потоков жидкости:

$$\begin{aligned} Q_1 &= Q + Q_2; \\ Q_4 &= Q + Q_3, \end{aligned} \tag{8.39}$$

где Q – расход на перемещение шпинделя со скоростью V_C: $Q = V_C \cdot F$; Q_1, Q_2, Q_3, Q_4, – расходы через соответствующие дросселирующие щели золотника:

$$\begin{cases} Q_1 = \mu \cdot s \cdot (\delta_0 + \delta) \cdot \sqrt{(2/\rho) \cdot (p_н - p_1)}; \\ Q_2 = \mu \cdot s \cdot (\delta_0 - \delta) \cdot \sqrt{(2/\rho) \cdot p_1}; \\ Q_3 = \mu \cdot s \cdot (\delta_0 - \delta) \cdot \sqrt{(2/\rho) \cdot (p_н - p_2)}; \\ Q_4 = \mu \cdot s \cdot (\delta_0 + \delta) \cdot \sqrt{(2/\rho) \cdot p_2}; \end{cases} \tag{8.40}$$

где s – длина дросселирующих щелей золотника: $b = \pi \cdot d$; $p_н$ – давление питания: $p_н = const$; p_1, p_2 – давления в соответствующих полостях цилиндра; ρ – плотность жидкости; μ – коэффициент расхода через дросселирующие щели золотника.

Ввиду полной симметрии привода из уравнений (8.40) получаем

$$Q_1 - Q_2 = Q_4 - Q_3, \tag{8.41}$$

или после подстановки значений расходов:

$$(\delta_0 + \delta) \cdot \sqrt{(p_н - p_1)} - (\delta_0 - \delta) \cdot \sqrt{p_1} = (\delta_0 + \delta) \cdot \sqrt{(2/\rho) \cdot p_2} - (\delta_0 - \delta) \times$$
$$\times \sqrt{(2/\rho) \cdot (p_н - p_2)}.$$

Решением этого уравнения во всем диапазоне изменения расходов будет

$$p_1 + p_2 = p_н. \tag{8.42}$$

Условием статического равновесия шпинделя является выражение

$$p_1 \cdot F - p_2 \cdot F = P, \text{ или } p_1 \cdot - p_2 \cdot = p = (P/F), \tag{8.43}$$

где P – статическая нагрузка (суммарная сила сопротивления); p – перепад давления гидродвигателя нагрузки; F – эффективная площадь цилиндра.

Совместное решение уравнений (8.42) и (8.43) дает значения давлений:

$$\begin{cases} p_1 = 0{,}5 \cdot (p_н + p); \\ p_2 = 0{,}5 \cdot (p_н - p). \end{cases} \tag{8.44}$$

Из уравнения (8.41) получаем выражение расхода для перемещения гидродвигателя рабочего органа:

$$Q = Q_1 - Q_2 \ ,$$

или с учетом уравнений (8.41) и (8.43):

$$Q = \mu \cdot s \cdot (\delta_0 + \delta) \cdot \sqrt{1/\rho \cdot (p_н - p)} - \mu \cdot s \cdot (\delta_0 - \delta) \cdot \sqrt{1/\rho \cdot (p_н + p)} \ .$$

При отсутствии нагрузки ($p = 0$) привод с золотниковым усилителем характеризуется линейностью зависимости расхода от управляющего сигнала, т.е. последнее уравнение можно представить в виде

$$Q = k_Q^0 \cdot \delta,$$

где k_Q^0 – коэффициент усиления привода по расходу в отсутствии нагрузки:

$$k_Q^0 = (dQ/d\delta)\big|_{p=0} = 2 \cdot \mu \cdot s \cdot \sqrt{(1/\rho) \cdot p_н} . \tag{8.45}$$

С учетом значения $Q = V_C \cdot F$ окончательно получаем уравнение статической характеристики:

$$V_C = 0{,}5 \cdot k_v^0 \cdot \delta_0 \left[(1 + \delta/\delta_0) \cdot \sqrt{1 - (p/p_н)} - (1 - \delta/\delta_0) \cdot \sqrt{1 + (p/p_н)} \right], \tag{8.46}$$

где k_v^0 – коэффициент усиления привода по скорости в отсутствии нагрузки: $k_v^0 = k_Q^0 / F$.

Для дальнейших преобразований вводятся относительные величины:

$\bar{V}_C = \dfrac{V_C}{k_v^0 \cdot \delta_0}$ – относительная скорость; $\bar{\delta} = \dfrac{\delta}{\delta_0}$ – относительное рассогласование; $\bar{p} = \dfrac{p}{p_н} = \dfrac{P}{p_н \cdot F} = \bar{P}$ – относительная нагрузка.

Тогда

$$\bar{V}_c = 0{,}5 \cdot \left[\left(1 + \bar{\delta}\right) \cdot \sqrt{1 - \bar{p}} - \left(1 - \bar{\delta}\right) \cdot \sqrt{1 + \bar{p}} \right]. \qquad (8.47)$$

Решая уравнение (8.47) относительно $\bar{\delta}$, получаем выражение для определения рассогласования привода:

$$\bar{\delta} = \frac{2 \cdot \bar{V}_C}{\sqrt{1 + \bar{p}} + \sqrt{1 - \bar{p}}} + \frac{2 \cdot \bar{p}}{\left(\sqrt{1 + \bar{p}} + \sqrt{1 - \bar{p}}\right)^2}.$$

Учитывая высокие нагрузочные свойства и линейность характеристик, рассмотренный привод отвечает всем требованиям по быстродействию реагирования на смещения шпинделя в цилиндрической системе координат.

В результате такого сочетания облегчается дистанционность управления, введение дополнительных корректирующих устройств, улучшающих работу следящего привода, что обычно необходимо выполнять для получения требуемых характеристик привода и т.п.

Применение золотникового регулятора позволяет адаптивно изменять давление в соответствующем кармане гидростатического подшипника и благодаря этому регулировать положение оси шпинделя.

Золотниковый регулятор **(**рисунок 8.6**)** состоит из корпуса 1, в котором перемещается золотник 2 с винтовой канавкой 3, имеются входное 4 и выходное сопло 5. Золотник связан с якорем 6 линейного электродвигателя 7, который имеет обмотку возбуждения на постоянных магнитах 8 в неподвижном статоре 9 и обмотку 10 в подвижном якоре.

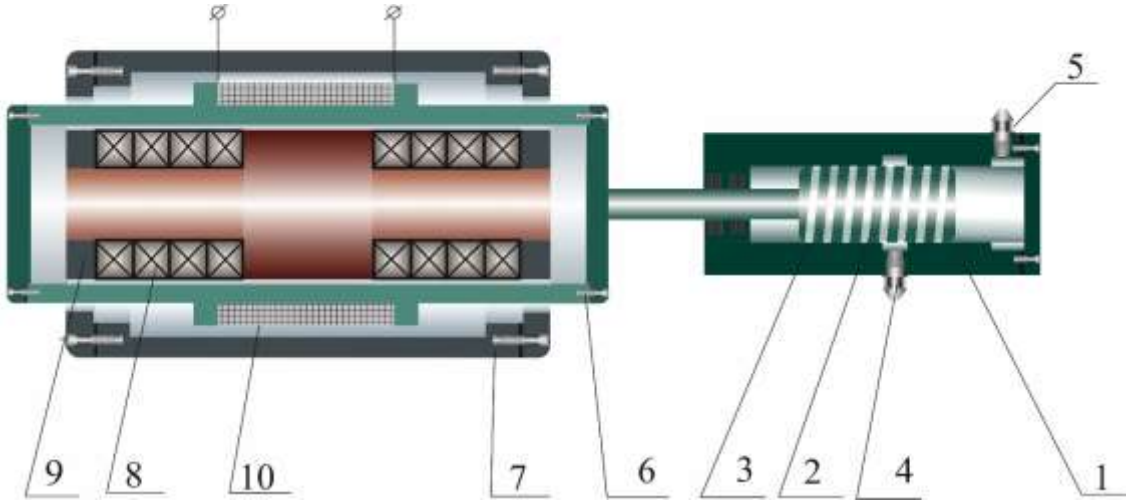


Рисунок 8.6 – Схема регулятора с линейным двигателем

Регулятор с линейным двигателем работает следующим образом:

Смазочный материал от насоса подается через входное сопло 4, дросселируется в винтовой канавке золотника 2 и через сопло 5 поступает в гидростатическую опору.

Расход смазки через регулятор зависит от расположения золотника относительно сопла 4.

Постоянные магниты 8 создают магнитное поле в полости статора, в которой перемещается обмотка якоря.

Якорь с золотником перемещается в соответствующую сторону, уменьшая или увеличивая расход смазки через регулятор.

Такая система позволяет использовать расход или давление смазочного материала в качестве физической величины для разработки систем автоматического управления точностью станков.

8.5. Физико-химическое состояние поверхности после термофрикционного резания

При ТФР в металле поверхностного слоя происходит пластическая деформация, сопровождающаяся его деформационным упрочнением (наклепом). Интенсивность и глубина распространения наклепа возрастает с увеличением сил резания и продолжительности их действия, а также с повышением степени пластической деформации металла поверхностного слоя.

Конечное состояние металла поверхностного слоя определяется соотношением скоростей протекания процессов упрочнения и размягчения, зависимым от преобладания действия в зоне резания силового и теплового факторов [1].

Состояние обработанной поверхности характеризуется параметрами шероховатости, микротвердостью, величиной и знаком остаточных напряжений, а также глубиной их залегания [122].

Исследовано состояние поверхностного слоя деталей из сталей 45, 12Х13, 09Х15Н8Ю.

Обработка производилась на вертикально-фрезерном станке с мощностью привода главного движения 14 кВт на следующих режимах: при ширине обрабатываемой поверхности 20…60 мм и толщине среза 2,5…1 мм, подача стола составляла 160…315 мм/мин.; при ширине обработки 80…100 мм и той же толщине среза, подача стола – 100…250 мм/мин. Частота вращения шпинделя 1600…2000 мин$^{-1}$; материал диска – сталь 50. Геометрические характеристики: D =160…500 мм.

Как показали измерения, при ТФР обрабатываемая поверхность заготовки из стали 45 нагревается до 500…600 °С, поверхность заготовок из сталей 12Х13 и 09Х15Н8Ю 550…600 °С.

Известно, что нагрев зоны резания до 900 °С является средним для большинства углеродистых и легированных сталей [65].

Проведены исследования химического состава сталей 45, 12Х13,

09Х15Н8Ю после обработки.

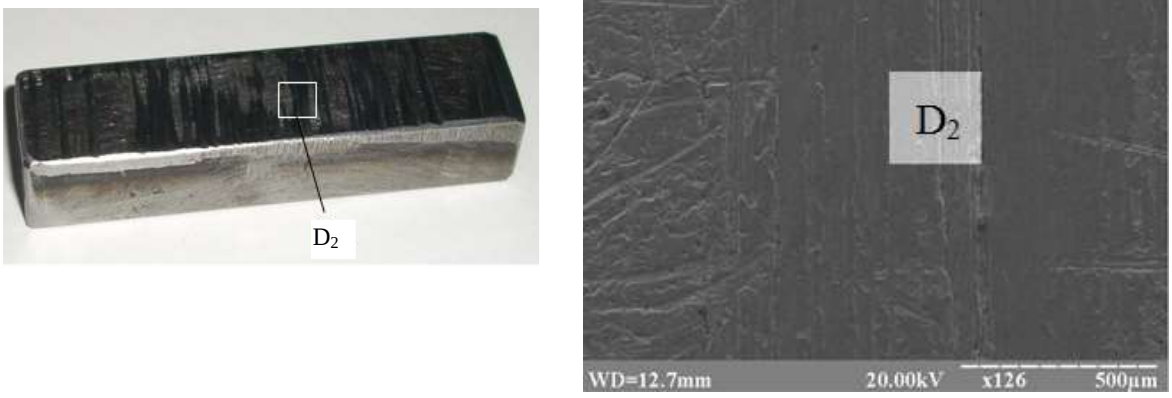
Проведено определение химического состава материала на разных участках обработанной поверхности.

Для этого выполнено исследование поверхности на электронном микроскопе.

Канавка на поверхности детали (участок D_2) имеет оплавленную поверхность (рисунок 8.7).

Процент кислорода в поверхностном слое составляет 20...40%.

Имеется незначительное содержание углерода и других элементов.



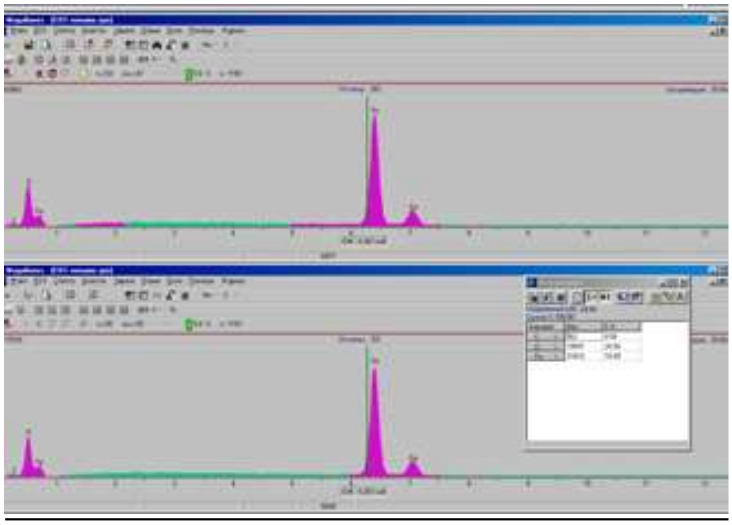
а *б*

Рисунок 8.7 – Обработанная деталь (а) и электронная микрофотография обработанной поверхности (б)

В процессе исследований проведены измерения химического состава поверхности детали на разных участках.

Поверхность канавки образована в результате обработки.

Произведены измерения химического состава поверхности детали в канавке (рисунок 8.8).



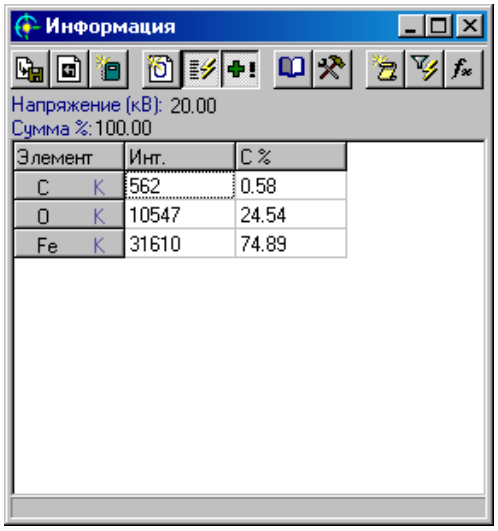


Рисунок 8.8– Результаты измерений химического состава материала в канавке

Результаты измерений химического состава поверхности на плоских участках подтвердили его близость к химическому составу материала заготовки.

Обработанная поверхность площадок имеет химический состав, близкий к составу поверхности заготовки.

Выполнено сравнение процентного состава железа по участкам обработанной поверхности (рисунок 8.9).

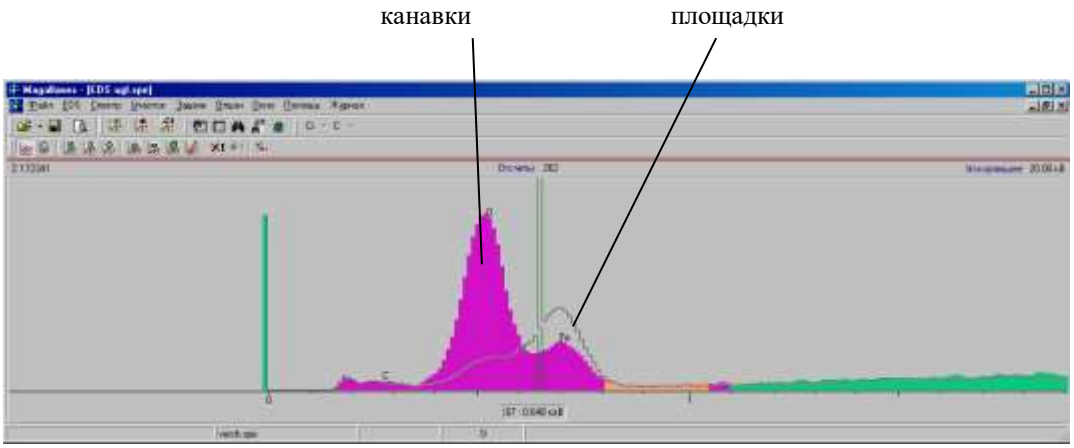


Рисунок 8.9 – Результаты сравнения аппаратурных измерений химического состава поверхности на разных участках

В результате исследований установлено, что на поверхности канавок имеется значительное количество окислов. Процент кислорода 20...40%, пленка оксидов стабильна, имеет повышенную жесткость. Плоские участки соответствуют материалу заготовки – сталь 45.

Металлографические исследования поверхностного слоя и сечения образцов показали наличие зоны термического воздействия на глубину до 0,6 мм. В поверхностном слое деталей на глубину до 0,2 мм наблюдается значительное изменение зерна основной структуры и увеличение твердости.

По сечению наблюдается постепенное уменьшение твердости и укрупнение зерен микроструктуры. На глубине свыше 1 мм сталь 45 имеет основную структуру без каких-либо изменений температуры и окончательных напряжений, сопровождающих процесс резания. В поверхностном слое происходят сложные деформации (сдвиг со сжатием; зерна микроструктуры вытягиваются в направлении обработки [122].

Сталь 45 примерно до 0,2 мм имеет мелкодисперсную структуру типа тростит, в более глубоких слоях количество тростита уменьшается, появляется феррит, происходит постепенно переход к перлитно-ферритной структуре сердцевины (рисунок 8.10).

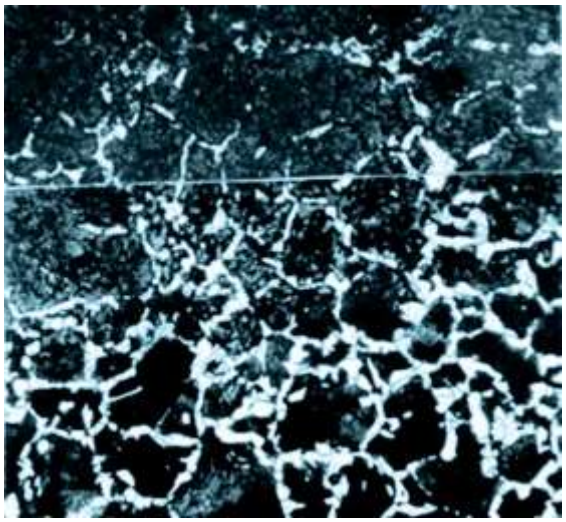


Рисунок 8.10– Микроструктура поверхностного слоя заготовки из стали 45, обработанной диском (×200)

Изменения в микроструктуре поверхностного слоя стали 45 свидетельствуют о том, что в процессе резания он нагревается до 500...600 °С.

Имеет место изменение микротвердости поверхностного слоя деталей из сталей 45, 12Х13 и 09Х15Н8Ю. Упрочнение поверхностного слоя происходит на глубину до 0,5 мм. Снижение микротвердости происходит постепенно. На глубине более 0,6 мм сохраняется микротвердость основного металла.

Важной характеристикой физического состояния поверхностного слоя есть глубина, величина и знак остаточного напряжения. При обработке сталей 45, 12Х13 и 09Х15Н8Ю остаточное напряжение возникает в результате неравномерности пластической деформации и значительного нагревания поверхностных слоев.

На обрабатываемую поверхность действует полезная сила, вызывающая сжатие поверхностных слоев, и сила трения, вызывающая пластическое растяжение верхних слоев. Температура, развивающаяся в процессе резания, играет большую роль в формировании свойств поверхностного слоя. Под действием нагрева верхние слои стремятся к удлинению, но этому сопротивляются более холодные нижние слои, что приводит к появлению

напряжений сжатия в поверхностном слое.

После ТФР была выполнена чистовая обработка поверхности шлифованием и проведены исследования состояния поверхности.

Результаты исследований показали (рисунок 8.11), что в деталях из сталей 12Х13 и 09Х15Н8Ю в поверхностном слое возникает сжимающие остаточные напряжения, максимум которых составляет ($\sigma_{ост.max}$ = - 65...110 МПа, глубина залегания у = 100...140 мкм.

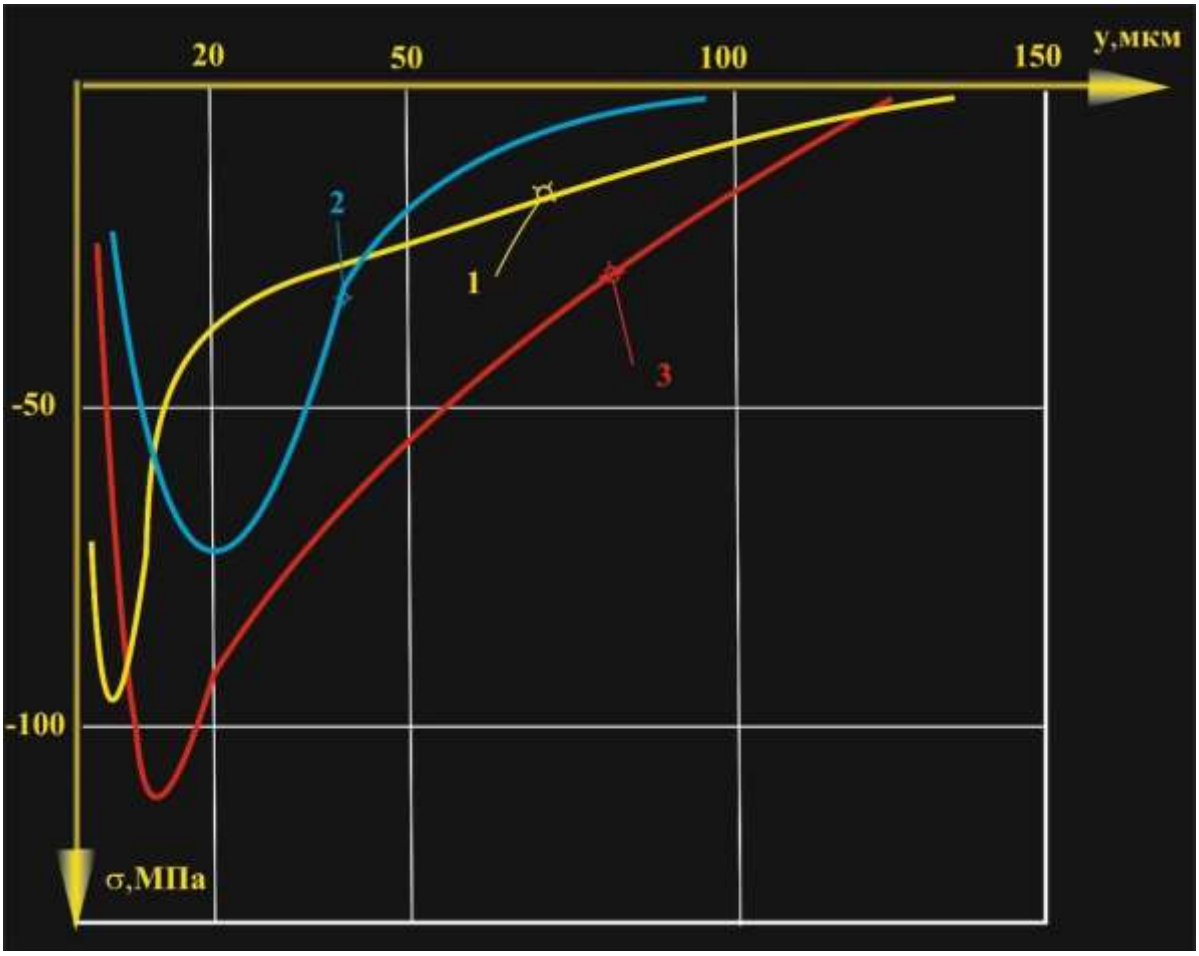


Рисунок 8.11 – Остаточные напряжения в поверхностном слое заготовки из стали 09Х15Н8Ю (кривые соответствуют разным участкам измерений)

В деталях из стали 45 в поверхностном слое в тонких слоях, глубиной от 6 до 14 мкм, концентрируются растягивающие остаточные напряжения [122] с максимумом на поверхности образца (σ = 450...1160 МПа), которые

далее переходят в сжимающие ($\sigma_{ост.max}$ = - 200…600 МПа) и распространяются на глубину у = 100..300 мкм (рисунок 8.12).

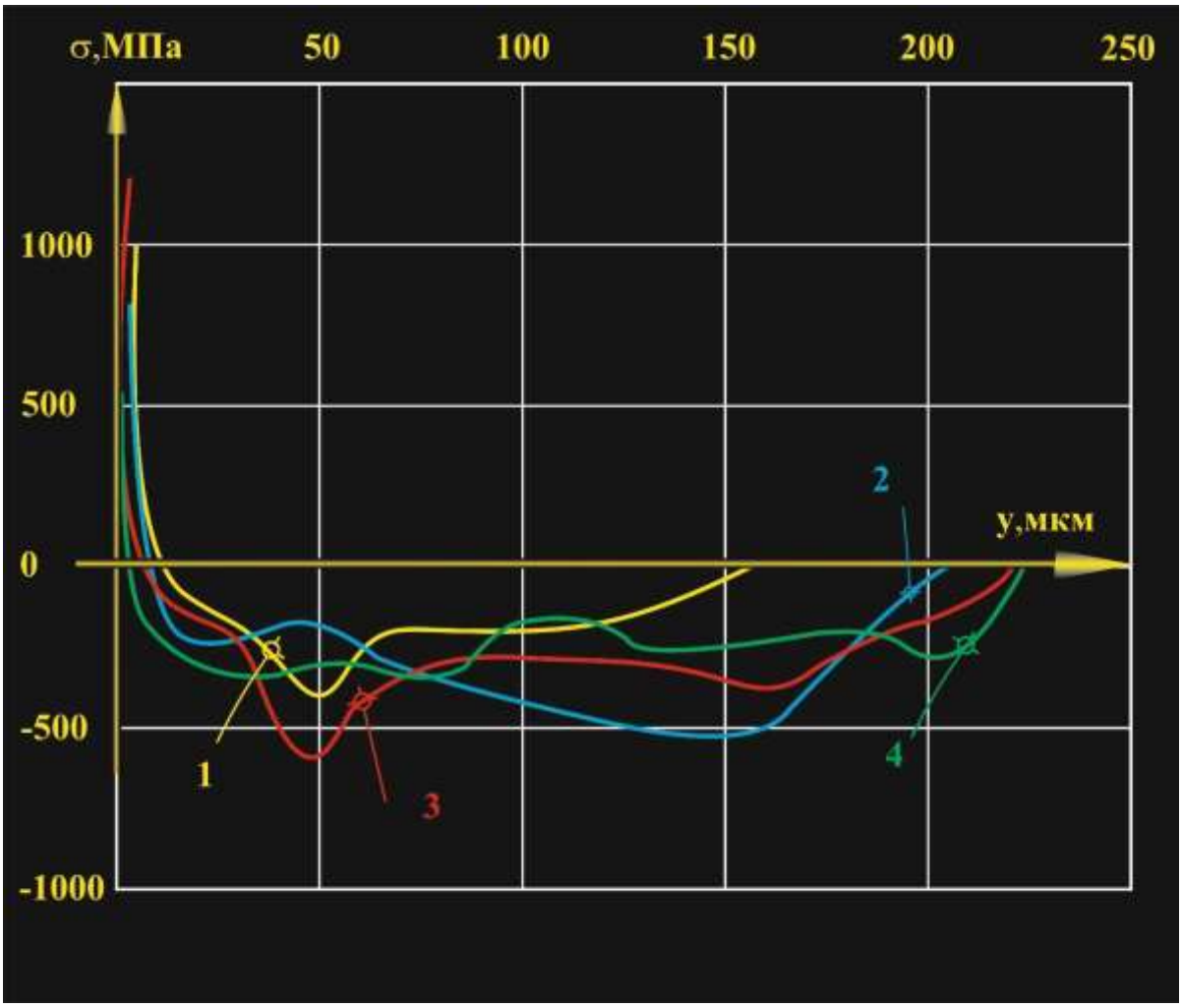


Рисунок 8.12 – Остаточные напряжения в поверхностном слое заготовки из стали 45

Глубина залегания активной части составляет 20…30 мкм, микротрещины на поверхности отсутствуют. Шероховатость обработанной поверхности соответствует $R_z 40 - R_z 80$.

Произведены измерения твердости по глубине обработанной поверхности, полученной при обработке. Установлено, что обработанная поверхность имеет большую твердость, чем твердость основного материала детали

[177]. Твердость поверхности определяется в результате специальных исследований. Для этого проведены замеры твердости обработанной поверхности в 18 точках (рисунок 8.13).

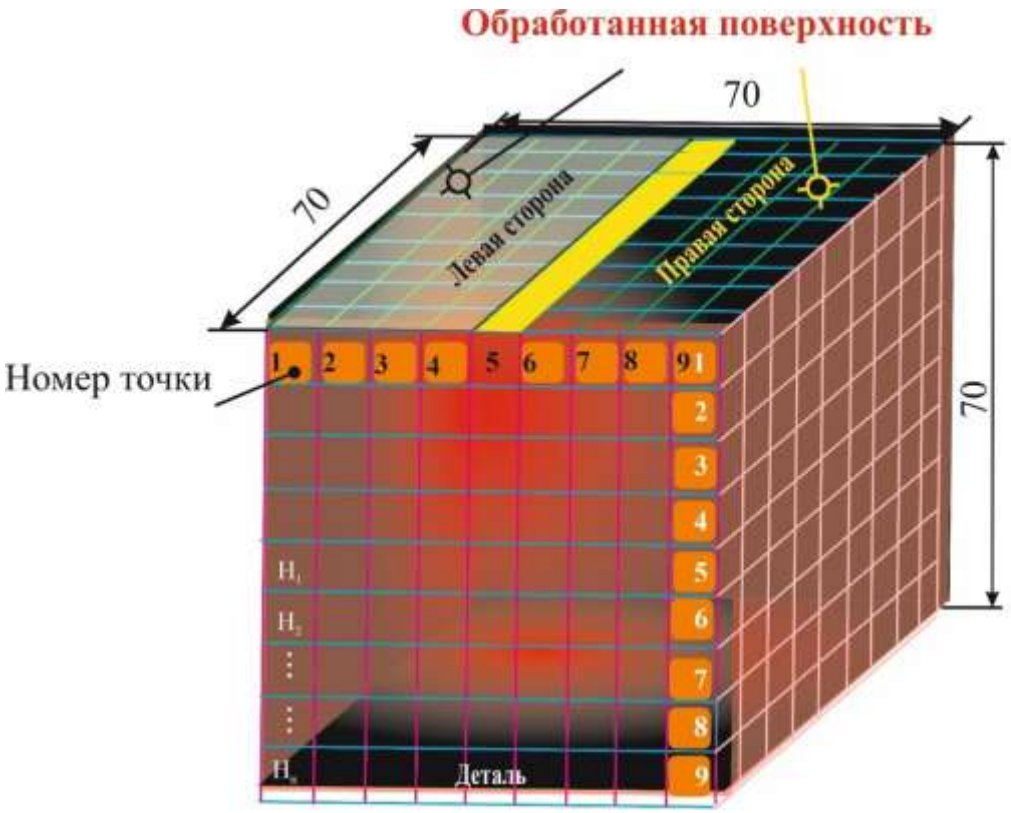


Рисунок 8.13 – Схема расположения точек, в которых проведены измерения твердости поверхности

Измерения произведены в 9 точках с левой и в 9 точках с правой стороны обработанной поверхности. Сначала измерена твердость исходной поверхности детали (точка 5).

Затем снимались слои оплавленного металла толщиной 0,1 мм. После съема металла проводились измерения твердости на участках, где был снят металл.

В целом был снят слой металла толщиной 1,1 мм. При этом осуществлено 12 измерений твердости в каждой из 18 точек обработанной поверхности. Результаты измерений представлены в виде таблицы, где номер строки

соответствует десятой доле миллиметра снятого поверхностного слоя детали (таблица 8.7).

В колонках таблицы показана последовательно твердость поверхности по глубине детали.

Таблица 8.7 – Результаты измерений жесткости поверхности детали в 10 точках с левой стороны детали

Толщина слоя металла, который снимался, в десятых долях мм	**Номер точки измерений**									
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
0	252	187	216	250	250	254	285	282	277	241
1	223	209	209	212	218	217	274	258	232	283
2	184	187	176	208	200	208	233	234	228	250
3	145	165	142	204	163	198	191	209	224	249
4	146	161	156	177	167	165	167	170	168	286
5	147	157	170	170	152	157	164	175	170	183
6	143	145	162	170	150	148	152	170	160	170
7	138	134	154	137	150	161	166	173	153	177
8	134	122	146	157	122	142	145	140	136	155
9	131	116	136	149	126	138	150	154	158	137
10	128	110	126	140	131	134	142	145	140	136
11	125	104	116	132	135	130	134	135	123	136

Результаты измерений представлены в графическом виде (рисунок 8.14).

Из анализа данных таблицы следует, что твердость монотонно уменьшается по глубине детали.

Из анализа расположения точек можно сделать вывод об устойчивой тенденции уменьшения твердости по глубине обработанной детали. В результате обработки экспериментальных данных установлено наличие случайных изменений твердости.

С высокой степенью достоверности можно принять нормальный закон рассеяния значений твердости на разной глубине (показано в виде кривых на рисунке). Наиболее вероятные значения жесткости m(h) аппроксимированы экспоненциальной зависимостью вида

$$m(h)=HB_M\,(1+e^{-kh}),$$

где HB_M – средняя твердость материала заготовки; k – коэффициент, числовые значения которого находятся в пределах 1,8…2,2 $мм^{-1}$.

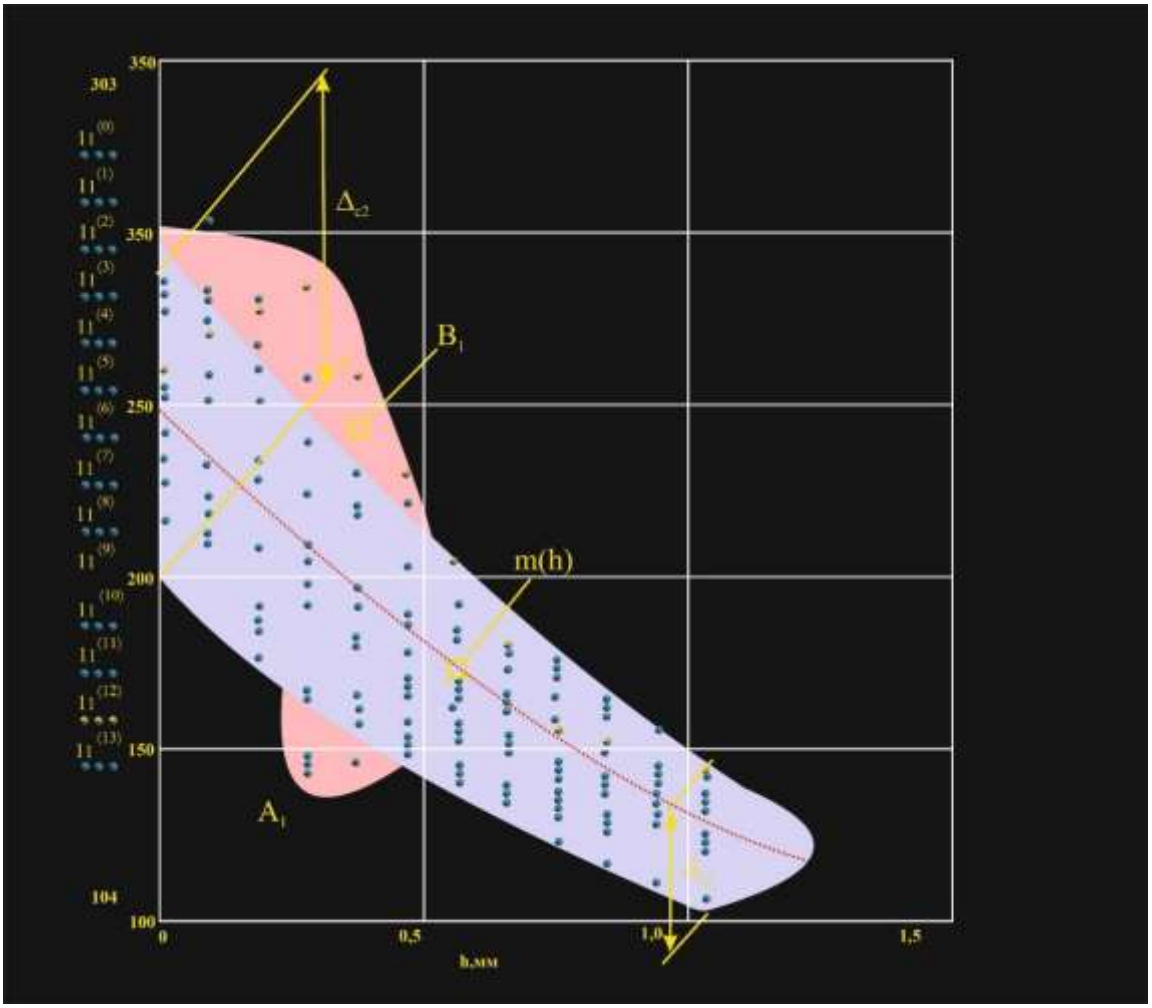


Рисунок 8.14 – Результаты измерений твердости материала детали из стали 45 на разной глубине обработанной поверхности

Предложенная зависимость твердости от глубины является приближенной и не учитывает наличия хаотических изменений твердости. Они имеют место на разной глубине от поверхности и проявляются в расширенных полосах расположения значений твердости.

Участки А1А2 обусловлены хаотическими изменениями твердости.

Участки В1В2 возникают как погрешности метода. При снятии слоя металла имеется разность толщины снятого металла по причине волнистости поверхности. Для впадин профиля толщина снятого металла намного меньше, чем ее среднее значение. Поэтому и твердость на участках B_1, B_2

намного выше измеренной для средней толщины снятого металла.

Рассеяние значений твердости установлено путем определения полосы расположения точек измерений. Для исходной обработанной поверхности измеренное значение полосы $\Delta_{\ell 1}$, $\Delta_{\ell 2}$, Δ_{p1}, Δ_{p2} составляет ~140. Твердость, измеренная на глубине h=1,1, мм имеет твердость, соответствующую полосе $\delta_{\ell 1}$, $\delta_{\ell 2}$, δ_{p1}, δ_{p2}, которая составляет 60. В результате проведенных измерений установлено, что ширина полосы изменялась по глубине по линейному закону. Поэтому можно принять закон изменения полосы рассеяния твердости по глубине в виде:

$$\Delta_h = \Delta - (\Delta - \delta)h/h_{11},$$

где для обработанного материала (сталь 45) $\Delta = 140$, $\delta = 60$, $h_{11} = 1{,}1$ мм.

Важное значение имеет закон распределения значений твердости при фиксированной глубине. Произведены измерения твердости для деталей из различных материалов после обработки ТФД (рисунки 8.15, 8.16).

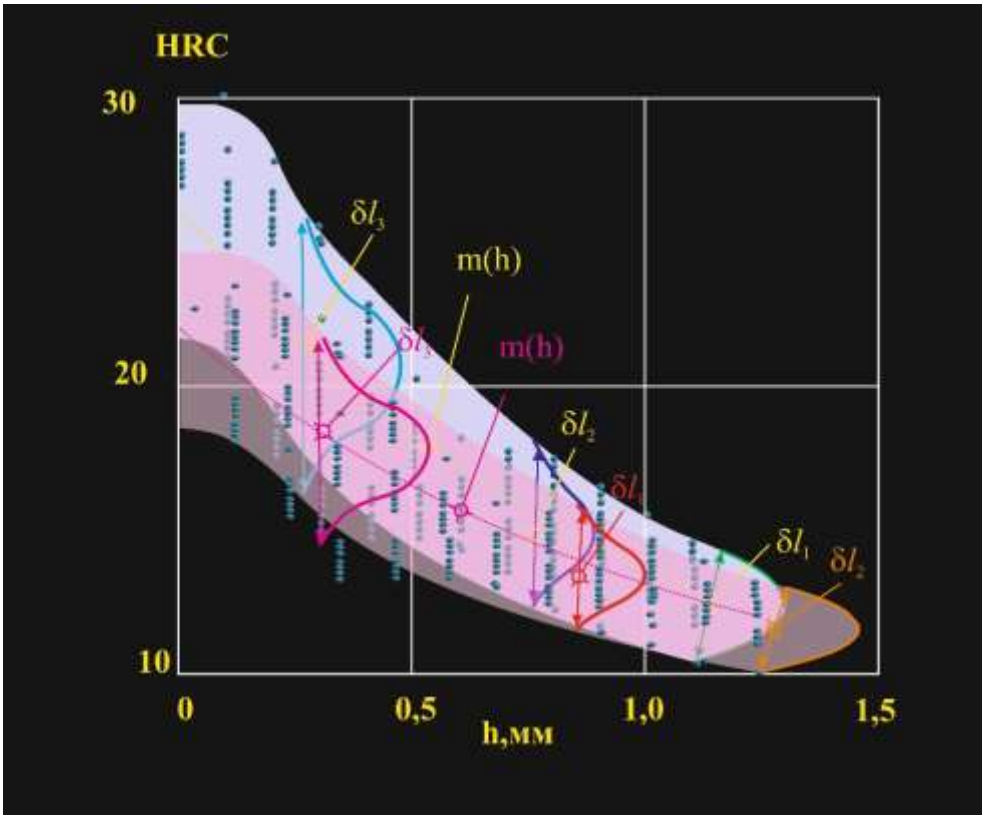


Рисунок 8.15 – Наличие случайных изменений твердости: голубая зона после ТФР по жесткому циклу, розовая – после обработки с САУ ТП

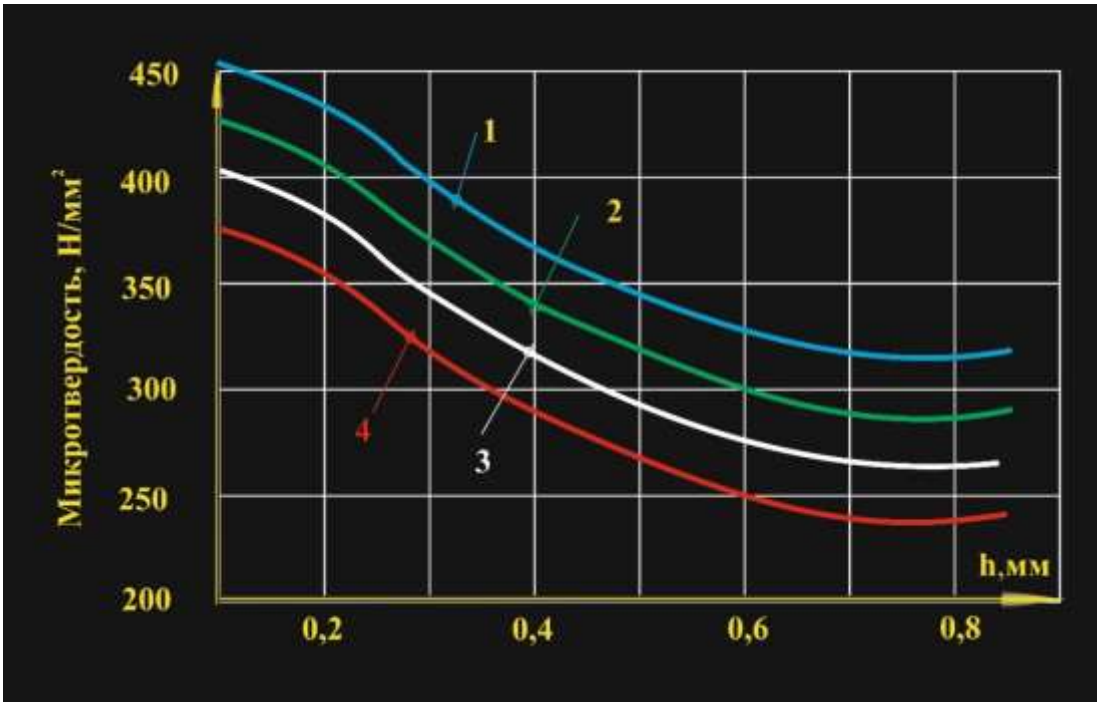


Рисунок 8.16 – Изменение микротвердости поверхностного слоя обработанных деталей из разных материалов: 1– сталь 09Х15Н8Ю; 2 – сталь 38ХГН; 3 – сталь 12Х13; 4 – сталь 12Х18Н12Т

Для оценки общего повышения твердости проведены измерения твердости сердцевины заготовки и поверхностного слоя (таблица 8.8).

Таблица 8.8 – Изменение твердости после обработки ТФД

Марка стали	Зона действия нагрева, мкм	Твердость, НВ	
		поверхности	сердцевины
45	400...500	250...350	209...220
12Х13	500...550	400...450	280...340
009Х15Н8Ю	550...650	400...500	300...350

Из анализа табличных данных следует, что повышение твердости поверхности слоя для разных материалов составляет 1,3...1,8 раз.

Выводы к главе 8

1. Обработка ТФД обеспечивает получение высокого качества поверхности в виде площадок, материал которых соответствует материалу заготовки и канавок, поверхность которых покрыта стабильной пленкой окислов с содержанием кислорода 20…40%. При ТФР обеспечивается шероховатость поверхности Rz 40…Rz 80.

2. Структура поверхностного слоя изменяется на глубину до 0,6...1 мм. Сталь 45 до 0,2 мм имеет мелкодисперсную структуру типа тростит. В более глубоких слоях появляется феррит, а затем имеет место постепенный переход к перлитно-ферритной структуре сердцевины.

3. В поверхностном слое обработанных поверхностей имеют место остаточные напряжения 200 МПа. Релаксация окончательных напряжений имеет место на глубине 10…200 мкм.

4. Твердость поверхностного слоя в 1,3...1,5 раза выше твердости сердцевины заготовки. По глубине заготовки твердость уменьшается по экспоненциальному закону. На глубине 0,6...1,1 мм твердость соответствует твердости сердцевины заготовки.

5. Построены и формализованы в виде равенства и неравенства технические ограничения факторов режима ТФР, определяемые возможностями станка, режущими свойствами ТФД, требованиями к точности обрабатываемой заготовки и качеству поверхностного слоя. Выбраны критериии оптимизации режима, которые записаны в виде функций от факторов режима ТФР. Построена математическая модель процесса ТФР и решена задача оптимизации цикла с использованием метода динамического программирования.

6. Рекомендуемые режимы обработки основаны на ограничении температуры и сил резания и устанавливают диаметр инструмента 160...500 мм и окружную скорость 45...80 м/с. При этом толщина срезаемого слоя составляет 1...3 мм.

7. Температура контактной поверхности рекомендована в пределах 1100…1200 °С. При этом меньшее значение рекомендуется для стали 45, а большее значение – для стали 09Х15Н8Ю.

8. Синтезирована САУ операцией ТФР, применение которой позволяет обеспечить стабильность показателей качества при реализации системой ЧПУ граничных циклов. Это позволило в сравнении с традиционной обработкой обеспечить стабильное качество обработки и снизить значения дисперсий по размеру поверхностей – в 2,2 раза, по шероховатости – в 9,2 раза.

9. Использование предлагаемого способа и САУ позволило снизить время на обработку деталей «стрелка». Наиболее значительно время снижается для 1-й заготовки – в 1,42-1,5 раза, для второй – в 1,38-1,40 раза. В среднем производительность процесса ТФР повышается на 20%.

10. Выполненные в производственных условиях экспериментальные исследования подтверждают высокую эффективность САУ стабилизации цикла и возможность широкого применения разработанных методик в автоматизированном производстве. Внедрение САУ ТП процессом ТФР осуществлено на АО «Керченский металлургический завод» (г. Керчь) с годовым экономическим эффектом от внедрения 4758900 руб.; ООО «ПК ТпЮГ» (г. Симферополь) с годовым экономическим эффектом от внедрения 3595420 руб.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Для обеспечения стабильности параметров качества обработки поверхностей при ТФР операция рассмотрена как динамическая система, где процесс формообразования поверхности исследуется не только в пространстве, но и во времени. На основе системного подхода рассмотрена структура операции ТФР, сформулированы основные положения и принципы анализа процесса ТФР. При системном анализе операция ТФР расчленена по функциональным признакам на подсистемы «Процесс резания» и «Технологическая система». Подсистема «Технологическая система» реализует функции перехода входных параметров оборудования на зону контакта, а в отношении микро- и макрорельефа ТФД и заготовки является линией задержки. Эти параметры вновь поступают на вход подсистемы «Процесс резания» по истечении времени оборота, соответственно, диска или перемещения изделия. То же касается и физико-механического состояния поверхности заготовки. Показано, что параметры ТС могут изменяться с течением времени предсказуемым и непредсказуемым образом под действием различных факторов. Важным показателем качества ТС обработки деталей и является их стабильность. Отсутствие стабильности при традиционных технологиях неизбежно приводит к разбросу показателей качества выпускаемой продукции. При форсированных технологических режимах в силу возрастания чувствительности ТС к возмущающим факторам наблюдается потеря стабильности ТС и ТП.
2. Выдвинуто научное положение о возможности обеспечения гарантированного качества изделий на операциях высокопроизводительного ТФР, подверженных влиянию возмущающих случайных факторов в условиях реализации

граничных циклов, при наличии непрерывной диагностики состояния ТП и осуществлении динамической стабилизации параметров технологического цикла непосредственно в процессе обработки. Показано, что построение предельных циклов возможно за счет определения более адекватных моделей процесса, учитывающих изменение состояния ТС с течением времени.

3. Обосновано научное положение, заключающееся в том, что, вводя дополнительные динамические приспособления в виде демпферов колебаний или вибрационного приспособления можно целенаправленно изменять показатели волнистости поверхности при ТФР. Предложены прогрессивные методы ТФР деталей специальным инструментом в виде ТФД, режущая поверхность которого образована вращением клина с углом при вершине 75...80° и радиусом кромки 0,2...0,5 мм при окружной скорости инструмента 40...80 м/с, охлаждением инструмента и местного нагрева заготовки, и вибрационным влиянием на процесс обработки путем использования вибрационных приспособлений и инструмента динамического действия, позволяющих целенаправленно изменять параметры колебательных процессов в динамической системе станка, а соответственно, параметры обработанной поверхности.
4. Доказана возможность реализации и эффективность предложенных методов ТФР, которые объединяют термофрикционную и вибрационную механическую обработку заготовок, обеспечивающую обработку деталей с образованием регулярной волнистой поверхности, твердость которой в 1,3...1,5 раза превышает твердость материала детали.
5. Выявлены особенности механизма формообразования поверхности при ТФР. В результате взаимных смещений заготовки и инструмента изменяется толщина слоя расплавленного металла. При этом

возникают дополнительные силы давления, приводящие к увеличению потока расплавленного металла между заготовкой и режущей кромкой инструмента. Интенсивность потока металла пропорциональна скорости относительного перемещения инструмента и заготовки. В результате на обработанной поверхности формируются наплывы (выступы), пропорциональные локальной скорости относительного движения инструмента и заготовки. При наличии в заготовке продольных пазов или вставок из разнородных материалов неровности возникают в поперечном направлении. Для описания формы поверхности рекомендуется использовать полигармонические функции двух переменных в виде произведения отрезков тригонометрических рядов.

6. Установлена специфическая особенность тепловыделения при ТФР, которая заключается в наличии основного источника тепла внутри объема слоя жидкого металла, осуществляющего напорное движение между поверхностью инструмента с обрабатываемой поверхностью заготовки и поверхностью стружки. Основное тепловыделение имеет место внутри объема жидкого слоя металла, где наблюдаются наибольшие значения градиента скорости. Доказано, что дополнительным фактором локализации термообразования является анизотропия параметров теплопроводности зоны резания, обусловленная разностью коэффициентов теплопроводности холодного, нагретого и жидкого металла. Анизотропия проявляется в виде существенно разных главных значений тензора теплопроводности и имеет своим следствием изменение направлений основных тепловых потоков с их ориентацией в сторону более холодных частей заготовки и инструмента, что приводит к повышению равномерности распределения температуры, теплоизоляции и локализации тонкого слоя расплавленного металла

между инструментом и заготовкой, в котором и происходит основное тепловыделение и фазовые превращения.

7. Определено, что наибольшее влияние на силовые параметры процесса ТФР плоских поверхностей оказывают скорость подачи заготовки, окружная скорость инструмента, толщина срезаемого слоя и теплофизические свойства материалов инструмента и заготовки. Найдены эмпирические зависимости для определения силовых параметров *(Pz, Py, Px),* которые рекомендуется использовать для необходимых инженерных расчетов. Показано, что процесс стружкообразования при ТФР протекает в зоне, начальные и конечные границы которой расположены на значительном расстоянии. В ходе перемещения металла через зону стружкообразования имеет место его последовательное упрочнение. В контактной зоне с передней и задней поверхностью инструмента формируется область контактных пластических деформаций с ярко выраженной текстурой.
8. Установлено, что диски для ТФР металлов обладают более высокой стойкостью по сравнению с обычным режущим инструментом, поскольку имеют диаметр 160…500 мм, а участок режущей кромки, находящийся в непосредственном контакте с обрабатываемой поверхностью, постоянно обновляется. При большой скорости вращения диска создается поток охлаждающего его воздуха. Предложены для дальнейшей разработки и реализации конструкции ТФД дисков с подрезным резцом, устройства для съема нароста. Для рационального формирования стружки на цилиндрической поверхности ТФД рекомендуется выполнить лыски, фасонные выступы или винтовые канавки.
9. Создано инструментальное обеспечение процесса ТФР, реализующее предложенные концептуальные принципы обработки. При этом

разработаны дисковые инструменты, обеспечивающие целенаправленное термическое воздействие на процесс обработки, заключающийся в охлаждении инструмента и рациональном теплоотводе. Разработаны специальные приспособления (вибрационный стол) и инструмент, обеспечивающие необходимые параметры вибраций в динамической системе станка путем использования специальных демпферов, средств формирования стружки и устройств для предотвращения образования нароста. Разработан ряд методов и устройств, обеспечивающих эффективную работу инструмента. В целях улучшения схода стружки на наружной поверхности инструмента рекомендуется выполнять винтовую канавку с шагом 0,8...1,5 мм при ширине канавки 0,5...0,8 мм. Для обеспечения периодического излома стружки на периферии диска рекомендуется выполнять клиновидные пазы. Для снижения динамических нагрузок на инструмент рекомендуется оснастить его демпфером, например, ударного типа или демпфером в виде упругого кольца, покрытого эластомером, которое помещено в торцовой части инструмента и обеспечивает снижение шума и вибраций инструмента. Для стабилизации термического режима рекомендуется обеспечить его охлаждение путем выполнения в корпусе инструмента кольцевой полости, заполненной охлаждающей жидкостью или разместить внутри инструмента тепловые трубы для обеспечения эффективного отвода тепла из зоны резания.

10. Разработана единая методика расчета высокопроизводительных режимов ТФР на основе изучения закономерностей теплообразования, баланса тепловых потоков и особенностей теплопередачи в системе «инструмент–деталь», динамических колебательных процессов, определения взаимосвязей параметров процессов с показателями качества обработанной поверхности.

Основу методики составляет разработанное формализованное математическое описание операции ТФР, позволяющее для любого момента времени при различных алгоритмах изменения режима определять фазовые координаты ТС (взаимное расположение инструмента и заготовки, параметры зоны контакта «инструмент – заготовка»), параметры качества обрабатываемой поверхности (шероховатость, размер, отклонения формы, физико-механическое состояние поверхностного слоя), выходные параметры процесса (скорость съема припуска, износ инструмента). Построены и формализованы в виде равенства и неравенства технические ограничения факторов режима ТФР, определяемые возможностями станка, режущими свойствами ТФД, требованиями к точности обрабатываемой заготовки, и качеству поверхностного слоя. Выбраны критерии оптимизации режима, которые записаны в виде функций от факторов режима ТФР. Построена математическая модель процесса ТФР и решена задача оптимизации цикла с использованием метода динамического программирования.

11. Разработана математическая модель процесса взаимодействия ТФД и заготовки, учитывающая влияние вариаций формы инструмента и ее спектральный состав, которая позволяет описывать отклонение состояния ТС от номинального режима в реальном масштабе времени. На основе разработанных моделей для операции ТФР и теории фильтрации Калмана-Бюсси синтезирована подсистема оценки вектора состояния с минимально достижимой среднеквадратической ошибкой (стохастический наблюдатель) и произведено определение его параметров.
12. Построенный стохастический наблюдатель позволяет осуществлять непрерывную диагностику состояния операции ТФР с учетом

стохастической природы и дает возможность получать информацию о состояниях ТП непосредственно в процессе обработки.

13. На основе разработанных математических моделей и получаемых оценок состояния синтезирована САУ операцией ТФР, применение которой позволяет стабилизировать режимы процесса и эффективно использовать предельные граничные циклы без потери стабильности показателей качества изделий.
14. Результаты исследований использованы при внедрении способа ТФР сталей. Проведенные испытания подтвердили правильность результатов теоретических и экспериментальных исследований и позволили сделать выводы об их промышленной эффективности. Внедрение обработки плоскостей в производство уменьшает трудоемкость операций, стоимость режущего инструмента и расход электроэнергии. Основные научно-технические результаты работы внедрены в производство, чем подтверждена эффективность разработанных технологических основ обеспечения качества и повышения стабильности процессов ТФР сталей. При промышленном внедрении были использованы рекомендации по выбору температур нагрева, устройства для получения переменной подачи и устройства для предотвращения наплывов. Внедрение способов обработки производилось в ООО «Донбасс-Сервис» (г. Луганск) с годовым экономическим эффектом от внедрения 1885000 руб.; ООО «Локомотив Сервис Ростов» (г. Донецк, Ростовская область) с годовым экономическим эффектом от внедрения 2440000 руб.; на АО «Керченский металлургический завод» (г. Керчь) с годовым экономическим эффектом от внедрения 4758900 руб.; ООО «ПК ТпЮГ» (г. Симферополь) с годовым экономическим эффектом от внедрения 3595420 руб.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алексеев, Н.М. Особенности пластического течения металлов при трении и их влияние на процессы трения и изнашивания / Н.М. Алексеев, И.В. Крагельский, А.М. Шапиро; Сб. Трение и износ. 1983. — Т.4. – № 3. – С. 389-397.
2. Алексеев, Н.М. Новое о структурных особенностях трения твердых тел / Алексеев Н.М., Богданов Р.И., Буше Н.А. и др. // Сб. Трение и износ. – 1988.– Т.9. – № 6. – С. 965-974.
3. Артамонов, Е.В. Напряженно-деформированное состояние и прочность режущих элементов инструментов / Е.В. Артамонов, И.А. Ефимович, Н.И. Смолин, М.Х. Утешев. – М.: Недра, 2001.– 199 с.
4. Аскинази, Б.М. Упрочнение и восстановление деталей машин электромеханической обработкой / Б.М. Аскинази. – М.: Машиностроение, 1989. – 197 с.
5. Астафьев, В.И. Нелинейная механика разрушения / В.И. Астафьев, Ю.Н. Радаев, Л.В. Степанова. – Самара: Изд. Самарского ун-та, 2001.– 632 с.
6. Асятурян, А.И. Теплопередача при фрикционном резании металлов / А.И. Асятурян, Б.И. Борисов, Н.И. Белая // Физика и химия обработки материалов. –1973. –№6.– С. 19-28.
7. Афанасьева, Н.Ю. Вычислительные и экспериментальные методы научного эксперимента / Н.Ю. Афанасьева. – М.: Кнорус, 2010. – 330 с.
8. Балакин, В.А. Трение и износ при высоких скоростях скольжения / В.А. Балакин. – М.: Машиностроение, 1980.– 136 с.
9. Балахонов, Р.Р. Поверхностные слои и внутренние границы раздела в гетерогенных материалах / Р.Р. Балахонов, А.В. Болеста, М.П. Бондаль /Отв. ред. Панин В.Б.– Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2006. – 520 с.
10. Бармин, Б.П. Вибрации и режимы резания / Б.П. Бармин – М.: Машиностроение, 1972. – 72 с.

11. Безъязычный, В.Ф. Тепловые процессы при обработке резанием/ В.Ф. Безъязычный // В сборнике: Инновационные технологии в машиностроении. Сборник научных трудов Международной научно-практической заочной конференции. Ульяновск, 2024. –С. 34-38.
12. Белобородов, С.М. Технологическое обеспечение качества и ресурса при изготовлении, сборке, ремонте и восстановлении / С.М. Белобородов, А.С. Верещака, В.А. Ким. – М.: Издательский дом «Спектр», 2012. – 284 с.
13. Безъязычный, В.Ф. Влияние качества поверхностного слоя после механической обработки на эксплуатационные свойства деталей машин / В.Ф. Безъязычный // Инженерия поверхности. Приложение к журналу: Справочник. Инженерный журнал. – М.: Машиностроение, 2001. – № 4. – С. 9-17.
14. Безъязычный, В.Ф. Управление процессом обработки для обеспечения качества поверхностного слоя / В.Ф. Безъязычный // Инженерия поверхности. Приложение к журналу: Справочник. Инженерный журнал. М.: Машиностроение. – 2002.– №9.– С. 14-16.
15. Блюменштейн, В.Ю. Механика технологического наследования на стадиях обработки и эксплуатации деталей машин [Текст] / В.Ю. Блюменштейн, В.М. Смелянский. – М.: Машиностроение-1, 2007. – 400 с.
16. Блюменштейн, В.Ю. Анализ методов определения остаточных напряжений металла изделий. проблемы и перспективы // В.Ю. Блюменштейн, М.С. Махалов // Фундаментальные основы физики, химии и механики наукоёмких технологических систем формообразования и сборки изделий. Сборник трудов научного симпозиума технологов-машиностроителей. 2020. С. 152-157.
17. Богодухов, С.И. Обработка упрочненных поверхностей в машиностроении и ремонтном производстве / С.И. Богодухов, В.Ф. Гребенюк, А.Д. Проскурин. – М.: Машиностроение, 2005. – 256 с.

18. Бойцов, В.Б. Технологические методы повышения прочности и долговечности / В.Б. Бойцов, А.О. Чернявский. – М.: Машиностроение, 2005 – 127 с.
19. Болотов, А.Н. Восстановление изношенных поверхностей методом пластического деформирования / А.Н. Болотов, И.В. Горлов // Механика и физика фрикционного контакта. Межвузовский сборник научных трудов. Выпуск 9. – Тверь. ТГТУ. – 2002. – С. 39-43.
20. Борисов, Б.Я. Высокоскоростное резание металлов пилами / Б.Я. Борисов. – К.: Высшая школа, 1970. – 91 с.
21. Братан, С.М. Диссипативные процессы контактно-фрикционного взаимодействия при термофрикционном резании черных металлов / С.М. Братан, Н.И. Покинтелица А.С. Часовитина, Ч.Ф Якубов // Черные металлы, 2026. – № 4. – С. 44-51.
22. Братан, С.М. Моделирование процесса термофрикционного резания металлов пилами трения / С.М. Братан, Н.И. Покинтелица, Ч.Ф. Якубов, А.С. Часовитина, М.И. Братан // В сборнике Наукоемкие технологии в машиностроении, 2026. – № 6 (180). – С. 3-11.
23. Братан, С.М. Синтез фильтра Калмана-Бюсси для оценивания состояния операции шлифования / С.М. Братан, Д.Е. Сидоров, В.Б. Богуцкий // Современные направления и перспективы развития технологий обработки и оборудования в машиностроении. – Севастополь: СевГУ, 2015. – С. 87-91.
24. Братан, С.М. Моделирование процесса стохастического взаимодействия инструмента и заготовки на операциях шлифования / С.М. Братан, В.Б. Богуцкий, Ю.К. Новоселов, С.И. Рощупкин // Наукоемкие технологии в машиностроении. – 2017. –№ 5 (71). – С. 9-18.
25. Братан, С.М. Синтез стохастического наблюдателя Льюнбергера для оценивания состояния операции шлифования / С.М. Братан, А.О. Харченко, Е.А. Владецкая, С.И. Рощупкин // Вестник современных технологий. –2018. – № 2 (10). – С. 9-14.

26. Братан, С.М. Синтез подсистемы наблюдений для операции шлифования / С.М. Братан, А.О. Харченко, Е.А. Владецкая // Вестник современных технологий. –2019. –№ 2 (14). – С. 21-28.
27. Братан, С.М. Проблема обеспечения стабильности параметров качества при высокопроизводительной финишной обработке деталей машин / С.М. Братан // Вестник современных технологий. –2022. –№ 4 (28). – С. 4-11.
28. Братан, С.М. Повышение качества термофрикционной обработки путем введения в технологическую систему дополнительных динамических демпфирующих приспособлений / С.М. Братан, Н.И. Покинтелица, А.О. Харченко, Ч.Ф. Якубов // Черные металлы. – 2023. – № 12. – С. 96-104.
29. Бржозовский, Б.М. Динамический мониторинг технологического оборудования / Б.М. Бржозовский, В.В. Мартынов, И.Н. Янкин, М.Б. Бровкова. – Саратов: Саратовский государственный технический университет, 2008. – 310 с.
30. Булгаревич, С.Б. Вероятный механизм возникновения расклинивающего давления между трущимися телами при смешанном трении / С.Б. Булгаревич, М.В. Бойко, В.И. Колесников и др.// Трение и износ. – 2010. – Т. 31, № 2. – С. 150-158.
31. Букатый, С.А Эффект нелинейности температурных характеристик материалов и его применение в заготовительном производстве для повышения точности деталей / С.А. Букатый, А.С.Букатый // Перспективы развития двигателестроения. материалы международной научно-технической конференции имени Н.Д. Кузнецова. Самара, 2025. С. 533-534.
32. Буяновский, И.А. Граничная смазка: этапы развития трибологии / И.А Буяновский, И.Г. Фукс, Т.Н. Шабалина. – М.: Нефть и газ, 2002. – 230 с.

33. Бутенко, В.И. Физико-технологические основы формирования управляемых структур сталей и сплавов [Текст] / В.И. Бутенко. Таганрог: Изд-во ТРТУ, 2004. – 264 с.
34. Буфеев, В.А. Механофрикционный эффект / В.А. Буфеев // Трение и износ. – 2000.– Т. 21. –№ 3.– С. 252-257.
35. Буфеев, В.А. О механофрикционном эффекте и силе внешнего трения / В.А. Буфеев // Трение и износ. – 2000. –Т. 21.– № 5. –С. 474-480.
36. Васин, С.А. Прогнозирование виброустойчивости инструмента при точении и фрезеровании / С.А. Васин. – М.: Машиностроение, 2001.– 384 с.
37. Васин, С.А. Резание материалов: термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.
38. Вейц, В.Л. Динамика и управление процессом стружкообразования при лезвийной механической обработке / В.Л. Вейц, В.В. Максаров // СПб.: СЗПИ, 2000. –160 с.
39. Вейц, В.Л. Резание материалов / В.Л. Вейц, В.В. Максаров, А.Г. Схиртладзе. – СПб.: СЗТУ, 2002. – 232 с.
40. Верхотуров, А.Д. Роль воздуха в контактных процессах резания металлов / А.Д. Верхотуров, Ф.Я. Якубов, В.А. Ким, Л.А. Коневцов, Ч.Ф. Якубов // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. – Комсомольск-на-Амуре: КнАГТУ, 2014.– Т. 1.– № 3(19). – С. 64-72.
41. Вишняков, В.В. Исследование процесса точения на сверхвысоких скоростях резания [Текст]: Автореферат дис. на соискание ученой степени кандидата технических наук. (171) / Ленингр. политехн. ин-т им. М. И. Калинина. – Ленинград: [б. и.], 1972. – 22 с.
42. Власов, В.И. Процессы и режимы резания конструкционных материалов / В.И. Власов // Справочник. –М.: Издательство «ИТО», 2008.– 188 с.

43. Власов, В.М. Работоспособность упрочненных трущихся поверхностей / В.М. Власов. – М.: Машиностроение, 1987. – 305 с.
44. Вольф, В.Ф. Пилы для резания горячего металла / В.Ф. Вольф. – Свердловск: Изд-во УПИ, 1970. – 118 с.
45. Гаркунов, Д.Н. Триботехника (износ и безызносность) / Д.Н. Гаркунов. – М.: Изд-во МСХА, 2001.– 616 с.
46. Гаркунов, Д.Н. Анализ изнашивания и избирательного переноса при трении /Д.Н. Гаркунов, Г. Польцер // Эффект безызносности и триботехнологии. –1992. – № 1. – С. 9-12.
47. Гаркунов, Д.Н. Триботехника (конструирование, изготовление и эксплуатация машин) // Д.Н. Гаркунов. – М.: Изд-во МСХА, 2002.– 632 с.
48. Гик, Л.А. Ротационное резание металлов Л.А. Гик. – Калининград: Кн. изд-во,1990. – 254 с.
49. Гольдшмидт, М.Г. Деформации и напряжения при резании металлов / М.Г. Гольдшмидт. –Томск: STT, 2001.–180 с.
50. Гордон, М.Б. Исследование трения и действия внешней среды в процессе резания металлов [Текст]: Автореферат дис. на соискание ученой степени доктора технических наук / Горьк. политехн. ин-т. – Горький: [б. и.], 1967. – 41 с.
51. Горленко, А.О. Инженерия криволинейных поверхностей трения // Инженерия поверхности. Приложение к журналу: Справочник. Инженерный журнал. – М.: Машиностроение, 2001. –№ 10. – С. 6-8.
52. Горячева, И.Г. Механика фрикционного взаимодействия / И.Г. Горячева. – М.: Наука, 2001.– 478 с.
53. Гречишников, В.А. Математическое моделирование в инструментальном производстве / В.А. Гречишников, Н.В. Колесов, Ю.Е. Петухов. –М.: МГТУ «Станкин», 2003.– 113 с.
54. Григорьев, С.Н. Методы повышения стойкости режущего инструмента / С.Н. Григорьев. – М.: Машиностроение, 2011. – 368 с.

55. Гуркин, Г.С. Напряжения от сил резания в круглых пилах постоянной толщины Г.С. Гуркин // Изв. вузов: Лесной журнал. – 1961. –С. 102-111.

56. Дианов, А.А. Образование волнистости при плоском прерывистом шлифовании периферией круга / А.А. Дианов, Е.Ю. Татаркин, В.А. Терентьев // Ползуновский вестник. – 2009. – №1-2. – С. 127-131.

57. Дмитриев, А.И. Многоуровневое моделирование процессов трения и износа на основе численных методов дискретной механики и феноменологической теории / А.И. Дмитриев, А.Ю. Смолин, В.Л. Попов, С.Г. Псахье // Физическая мезомеханика. – 2008. – Т. 11. – №. 4. – С. 15-24.

58. Железнов, Г.С. Определение угла сдвига при резании металлов / Г.С. Железнов // Известия вузов. Машиностроение. – 1998. – № 4-6. – С. 104.

59. Заковоротный, В.Л. Динамика процесса резания. Синергетический подход / В.Л. Заковоротный, М.Б. Флек. – Ростов -на-Дону: Терра, 2006. – 880 с.

60. Зарубицкий, Е.У. Обработка деталей диском трения / Е.У. Зарубицкий // Физические процессы при резании металлов. – Волгоград: ВолгПИ,1984.–С. 131-134.

61. Зарубицкий, Е.У. Обработка плоскостей диском трения / Е.У. Зарубицкий // Судостроение. –1983.–№10.–С. 39-40.

62. Зарубицкий, Е.У. Повышение производительности черновой обработки путем применения термофрикционного резания / Е.У. Зарубицкий // Новые прогрессивные методы обработки металлов. – Ленинград. –1986. – С. 59-60.

63. Зарубицкий, Е.У. Температура снимаемого припуска при термофрикционном резании / Е.У. Зарубицкий // Оптимизация процессов резания жаропрочных и особопрочных материалов. – Уфа: Изд-во УАИ, 1986. – С. 106-110.

64. Зарубицкий, Е.У. Исследование температурных явлений процесса термофрикционной обработки коррозионностойких сталей / Е.У. Зарубицкий, В.А. Плахотник, Н.И. Покинтелица // Повышение эффективности процесса резания материалов. – Волгоград. – 1987. – С.67-69.
65. Зубенко, А.С. Марочник сталей и сплавов / А.С. Зубенко // 2-е изд. переработанное и дополненное. –М.: Машиностроение, 2003.– 782 с.
66. Зубко, И.Ю. Самоорганизация дислокаций как причина нестабильности при пластической деформации / И.Ю. Зубко, И.Э. Келлер, П.В. Трусов // Математическое моделирование систем и процессов. – 2002. –№ 10.– С. 63-74.
67. Инженерия поверхности деталей / Колл. авт. под ред. А.Г. Суслова. – М.: Машиностроение, 2008. – 320 с.
68. Кабалдин, Ю.Г. Построение перспективных систем управления металлорежущими станками на основе самоорганизации и принципов искусственного интеллекта Текст. / Ю.Г. Кабалдин, С.В. Биленко // «Вестник машиностроения». –2002. –№ 6. – С. 59-65.
69. Калита, В.И. Плазменные покрытия с нанокристаллической аморфной структурой / В.И. Калита, Д.И. Комлев. – М.: Лидер М, 2008. – 388 с.
70. Калман Р., Фалб П., Арбиб М. Очерки по математической теории систем. М.: Мир, 1971– 398 с.
71. Ким, В.А. Управление триботехническими процессами контактного взаимодействия при резании / В.А. Ким, Б.Я. Мокрицкий, Е.В. Самар, Ч.Ф. Якубов // Металлообработка. – 2017. – № 3(99). – С. 2-8.
72. Ким, В.А. Адгезионные процессы контактного взаимодействия при резании материалов / В.А. Ким, Б.Я. Мокрицкий, Е.В. Самар, Ч.Ф. Якубов // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. – Комсомольск-на-Амуре: КнАГТУ, 2018.– Т. 1.– № 1(33). – С. 66-75.

73. Ким, В.А. Влияние микроструктуры конструкционных и легированных сталей на износостойкость / В.А. Ким, Б.Я. Мокрицкий, Ч.Ф. Якубов // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2018. – Т. 14.– № 1(157). – С. 7-11.
74. Ким, В.А. Математическое моделирование деформационно-динамических процессов резания металлов / В.А. Ким, Е.Б. Щелкунов, Е.В. Самар, Ч.Ф. Якубов // Технология машиностроения. – 2019. – № 6. – С. 50-57.
75. Ким, В.А. Анализ плоскости сдвига при стружкообразовании в процессе резания. Часть I / В.А. Ким, Б.Я. Мокрицкий, Ч.Ф. Якубов // Металлообработка. – 2019. – № 1(109). – С. 9-14.
76. Ким, В.А. Анализ плоскости сдвига при стружкообразовании в процессе резания. Часть II / В.А. Ким, Б.Я. Мокрицкий, Ч.Ф. Якубов // Металлообработка. – 2019. – № 1(109). – С. 15-21.
77. Киричек, А.В. Деформационное упрочнение управляемыми ударными импульсами [Текст] / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев // Упрочняющие технологии и покрытия. 2007. – № 10. – С. 3-7.
78. Киселев, Е.С. Механическая обработка заготовок в условиях критического тепломассопереноса / Е.С. Киселев, В.Н. Ковальногов. – М.: РАН, 2008.–250 с.
79. Киселев, Е.С. Ультразвуковое снятие технологических остаточных напряжений / Е.С. Киселев, В.Н. Ковальногов // Техномир, 2008.–№ 2 (38). – С. 44-45.
80. Клушин, М.И. Резание металлов / М.И. Клушин. – М.: Машгиз, 1958. –453 с.
81. Козочкин, М.П. Виброакустическая диагностика технологических процессов / М.П. Козочкин. – М.: ИКФ «Каталог», 2005. – 196 с.
82. Колесов, С.Н. Материаловедение и технология конструкционных материалов / И.С. Колесов // 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 2008. – 535 с.

83. Колмаков, А.Г. Методы измерения твердости / А.Г. Колмаков, В.Ф. Терентьев, М.Б. Бакиров. – М.: Металлургия, 2000. – 128 с.
84. Корольков, Б.Н. Термодинамические основы самоорганизации: монография / Б.Н. Корольков. – Иркутск: ИрГУПС, 2011. – 120 с.
85. Коршунов, В.Я. Расчет глубины упрочнения и остаточных напряжений при поверхностном пластическом деформировании / В.Я. Коршунов // СТИН. – 1998.–№ 12.– С. 24-27.
86. Кошин, А.А. Исследование функциональных связей между предельными режимами и тепловыми критериями процессов алмазно–абразивной обработки: Дис…канд. техн. наук.05.02.08. – Челябинск, 1974, –122 с.
87. Кравченко, Б.А. Термопластическое упрочнение – резерв повышения прочности и надежности деталей машин / Б.А. Кравченко, В.Г. Круцило, Г.Н. Гутман. Самара: СамГТУ, 2000. – 216 с.
88. Кравченко, Б.А. Физические аспекты теории процесса резания металлов / Б.А. Кравченко, А.Б. Кравченко. Самара: СамГТУ, 2002. – 167 с.
89. Крагельский, И.В. Трение и износ / И.В. Крагельский. – М.: Машгиз, 1969.– 480 с.
90. Кушнер, В.С. Теория стружкообразования: монография / В.С. Кушнер. – Омск: Изд-во ОмГТУ, 2011. – 176 с.
91. Левицкий, М.П. Температура при резании металлов / М.П. Левицкий. – М.: Машгиз, 1940. – 242 с.
92. Лоладзе, Т.Н. Износ режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе – М.: Машгиз, 1958. – 356 с.
93. Лоладзе, Т.Н. Напряжение в режущей части инструмента и сущность предельных /ломающих/ толщин среза. / Т.Н. Лоладзе, Х. Чандрашекаран, А.И. Батенели // Изв. вузов. – М.: Машиностроение. – №11. – 1967.

94. Лоладзе, Т.Н. Исследование напряжений в режущей части инструмента при переходных процессах методом фотоупругости / Т.Н. Лоладзе, Г.Н. Тхемаладзе, Ф.Г. Тотчиев // сообщение АН ГССР, 1975. – № 3. – 47 с.

95. Лоладзе, Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.

96. Лужков, Ю.М. Основы трибоники / Ю.М. Лужков, В.Д. Александров. – М.: МАДИ, 2013. – 136 с.

97. Максаров, В.В. Автоматизация и управление процессом стружкодробления на основе метода локального пластического воздействия на обрабатываемый материал / В.В. Максаров, А.Н. Ванчурин // Металлобработка. – 2006. – №5-6 (35-36). – С. 12-17.

98. Максаров, В.В. Технологическое обеспечение шероховатости поверхностного слоя на основе моделирования переходных процессов / В.В. Максаров, Р.В. Вьюшин, А.Е. Ефимов // Металлообработка. – 2017. – №2. – С. 39-45.

99. Максаров, В.В. Теория и практика моделирования и управления в области прогнозирования динамических свойств технологических систем / В.В. Максаров, Ю. Ольт // Металлообработка. – 2012. – № 2. – С. 7-13.

100. Маслов, А.Р. Конструкции и эксплуатация прогрессивного инструмента / А.Р. Маслов. – М.: Издательство «ИТО», 2006. – 166 с.

101. Матлин, М.М. Прогнозирование глубины наклепанного слоя при комбинированном упрочнении [Текст] / М.М. Матлин, С.Л. Лебский // Вестник машиностроения. 2001. – № 4. – С. 56-58.

102. Мигранов, М.Ш. Особенности термодинамических процессов на контактных поверхностях режущего инструмента / М.Ш. Мигранов, Л.Ш. Шустер. – Известия Самарского научного центра Российской академии наук. – 2011.– Т.13.–№ 4(3). – С. 1126-1129.

103. Михайлин, Ю.А. Конструкционные полимерные композиционные материалы / Ю.А. Михайлин. – 2-е изд., испр. и доп. – СПб.: Научные основы и технологии, 2010. – 822 с.

104. Михелькевич, В.Н. Автоматическое управление шлифованием / В.Н. Михелькевич. – М.: Машиностроение, 1975, 304 с.

105. Мокрицкий, Б.Я. Повышение работоспособности металлорежущего инструмента путем управления свойствами инструментального материала / Б.Я. Мокрицкий. – Владивосток: Дальнаука, 2010. – 232 с.

106. Моргунов, А.П. Технологическое обеспечение надежности и долговечности в машиностроении Текст. / А.П. Моргунов. – Омск: ОМПИ, 2000.– 100 с.

107. Насад, Т.Г. Математическая модель оптимизации режимов фрикционно- лезвийной обработки / Т.Г. Насад // Управляющие и вычислительные комплексы в машино- и приборостроении: межвуз. науч. сб. / СГТУ. – Саратов, 1999. – С. 78-79.

108. Насад, Т.Г. Математическая модель тепловых процессов при фрикционной обработке / Т.Г. Насад // Исследование станков и инструментов для обработки сложных и точных поверхностей: межвуз. науч. сб. / СГТУ. – Саратов, 2000. – С. 159-162.

109. Насад, Т.Г. Высокоскоростная обработка труднообрабатываемых материалов с дополнительными потоками энергии в зоне резания: монография / Т.Г. Насад, А.А. Игнатьев; Сарат. гос. техн. ун-т. – Саратов: СГТУ, 2002. – 112 с.

110. Насад, Т.Г. Износ лезвийного инструмента при высокоскоростной обработке с дополнительным тепловым воздействием / Т.Г. Насад // Вестник Саратовского государственного технического университета. – 2005. – № 1(6). – С. 80-84.

111. Новоселов, Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке: Монография / Ю.К. Новоселов. – Севастополь: СевНТУ, 2012. – 304 с.

112. Нодельман, М.О. К вопросу о структуре среднего коэффициента трения при резании пластичных металлов / М.О. Нодельман // Вестник машиностроения. – 1996.– № 1. – С. 27-33.

113. Обработка металлов резанием: Справочник технолога / Под общ. ред. А.А. Панова. – М.: Машиностроение, 2005. – 768 с.

114. Овсеенко, А.Н. Технологические проблемы обеспечения качества поверхностного слоя деталей машин // Инженерия поверхности. Приложение к журналу: Справочник. Инженерный журнал. М.: Машиностроение, 2002. – № 9. – С. 10-12.

115. Панин, В.Е. Трибоконтакт в парах трения как многоуровневая иерархически организованная система / В.Е. Панин, Ю.И. Почивалов, Д.Д. Моисеенко и др. //Физическая мезомеханика. – 2010. – Т. 13. – №. 6. – С. 27-34.

116. Панин, В.Е. Физическая мезомеханика разрушения и износа на поверхности трения твердых тел / В.Е. Панин, П.А. Витязь // Физическая мезомеханика. – 2002.– № 5.– С. 5-13.

117. Перепелкин, К.Е. Армирующие волокна и волокнистые полимерные композиты / К.Е. Перепелкин // СПб.: Научные основы и технологии, 2009. – 380 с.

118. Петрушин, С.И. Оптимальное проектирование рабочей части режущих инструментов Текст. / С.И. Петрушин. Томск: Изд. ТПУ, 2008.– 165 с.

119. Пинчук, В.Г. Исследование кинетики упрочнения и разрушения поверхностного слоя металла при фрикционном нагружении / В.Г. Пинчук, С.В. Короткевич, С.О. Бобович, В.Н. Морозов // Проблемы физики, математики и техники. – 2012.– № 4(13). – С. 35-39.

120. Покинтелица, Н.И. Моделирование температуры в зоне резания при термофрикционной обработке сталей / Н.И. Покинтелица // Вестник СевНТУ. Вып. 118: Машиноприборостроение и транспорт. – Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2011. – С. 126-133.

121. Покинтелица, Н.И. Методология обеспечения повышения эффективности фрикционного формообразования поверхностей / Н.И. Покинтелица, М.И. Братан, Ч.Ф. Якубов // Ученые записки Крымского инженерно-педагогического университета. – 2023. – № 1(79). – С. 252-260.

122. Покинтелица, Н.И. Повышение качества обработки на операциях термофрикционного резания за счет оптимальной стохастической диагностики и управления съемом припуска / Н.И. Покинтелица, С.М. Братан, А.С. Часовитина, Ч.Ф Якубов // В сборнике Наукоемкие технологии в машиностроении, 2025. – № 8 (170). – С. 21-30.

123. Полетика, М.Ф. Теория резания. / М.Ф. Полетика // Часть I. Механика процесса резания. – Томск: Изд. ТПУ, 2001. – 202 с.

124. Полетика, М.Ф. Некоторые закономерности элементного стружкообразования при резании металлов / М.Ф. Полетика, А.И. Афонасов, А.А. Ласуков// Известия ТПУ. – Т. 305. – Вып.1.– Томск, 2002. – С. 34-41.

125. Потапов, А.И. Неразрушающие методы и средства контроля толщины покрытий и изделий: Научное, методическое, справочное пособие. / А.И. Потапов, В.А. Сясько. – СПб: Гуманистика, 2009. – 1100 с.

126. Резников, А.Н. Теплофизика процессов механической обработки металлов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 297 с.

127. Резников, А.Н. Обработка металлов резанием с плазменным нагревом / А.Н. Резников, М.А. Шатерин, В.С. Кунин // Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1986. – 232 с.

128. Рогов, В.А. Методика и практика технических экспериментов / В.А. Рогов, Г.Г. Позняк. – М.: Академия, 2005.– 288 с.

129. Розенберг, А.М. Элементы теории процесса резания металлов / А.М. Розенберг, А.Н. Еремин. – Москва; Свердловск: Машгиз, Урало-Сибирское отделение, 1956. – 319 с.

130. Рыжкин, А.А. Синергетика изнашивания инструментальных режущих материалов (трибоэлектрический аспект) / А.А. Рыжкин. – Ростов н/Д: изд. центр ДГТУ, 2004. – 322 с.

131. Рыжкин, А.А. Теплофизические процессы при изнашивании инструментальных режущих материалов/ А.А. Рыжкин. – Ростов-на-Дону: изд. центр ДГТУ, 2005. – 311 с.

132. Сальников, А.Н. Трение шероховатых поверхностей в экстремальных условиях: монография / А.Н. Сальников // Сарат. гос. ун-т им. Н.Г. Чернышевского. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1987. – 136 с.

133. Сидоренко, В.Д. Применение индукционного нагрева в машиностроении / В.Д. Сидоренко. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1980. – 252 с.

134. Сидоренко, Л.С. Расчет длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента / Л.С. Сидоренко // Станки и инструмент, 1996. – № 6. – С. 29-31.

135. Сизый, Ю.А. Динамика упругой схемы обдирочного шлифования кругом с прерывной режущей поверхностью / Ю.А. Сизый, Д.В. Сталинский, А.Ю. Пирогов // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2007. – №28. – С. 14-20.

136. Сипайлов, В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978.– 167 с.

137. Смелянский, В.М. Механика упрочнения деталей пластическим поверхностным деформированием / В.М. Смелянский. – М.: Машиностроение, 2002. – 300 с.

138. Смелянский, В.М. Механика формирования поверхностного слоя деталей при резании / В.М. Смелянский, В.Ю. Блюменштейн // Инженерия поверхности. Приложение к журналу: Справочник. Инженерный журнал. М.: Машиностроение, 2002. – № 9. – С. 16-20.

139. Сорокин, Г.М. Трибология сталей и сплавов / Г.М. Сорокин. – М.: Недра, 2000. – 317 с.

140. Сорокин, Г.М. Обобщенный критерий оценки износостойкости и прочности сталей / Г.М. Сорокин, В.Н. Малышев, И.Б. Куракин // Трение и износ. – 2013. – Т. 34. – № 6. – С. 596-602.

141. Сызранцев, В.Н. Расчет прочностной надежности изделий на основе методов непараметрической статистики Текст. / В.Н. Сызранцев, Я.П. Невелев, С.Л. Голофаст. – Новосибирск: Наука, 2008. –218 с.

142. Справочник по триботехнике: В 3-х т.-Т.2: Смазочные материалы, техника смазки, опоры скольжения и качения / Под общ. ред. М. Хебды, А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 1990. – 416 с.

143. Старков, В.К. Физика и оптимизация резания материалов / В.К. Старков. – М.: Машиностроение, 2009. – 640 с.

144. Суслов, А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин / А.Г. Суслов. – М.: Машиностроение, 2000. –320 с.

145. Суслов, А.Г. Научные основы технологии машиностроения [Текст] / А.Г. Суслов, А.М. Дальский. – М.: Машиностроение, 2002. – 684 с.

146. Талантов, Н.В. Исследование контактных процессов, тепловых явлений и износа режущего инструмента / Н.В. Талантов // Дис. докт. техн. наук: Ижевск, 1970.– 455 с.

147. Талантов, Н.В. Контактные процессы и износ режущих поверхностей / Н.В. Талантов // Совершенствование процессов

резания и повышения точности металлорежущих станков. – Ижевск, 1969. – 107 с.

148. Талантов, Н.В. Обработка плоских поверхностей деталей из углеродистых конструкционных сталей диском трения / Н.В. Талантов, Е.У. Зарубицкий, Т.П. Костина и др. // Прогрессивные методы обработки резанием. – Л.: ЛДНТП, 1981.– С. 34-37.

149. Тверской, М.М. Автоматическое управление режимами обработки деталей на станках. – М.: Машиностроение, 1982. – 208 с.

150. Терентьев, В.Ф. Циклическая прочность металлических материалов / В.Ф. Терентьев. – М.: Машиностроение, 2001. –280 с.

151. Технологическая наследственность в машиностроительном производстве / [Дальский А.М., Базров Б.М., Васильев А.С. и др.]; под ред. А.М. Дальского. – М.: Издательство МАИ, 2000. – 364 с.

152. Тотай А.В. Термодинамика образования прокатной окалины на поверхности стали / А.В. Тотай, Е.В. Удовенко//Сборник материалов и докладов XI научно-практической конференции с международным участием. Брянск, 2024. С. 561-563.

153. Федин, Е.И. Экспериментальное определение динамических характеристик технологических систем. / Е.И.Федин, О.А.Ямникова // СТИН, 2003. – № 11. – С. 7.

154. Фельдштейн, Е.Э. Обработка материалов и инструмент / Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич, М.И. Михайлов. –М.: Новое знание, 2009 –320 с.

155. Фетисов, Г.П. Материаловедение и технология металлов / Г.П. Фетисов. –М.: Высшая школа, 2001. – 640 с.

156. Физико–математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах –т.4 «Теория абразивной и алмазно–абразивной обработки материалов»–Одесса:ОНПУ,2002.–802с.

157. Филимонов, Л.Н. Особенности стружкообразования в условиях локального термопластического сдвига при высокоскоростном резании / Л.Н. Филимонов, Л.Н. Петрашина // Вестник машиностроения. – 1993. – № 5-6. – С. 23-25.

158. Фроленкова, Л.Ю. Методы вычисления поверхностной энергии и энергии адгезии упругих тел / Л.Ю. Фроленкова, В.С. Шоркин // Вестник ПНИНУ, 2013.– № 1.– С. 235-259.

159. Фролов, К.В. Современная трибология: итоги и перспективы / К.В. Фролов. – М.: Издательство ЛКИ, 2008. – 480 с.

160. Хандожко, А.В. Напряженно-деформированное состояние в поверхностном слое деталей при обработке резанием // Инженерия поверхности. Приложение к журналу: Справочник. Инженерный журнал. М.: Машиностроение, 2001. – № 10. – С. 13-16.

161. Ходарев, О.Н. Планирование и организация эксперимента / О.Н. Ходарев. – Новочеркасск: ЮРГТУ (НПИ), 2010. – 146 с.

162. Худобин, Л.В., Полянсков, Ю.В. Влияние свойств СОЖ на процесс обработки резанием / Л.В. Худобин, Ю.В. Полянсков // Станки и инструмент. –1982.–№3.–С. 23-25.

163. Чигиринский, Ю.Л., Изменение теплофизических и механических свойств сталей при механической обработке/ Ю.Л Чигиринский Ж.А., Зебазе, Д.В. Моисеев / Известия Волгоградского государственного технического университета. 2026.– № 1 (308). – С. 27-32.

164. Чичинадзе, А.В. Основы трибологии (трение, износ, смазка) / А.В. Чичинадзе, Э.Д. Браун, Н.А. Буше // Под общ. ред. А.В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 2001. – 664 с.

165. Чичинадзе, А.В. Расчет и исследование внешнего трения при торможении / А.В. Чичинадзе. –М.: Наука, 1967.– 263 с.

166. Шадуя, В.Л. Современные методы обработки материалов в машиностроении / В.Л. Шадуя. – Минск: Техноперспектива, 2008. – 314 с.

167. Шустиков, А.Д. Влияние вибраций на износ инструмента. / А.Д. Шустиков // СТИН, 2000. – № 1. – С. 12.

168. Шустер, Л.Ш. Обобщения по улучшению триботехнических характеристик пластичных смазочных материалов, использующихся в подвижных тяжелонагруженных трибоспоряжениях // Л.Ш. Шустер, И.И. Емцев // Трибология - машиностроению. Труды XIII Международной научно-технической конференции. 2020. С. 365-369.

169. Якимов, А.В. Основы теории тепловых явлений при шлифовании деталей машин / А.В. Якимов, Б.О. Ткаченко, С.Г. Зимин, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 272 с.

170. Якимов, А.В. Исследование связей температурных напряжений в поверхностном слое некоторых сталей с технологическими параметрами при шлифовании / А.В. Якимов, А.В. Усов // Оптимизации условий эксплуатации и выбора характеристик абразивного инструмента в машиностроении. Параметрическая оптимизация условий эксплуатации абразивного инструмента при шлифовании. – Челябинск, 1978. – С. 77-89.

171. Якубов, Ч.Ф. Диссипативная структура контактно-фрикционного взаимодействия при резании металлов / Ч.Ф. Якубов, В.А. Ким // Вестник Иркутского государственного технического университета. – 2018. – Т. 22.– № 12(143). – С. 35-45.

172. Якубов, Ч.Ф. Исследование адгезионно-активных поверхностных структур в быстрорежущей стали Р6М5 / Ч.Ф. Якубов, В.А. Ким, Е.Б. Щелкунов, Е.В. Самар // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2018. – Т. 84.– № 12. – С. 40-44.

173. Якубов, Ф.Я. Термодинамика процесса пластической деформации при резании материалов / Ф.Я. Якубов, Ч.Ф. Якубов, В.А. Ким // Ученые записки Крымского инженерно-педагогического университета. – 2019. – № 4(66). – С. 349-359.

174. Якубов, Ч.Ф. Диссипативные процессы контактного взаимодействия и стружкообразования при резании металлов / Ч.Ф. Якубов, В.А. Ким, Е.В. Самар // Вестник машиностроения. – 2019. – № 7.– С. 65-69.

175. Якубов, Ч.Ф. Акустическая эмиссия как информационный фактор диссипативных процессов при резании металлов / Ч.Ф. Якубов, В.А. Ким, О.В. Башков, Т.Ю. Комкова // Инженерный журнал: наука и инновации. – 2020. – № 8(104). – С. 10.

176. Якубов, Ч.Ф. Математическое моделирование деформационных процессов стружкообразования при резании металлов / Ч.Ф. Якубов, В.А. Ким, Е.В. Самар // Технология машиностроения. – 2020. – № 1. – С. 53-62.

177. Якубов, Ч.Ф. Влияние контактно-фрикционного взаимодействия при резании на качество обработки / Ч.Ф. Якубов, В.А. Ким // Вестник машиностроения. – 2020. – № 3.– С. 73-77.

178. Якубов, Ч.Ф. Акустическая эмиссия как информационный фактор диссипативных процессов при резании металлов / Ч.Ф. Якубов, В.А. Ким, О.В. Башков, Т.Ю. Комкова // Инженерный журнал: наука и инновации. – 2020. – № 8 (104). – С. 73-77.

179. Якубов, Ч.Ф. Теоретический анализ рабочих процессов термофрикционной обработки деталей дисковым инструментом / Ч.Ф. Якубов, Н.И. Покинтелица, С.М. Братан // Ученые записки Крымского инженерно-педагогического университета. – 2023. – № 4(82). – С. 235-244.

180. Якубов, Ч.Ф. Моделирование процессов теплопередачи при термофрикционном резании в заготовках из конструкционных сталей / Ч.Ф. Якубов, Н.И. Покинтелица, С.М. Братан, А.С. Часовитина // Наукоемкие технологии в машиностроении. – 2024. – № 10(160). – С. 19-26.

181. Якубов, Ч.Ф. Методика математического описания оценки геометрии инструмента с учетом теплофизических параметров / Ч.Ф. Якубов, С.М. Братан, Н.И. Покинтелица, А.С. Часовитина // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – 2024. – № 2(364). – С. 18-23.

182. Якубов, Ч.Ф. Исследование и оптимизация динамической системы «инструмент-процесс-прокат» на операциях фрикционно-абразивного резания / Ч.Ф. Якубов, В.В. Скакун, Е.А. Левченко // В сборнике Ученые записки Крымского инженерно-педагогического университета, 2025. – № 2(88). – С. 403-409.

183. Якубов, Ч.Ф. Моделирование удаления материала при комбинированном шлифовании / Ч.Ф. Якубов, Р.М. Джемалядинов, Д.У. Абдулгазис // В сборнике Ученые записки Крымского инженерно-педагогического университета, 2025. – № 2(88). – С. 409-416.

184. Yakubov, C Stochastic diagnostics of tool and workpiece interaction / C. Yakubov, S. Bratan, M. Saga, B. Yakimovich, N. Pokintelitsa, / Management Systems in Production Engineering, 2025, 33(2), pp. 39-45.

185. Якубов, Ф.Я. Энергетические соотношения процесса механической обработки материалов / Якубов Ф.Я. – Ташкент: ФАН, 1985. – 163 с.

186. Янюшкин, А.С. Моделирование процесса адгезии и влияние плотности контакта твердых частиц на композиционные материалы/ А.С. Янюшкин, А.Р Шнайдер, П.В. Татанов // Металлообработка. 2025. № 3 (147). С. 33-44.

187. Ящерицын, П.И. Теория резания / П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. – Минск: Новое знание, 2005. – 512 с.

188. Beyer H. Temperaturverteilung am Drchmeibel.-Zeitschrift fur wirtschuftliche Fertigung, 1975, 70, №8, С. 455-458.

189. Anderson D. Comparison of spherical and truncated cone geometries for single abrasive-grain cutting / D. Anderson, A. Warkentin, R. Bauer //

Journal of Materials Processing Technology. – 2012. – Vol. 212. – P. 1946–1953.

190. Bal B. The precise determination of the Johnson-Cook Material and Damage Model Parameters and Mechanical Properties of Aluminum 7068-T651 Alloy / B. Bal, K.K. Karaveli, B. Cetin, B. Gumus // Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, 2019, vol. 141, issue 4: 1. DOI: 10.1115/1.4042870.

191. Berry G., Kadhim-Al-Tornachi M.I. Toughness and toughness behavior of two high-speed steel // Metals. Technol.– 1977. – 4. –N6. – P. 289–295

192. Billington I.C., Crane L.W. PM research in academic Institutions. University of Action in Birminhem //Powder Met. – 1983. – 26. – N1. – P. 45–54.

193. Brandis H., Halerling E., Weigand H.H. Metallurgical aspects of carbides in high-speed steel //Thyssen Edelst. Techn.Ber/, 1983. – specialissue.– P.13–20.

194. Bosheh S.S., Mativenga P.T. White layer formation in hand turning of H13 tool steel at high cutting speeds using CBN tooling – International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2006. – Vol. 46. – P. 225-233.

195. Bowden F.P., Tabor D. Friction. An introduction to Tribology. – London. Heinemann, 1973. – 178 p.

196. Briggs D.C., Tomson R. The properties of high-speed tool produced by horizontal cofinuous casting. – Cutting tool Materials Park, Ohio, 1981, P.93–108.

197. C Chao. B.T., Trigger K.I. Cutting temperatures and metal- cutting phenomena //Transactions of the ASME. – 1951. – 73. –N6.

198. Chubb I.P., Billingham I. Coated cutting tools - as tady of wear mechanisms in high-speed machining. “Wear”, 1980, 61, 172, P.283-293.

199. Colding Berul. Wear characteristics of coated carbide. Int. Cutt. Toll Daysandviken, 1969, heck, 1969, N5, P.1–15.

200. Commercial told steels via P/M process //Mach. Eng.– 1971. – 22. –116. – 33 p. Comparison of wear behaviour of single and multilayer coated corblde cutting tools.- Metals technology, July 1980, Vol.7.–№7.– P. 293–299.

201. Deller Pave, Aumiller Dave. Holemaking With Tin-coated drills. Monuf. Eng. (USA), 1983, 90, №3, P. 103–105. Duan Hunzhehg, Wang Minjie. Some metallurgical aspect of chips formed in high speed machining of high strength low alloy steel // Scripta Materialia, 2005, 52, p. 1001-1004.

202. Erdemir A., Hochman R.P. Surfase metallurgical and tribological characteristics of TiN-coated bearing steels // Surface and Coat/ Tehnol. 1988. 36. №3–4. P. 755–763.

203. Fischmeistor H.F., Olsson L.R. Fracture tougness and rupture strength of high-speed steel //Cutting tool materials. – Ohio: Metal Park. –1981.- P.111–131.

204. Fischmeister H.F., Ozerskii A.D., Olsson L. Solidification structure of gas-atomized high-speed steel powder //Powder Met. –1982. – 25. – №1. – P.1–10.

205. Garbar I. Microstructural changes in surface layers of metal during running-in friction processes / Isaac Garbar // Meccanica, 2001. - №36. – P.631-639.

206. Guo Y.B., Sahni J.A. comparative study of turned and cylindrically dround white layers. - International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2004. – Vol. 44. – P. 135-145.

207. High resolution microanalitical study of precipitation in a powder metallurgical high speed steel /K.Stiller, L.E. Svencsont P.R. Howell et al //Acta Met.– 1984.–32.–№9.– P. 1457-1467.

208. High speed steel produced by powder metallurgy technique //Metallurgical. – 1970. – 82. – N489. – P.11–13.

209. Johnsson A.R., Sandstrom R. Elevated temperature fracture toughness and critical flow analysis of a powder metallurgical high speed steels //Mater. Sci. Eng.– 1978.– 34.–N2. – P.165–169.

210. Johnson A.R. Fracture toughness of AISI MZ and M7 high speed steels //Met. Trans.– 1977. – 8A.– N6. – P.891–897.

211. Karapantev P. Investigation on some wear parameters of CVD layers on carledes by Scanning electrons microscope. – CIRP, Ann, 1978, 27, N1, P.79-85.

212. Kasak A., Dulis E.J. Powder- metallurgy tool steel // Powder Met. – 1978. – 21. – N2. – P. 114-121.

213. Katz Z., Rubenstein C. The influence of tool/chip contact length on cutting behavior and its use in tool selection. CTRP Ann., 1976, 25, N1, P.39-44.

214. Kwic Guide to the Powder Diffraction File, Published by the American Society for Testing and Materials. Philadelphia, 163.

215. Kopac J. High-performance grinding – a review / J. Kopac, P. Krajnik // Journal of materials processing technology, 2006. - № 175. – P.278-284

216. Kuriyagawa T. Grinding Temperature within contact arc between whell and workpiece in high-efficiency grinding of ultrahard cutting tool materials / Tsunemoto Kuriyagawa, Katsuo Syoji, Hideo Ohshita // Journal of materials processing, 2003. - № 136. – P.39-47.

217. Lee S.C., Worzala F.I. Fracture behavior of AISI M2 high speed steel /Met. Trans.– 1981.– 12A. – N8.–p. 1477-1484.

218. Luk W.K. Mechanics of the turning operation. Int. J. Mach. Tool Des. and Res., 1970, 10, N3, P. 351–360.

219. Microstructure at submicron scale of the white layer produced by EDM technique / G. Gusanelli, A. Hessler-Wyser, F. Bobar et al. – Journal of Materials Processing Technology. – 2004. – N. 149. – P. 289-295.

Narutaki N. ct. al. Cutting Performance of coated carbide Tools. – Japan Sosiety. Precision Engineering. Bullebing, 1977, N11, N4, P.205-206.

Neumeyer T.A, Kasaк A. Grain size of high-speed tool steels //Met. Trans.– 1972.–3.– N8.– P. 2281–2287.

220. Odrey N.G., Ham I. Process parametr considerations in the cutting performance of TiC sputter coated carbide cutting tools. De arborn, Mich.– 1981.– P. 424–431.

221. Olsson L.R., Fischmeister H.F. Fracture toughness of powder metallurgy and conventionally produced high speed steel// Powder Met. – 1978. – 21. – N1. – P.13-28.

222. Optimization design of grinding wheel topography for high efficiency grinding / Y.C. Fu, H.J. Xu, J.H. Xu // Journal of materials processing technology, 2002. - № 129. – P.118-122.

223. Philippon S.A. Device enhancement for the dry sliding friction coefficient measurement between steel 1080 and vascomax with respect to surface roughness changes / S. Philippon, G.Z. Voyiadjis, L. Lodygowski, A. Rusinek, P.Chevrier, E. Dossou // Experimental mechanics, 2011. - №51. – P.337-358.

224. Pacina I., Mazur A. Wpluw wielkosci liarna na cialiwose stali mazzedziowei //Wiad. hunt. –1983. – 39. –N6. –P. 178-132.

225. Poulachon G., Albert A., Schluraff M., Jawahir I.S. An experimental investigation of work material micro structure effects on white layer formation in PCBN hard turning // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2005, 45, p. 211-218.

226. Trivedi, H.K. Effect of Lubricating Oil on Tribological behaviour in Pin on Disc Test Rig/ H.K. Trivedi, D.V. Bhatt // Tribology in Industry. - 2017. - Vol. 39, No.1. - pp. 90-99.

227. Wu, Y.Y. Experimental analysis of tribological properties of lubricating oils with nanoparticle additives / Y.Y. Wu, W.C. Tsui, T.C. Liu // Wear. - 2007. -№262. - P.819-825.

228. Zhang, J. Z. Graphite and Hybrid Nanomaterials as Lubricant Additives / J. Z. Zhang, D. Simionesie, C. Schaschke // Lubricants. - 2014. - №2. - P.44-65.

229. Xu Y. Nano structure and transformation mechanism of white layer for AISI1045 steel during impact wear / Yunhua Xu, Liang Fang, Qihong Cen, Jinhua Zhu // Wear, 2004. – P. 537-544.

230. Режущий диск с винтовыми канавками / Якубов Ч.Ф., Покинтелица Н.И., Братан С.М., Скакун В.В. / Патент на полезную модель RU 231132 U1, 13.01.2025. ID: 80279761.

231. Режущий диск с шариковым ударным демпфером / Покинтелица Н.И., Якубов Ч.Ф., Братан С.М., Скакун В.В. / Патент на полезную модель RU 231231 U1, 16.01.2025. ID: 80279860.

232. Диск для фрикционного резания с системой охлаждения / Якубов Ч.Ф., Покинтелица Н.И., Братан С.М., Скакун В.В. / Патент на изобретение RU 2834739 C1, 13.02.2025. ID: 80414466.

233. Режущий диск с приспособлениями для удаления нароста / Якубов Ч.Ф., Покинтелица Н.И., Братан С.М., Скакун В.В., Графова А.Е. / Патент на полезную модель RU 228815 U1, 11.09.2024. ID: 69918355.

234. Режущий диск с теплоотводящими устройствами / Покинтелица Н.И., Якубов Ч.Ф., Братан С.М., Скакун В.В. / Патент на полезную модель RU 228822 U1, 11.09.2024. ID: 69918362.

235. Режущий диск с ударными демпферами колебаний / Покинтелица Н.И., Якубов Ч.Ф., Братан С.М., Скакун В.В., Братан М.И. / Патент на полезную модель RU 228823 U1, 11.09.2024. ID: 69918363.

Приложение А

RIFTEK
Sensors & Instruments



ТРИАНГУЛЯЦИОННЫЕ ЛАЗЕРНЫЕ ДАТЧИКИ

Серия РФ603

Руководство по эксплуатации

Логойский тракт, 22, г. Минск
220090, Республика Беларусь
тел/факс: +375 17 281 35 13
info@riftek.com
www.riftek.com

Система менеджмента качества предприятия сертифицирована на соответствие стандарту ISO 9001:2008

7

5. Основные технические данные

Модель РФ603-		R-X/4	X/2	X/5	X/10	X/15	X/25	X/30	X/50	X/100	X/250	X/500	X/750	X/1000	X/1250
Базовое расстояние X, мм		39	10	15	15, 25 60	15, 30 65	25, 45 80	35, 55 95	45, 65 105	60, 90 140	80	125	145	245	260
Диапазон, мм		4	2	5	10	15	25	30	50	100	250	500	750	1000	1250
Линейность, %		±0.1 от диапазона													±0.15
Разрешение, %		0.01 диапазона (только для цифрового выхода)													0.02
Температурный дрейф		0,02% диапазона/°C													
Максимальная частота обновления данных		2 или 9,4 кГц													
Источник излучения		видимый красный полупроводниковый лазер, длина волны 660 нм видимый ультрафиолетовый полупроводниковый лазер, длина волны 405 нм (версия BLUE)													
Источник излучения	вариант исполнения	**РФ603**													
	мощность излучения	≤0,2	≤3 мВт									≤4,8 мВт			
	класс безопасности	1	3R (IEC60825-1)												
	вариант исполнения		**РФ603L**												
	мощность излучения		≤0,95 мВт												
	класс безопасности		2 (IEC60825-1)												
	вариант исполнения											**РФ603P**			
	мощность излучения											≤20 мВт			
	класс безопасности											3B (IEC60825-1)			
Выходной интерфейс	цифровой	RS232 (макс. 460,8 Кбит/с) или RS485 (макс. 921,6 Кбит/с) или RS232 и CAN V2.0B (макс. 1Мбит/с) или Ethernet и (RS32 или RS485)													
	аналоговый	4…20 мА (нагрузка ≤ 500 Ом) или 0…10 В													
Вход синхронизации		2,4 – 5 В (CMOS, TTL)													
Логический выход		программируемые функции, NPN: 100 мА max; 40 В max													
Напряжение питания		9 …36 В													
Потребляемая мощность		1,5..2 Вт													
Устойчивость к внешним воздействиям	Класс защиты	IP67 (только для датчиков с разъемом на корпусе)													
	Уровень виб-раций	20g/10…1000Гц, 6 часов для каждой из XYZ осей													
	Ударные на-грузки	30 g/6 мс													
	Окружающая температура, °C	-10…+60, (-30…+60 для датчиков со встроенным нагревателем), (-30…+120 для датчиков со встроенным нагревателем и защитным корпусом)													
	Окружающая освещенность, люкс	10000 – РФ603L, 30000 – РФ603, >30000 – РФ603P													
	Относительная влажность	5-95% (без конденсации)													
	Температура хранения, °C	-20…+70													
Материал корпуса		алюминий													
Вес (без кабеля)		100 грамм													

Примечание 1: датчик РФ603-R-39/4 предназначен для контроля зеркальных объектов и стекла.
Примечание 2: датчик РФ603-10/2 с CAN и Ethernet не производится.

6. Пример обозначения при заказе

РФ603(BLUE)(L/P).F-X/D(R)-SERIAL-ANALOG-IN-AL-CC(90X)(R)-M-H-P-B

Символ	Наименование
(BLUE)	Blue (405 nm) laser option
L	L или P - признак датчика с классом лазерной безопасности 2 или 3B
F	Максимальная частота обновления, кГц (2 или 10) **Примечание:** датчики с CAN и Ethernet доступны только с частотой 9.4 кГц
X	Базовое расстояние (начало диапазона), мм
D	Рабочий диапазон, мм
(R)	Опция, лазерное пятно круглой формы (см. п.19.3)

SERIAL	Тип последовательного интерфейса: RS232 - 232, или RS485 - 485, или (CAN и RS232) - CAN, или (Ethernet и RS232) – ET-232 или (Ethernet и RS485) - ET-485
ANALOG	Наличие аналогового выхода по току (I) или по напряжению (U) **Примечание:** 1) выход I - только для датчиков с RS232 или RS485 2) выход U – только для датчиков с RS232 или RS485 или CAN
IN	Наличие входа синхронизации
AL	Программируемый пользователем сигнал имеет несколько назначений. Может использоваться как: 1) логический выход (индикация наличия объекта в рабочем диапазоне); 2) линия взаимной синхронизации двух и более датчиков 3) линия аппаратной установки начала отсчета 4) линия аппаратного выключения/включения лазера **Примечание:** опция AL недоступна для датчиков со встроенным нагревателем
CC(90X)(R)	Кабельный ввод - CG, либо разъем - CC (Binder 712, IP67). **Примечание 1:** датчики с CAN или Ethernet интерфейсом содержат 2 разъема, опция CG недоступна. **Примечание 2:** опция 90X – признак углового кабельного разъема (см. приложение 19.4. с вариантами установки) **Примечание 3:** опция R – признак специального робототехнического кабеля
M	Длина кабеля, м
H	Наличие встроенного нагревателя
P	Датчик в защитном корпусе с воздушным охлаждением (см. п.19.1.)
B	Датчик с защитной блендой (см. п.19.2)

Пример. РФ603L.10-140/100R-232-I-IN-AL-CCR90A-3 – датчик с лазерной безопасностью класса 2, максимальная частота 9,4 кГц, базовое расстояние – 140 мм, диапазон - 100мм, лазерное пятно круглой формы, последовательный порт RS232, есть токовый выход 4…20мА, есть вход синхронизации и AL-выход, угловой кабельный разъем, вариант установки разъема "A", робот-кабель, длина кабеля 3 м.

7. Устройство и принцип работы

В основу работы датчика положен принцип оптической триангуляции, рис.1.

Излучение полупроводникового лазера 1 фокусируется объективом 2 на объекте 6. Рассеянное на объекте излучение объективом 3 собирается на CMOS-линейке 4. Перемещение объекта 6 – 6' вызывает соответствующее перемещение изображения. Процессор сигналов 5 рассчитывает расстояние до объекта по положению изображения светового пятна на линейке 4.

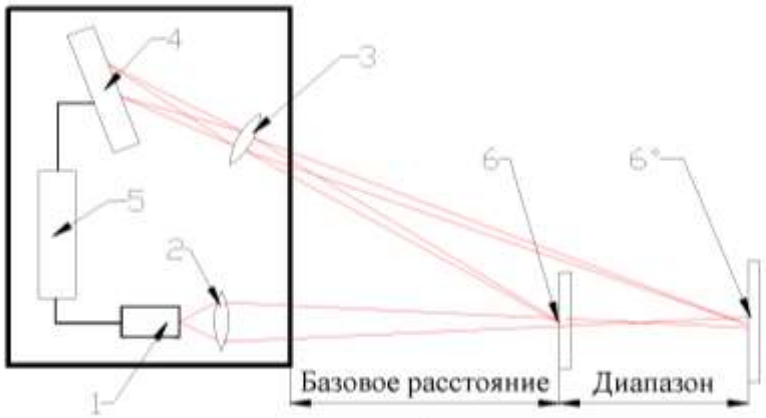


Рисунок 1

8. Габариты и установка

8.1. Габаритные и установочные размеры

Габаритные и установочные размеры датчика РФ603-10/2 показаны на рис. 2 и 2.1, остальных датчиков – на рис. 3 – 4. Корпус датчика выполнен из анодированного алюминия. На передней панели корпуса расположены два окна: одно – выходное, другое – для приема излучения, отраженного от контролируемого объекта. Для установки в оборудование корпус датчика содержит крепежные отверстия.

Датчик содержит разъем или кабельный ввод. Датчики с CAN или Ethernet интерфейсом содержат два разъема.

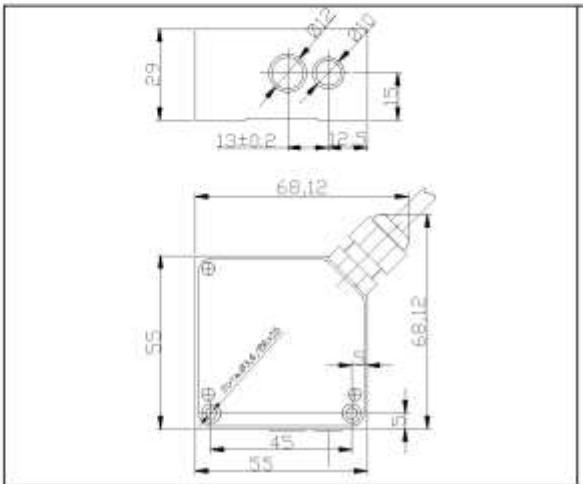


Рисунок 2. Датчик РФ603-10/2 с кабельным вводом

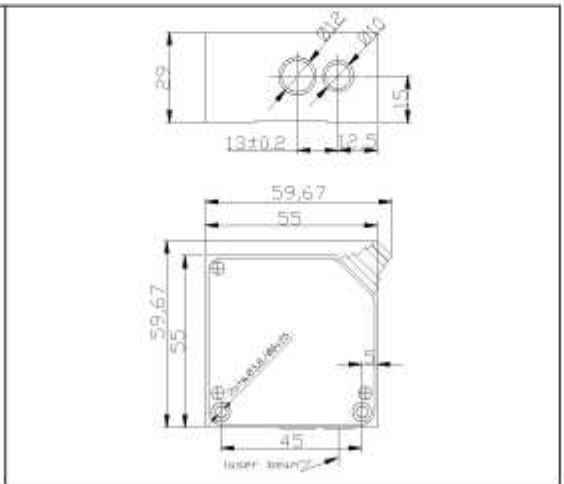


Рисунок 2.1. Датчик РФ603-10/2 с разъемом

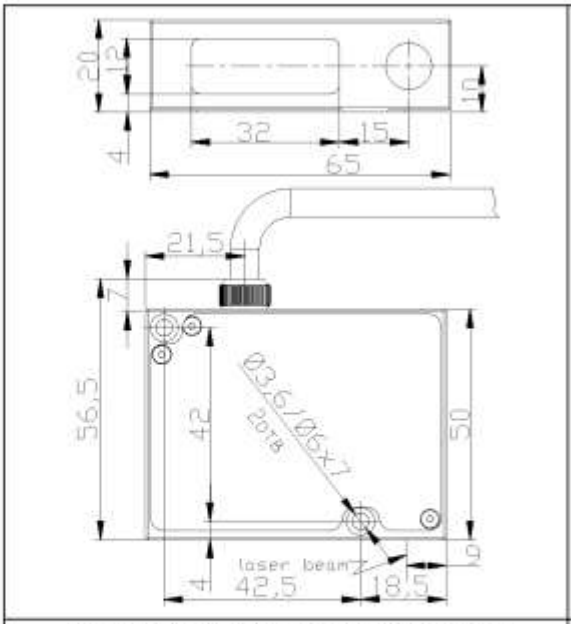


Рис. 3. Датчик с кабельным вводом (CG)

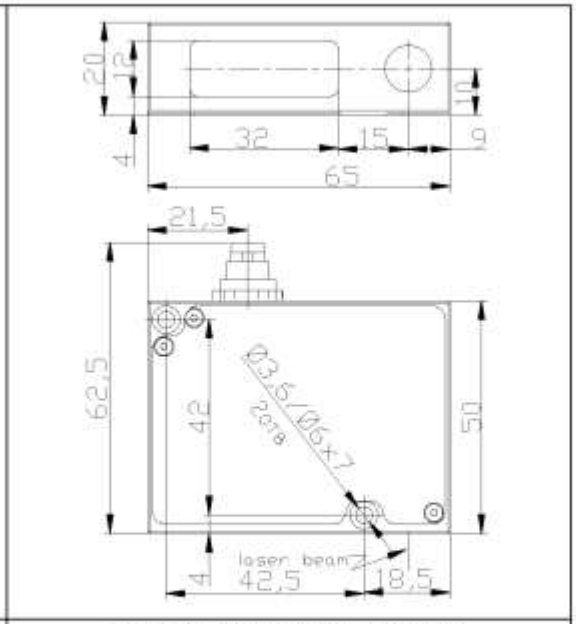


Рис. 3.1. Датчик с разъемом (CC)

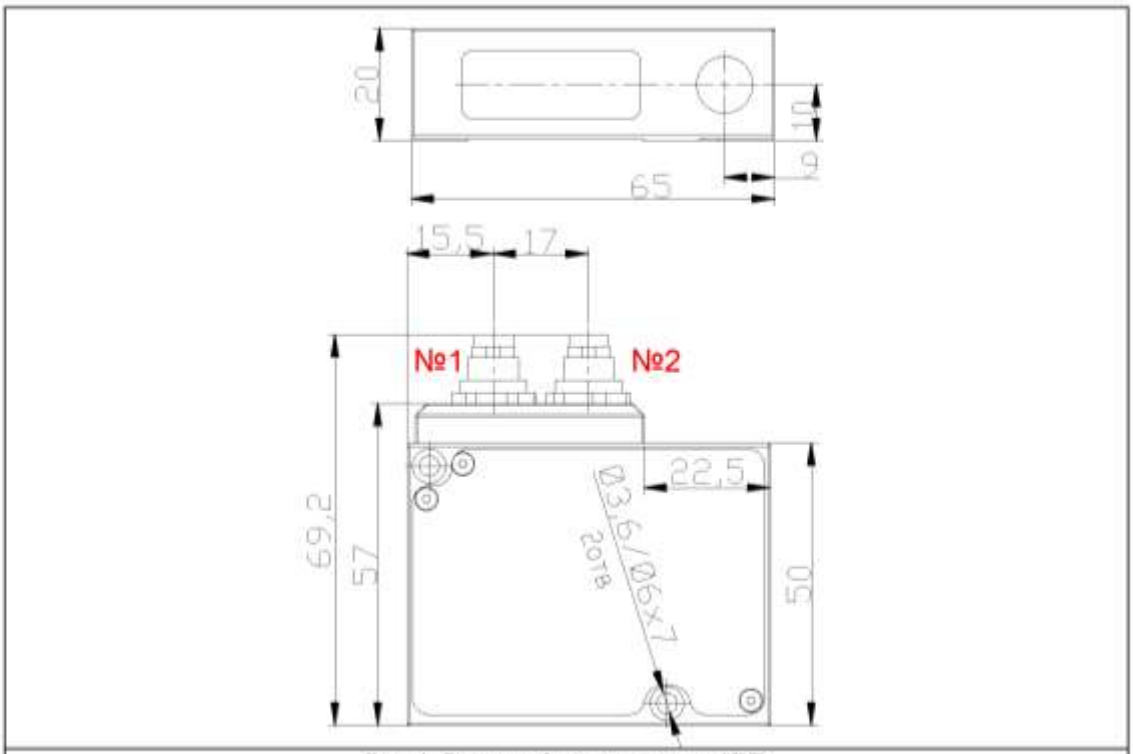


Рис. 4. Датчик с 2-мя разъемами (СС)

8.2. Установка датчика для контроля зеркальных поверхностей

На рисунке 5 показаны требования к установке датчика **РФ603-R-39/4** для контроля зеркальных объектов и стекла. Датчик поставляется с оснасткой для его установки, рис. 6.

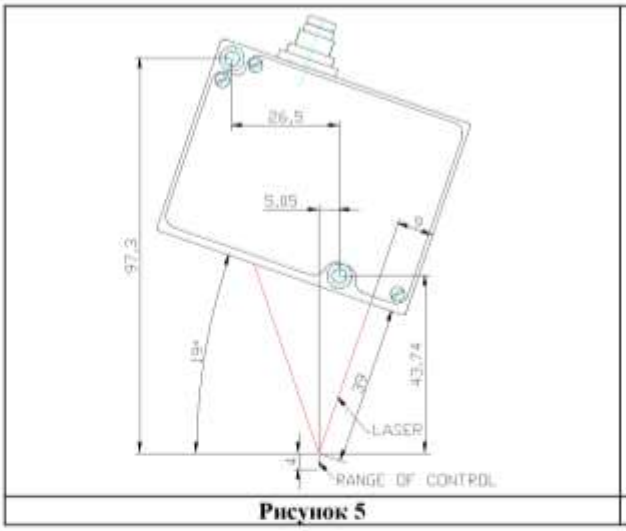


Рисунок 5

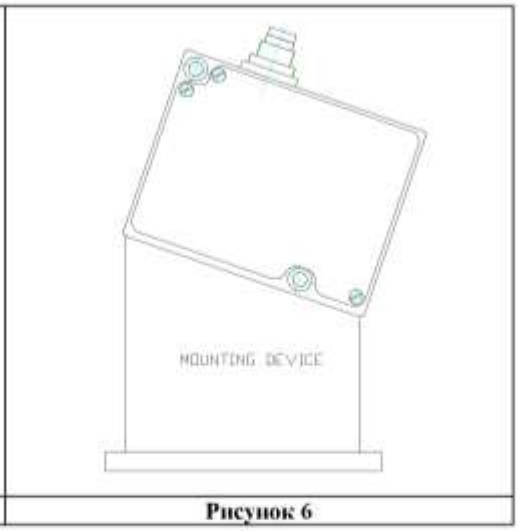


Рисунок 6

8.3. Общие требования к установке

Датчик устанавливается таким образом, чтобы контролируемый объект располагался в зоне рабочего диапазона датчика. Кроме того, в области прохождения падающего на объект и отраженного от него излучения не должно находить-

АКТ

о внедрении в АО «Керченский металлургический завод» результатов диссертационного исследования Якубова Чингиза Февзиевича

Комиссия под председательством заместителя генерального директора по техническим вопросам АО «Керченский металлургический завод» Полянина А.В. составила настоящий акт о том, что результаты диссертационной Якубова Ч.Ф. на тему «Технологические основы обеспечения качества и повышения стабильности процессов термофрикционного резания сталей», представленной на соискание ученой степени доктора технических наук, обладают актуальностью, представляют практический интерес и были использованы в производственной деятельности АО «Керченский металлургический завод» (далее по тексту – Предприятие) при выполнении черновой обработки поверхностей сердечников крестовин стрелочных переводов и цельнолитых моноблочных крестовин стрелочных переводов (далее по тексту общее наименование – Крестовины), изготавливаемых из стали марки 110Г13Л ГОСТ 7370-2015 методом литья в разовые песчано-глиняные формы. Крестовины используются в стрелочных переводах железнодорожных путей, предназначенных для перевода подвижного состава с одного пути на другой.

Изделия из стали марки 110Г13Л ГОСТ 7370-2015 трудно обрабатываются металлорежущим инструментом из-за образующегося в процессе резания местного наклёпа поверхности и, как следствие этого, увеличенного износа режущих кромок обрабатывающего инструмента, его быстрого выхода из строя и снижения производительности из-за увеличения вспомогательного времени на замену изношенного инструмента.

На Предприятии была апробирована и внедрена разработанная в рамках диссертационного исследования принципиально новая схема термофрикционной обработки отливок Крестовин с использованием специального инструмента.

Получены новые сведения о повышении эффективности процесса термофрикционной обработки отливок Крестовин, увеличения производительности в процессе обработки и снижения вспомогательного времени на замену инструмента.

Установлено влияние технологических факторов на качество поверхности, погрешность геометрических размеров, отклонений форм и расположение поверхностей при обработке Крестовин.

Внедрение разработанной технологии позволяет обеспечить показатели качества Крестовин с увеличением производительности изготовления изделий.

Ожидаемый годовой экономический эффект от внедрения технологии в условиях АО «Керченский металлургический завод», составит 4758900 рублей.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанная и внедренная принципиально новая схема термофрикционной обработки отливок сердечников крестовин стрелочных переводов и цельнолитых моноблочных крестовин стрелочных переводов, изготавливаемых из стали марки 110Г13Л ГОСТ 7370-2015, с использованием специального инструмента является эффективной и подтверждает результаты экспериментальных исследований.

Внедрение разработанной технологии позволяет ориентировочно в 2 раза увеличить производительность обработки отливок сердечников крестовин стрелочных переводов и цельнолитых моноблочных крестовин стрелочных переводов, изготавливаемых из стали марки 110Г13Л ГОСТ 7370-2015.

Настоящий акт не является основанием для предъявления взаимных финансовых претензий.

Заместитель генерального директора
по техническим вопросам
АО «Керченский металлургический завод» А.В. Полянин



«УТВЕРЖДАЮ»
Технический директор
ООО «Производственная компания
«Техно Пласт Юг»
Хохряков Ю.Г.
«19» марта 2026 г.

АКТ

о внедрении результатов диссертационного исследования
Якубова Чингиза Февзиевича

Комиссия под председательством главного технолога ООО «ПК ТПЮГ» составила настоящий акт о том, что результаты диссертационной Якубова Ч.Ф. на тему «Технологические основы обеспечения качества и повышения стабильности процессов термофрикционного резания сталей», представленной на соискание ученой степени доктора технических наук, обладают актуальностью, представляют практический интерес и были использованы в производственной деятельности ООО «ПК ТПЮГ» при выполнении черновой обработки плоских поверхностей заготовок пресс-форм для литья пластмасс.

На предприятии была апробирована и внедрена разработанная в рамках диссертационного исследования принципиально новая схема термофрикционной обработки заготовок с использованием специального инструмента.

Обработаны заготовки пресс-форм из конструкционных и легированных сталей и установлено влияние технологических факторов на качество поверхности и погрешность обработки.

Внедрение разработанной технологии позволяет обеспечить показатели качества обработанных изделий при высокой производительности.

Ожидаемый годовой экономический эффект от внедрения технологии в условиях ООО «ПК ТПЮГ», составит 3595420 рублей.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанная и внедренная принципиально новая схема термофрикционной обработки заготовок пресс-форм с использованием специального инструмента является эффективной и подтверждает результаты экспериментальных исследований.

Внедрение разработанной технологии позволило в 2 раза увеличить производительность обработки пресс-форм для литья пластмасс

Настоящий акт составлен в двух экземплярах, имеющих одинаковую юридическую силу.

Настоящий акт не является основанием для предъявления взаимных финансовых претензий.

Технический директор
ООО «ПК ТПЮГ» /Ю.Г. Хохряков/

ЛОКОМОТИВ СЕРВИС РОСТОВ

346330, Россия, Ростовская область,
г. Донецк, проспект Ленина, 37а
т/ф (86368) 23732
E-mail: locomotiv_rostov@mail.ru
ОГРН 1146191001263
ИНН/КПП 6145016260/614501001

«УТВЕРЖДАЮ»
Проректор по научной деятельности
ФГАОУ ВО «Севастопольский
государственный университет»
_____ М.П. Евстигнеев
«___» _____2023 г.

«УТВЕРЖДАЮ»
Директор ООО «Локомотив
Сервис Ростов»
_____ О.П. Першкова
«___» _____2023 г.

А К Т

проверки и внедрения технологии обработки заготовок способом термофрикционного резания, разработанной в соответствии с докторской диссертационной работой Якубова Чингиза Февзиевича «Анализ и моделирование пространственно-временного взаимодействия инструмента и заготовки при термофрикционной обработке металлов».

Комиссия в составе:

Председатель:

Главный технолог ООО «Локомотив-Сервис Ростов» – Шинкаренко А.С.

Члены комиссии:

Начальник технического бюро ООО «Локомотив-Сервис Ростов» – Кушнаренко О.А.;

Директор Дирекции научной деятельности ФГАОУ ВО «Севастопольский государственный университет» – Чуклин А.А.;

Доцент кафедры «Технология машиностроения» – Сидоров Д.Е.

Комиссия установила:

1. Разработана и внедрена принципиально новая схема термофрикционной обработки заготовок с использованием широкой номенклатуры специального инструмента.

2. Проверен и внедрен в производство комплекс специальных станочных приспособлений, позволяющих проводить в процессе обработки адаптивное взаимодействие всех элементов технологической системы с целью повышения точности получаемых размеров.
3. Определено, что использование предлагаемой системы моделирования технологических процессов с учетом пространственно-временного взаимодействия инструмента и заготовки при термофрикционной обработке металлов позволит прогнозировать показатели качества обработанных поверхностей деталей.
4. Предполагаемый годовой экономический эффект от внедрения составляет 2 440 000 рублей.

Выводы комиссии:

1. С применением предлагаемых конструкций инструментов и оснастки изготовлены детали, обладающие специальными свойствами поверхностного слоя.
2. Внедрение разработанной технологии позволило в 2 раза увеличить производительность обработки плоских поверхностей деталей из легированных жаропрочных сталей.
3. За счет адаптивного управления процессом теплообразования в зоне резания улучшены показатели качества обработанных поверхностей деталей, входящих в номенклатурный перечень изделий предприятия.

ФГАОУ ВО «Севастопольский государственный университет»
Директор Дирекции научной деятельности
_____ Чуклин А.А.

Главный технолог ООО «Локомотив-Сервис Ростов
_____Шинкаренко А.С.

Доцент кафедры «Технология машиностроения»
_____ Сидоров Д.Е.

Начальник технического бюро ООО «Локомотив-Сервис Ростов»
_____Кушнаренко О.А.

УТВЕРЖДАЮ
Директор ООО «Донбасс - Сервис»
_____А.Л. Антипов
«03» 12 2025г.

АКТ
о внедрении результатов
диссертационной работы
Якубова Чингиза Февзиевича
(Фамилия, имя, отчество)

Комиссия в составе:
Председатель: Беловодский С.В., главный инженер ООО «Донбасс - Сервис»,
члены комиссии: 1. Письменный В.Д., главный технолог ООО «Донбасс - Сервис»;
2. Братан С.М., заведующий кафедрой «Автоматизация и технология машиностроения» ФГАОУ ВО «Севастопольский государственный университет»;
3. Сидоров Д.Е., доцент кафедры «Автоматизация и технология машиностроения» ФГАОУ ВО «Севастопольский государственный университет»

составили настоящий акт о том, что результаты диссертационной работы Якубова Чингиза Февзиевича на тему «Анализ и моделирование пространственно-временного взаимодействия инструмента и заготовки при термофрикционной обработке металлов», представленной на соискание ученой степени доктора технических наук, обладают актуальностью, представляют практический интерес и были использованы в производственной деятельности ООО «Донбасс - Сервис» при выполнении технологических операций черновой обработки плоских поверхностей заготовок деталей машин, входящих в номенклатуру продукции предприятия.

Результаты диссертационной работы Якубова Ч.Ф.:

1. Получены новые сведения о повышении эффективности процесса термофрикционной обработки заготовок.

2. Внедрена принципиально новая система инструментального обеспечения способа высокоскоростной термофрикционной обработки заготовок.

3. Обработаны заготовки из конструкционных и легированных сталей и установлено влияние технологических факторов на качество поверхности и погрешность обработки.

4. Внедрение разработанной технологии позволяет (с учетом влияния режимов резания на износ и стойкость режущей кромки дискового инструмента) обеспечить показатели качества обработанных изделий при высокой производительности.

5. Благодаря наличию системы управления режимными параметрами термофрикционной обработки обеспечивается достижение оптимальных условий функционирования всех элементов технологической системы.

6. Предполагаемый годовой экономический эффект от внедрения составляет 1 885 000 рублей.

Заключение: Использование указанных результатов позволяет: повысить производительность процессов механической обработки заготовок; улучшить показатели качества обработанных поверхностей деталей; сократить затраты на инструментальное обеспечение производимых операций; повысить производительность труда; использование системы управления энергосиловыми параметрами процесса термофрикционного резания позволило снизить себестоимость изготовления деталей машин, обработки заготовок которых ранее была затруднительна, ввиду высоких прочностных характеристик материала.

Председатель комиссии:
Главный инженер ООО «Донбасс - Сервис» Беловодский С.В.

Члены комиссии:
Главный технолог «Донбасс – Сервис» Письменный В.Д.
Заведующий кафедрой «Автоматизация и технология машиностроения» ФГАОУ ВО «Севастопольский государственный университет», д.т.н., профессор Братан С.М.
Доцент кафедры «Автоматизация и технология машиностроения» ФГАОУ ВО «Севастопольский государственный университет», к.т.н., доцент Сидоров Д.Е.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 231132

Режущий диск с винтовыми канавками

Патентообладатели: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU)***

Заявка № **2024117416**
Приоритет полезной модели **24 июня 2024 г.**
Дата государственной регистрации в Государственном реестре полезных моделей Российской Федерации **13 января 2025 г.**
Срок действия исключительного права на полезную модель истекает **24 июня 2034 г.**

Руководитель Федеральной службы по интеллектуальной собственности

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 0692e7c1a6300bf54f240f670bca2026
Владелец **Зубов Юрий Сергеевич**
Действителен с 10.07.2024 по 03.10.2025

Ю.С. Зубов

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



ПАТЕНТ

НА ИЗОБРЕТЕНИЕ

№ 2834739

Диск для фрикционного резания с системой охлаждения

Патентообладатели: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU)***



Заявка № **2024117439**
Приоритет изобретения **24 июня 2024 г.**
Дата государственной регистрации
в Государственном реестре изобретений
Российской Федерации **13 февраля 2025 г.**
Срок действия исключительного права
на изобретение истекает **24 июня 2044 г.**

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

Ю.С. Зубов

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 228822

Режущий диск с теплоотводящими устройствами

Патентообладатели: ***Покинтелица Николай Иванович (RU), Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU)***

Авторы: ***Покинтелица Николай Иванович (RU), Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU)***

Заявка № **2024117422**
Приоритет полезной модели **24 июня 2024 г.**
Дата государственной регистрации
в Государственном реестре полезных
моделей Российской Федерации **11 сентября 2024 г.**
Срок действия исключительного права
на полезную модель истекает **24 июня 2034 г.**

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

Ю.С. Зубов

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 231231

Режущий диск с шариковым ударным демпфером

Патентообладатели: ***Покинтелица Николай Иванович (RU), Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU)***

Авторы: ***Покинтелица Николай Иванович (RU), Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU)***

Заявка № **2024117413**
Приоритет полезной модели **24 июня 2024 г.**
Дата государственной регистрации в Государственном реестре полезных моделей Российской Федерации **16 января 2025 г.**
Срок действия исключительного права на полезную модель истекает **24 июня 2034 г.**

Руководитель Федеральной службы по интеллектуальной собственности

Ю.С. Зубов

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

(19) **RU** (11) **228 823**(13) **U1**

(51) МПК
B23D 23/00 (2006.01)

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА
ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ

(12) ФОРМУЛА ПОЛЕЗНОЙ МОДЕЛИ К ПАТЕНТУ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ

(52) СПК
B23D 23/00 (2024.08)

(21)(22) Заявка: **2024117414, 24.06.2024**

(24) Дата начала отсчета срока действия патента:
24.06.2024

Дата регистрации:
11.09.2024

Приоритет(ы):
(22) Дата подачи заявки: **24.06.2024**

(45) Опубликовано: **11.09.2024** Бюл. № **26**

Адрес для переписки:
295015, Респ. Крым, г. Симферополь, пер. Учебный, 8, Кафедра технологии машиностроения, Скакун Владимир Владимирович

(72) Автор(ы):
Покинтелица Николай Иванович (RU),
Якубов Чингиз Февзиевич (RU),
Братан Сергей Михайлович (RU),
Скакун Владимир Владимирович (RU),
Братан Михаил Игоревич (RU)

(73) Патентообладатель(и):
Покинтелица Николай Иванович (RU),
Якубов Чингиз Февзиевич (RU),
Братан Сергей Михайлович (RU),
Скакун Владимир Владимирович (RU),
Братан Михаил Игоревич (RU)

(56) Список документов, цитированных в отчете о поиске: **RU 2009886 C1, 30.03.1994. RU 2733175 C1, 29.09.2020. SU 1084499 A1, 07.04.1984. JP 2000232699 A, 22.08.2000.**

(54) **Режущий диск с ударными демпферами колебаний**

(57) Формула полезной модели

Режущий диск с ударными демпферами колебаний, состоящий из корпуса и элементов его крепления в шпинделе станка, отличающийся тем, что по периферии режущего диска установлены ударные демпферы колебаний, контактирующие с внутренней поверхностью режущего диска, состоящие из подвижных упоров и цилиндрических пружин, закрепленных на плоских пружинах.

RU 228823 U1

RU 228823 U1

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 228815

Режущий диск с приспособлениями для удаления нароста

Патентообладатели: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU), Графова Анастасия Евгеньевна (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU), Графова Анастасия Евгеньевна (RU)***

Заявка № **2024117415**
Приоритет полезной модели **24 июня 2024 г.**
Дата государственной регистрации
в Государственном реестре полезных
моделей Российской Федерации **11 сентября 2024 г.**
Срок действия исключительного права
на полезную модель истекает **24 июня 2034 г.**

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

Ю.С. Зубов

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 243565

Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

Патентообладатель: ***ГБОУВО РК Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Джемалядинов Руслан Марленович (RU), Светличная Ольга Викторовна (RU)***

Заявка № **2025130064**
Приоритет полезной модели **31 октября 2025 г.**
Дата государственной регистрации
в Государственном реестре полезных
моделей Российской Федерации **19 мая 2026 г.**
Срок действия исключительного права
на полезную модель истекает **31 октября 2035 г.**

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 00a570e4f7add8d531b4b8818e75f29506
Владелец Зубов Юрий Сергеевич
Действителен с 04.09.2025 по 28.11.2026

Ю.С. Зубов

Форма № 01 ПМ-2014

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ
(РОСПАТЕНТ)

Бережковская наб., 30, корп. 1, Москва, Г-59, ГСП-3, 125993. Телефон (8-499) 240- 60- 15. Факс (8-495) 531- 63- 18

На № - от 29.01.2026

Наш № 2025130064/05(070865)

При переписке просим ссылаться на номер заявки

Исходящая корреспонденция от

19.03.2026

ГБОУВО РК КИПУ имени Февзи Якубова, Якубов Чингиз Февзиевич
пер. Учебный, 8
г. Симферополь
Респ. Крым
295015

Р Е Ш Е Н И Е
о выдаче патента на полезную модель

(21) Заявка № 2025130064/05(070865) (22) Дата подачи заявки 31.10.2025

В результате экспертизы заявки на полезную модель установлено, что заявленная полезная модель
относится к объектам патентных прав, соответствует условиям патентоспособности, сущность заявленной полезной модели в документах заявки раскрыта с полнотой, достаточной для осуществления полезной модели, в связи с чем принято решение о выдаче патента на полезную модель.

Заключение по результатам экспертизы прилагается.

Приложение: на 4 л. в 1 экз.

Начальник Управления организации предоставления государственных услуг

Документ подписан электронной подписью
[redacted]
Сертификат 05EEBC9700C9B2F7834F9C1926A012488A
Владелец Бобрышев Антон Александрович
Срок действия с 24.04.2025 по 24.04.2026

А. А. Бобрышев

Приложение к форме № 01 ПМ-2014
11,401

ЗАКЛЮЧЕНИЕ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРТИЗЫ

(21) Заявка № 2025130064/05(070865) (22) Дата подачи заявки 31.10.2025

(24) Дата начала отсчета срока действия патента 31.10.2025

ПРИОРИТЕТ УСТАНОВЛЕН ПО ДАТЕ
(22) подачи заявки 31.10.2025

(72) Автор(ы) Якубов Чингиз Февзиевич, Скакун Владимир Владимирович, Покинтелица Николай Иванович, Братан Сергей Михайлович, Джемалядинов Руслан Марленович, Светличная Ольга Викторовна, RU

(73) Патентообладатель(и) ГБОУВО РК Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова, RU

(54) Название полезной модели Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

(см. на обороте)

01 2	ДОМ 29.01.2026 ИЗФ 29.01.2026	057127

ВНИМАНИЕ! С целью исключения ошибок просьба проверить сведения, приведенные в заключении, т.к. они без изменения будут внесены в Государственный реестр полезных моделей Российской Федерации, и незамедлительно сообщить об обнаруженных ошибках.

Адрес для переписки с патентообладателем или его представителем, который будет опубликован в официальном бюллетене указан на лицевой стороне бланка решения

Адрес для направления патента указан на лицевой стороне бланка решения

В результате экспертизы заявки по существу, проведенной в соответствии со статьей 1390 Гражданского кодекса Российской Федерации, введенного в действие Федеральным законом от 12 марта 2014 г. № 35-ФЗ (далее - Кодекс), в отношении уточненной заявителем формулы полезной модели установлено соответствие заявленной полезной модели требованиям статьи 1349 Кодекса, условиям патентоспособности, установленным статьей 1351 Кодекса, и соответствие документов заявки требованию достаточности раскрытия сущности полезной модели, установленному пунктом 2 статьи 1376 Кодекса.

Формула полезной модели приведена на странице(ах) 3.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 243575

Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

Патентообладатель: ***ГБОУВО РК Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Джемилов Эшреб Шефикович (RU), Теминдаров Ильяс Эльвирович (RU)***

Заявка № **2025131083**
Приоритет полезной модели **10 ноября 2025 г.**
Дата государственной регистрации в Государственном реестре полезных моделей Российской Федерации **19 мая 2026 г.**
Срок действия исключительного права на полезную модель истекает **10 ноября 2035 г.**

Руководитель Федеральной службы по интеллектуальной собственности

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 00a570e4f7add8d531b4b8818e75f29506
Владелец Зубов Юрий Сергеевич
Действителен с 04.09.2025 по 28.11.2026

Ю.С. Зубов

Форма № 01 ПМ-2014

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ
(РОСПАТЕНТ)

Бережковская наб., 30, корп. 1, Москва, Г-59, ГСП-3, 125993. Телефон (8-499) 240- 60- 15. Факс (8-495) 531- 63- 18

На № - от 15.01.2026

Наш № 2025131083/05(072873)

При переписке просим ссылаться на номер заявки

Исходящая корреспонденция от

13.03.2026

ГБОУВО РК Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова, Якубов Чингиз Февзиевич
пер. Учебный, 8
г. Симферополь
РК
295015

Р Е Ш Е Н И Е
о выдаче патента на полезную модель

(21) Заявка № 2025131083/05(072873) (22) Дата подачи заявки 10.11.2025

В результате экспертизы заявки на полезную модель установлено, что заявленная полезная модель
относится к объектам патентных прав, соответствует условиям патентоспособности, сущность заявленной полезной модели в документах заявки раскрыта с полнотой, достаточной для осуществления полезной модели, в связи с чем принято решение о выдаче патента на полезную модель.

Заключение по результатам экспертизы прилагается.

Приложение: на 4 л. в 1 экз.

Начальник Управления организации предоставления государственных услуг

Документ подписан электронной подписью
[redacted]
Сертификат 05EEBC9700C9B2F7834F9C1926A012488A
Владелец Бобрышев Антон Александрович
Срок действия с 24.04.2025 по 24.04.2026

А. А. Бобрышев

Приложение к форме № 01 ПМ-2014
11,401

ЗАКЛЮЧЕНИЕ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРТИЗЫ

(21) Заявка № 2025131083/05(072873) (22) Дата подачи заявки 10.11.2025

(24) Дата начала отсчета срока действия патента 10.11.2025

ПРИОРИТЕТ УСТАНОВЛЕН ПО ДАТЕ
(22) подачи заявки 10.11.2025

(72) Автор(ы) Якубов Чингиз Февзиевич, Скакун Владимир Владимирович, Братан Сергей Михайлович, Покинтелица Николай Иванович, Джемилов Эшреб Шефикович, Теминдаров Ильяс Эльвирович, RU

(73) Патентообладатель(и) ГБОУВО РК Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова, RU

(54) Название полезной модели Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

(см. на обороте)

01 2	ДОМ 15.01.2026 ИЗФ 15.01.2026	057127

ВНИМАНИЕ! С целью исключения ошибок просьба проверить сведения, приведенные в заключении, т.к. они без изменения будут внесены в Государственный реестр полезных моделей Российской Федерации, и незамедлительно сообщить об обнаруженных ошибках.

Адрес для переписки с патентообладателем или его представителем, который будет опубликован в официальном бюллетене указан на лицевой стороне бланка решения

Адрес для направления патента указан на лицевой стороне бланка решения

В результате экспертизы заявки по существу, проведенной в соответствии со статьей 1390 Гражданского кодекса Российской Федерации, введенного в действие Федеральным законом от 12 марта 2014 г. № 35-ФЗ (далее - Кодекс), в отношении уточненной заявителем формулы полезной модели установлено соответствие заявленной полезной модели требованиям статьи 1349 Кодекса, условиям патентоспособности, установленным статьей 1351 Кодекса, и соответствие документов заявки требованию достаточности раскрытия сущности полезной модели, установленному пунктом 2 статьи 1376 Кодекса.

Формула полезной модели приведена на странице(ах) 3.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 243567

Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

Патентообладатель: ***Государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования Республики Крым "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова" (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Ваниев Эльдар Рустемович (RU), Теминдаров Ильяс Эльвирович (RU)***

Заявка № **2025131089**
Приоритет полезной модели **10 ноября 2025 г.**
Дата государственной регистрации в Государственном реестре полезных моделей Российской Федерации **19 мая 2026 г.**
Срок действия исключительного права на полезную модель истекает **10 ноября 2035 г.**

Руководитель Федеральной службы по интеллектуальной собственности

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 00a570e4f7add8d531b4b8818e75f29506
Владелец Зубов Юрий Сергеевич
Действителен с 04.09.2025 по 28.11.2026

Ю.С. Зубов

Форма № 01 ПМ-2014

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ
(РОСПАТЕНТ)

Бережковская наб., 30, корп. 1, Москва, Г-59, ГСП-3, 125993. Телефон (8-499) 240- 60- 15. Факс (8-495) 531- 63- 18

На № - от 10.03.2026

Наш № 2025131089/05(072889)

При переписке просим ссылаться на номер заявки

Исходящая корреспонденция от

19.03.2026

ГБОУВО РК "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова", Якубов Чингиз Февзиевич
пер. Учебный, 8
г. Симферополь
РБ
295015

Р Е Ш Е Н И Е
о выдаче патента на полезную модель

(21) Заявка № 2025131089/05(072889) (22) Дата подачи заявки 10.11.2025

В результате экспертизы заявки на полезную модель установлено, что заявленная полезная модель
относится к объектам патентных прав, соответствует условиям патентоспособности, сущность заявленной полезной модели в документах заявки раскрыта с полнотой, достаточной для осуществления полезной модели, в связи с чем принято решение о выдаче патента на полезную модель.

Заключение по результатам экспертизы прилагается.

Приложение: на 4 л. в 1 экз.

Начальник Управления организации предоставления государственных услуг

Документ подписан электронной подписью
[redacted]
Сертификат 05EEBC9700C9B2F7834F9C1926A012488A
Владелец Бобрышев Антон Александрович
Срок действия с 24.04.2025 по 24.04.2026

А. А. Бобрышев

Приложение к форме № 01 ПМ-2014
11,401

ЗАКЛЮЧЕНИЕ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРТИЗЫ

(21) Заявка № 2025131089/05(072889) (22) Дата подачи заявки 10.11.2025

(24) Дата начала отсчета срока действия патента 10.11.2025

ПРИОРИТЕТ УСТАНОВЛЕН ПО ДАТЕ
(22) подачи заявки 10.11.2025

(72) Автор(ы) Якубов Чингиз Февзиевич, Скакун Владимир Владимирович, Братан Сергей Михайлович, Покинтелица Николай Иванович, Ваниев Эльдар Рустемович, Теминдаров Ильяс Эльвирович, RU

(73) Патентообладатель(и) Государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования Республики Крым "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова", RU

(54) Название полезной модели Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

(см. на обороте)

01 2	ДОМ 10.03.2026 ИЗФ 10.03.2026	057127

ВНИМАНИЕ! С целью исключения ошибок просьба проверить сведения, приведенные в заключении, т.к. они без изменения будут внесены в Государственный реестр полезных моделей Российской Федерации, и незамедлительно сообщить об обнаруженных ошибках.

Адрес для переписки с патентообладателем или его представителем, который будет опубликован в официальном бюллетене указан на лицевой стороне бланка решения

Адрес для направления патента указан на лицевой стороне бланка решения

В результате экспертизы заявки по существу, проведенной в соответствии со статьей 1390 Гражданского кодекса Российской Федерации, введенного в действие Федеральным законом от 12 марта 2014 г. № 35-ФЗ (далее - Кодекс), в отношении уточненной заявителем формулы полезной модели установлено соответствие заявленной полезной модели требованиям статьи 1349 Кодекса, условиям патентоспособности, установленным статьей 1351 Кодекса, и соответствие документов заявки требованию достаточности раскрытия сущности полезной модели, установленному пунктом 2 статьи 1376 Кодекса.

Формула полезной модели приведена на странице(ах) 3.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 243568

Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

Патентообладатель: ***Государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования Республики Крым "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова" (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), СКАКУН ВЛАДИМИР ВЛАДИМИРОВИЧ (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Джемалядинов Руслан Марленович (RU), Братан Михаил Игоревич (RU)***

Заявка № **2025131096**
Приоритет полезной модели **10 ноября 2025 г.**
Дата государственной регистрации в Государственном реестре полезных моделей Российской Федерации **19 мая 2026 г.**
Срок действия исключительного права на полезную модель истекает **10 ноября 2035 г.**

Руководитель Федеральной службы по интеллектуальной собственности

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 00a570e4f7add8d531b4b8818e75f29506
Владелец Зубов Юрий Сергеевич
Действителен с 04.09.2025 по 28.11.2026

Ю.С. Зубов

Форма № 01 ПМ-2014

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ
(РОСПАТЕНТ)

Бережковская наб., 30, корп. 1, Москва, Г-59, ГСП-3, 125993. Телефон (8-499) 240- 60- 15. Факс (8-495) 531- 63- 18

На № - от 10.03.2026

Наш № 2025131096/05(072907)

При переписке просим ссылаться на номер заявки

Исходящая корреспонденция от

19.03.2026

ГБОУВО РК КИПУ имени Февзи Якубова, Якубов Чингиз Февзиевич
пер. Учебный, 8
г. Симферополь
Респ. Крым
295015

Р Е Ш Е Н И Е
о выдаче патента на полезную модель

(21) Заявка № 2025131096/05(072907) (22) Дата подачи заявки 10.11.2025

В результате экспертизы заявки на полезную модель установлено, что заявленная полезная модель
относится к объектам патентных прав, соответствует условиям патентоспособности, сущность заявленной полезной модели в документах заявки раскрыта с полнотой, достаточной для осуществления полезной модели, в связи с чем принято решение о выдаче патента на полезную модель.

Заключение по результатам экспертизы прилагается.

Приложение: на 4 л. в 1 экз.

Начальник Управления организации предоставления государственных услуг

Документ подписан электронной подписью
[redacted]
Сертификат 05EEBC9700C9B2F7834F9C1926A012488A
Владелец Бобрышев Антон Александрович
Срок действия с 24.04.2025 по 24.04.2026

А. А. Бобрышев

Приложение к форме № 01 ПМ-2014
11,401

ЗАКЛЮЧЕНИЕ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРТИЗЫ

(21) Заявка № 2025131096/05(072907) (22) Дата подачи заявки 10.11.2025

(24) Дата начала отсчета срока действия патента 10.11.2025

ПРИОРИТЕТ УСТАНОВЛЕН ПО ДАТЕ
(22) подачи заявки 10.11.2025

(72) Автор(ы) Якубов Чингиз Февзиевич, Покинтелица Николай Иванович, СКАКУН ВЛАДИМИР ВЛАДИМИРОВИЧ, Братан Сергей Михайлович, Джемалядинов Руслан Марленович, Братан Михаил Игоревич, RU

(73) Патентообладатель(и) Государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования Республики Крым "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова", RU

(54) Название полезной модели Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

(см. на обороте)

01 2	ДОМ 10.03.2026 ИЗФ 10.03.2026	057127

ВНИМАНИЕ! С целью исключения ошибок просьба проверить сведения, приведенные в заключении, т.к. они без изменения будут внесены в Государственный реестр полезных моделей Российской Федерации, и незамедлительно сообщить об обнаруженных ошибках.

Адрес для переписки с патентообладателем или его представителем, который будет опубликован в официальном бюллетене указан на лицевой стороне бланка решения

Адрес для направления патента указан на лицевой стороне бланка решения

В результате экспертизы заявки по существу, проведенной в соответствии со статьей 1390 Гражданского кодекса Российской Федерации, введенного в действие Федеральным законом от 12 марта 2014 г. № 35-ФЗ (далее - Кодекс), в отношении уточненной заявителем формулы полезной модели установлено соответствие заявленной полезной модели требованиям статьи 1349 Кодекса, условиям патентоспособности, установленным статьей 1351 Кодекса, и соответствие документов заявки требованию достаточности раскрытия сущности полезной модели, установленному пунктом 2 статьи 1376 Кодекса.

Формула полезной модели приведена на странице(ах) 3.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 243570

Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

Патентообладатель: ***Государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования Республики Крым "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова" (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Джемалядинов Руслан Марленович (RU), Графова Анастасия Евгеньевна (RU)***

Заявка № **2025131141**
Приоритет полезной модели **11 ноября 2025 г.**
Дата государственной регистрации в Государственном реестре полезных моделей Российской Федерации **19 мая 2026 г.**
Срок действия исключительного права на полезную модель истекает **11 ноября 2035 г.**

Руководитель Федеральной службы по интеллектуальной собственности

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 00a570e4f7add8d531b4b8818e75f29506
Владелец Зубов Юрий Сергеевич
Действителен с 04.09.2025 по 28.11.2026

Ю.С. Зубов

Форма № 01 ПМ-2014

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ
(РОСПАТЕНТ)

Бережковская наб., 30, корп. 1, Москва, Г-59, ГСП-3, 125993. Телефон (8-499) 240- 60- 15. Факс (8-495) 531- 63- 18

На № - от 29.01.2026

Наш № 2025131141/05(072975)

При переписке просим ссылаться на номер заявки

Исходящая корреспонденция от

19.03.2026

ГБОУВО РК КИПУ имени Февзи Якубова, Якубов Чингиз Февзиевич
пер. Учебный, 8
г. Симферополь
Респ. Крым
295015

Р Е Ш Е Н И Е
о выдаче патента на полезную модель

(21) Заявка № 2025131141/05(072975) (22) Дата подачи заявки 11.11.2025

В результате экспертизы заявки на полезную модель установлено, что заявленная полезная модель
относится к объектам патентных прав, соответствует условиям патентоспособности, сущность заявленной полезной модели в документах заявки раскрыта с полнотой, достаточной для осуществления полезной модели, в связи с чем принято решение о выдаче патента на полезную модель.

Заключение по результатам экспертизы прилагается.

Приложение: на 4 л. в 1 экз.

Начальник Управления организации предоставления государственных услуг

Документ подписан электронной подписью
[redacted]
Сертификат 05EEBC9700C9B2F7834F9C1926A012488A
Владелец Бобрышев Антон Александрович
Срок действия с 24.04.2025 по 24.04.2026

А. А. Бобрышев

Приложение к форме № 01 ПМ-2014
11,401

ЗАКЛЮЧЕНИЕ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРТИЗЫ

(21) Заявка № 2025131141/05(072975) (22) Дата подачи заявки 11.11.2025

(24) Дата начала отсчета срока действия патента 11.11.2025

ПРИОРИТЕТ УСТАНОВЛЕН ПО ДАТЕ
(22) подачи заявки 11.11.2025

(72) Автор(ы) Якубов Чингиз Февзиевич, Скакун Владимир Владимирович, Братан Сергей Михайлович, Покинтелица Николай Иванович, Джемалядинов Руслан Марленович, Графова Анастасия Евгеньевна, RU

(73) Патентообладатель(и) Государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования Республики Крым "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова", RU

(54) Название полезной модели Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

(см. на обороте)

01 2	ДОМ 29.01.2026 ИЗФ 29.01.2026	057127

ВНИМАНИЕ! С целью исключения ошибок просьба проверить сведения, приведенные в заключении, т.к. они без изменения будут внесены в Государственный реестр полезных моделей Российской Федерации, и незамедлительно сообщить об обнаруженных ошибках.

Адрес для переписки с патентообладателем или его представителем, который будет опубликован в официальном бюллетене указан на лицевой стороне бланка решения

Адрес для направления патента указан на лицевой стороне бланка решения

В результате экспертизы заявки по существу, проведенной в соответствии со статьей 1390 Гражданского кодекса Российской Федерации, введенного в действие Федеральным законом от 12 марта 2014 г. № 35-ФЗ (далее - Кодекс), в отношении уточненной заявителем формулы полезной модели установлено соответствие заявленной полезной модели требованиям статьи 1349 Кодекса, условиям патентоспособности, установленным статьей 1351 Кодекса, и соответствие документов заявки требованию достаточности раскрытия сущности полезной модели, установленному пунктом 2 статьи 1376 Кодекса.

Формула полезной модели приведена на странице(ах) 3.

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

ПАТЕНТ

НА ПОЛЕЗНУЮ МОДЕЛЬ

№ 243572

Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

Патентообладатель: ***ГБОУ ВО РК "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова" (RU)***

Авторы: ***Якубов Чингиз Февзиевич (RU), Скакун Владимир Владимирович (RU), Братан Сергей Михайлович (RU), Покинтелица Николай Иванович (RU), Джемалядинов Руслан Марленович (RU), Часовитина Анастасия Сергеевна (RU)***

Заявка № **2025131145**
Приоритет полезной модели **11 ноября 2025 г.**
Дата государственной регистрации в Государственном реестре полезных моделей Российской Федерации **19 мая 2026 г.**
Срок действия исключительного права на полезную модель истекает **11 ноября 2035 г.**

Руководитель Федеральной службы по интеллектуальной собственности

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 00a570e4f7add8d531b4b8818e75f29506
Владелец Зубов Юрий Сергеевич
Действителен с 04.09.2025 по 28.11.2026

Ю.С. Зубов

Форма № 01 ПМ-2014

ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ
(РОСПАТЕНТ)

Бережковская наб., 30, корп. 1, Москва, Г-59, ГСП-3, 125993. Телефон (8-499) 240- 60- 15. Факс (8-495) 531- 63- 18

На № - от 29.01.2026

Наш № 2025131145/05(072980)

При переписке просим ссылаться на номер заявки

Исходящая корреспонденция от 19.03.2026

ГБОУ ВО РК "КИПУ", Якубов Чингиз Февзиевич
пер. Учебный, 8
г. Симферополь
Респ. Крым
295015

Р Е Ш Е Н И Е
о выдаче патента на полезную модель

(21) Заявка № 2025131145/05(072980) (22) Дата подачи заявки 11.11.2025

В результате экспертизы заявки на полезную модель установлено, что заявленная полезная модель
относится к объектам патентных прав, соответствует условиям патентоспособности, сущность заявленной полезной модели в документах заявки раскрыта с полнотой, достаточной для осуществления полезной модели, в связи с чем принято решение о выдаче патента на полезную модель.

Заключение по результатам экспертизы прилагается.

Приложение: на 4 л. в 1 экз.

Начальник Управления организации предоставления государственных услуг

Документ подписан электронной подписью [redacted]
Сертификат 05EEBC9700C9B2F7834F9C1926A012488A
Владелец Бобрышев Антон Александрович
Срок действия с 24.04.2025 по 24.04.2026

А. А. Бобрышев

Приложение к форме № 01 ПМ-2014
11,401

ЗАКЛЮЧЕНИЕ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРТИЗЫ

(21) Заявка № 2025131145/05(072980) (22) Дата подачи заявки 11.11.2025

(24) Дата начала отсчета срока действия патента 11.11.2025

ПРИОРИТЕТ УСТАНОВЛЕН ПО ДАТЕ
(22) подачи заявки 11.11.2025

(72) Автор(ы) Якубов Чингиз Февзиевич, Скакун Владимир Владимирович, Братан Сергей Михайлович, Покинтелица Николай Иванович, Джемалядинов Руслан Марленович, Часовитина Анастасия Сергеевна, RU

(73) Патентообладатель(и) ГБОУ ВО РК "Крымский инженерно-педагогический университет имени Февзи Якубова", RU

(54) Название полезной модели Комбинированный инструмент для фрикционно-абразивного резания

(см. на обороте)

01 2	ДОМ 29.01.2026 ИЗФ 29.01.2026	057127

ВНИМАНИЕ! С целью исключения ошибок просьба проверить сведения, приведенные в заключении, т.к. они без изменения будут внесены в Государственный реестр полезных моделей Российской Федерации, и незамедлительно сообщить об обнаруженных ошибках.

ПРИЛОЖЕНИЕ Г

Номенклатура заготовок стрелочных переводов, обрабатываемых на АО «Керченский металлургический завод» (г. Керчь)



