

**Федеральное государственное бюджетное образовательное  
учреждение высшего образования «Иркутский национальный  
исследовательский технический университет»**

На правах рукописи



**Пятых Алексей Сергеевич**

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ТОЧНЫХ  
ОТВЕРСТИЙ В ДЕТАЛЯХ ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ НА  
ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОМ ОБОРУДОВАНИИ**

Специальность 05.02.08 – Технология машиностроения

**ДИССЕРТАЦИЯ**

на соискание учёной степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель:  
Кандидат технических наук,  
доцент Савилов А.В.

Иркутск, 2018

## Содержание

Введение.....	5
1 Литературный обзор, постановка цели и задач исследования .....	13
1.1 Конструктивные особенности деталей, изготавливаемых из алюминиевых сплавов .....	13
1.2 Технологические методы получения точных отверстий в деталях машиностроительного профиля.....	17
1.3 Точность и качество круглых отверстий .....	24
1.3.1 Геометрические дефекты круглых отверстий.....	24
1.3.2 Влияние технологических факторов на качество обработанной поверхности и форму отверстия .....	26
1.4 Методы назначения режимов резания и пути их оптимизации .....	29
1.5 Основные направления в моделировании процесса сверления .....	41
1.6 Основные выводы, постановка цели и задач исследования.....	48
2 Математическое моделирование вибрационной устойчивости операции сверления отверстий .....	51
2.1 Аналитический расчет данных для построения диаграммы вибрационной устойчивости операции сверления .....	51
2.2 Экспериментальное исследование сил резания при сверлении.....	57
2.2.1 Определение эмпирического параметра демпфирования обрабатываемого материала.....	57
2.2.2 Определение эмпирических параметров модели сил резания процесса сверления.....	69
2.3 Экспериментальное исследование и аналитический расчет вибрационных параметров инструментальной наладки на базе спирального сверла .....	77

2.3.1 Определение вибрационных параметров инструментальной наладки на базе спирального сверла .....	83
2.4 Результаты математического моделирования вибрационной устойчивости операции сверления .....	90
Выводы по второй главе.....	92
3 Исследование зажимных патронов для закрепления режущего инструмента .....	93
3.1 Виды зажимных патронов.....	93
3.2 Методика исследования влияния зажимных патронов на параметры качества отверстий .....	97
3.3 Экспериментальное исследование влияния зажимных патронов на параметры отверстий .....	101
Выводы по третьей главе.....	110
4 Повышение производительности обработки отверстий сверлением .....	111
4.1 Экспериментальные исследования по определению эмпирической модели зависимости точности отверстия от параметров технологического процесса сверления .....	111
4.2 Планирование эксперимента и описание технологического оборудование .....	117
4.3 Анализ данных полученных в результате экспериментальных исследований .....	127
4.3.1 Исследование влияния режимов резания на силы резания при сверлении алюминиевого сплава.....	127
4.3.2 Исследование влияния режимов резания на качество поверхности и точность цилиндрических отверстий.....	129
4.3.3 Исследование влияния параметров обработки на отклонение отверстий от цилиндричности.....	134

4.3.4 Исследование влияния режимов резания на вибрационную устойчивость операции сверления отверстий .....	135
4.4 Технологические рекомендации. Сверление точных отверстий в деталях из алюминиевых сплавов.....	139
4.4.1 Основные положения.....	139
4.4.2 Требования, предъявляемые к режущему инструменту и системе закрепления .....	140
4.4.3 Требования, предъявляемые к станкам и системе закрепления детали .....	143
4.4.4 Особенности обработки отверстий сверлением .....	144
Выводы по четвертой главе .....	152
Заключение .....	153
Библиографический список .....	155
Приложение А .....	166
Приложение Б.....	168
Приложение В.....	172
Приложение Г .....	181

## Введение

Современные темпы роста мировой экономики требуют от машиностроительного производства выпуск конкурентно способной продукции с минимальными временными затратами и высокими эксплуатационными показателями. Аналогичные требования предъявляют и к деталям, входящим в состав готовой продукции. Геометрическая характеристика поверхности и физическое состояние поверхностного слоя деталей машин, в свою очередь, формируют требование к операциям обработки резанием. Особое внимание в данных условиях уделяется повышению производительности операций механообработки, определяющих эксплуатационные показатели готовой продукции. Производительность обработки напрямую влияет на технологическую себестоимость детали. Повышая производительность процесса, снижают себестоимость и, тем самым, повышают конкурентоспособность продукции. Наряду с такими операциями механообработки как фрезерование и точение большое значение имеет операция сверления отверстий.

Сверление является достаточно распространенным процессом обработки и одним из важных процессов в аэрокосмической области. Например, при изготовлении широкофюзеляжного самолета обрабатывается около 50 000 отверстий [82]. Сверление часто является одной из последних выполняемых операций, что означает, что оно осуществляется, когда деталь имеет высокую добавочную стоимость. Поэтому экономическая стоимость устранения дефектов сверления может быть непомерно высокой. Чтобы повысить качество отверстий, необходимо изучение механизмов и условий, которые вызывают появление этих дефектов. Большое значение имеет то, что производительность процесса может быть увеличена за счет уменьшения геометрических дефектов в деталях и издержках, связанных с дополнительными операциями, исправляющими дефекты отверстий [2].

Модернизация производства на ряде отечественных машиностроительных предприятий сопровождается внедрением современных высокопроизводительных обрабатывающих центров, которые, в свою очередь, оснащаются современным высокопроизводительным режущим и вспомогательным инструментом. Высоко-

производительный режущий инструмент, включает в себя высокоточные свёрла, позволяющие получать отверстия с высоким качеством (до IT7) и производительностью в несколько раз превышающую производительность классических свёрл. Однако эффективное использование современных высокоточных свёрл сопровождается рядом проблем. К основным проблемам относятся: различие отечественных и зарубежных обрабатываемых материалов и отсутствие технологических рекомендаций, учитывающих особенности конкретной технологической системы. Имеющийся отечественный производственный опыт и существующие справочники, нормативы и рекомендации распространяются на классический тип производства и не применимы для условий высокопроизводительного производства [59]. В итоге, инвестиции направленные на модернизацию производства, не приводят к запланированному результату.

Решение обозначенных проблем и, следовательно, повышение производительности обработки возможно за счет совершенствования существующих и создания новых методик назначения режимов обработки деталей, которые позволят улучшить качество продукции, обеспечить высокие эксплуатационные показатели и снизить время обработки.

Для решения этой задачи необходимо знать влияние параметров обработки на формирование качества поверхности и формы отверстия. Также в обязательном порядке должны учитываться вибрационные характеристики резания. Появление вибраций во многих случаях является основной причиной, ограничивающей возможность повышения режимов резания и производительности труда. Колебания инструмента относительно заготовки вызывают периодическое изменение толщины срезаемого слоя и сил резания, изменение величины и характера нагрузок на станок, возрастающих в несколько раз по сравнению с устойчивым резанием [76, 109].

Основным направлением настоящей диссертационной работы стали исследования влияния вибрационных характеристик инструментальных наладок на формирование высоты микронеровностей поверхности отверстий и точность

формы, в результате которых разработана математическая модель процесса сверления.

Полученные результаты справедливы для технологической системы, элементы которой отвечают следующим условиям:

1. Режущий инструмент – цельные твердосплавные сверла, режущая часть которых имеет поле допуска –  $m7$ , а цилиндрический хвостовик имеет поле допуска не выше  $h6$ . Глубина получаемого отверстия, как правило, составляет 2-7 диаметра. Данные сверла относятся к высокопроизводительному инструменту [54].

2. Станок – обрабатывающий центр с ЧПУ (фрезерный или токарно-фрезерный с фрезерным шпинделем) и бесступенчатым управлением частотой вращения шпинделя. Радиальное биение шпинделя, измеренное в непосредственной близости к торцу шпинделя не должно превышать 0,007 мм; измеренное на расстоянии 300 мм от торца не должно превышать 0,015мм.

3. Закрепление сверла осуществляется в высокоточные патроны (термоусадочные, гидропластовые, гидравлические и т.п.). Радиальное биение патрона должно находиться в пределах 0,006 мм на частоте вращения свыше 10000 об/мин (на вылете три диаметра инструмента).

Сверление отверстий допускается только отбалансированными инструментальными наладками с допуском в соответствии с ISO 1940/1.

4. Система закрепления детали должна быть жесткой. Закрепление детали на столе станка осуществляется в тисках (гидромеханических, гидравлических и т.п.) либо с помощью прихватов. Прихваты должны плотно прилегать к поверхности детали. Вибрации детали при сверлении отверстий отсутствуют или являются ничтожно малыми, не оказывающими влияние на динамику процесса сверления.

Использование проведенных исследований позволит снизить трудоемкость работ, направленных на разработку рекомендаций по назначению режимов резания; на проектной стадии позволит определить рациональные условия обработки, обеспечивающие получение отверстий надлежащего качества поверхности и точ-

ной формы. Упростить технологический процесс получения точных отверстий, за счет сокращения количества используемого инструмента.

Исходя из вышеизложенного, была сформулирована **цель диссертационной работы:** повысить производительность и качество обработки точных отверстий сверлением для условий современного высокотехнологичного производства, на основе оценки динамики процесса резания.

Достижение этой цели возможно после решения следующих **задач:**

1. Разработать математическую модель, учитывающую вибрационные характеристики инструментальной наладки, жесткость технологической системы и геометрические параметры режущего инструмента для расчета диаграммы вибрационной устойчивости операции сверления без предварительного засверливания;

2. На основе экспериментальных данных численно определить эмпирические параметры модели сил резания, характеризующие обрабатываемость высокопрочных алюминиевых сплавов;

3. Провести экспериментальную проверку моделирования вибрационной устойчивости сверления при помощи предлагаемой методики;

4. Разработать методику, позволяющую оценить влияние зажимного патрона на вибрационную устойчивость процесса сверления, на качество и точность полученных отверстий;

5. Экспериментально определить эмпирическую математическую модель зависимости точности отверстий от длины рабочей части спирального сверла;

**Методология и методы исследования.** Теоретические основы исследования базируются на научных основах технологии машиностроения и резании материалов, моделирования, активного эксперимента. Экспериментальные данные получены с помощью измерительных приборов: программного комплекса на базе профилометра Taylor Hobson Form Talysurf i200, координатно-измерительной машины Carl Zeiss CONTURA G2, устройства для контроля геометрических параметров Zoller Genius 3, динамометрических комплексов Kistler 9129AA и 9253B23, аппаратно-программного комплекса CutPro и др.

### **Научная новизна работы**

1. Разработана математическая модель вибрационной устойчивости на операции обработки отверстий цельными твердосплавными спиральными сверлами без предварительного засверливания с учетом обрабатываемости материалов (п. 3 паспорта специальности 05.02.08).

2. На основе результатов экспериментальных исследований получена эмпирическая математическая модель, отражающая влияние режимов резания и длины рабочей части спирального сверла на точность отверстий в деталях из алюминиевых сплавов (п. 3 паспорта специальности 05.02.08).

3. Обеспечено повышение точности и производительности обработки отверстий сверлением за счет рационального выбора зажимных патронов с учетом момента закрепления, класса балансировки и вибрационных характеристик инструментальной наладки (п. 7 паспорта специальности 05.02.08).

**Практическая значимость работы.** Работа является научной основой для проектирования операций сверления точных отверстий, в деталях, изготовленных из алюминиевых сплавов. Полученные результаты позволяют улучшить шероховатость поверхности, повысить точность отверстий и производительность процесса сверления, сократить количество используемого инструмента в технологическом процессе обработки цилиндрических отверстий. Результаты моделирования вибрационной устойчивости процесса сверления позволяют использовать в полной мере возможности режущего инструмента и станка.

**Степень достоверности и апробация результатов.** Основные положения диссертации докладывались и обсуждались на IX Всероссийской научно-практической конференции «Авиамашиностроение и транспорт Сибири» (г. Иркутск, 2017), XVI Всероссийской научно – технической конференции с международным участием «Механики XXI века» (г. Братск, 2017), XI Международной IEEE научно-технической конференции «Динамика систем, механизмов и машин» (г. Омск, 2017), X Международной научно-технической конференции «Авиамашиностроение и транспорт Сибири» (г. Иркутск, 2018), Международная научно-техническая конференция «Современные направления и перспективы развития

технологий обработки и оборудования в машиностроении 2018» (г. Севастополь, 2018)

**Публикации.** На основе материалов диссертационной работы опубликовано 10 работ, в том числе 5 статей в научных изданиях, рекомендованных перечнем ВАК РФ для публикации результатов кандидатских и докторских диссертаций; 1 публикация в международном издании, входящем в перечень Scopus, 1 публикация в международном издании, входящем в перечень Web of Science.

Диссертация подготовлена на кафедре технологии и оборудования машиностроительных производств Федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего образования «Иркутский национальный исследовательский технический университет». Исследования, представленные в настоящей диссертации, входят в состав работ, выполняемых в рамках проектов:

- обеспечение научных исследований (в рамках выполнения государственного задания Минобрнауки России № 1.7686.2017/ИТР);
- оптимизация конструктивных и геометрических параметров режущих инструментов для обработки авиационных деталей (тема в рамках постановления Правительства РФ от 09.04.2010 №218, 2-я очередь, шифр 2010-218-03-312).
- технология высокоскоростной и высокопроизводительной обработки силовых деталей каркаса (тема в рамках постановления Правительства РФ от 09.04.2010 №218, 2-я очередь, шифр 2010-218-03-312).
- разработка рекомендаций по выбору инструмента и назначению режимов резания для обработки авиационных деталей из российских материалов.
- разработка и внедрение прогрессивных конструкций и технологий изготовления режущих инструментов для обработки авиационных деталей (тема в рамках постановления Правительства РФ от 01.01.2013 №218, 3-я очередь, шифр 2012-218-03-120).
- разработка и совершенствование технологии механической обработки деталей изделий авиационной техники на высокопроизводительном оборудовании (тема в рамках постановления Правительства РФ от 01.01.2013 №218, 3-я очередь, шифр 2012-218-03-120).

Диссертация состоит из четырех глав.

В *первой главе* рассмотрены конструктивные особенности отверстий, выполняемых в деталях, существующие способы получения отверстий с описанием применяемого режущего инструмента и методик расчета параметров обработки. Изучено влияние автоколебаний на формирование высоты микронеровностей поверхности отверстий и точность формы. По результатам анализа сделаны выводы о необходимости усовершенствования методики расчета режимов резания и сформулированы цели исследования, направленные на изучение процесса сверления точных отверстий. Также сделаны выводы о возможности упрощения технологического процесса за счет исключения из него таких операций как зенкерование, развертывание, растачивание.

Во *второй главе* выполнено математическое моделирование вибрационной устойчивости операции сверления. Проведены экспериментальные исследования для расчета коэффициентов, характеризующих физико-механические свойства алюминиевых сплавов. Экспериментально определены вибрационные параметры инструментальной наладки на базе цельного твердосплавного сверла. В результате чего была построена диаграмма вибрационной устойчивости для определения рациональных режимов сверления.

В *третьей главе* представлены исследования зажимных патронов закрепления режущего инструмента в шпинделе станка. Разработана методика выбора рационального зажимного патрона для операции сверления точных отверстий. Проведены экспериментальные исследования влияния зажимного патрона на качество поверхности отверстия и точность формы.

В *четвертой главе* получена эмпирическая математическая модель зависимости отклонения диаметра отверстия от длины рабочей части спирального сверла и режимов резания. Экспериментально подтверждено, что при сверлении отверстий на частоте вращения шпинделя находящейся в области устойчивого резания качество получаемого отверстия является наилучшим. Разработаны технологические рекомендации для сверления точных отверстий в алюминиевых сплавах.

**По результатам проделанных работ автор выносит на защиту:**

1. Результаты математического моделирования вибрационной устойчивости процесса сверления цельными твердосплавными спиральными сверлами без предварительного засверливания.

2. Результаты экспериментального определения эмпирических параметров модели сил резания, характеризующих обрабатываемость алюминиевых сплавов.

3. Результаты экспериментальных исследований для построения эмпирической математической модели, отражающей влияние режимов резания и длины рабочей части спирального сверла на точность отверстий в деталях из алюминиевых сплавов.

4. Результаты экспериментальных исследований вибрационной устойчивости операции сверления и качества получаемых отверстий.

5. Методика выбора зажимного патрона для операции обработки отверстий сверлением, с учетом момента закрепления, класса балансировки и вибрационных параметров инструментальной наладки.

6. Технологические рекомендации по определению рациональных режимов резания методом модального анализа, позволяющие сократить номенклатуру используемого инструмента за счёт получения отверстий высокой точности и шероховатости, непосредственно после операции сверления, минуя такие дополнительные операции как зенкерование или развёртывание.

**Структура и объем работы.** Диссертация содержит введение, четыре главы, общие выводы, библиографический список, включающий 116 наименований, 4 приложения. Основная часть работы изложена на 165 страницах машинописного текста, содержит 95 рисунков, 53 таблицы. Общий объем работы – 181 страница.

## 1 Литературный обзор, постановка цели и задач исследования

### 1.1 Конструктивные особенности деталей, изготавливаемых из алюминиевых сплавов

По данным ВИАМ, алюминиевые сплавы являются основным конструкционным материалом авиакосмической техники. В конструкциях отечественных самолетов их применяется до 75% от общего количества конструкционных материалов (рисунок 1.1).

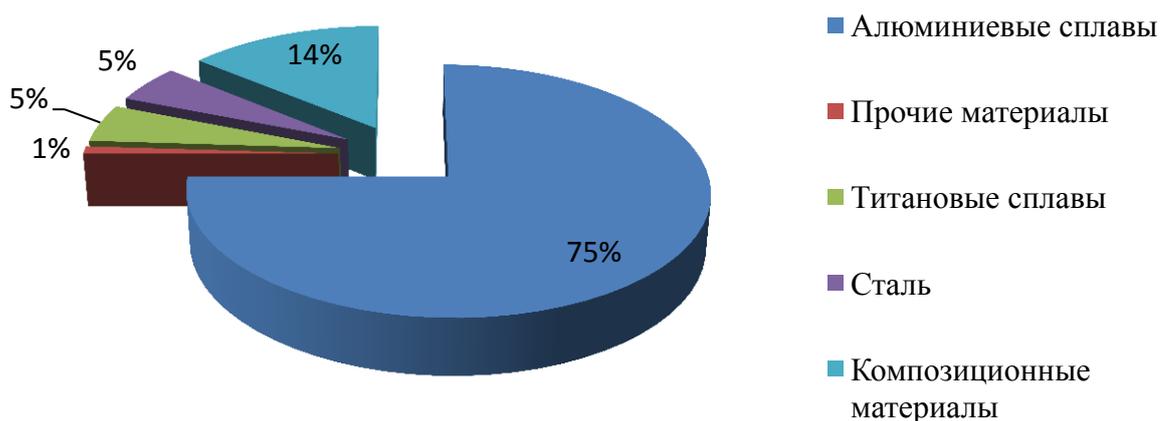


Рисунок 1.1 – Процент использования материалов в отечественных самолетах

Столь значимая цифра обусловлена большим разнообразием механических свойств, некоторые алюминиевые сплавы сравнимы по прочности со сталью и при этом легче нее в 3 раза.

Алюминиевые сплавы обладают высокой прочностью, хорошей коррозионной стойкостью, высоким сопротивлением повторным нагрузкам и малой скоростью развития усталостных трещин.

Сплавы, изготовленные на основе системы Al – Cu применяются для изготовления деталей, работающих при высоких температурах и с высокими значениями коэффициента вязкости разрушения. Сплавы, выполненные по системе Al-Si-Mg, Al-Si-Cu, Al-Si, Al-Mg применяются в деталях малонагруженных узлов. Наибольшее применение получили сплавы на основе традиционной системы Al-Zn-Mg-Cu. Это высокопрочные сплавы, которые эффективно используется в авиационной промышленности для изготовления лонжеронов, балок, стрингеров и других деталей, в том числе для верхних обшивок крыла, в процессе эксплуатации подвергающихся воздействию циклических нагрузок при разных температурах. В качестве заготовок применяют прессованные панели, вафельные штампованные панели и горячекатаные плиты.

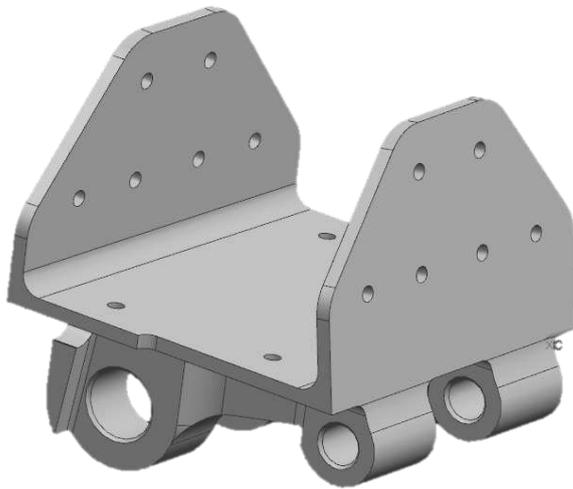
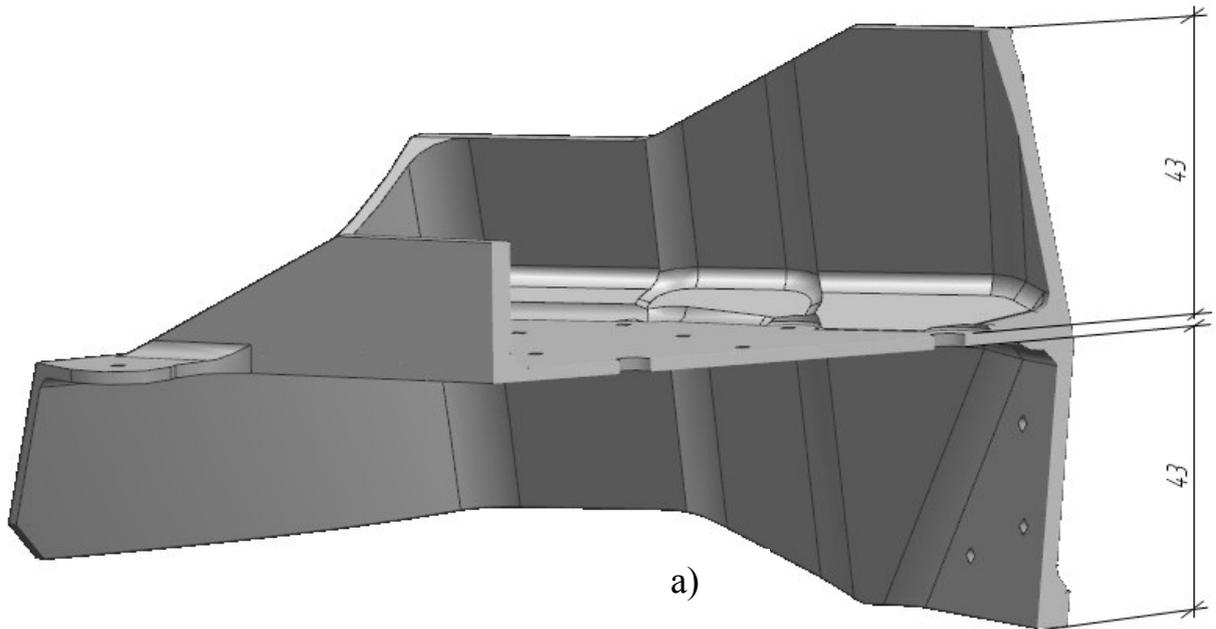
Наибольшее применение получил сплав В95пчТ2 (механические свойства представлены в таблице 1.1), выполненный по системе Al-Zn-Mg-Cu. В большей степени этот сплав применяется в виде массивных плит, толщиной свыше 70 мм [62]. Из него изготавливаются конструкции самолето-, ракето-, судостроения, работающие до температуры 125°С в виде лонжеронов, балок, стрингеров и других элементов, работающих на сжатие.

Таблица 1.1 – Механические свойства при растяжении и значения вязкости разрушения массивных плит

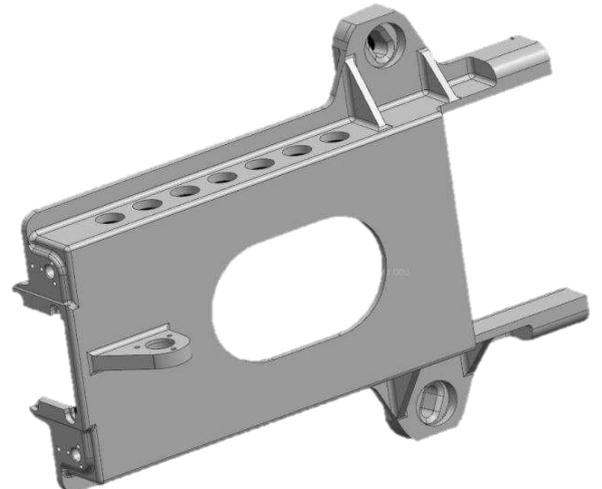
Сплав	Направление	$\sigma_B$	$\sigma_{0,2}$	$\delta, \%$	$K_{1c}, \text{МПа} \times \text{м}^{1/2}$
В95пчТ2	Д (1/2)	510 – 515	435 – 440	11,0 – 11,5	40,0 – 42,0 (ДП)
	Д (1/4)	510 – 510	435 – 440	11,0 – 12,0	-
	П (1/2)	490 – 500	415 – 445	8,0 – 9,0	29,0 – 29,0 (ДП)
	П (1/4)	520 – 520	435 – 445	9,0 – 10,0	-
	В	480 – 490	405 – 410	3,4 – 5,5	25,0 – 27,0 (ВД)

Для типовых деталей, изготавливаемых из алюминиевых сплавов характерно наличие высоких стенок, ребер, глубоких карманов, нежестких элементов,

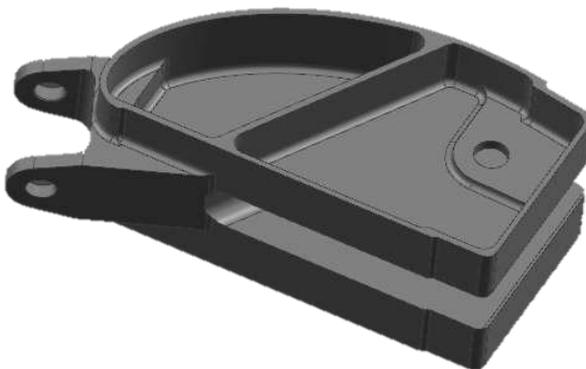
большого количества отверстий. Отверстия выполняются под штифты, базовые, резьбовые, болтовые и заклепочные соединения.



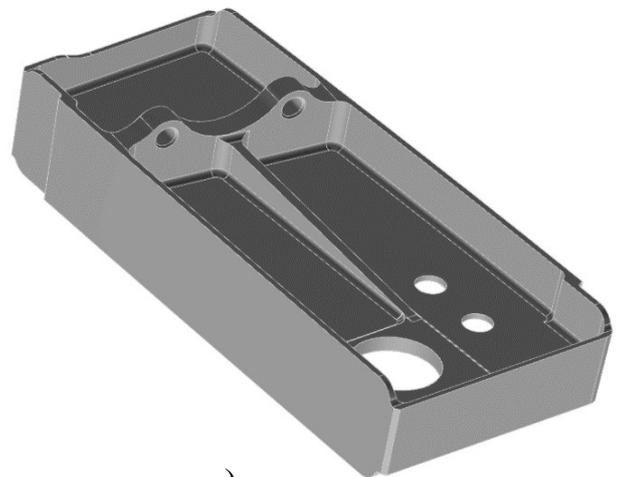
б)



в)



г)



д)

Рисунок 1.2 – Типовые детали выполняемые из деформируемых алюминиевых сплавов, содержащие точные отверстия

С точки зрения механообработки, обработка алюминиевых сплавов по сравнению со сталью характеризуется высокой скоростью при равной стойкости. Вследствие сравнительного высокого коэффициента трения между алюминием и сталью при низких скоростях резания, даже при соблюдении рекомендуемых углов резания, на режущей кромке инструмента может образоваться нарост, который, помимо всего прочего, значительно ухудшает качество поверхности [2].

Несмотря на то, что современные технологии резки металла значительно улучшились, сверление по-прежнему остается одним из распространенных процессов для получения отверстий. Так, на рисунке 1.2 представлены детали, в которых выполняется большое количество отверстий различного назначения.

На рисунке 1.2а представлено сечение детали («Стенка»), которая содержит 69 отверстий диаметром 2,7 мм и 8 отверстий диаметром 6,2 мм, при этом большинство отверстий распложены на дне кармана, стенки которого достигают 43 мм. В кронштейне, представленном на рисунке 1.2б, выполняется обработка отверстий  $\phi 10H8$  и  $\phi 17H8$ . В детали (рисунок 1.2д) выполняется обработка четырех отверстий  $\phi 10H8$  и глубиной 14 мм. Расстояние от центра отверстия до стенки детали составляет 12 мм, поэтому используется сверло длинной серии диаметром 9,8 мм. Для обеспечения требований, предъявляемым к отверстиям используется цилиндрическая развертка диаметром 10 мм.

Большинство выполняемых отверстий находятся в диапазоне от 2,5 до 15 мм. Глубина выполняемых отверстий часто не превышает 3 диаметров. Требования, предъявляемые к точности 7-8 квалитет. Шероховатость Ra 1.6 мкм. В то же время конструктивные особенности деталей накладывают ограничение на вылет используемого инструмента и тип зажимного патрона. Из-за высоких боковых стенок и близкого расположения отверстий к ним используются наладки с вылетом инструмента, превышающим глубину сверления более чем в 10 раз.

## **1.2 Технологические методы получения точных отверстий в деталях машиностроительного профиля**

В основе решения задачи по обработке отверстий лежит целый ряд факторов. Эффективность технологической операции определяется качеством поверхности, точностью, производительностью и динамической устойчивостью. Основным критерием проверки верности выбранного метода обработки и типа режущего инструмента является стоимость обработки отверстия. Экономические показатели процесса имеют решающее значение в массовом производстве. Наименьшая себестоимость обеспечивается наиболее производительным процессом обработки. Поэтому повышению эффективности обработки отдают важную роль в современном производстве [57]. Обработка отверстий является наиболее часто повторяющейся операцией. Технология обработки отверстий в деталях летательных аппаратов является сложной технологической задачей, поскольку параметры этих отверстий в ряде деталей определяют их качественные характеристики. В зависимости от требований к точности и другим характеристикам для образования и обработки отверстий при изготовлении деталей самолето-, ракето- и судостроения применяют операции сверления, фрезерования, растачивания, развертывания [68].

Основными характеристиками отверстия являются диаметр и глубина. Именно от этих параметров зависит выбор инструмента. Качество и точность поверхности оказывают влияние на выбор режимов резания. Жесткость технологической системы, свойства обрабатываемого материала оказывают влияние при выборе инструментального материала и геометрии инструмента.

При выборе инструмента для получения отверстий в сплошном материале преимущество отдают сверлам. Современные спиральные сверла с внутренним подводом смазочно-охлаждающей жидкости и с использованием соответствующих вспомогательных инструментов, позволяют достигать высокого качества поверхности с точностью до 8-го качества и  $Ra=1-2$  мкм и, зачастую отпадает необходимость в последующей чистовой обработке.

В настоящее время, для получения отверстий малых и средних диаметров, выделяют три вида сверл [54].

1. Цельные твердосплавные сверла
2. Сверла со сменными головками
3. Сверла со сменными пластинами

Цельные твердосплавные спиральные сверла представляют собой наиболее сложный вид многолезвийного инструмента. Они имеют малые передние углы в центральной части и отрицательные у перемычки, которые повышают деформацию срезаемой стружки и увеличивают силы трения. Отсутствие вспомогательных задних углов на ленточках увеличивает силы трения и негативно сказывается на формировании поверхности отверстия. [7, 66, 70].

Цельные твердосплавные сверла (рисунок 1.3) изготавливаются из мелкозернистого твердого сплава с высокой твердостью и прочностью и применяются для получения отверстий диаметрами от 2,95 до 20 мм и глубиной до 7 диаметров во всех группах обрабатываемых материалов. При стабильных условиях обработки точность отверстий достигает IT8–IT9. Двойной угол в плане равный 140 градусов и малого размера перемычка позволяет использовать данные сверла без предварительного засверливания. С точки зрения производительности, при сверлении отверстий в алюминиевых сплавах подача на оборот  $S_o$  назначается до 0,4 мм/об и скорость резания  $v$  до 225 м/мин.



Рисунок 1.3 – Цельные твердосплавные сверла

Сверла со сменными головками (рис 1.4), в отличие от цельных твердосплавных сверл могут применяться для сверления отверстий в большем диапазоне – от 10 до 33 мм. За счет жесткого корпуса, сверло может работать с высокими подачами (при сверлении отверстий в алюминиевых сплавах подача на оборот  $S_o$

назначается до 0,45 мм/об и скорость резания  $v$  до 250 м/мин). При этом отверстия могут быть получены по IT9–IT10.



Рисунок 1.4 – Сверло со сменными головками

Сверла со сменными пластинами предназначены (рисунок 1.5) для сверления отверстий в любых обрабатываемых материалах. Специально разработанная сложная форма центральной пластины позволяет снизить дисбаланс, за счет постепенного врезания в материал с уменьшенными силами резания и повышает точность и производительность отверстий. Сверла со сменными пластинами могут применяться для обработки отверстий диаметрами от 12 до 63,5 мм с точностью по IT12. С точки зрения производительности, при сверлении отверстий в алюминиевых сплавах подача на оборот  $S_o$  составляет 0,15 мм/об, при этом скорость резания  $v$  равна 400 м/мин.



Рисунок 1.5 – Сверло со сменными пластинами

Также для обработки отверстий применяются цельные твердосплавные фрезы (рисунок 1.6). Данный тип фрез разработан для высокопроизводительной обработки большинства материалов [39]. Фрезы изготавливаются в диапазоне от 0,4 до 25 мм. Используя методы круговой или винтовой интерполяции, обеспечивают получение отверстий по IT8–IT9.



Рисунок 1.6 – Цельная твердосплавная фреза CoroMill Plura

При круговой интерполяции (рисунок 1.7) фреза увеличивает диаметр уже существующего отверстия, двигаясь по кругу. Это двухосевая обработка, главным образом используемая для увеличения существующего отверстия, чистовой обработки, получения фаски или для формирования дна глухих отверстий. Фрезерование с круговой интерполяцией заключается в движении инструмента по окружности, без какого-либо осевого перемещения.

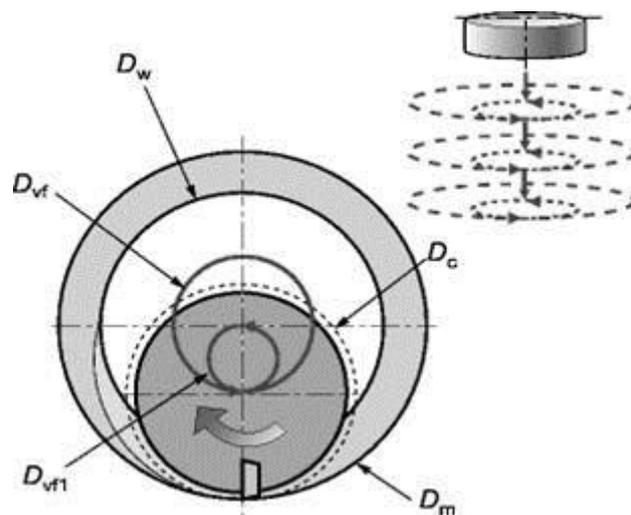


Рисунок 1.7 – Формирование обрабатываемого отверстия методом круговой интерполяции

При винтовой интерполяции (рисунок 1.8) фреза изготавливает отверстие, двигаясь по винтовой траектории. Это основной метод получения отверстий фрезерованием. Винтовая интерполяция – это трехосевая обработка, которая получается в постепенном заглублении фрезы в материал заготовки при перемещении ее по спиральной траектории. Винтовая интерполяция также подходит для обработки уже существующих отверстий или для их исправления.

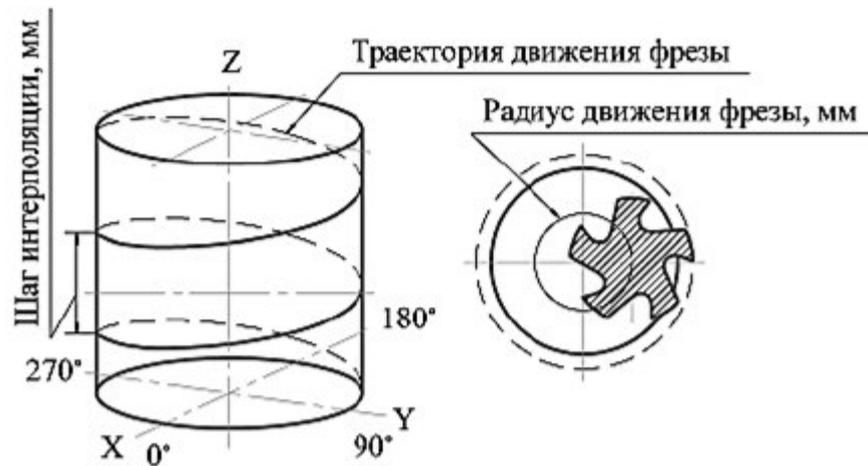


Рисунок 1.8 – Формирование обрабатываемого отверстия методом винтовой интерполяции

Обработка отверстия выполняется одним инструментом, как правило, диаметр фрезы в 2 раза меньше диаметра обрабатываемого отверстия.

Соответственно, в отличие от сверления, фрезерование отверстий является более универсальным видом обработки, отсутствует необходимость менять инструмент в зависимости от обрабатываемого диаметра. Однако в процессе расфрезеровывания основная составляющая сил резания направлена перпендикулярно оси инструмента (при сверлении направлена вдоль оси инструмента), в результате чего происходит отжим инструмента и снижается точность отверстия. На рисунке 1.9 представлен расчет изгиба фрезы и изгиба фрезы для обработки отверстия диаметром 12 мм и глубиной 36 мм стандартной инструментальной наладкой. Изгиб инструмента составляет 0,0275 мм, соответственно диаметр отверстия, будет больше требуемого на 0,055 мм.

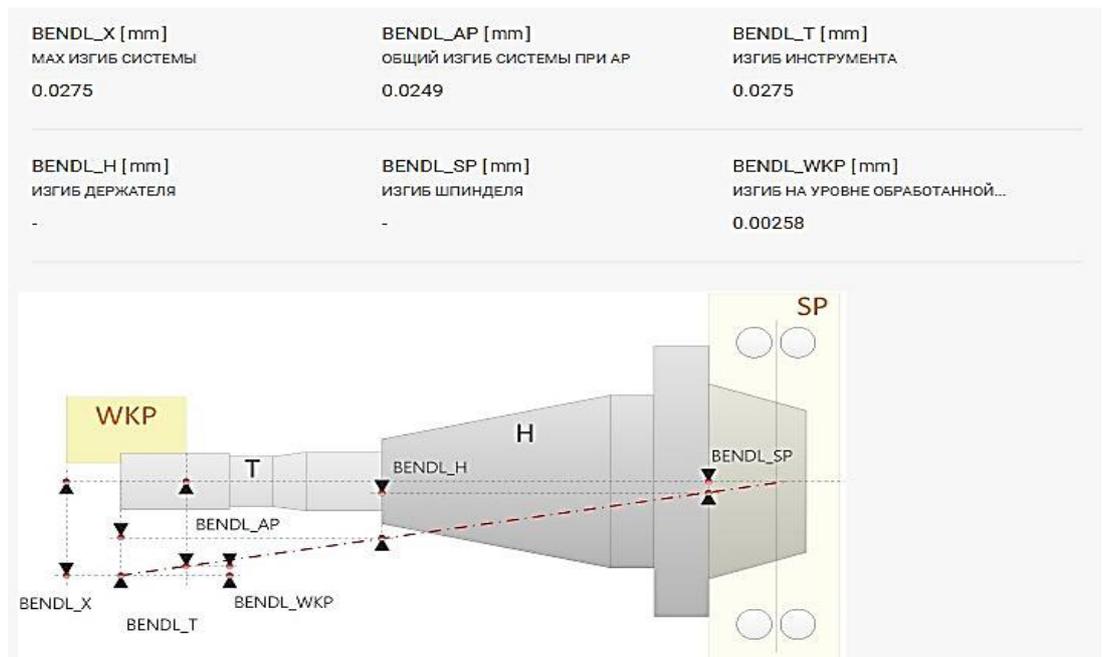


Рисунок 1.9 – Расчет изгиба фрезы

В таблице 1.2 приведено сравнение режущих инструментов для обработки отверстий.

Таблица 1.2 - Сравнительная таблица режущих инструментов для обработки круглых отверстий

	Цельные твердосплавные сверла	Сверла со сменной твердосплавной головкой	Сверла со сменными твердосплавными пластинами	Цельные твердосплавные фрезы
Обрабатываемый диаметр, мм	от 2,5 до 20	от 10 до 33	от 12 до 63	от 0,6
Точность, IT	8 – 9	9 – 10	12	8 – 9
Подача на зуб, $S_z$	до 0,45	до 0,2	до 0,15	до 0,07
Скорость резания, $v$	до 250	до 250	до 400	до 339

Так, наилучшим выбором для сверления отверстий малых и средних диаметров, являются цельные твердосплавные сверла, которые наравне с высокой производительностью обеспечивают высокое качество получаемой поверхности. Сверла со сменными твердосплавными головками и сверла со сменными пластинами рекомендуется использовать для получения отверстий средних и больших диаметров. Цельные твердосплавные фрезы следует использовать в тех случаях, когда требуется получение отверстий большого диаметра, либо различных диаметров на одной детали.

Для обработки предварительно просверленных отверстий с целью повышения их точности и снижения шероховатости применяются такие операции как зенкерование, развертывание, растачивание.

Точность обработки зенкером находится в пределах 8–11 квалитетов, шероховатость поверхности достигает  $Ra = 1,25$  мкм. [15, 32]. В сравнение со спиральным сверлом зенкер обладает большим числом зубьев, а, следовательно, и большим числом направляющих ленточек, в связи, с чем уменьшается разбивка отверстия и увод его оси [65]. Однако современные твердосплавные сверла и фрезы позволяют получить отверстия 8-9 квалитета (таблица 1.2), поэтому необходимость в использовании зенкеров отпадает.

Для окончательной обработки отверстий выполняют развертывание отверстий. Большое количество режущих зубьев направляющих ленточек развертки позволяет получать развертыванием отверстия 7-го квалитета точности и шероховатость обработанной поверхности  $Ra=0,16-0,32$  мкм. Развертывание характеризуется небольшой радиальной глубиной резания, поэтому предварительные отверстия должны быть достаточно точными. Использование твердосплавных разверток с неравномерным расположением зубьев позволяет получить отверстия с круглостью 1–2 мкм. [15, 16].

Операция растачивания используется для обработки отверстий, полученных на предварительных операциях. Чистовой обработке отверстия с получением требуемой точности и качества поверхности, как правило, предшествует грубая черновая обработка, характеризующаяся большими величинами допусков. Точность

обработанных отверстий после растачивания соответствует IT9, а в некоторых случаях может достигать IT6. Различают три вида растачивания: однолезвийное, многолезвийное и ступенчатое. Многолезвийное и ступенчатое растачивание применяются для черновых операций, где требуется высокая производительность, которая достигается за счет использования нескольких режущих пластин.

### **1.3 Точность и качество круглых отверстий**

#### **1.3.1 Геометрические дефекты круглых отверстий**

Для операции сверления отверстий свойственно применение режущего и вспомогательного инструмента с относительно низкой жесткостью [14], что отрицательно сказывается на качестве получаемой поверхности и сопровождается характерными дефектами (рисунок 1.10). Согласно работам авторов [75, 96, 105, 106], занимающихся исследованиями процесса сверления, дефекты поверхности отверстий принято подразделять на четыре группы.

К первой группе принято относить погрешности продольного сечения. Такие как увод и кривизна оси отверстия. Наибольшее влияние на увод и непрямолинейность оси оказывают: поперечные колебания инструмента, неравномерности снимаемого припуска и разнотвердости материала обрабатываемой детали.

Также к первой группе относят такой дефект отверстий как некруглость, которая возникает вследствие разнотвердости обрабатываемого материала.

Ко второй группе относятся дефекты, образующиеся в поперечном сечении – огранка. Огранка является вибрационным следом, образованным на поверхности заготовки с числом граней, иногда изменяющимся по длине отверстия, а вершины многогранника при этом часто располагаются по винтовой линии. Причина возникновения огранки связана с совпадением собственных частот изгибных колебаний инструмента с некоторыми из частот вращения шпинделя. Огранка образуется при поперечных колебаниях инструмента с частотой, близкой к частоте вращения инструмента. При этом на образование огранки влияют: частота собственных колебаний инструмента, которая изменяется по мере обработки отвер-

ствия, так как изменяется взаимное расположение опор по длине инструмента, конструктивные параметры инструмента, погрешности настройки технологической системы [20].

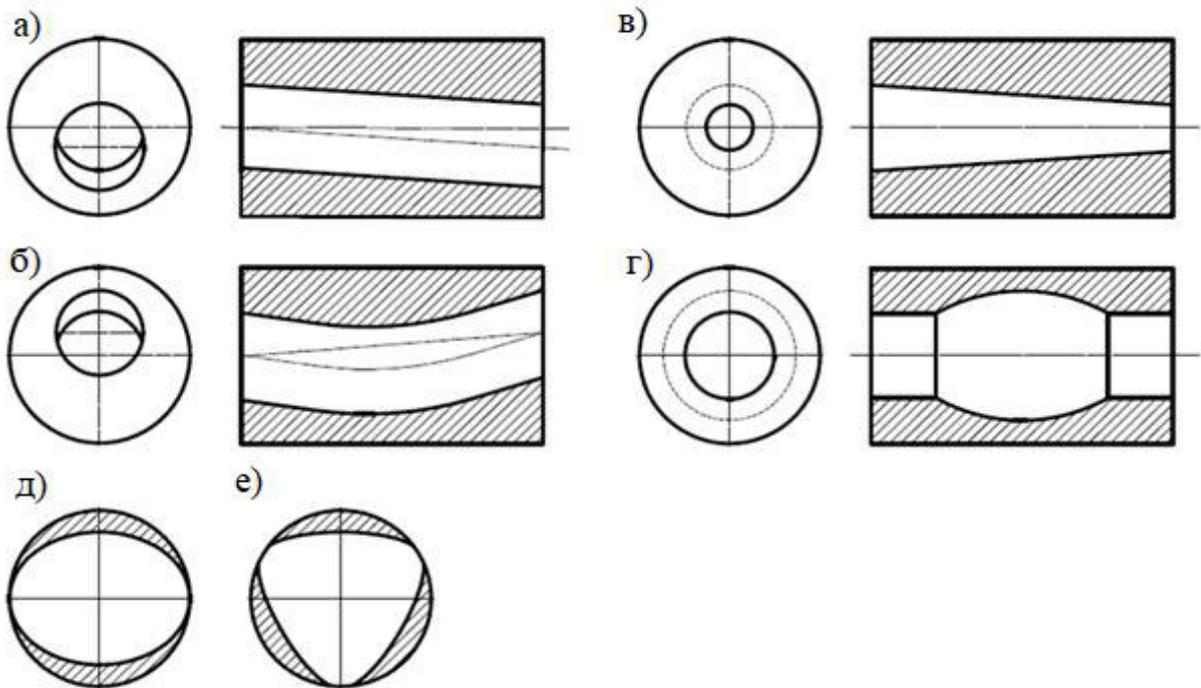


Рисунок 1.10 – Дефекты отверстий: а – увод оси; б – кривизна оси отверстия; в – конусность; г – бочкообразность; д – овальность; е – огранка

Также вибрационная составляющая процесса сверления сказывается и на торцевой поверхности отверстия (рисунок 1.11)

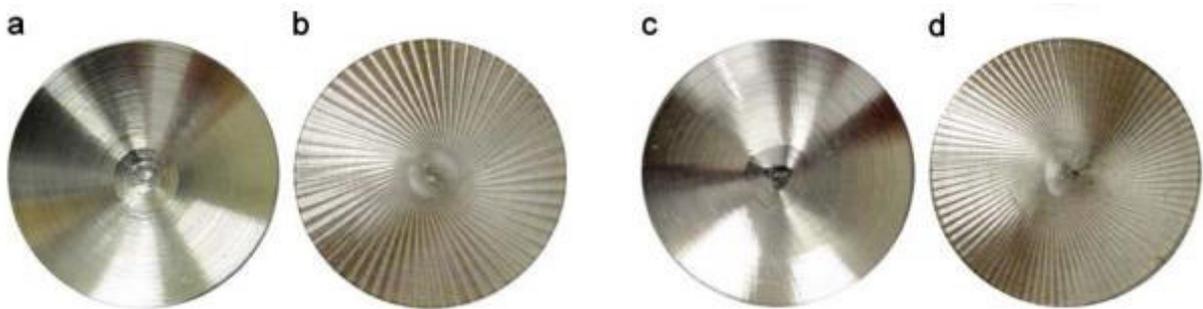


Рисунок 1.11 – Обработанная поверхность дна отверстия: а – без видимых последствий вибраций при вибрационно – устойчивом резании; б – «солнечный узор» вследствие появления крутильно–осевых колебаний; с – «трехгранка», вызванная вихревыми вибрациями; д – поверхность, полученная в результате крутильно–осевых колебаний и вихревых вибраций

К третьей группе дефектов относятся конусность и бочкообразность отверстий. На образование конусности влияет износ базовых направляющих сверл, либо их калибрующих периферийных кромок. Причиной бочкообразности является неверная заточка сверла, когда составляющая силы резания, действующая на режущие кромки сверла перпендикулярно его оси, направлена от оси к периферии в направлении калибрующих кромок.

Четвертая группа дефектов включает в себя дефекты, возникающие вследствие плохого состояния направляющих у сверл, износа периферийных кромок или при выводе инструмента из отверстия, заклинивании стружки – надиры, повышенная шероховатость, царапины.

### **1.3.2 Влияние технологических факторов на качество обработанной поверхности и форму отверстия**

Качество поверхности отверстия характеризуется свойствами поверхностного слоя, которые формируются в процессе обработки режущими инструментами. И определяется такими геометрическими показателями как шероховатость, волнистость и отклонение формы.

Причины образования шероховатости поверхности отверстия можно разделить на две группы:

1. возникновение упругой и пластической деформации обрабатываемого материала;
2. возникновение автоколебаний в технологической системе [37, 107].

На микрогеометрию обработанной поверхности оказывает влияние шероховатость вспомогательных режущих кромок (ленточек), которая копируется на боковых сторонах неровностей. Появление износа на режущих кромках ведет к увеличению сил трения о заднюю поверхность и адгезионным разрушениям, снижающим качество поверхности. Схватывание обрабатываемого материала с материалом инструмента приводит к образованию на передней поверхности нароста. Прочность нароста и сильная адгезия к поверхности инструмента позволяют ему участвовать в процессе резания. Увеличиваясь в размерах до некоторого критиче-

ского значения нарост частично разрушается, после чего процесс образования возобновляется [23]. Отделение стружки от заготовки сопровождается значительными упругими деформациями. Вследствие того, что вершина режущей кромки имеет радиусную форму, начало фронта разрушения металла лежит не в точке *a*, а в точке *b* (рис 1.12).

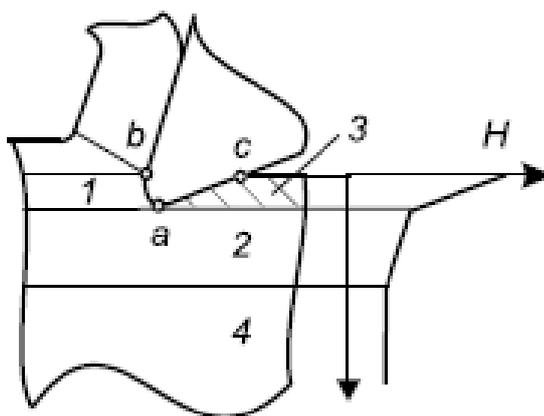


Рисунок 1.12 – Схема образования наклепанного слоя при резании

Металл области *1* «проволакивается» под радиусной частью режущего инструмента, а в области *2* – упруго деформируется. Деформации и разрушение металла в области «*a – c*» сопровождаются значительным повышением температуры и образованием ювенильных, свободных от оксидных пленок поверхностей. В таких условиях возможно схватывание поверхностей инструмента и обрабатываемого материала и вырывом последнего.

На качество поверхности при сверлении в значительной степени влияет подвод смазочно–охлаждающей жидкости в зону резания. При использовании сверл без внутреннего подвода СОЖ по мере заглубления инструмента в материал срезаемый материал не успевает удалиться по стружечным канавкам, происходит спрессовывание стружки, которая вращаясь вместе с инструментом, вносит вклад в формирование микронеровностей.

Влияние автоколебаний на параметры волнистости и шероховатости исследовались в работах [9, 28, 30, 32, 110]. Авторы отмечают, что увеличение амплитуд автоколебаний пропорционально ухудшает параметры шероховатости, растет

высота волнистости. На рисунке 1.13, согласно экспериментальным данным видно, что зависимости высоты волнистости от амплитуд автоколебаний представляют собой почти прямые линии, проходящие через начало координат, что подтверждает прямую пропорциональность.

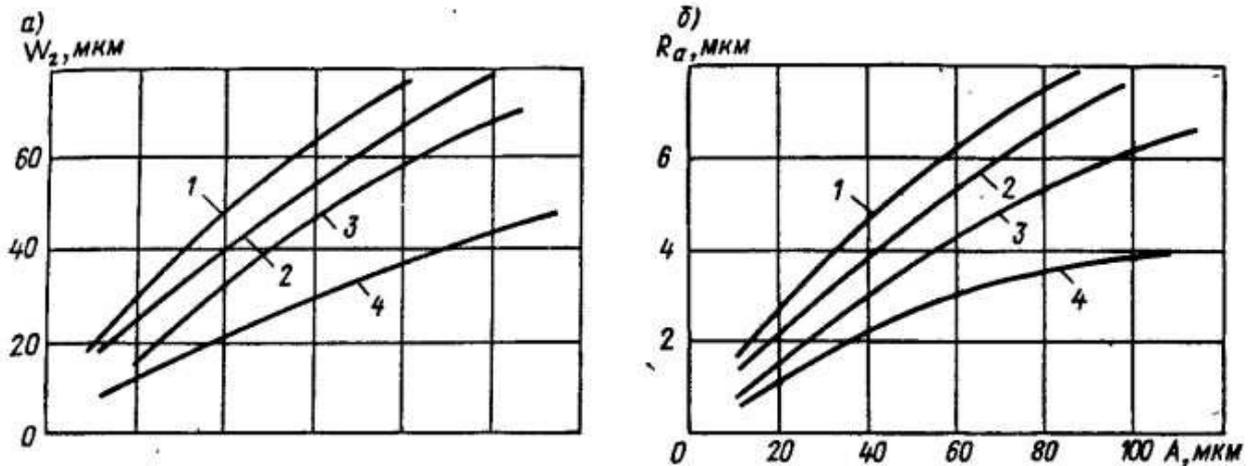


Рисунок 1.13 – Графики зависимости а – зависимость высоты волнистости от амплитуды автоколебаний; б – зависимость высоты микронеровностей от амплитуды автоколебаний: 1 – стали 08X15H5Д2Т; 2 – стали 12X18H9Т; 3 – титанового сплава BT9 (1 – 3 – при  $f = 140 \div 190$  Гц); 4 – стали 08X15H5Д2Т (при  $f = 500 \div 600$  Гц)

Параметры высоты микронеровностей тоже зависят от амплитуды автоколебаний. Эта зависимость прослеживается менее четко, однако общая тенденция ухудшения параметров шероховатости с увеличением амплитуды колебаний прослеживается [64].

Значительное влияние на шероховатость поверхности оказывают режимы резания (скорость, подача) [18]. Исследования, проведенные в работе Загоскина, показали, что с увеличением скорости резания происходит уменьшение микронеровностей в сплавах на основе алюминия [29]. В стальных заготовках, напротив, происходит увеличение микронеровностей. Такое влияние скорости резания на высоту микронеровностей при сверлении отверстий связано с характером протекания процесса наростообразования, а также появлением рисок, которые оставляет движущаяся стружка.

Результаты экспериментальных исследований влияния подачи инструмента на высоту микронеровностей, показали, что увеличение подачи приводит к ухудшению чистоты поверхности.

Многофакторные экспериментальные исследования влияния элементов режима резания, на погрешность продольного сечения обработанных отверстий показали, что погрешность формы продольного сечения отверстия возрастает при увеличении глубины резания и скорости продольной подачи, что объясняется возрастанием силы и момента резания, которые приводят к увеличению упругих деформаций технологической системы [46], а, следовательно, возрастанию геометрических погрешностей обработанной поверхности.

#### **1.4 Методы назначения режимов резания и пути их оптимизации**

Ряд авторов, занимающихся механообработкой, выделяют несколько методов назначения режимов резания для обработки отверстий [6, 10, 21, 24, 32, 38]:

1. Табличный
2. Аналитический
3. Использование каталогов производителей инструмента
4. Программный

Отечественная практика механообработки накопила большой объем нормативно – справочного материала, с помощью которого можно назначить режимы резания для любого вида механообработки. Табличный метод является очень объемным и требует анализа большого количества справочной литературы. Для назначения режима резания требуется знать:

- физико-механические характеристики обрабатываемого материала;
- припуск на обработку, материал и геометрию режущей части инструмента;
- допуск на размер и форму;
- требуемую шероховатость;
- размеры режущего инструмента;

Использование табличного метода не гарантирует соответствие готовой детали чертежу и заявленным точностным и качественным требованиям.

Аналитический метод использует подобную последовательность выбора режима резания, что и табличный с использованием эмпирических уравнений Тейлора, которые были получены в результате однофакторного поочередного эксперимента. Минусом данных формул является то, что в результате однофакторного эксперимента невозможно оценить влияние переменных параметров друг на друга. Степенные коэффициенты в уравнениях Тейлора являются переменными параметрами, зависящими от условий обработки, которые при различном сочетании анализируемых параметров могут изменяться более чем в 5 раз. Таким образом, данный метод выбора режимов резания не обеспечит требования, предъявляемые к готовой детали.

В настоящее время в отечественной и мировой практике механообработки большую популярность приобрел метод назначения режимов резания с использованием каталогов производителя инструмента (табл. 1.3 – 1.5) [68].

Таблица 1.3 - Данные каталога Sandvik Coromant для назначения режимов резания

ISO	Код CMC	Обрабатываемый материал	Твердость по Бринеллю HB	Марка сплава	Скорость резания ( $V_c$ ), м/мин	Диаметр сверла, мм		
						3.00–6.00	6.01–10.00	10.01–14.00
						Подача, $f_n$ мм/об <sup>3)</sup>		
N	<b>Алюминиевые сплавы</b>							
	N1.2.Z.AG	Деформируемые, в т. ч. в холодном состоянии не подвергнутые старению	60	N20D	120-230	0.15-0.25	0.20-0.40	0.30-0.50
	N1.3.C.UT	Литье, не подвергнутое старению	75	N20D	120-230	0.15-0.25	0.20-0.40	0.30-0.50
	<b>Медь и медные сплавы</b>							
	N3.3.U.UT	Легкообрабатываемые сплавы, $\geq 1\%$ Pb	110	N20D	90-150	0.15-0.25	0.20-0.40	0.30-0.50
	N3.2.U.UT	Латунь, свинцовистая бронза, $\leq 1\%$ Pb	90	N20D	90-150	0.15-0.25	0.20-0.40	0.30-0.50

Как показал опыт использования данного метода, назначения режимов резания для обработки отечественных материалов не позволяет достичь технически обоснованных значений производительности и снижения трудоемкости [57, 59]. Параметры обработки в каталоге указаны с очень большим разбросом. К примеру, для получения отверстия твердосплавным сверлом диаметром 9 мм в алюминии-

вом сплаве N1.3. C.UT (аналог В95пчТ2), скорость резания должна составлять от 140 до 230 м/мин., подача сверла от 0,2 до 0,4 мм/об. Такие данные не позволяют назначить параметры обработки, при которых гарантированно будет получено отверстие требуемого качества.

Таблица 1.4 – Данные каталога Walter для назначения режимов резания

Группа материалов	 = режимы резания для обработки с подачей СОЖ (E = эмульсия, O = масло)  = возможна обработка без СОЖ (M = масляный туман, L = без СОЖ) Необходимо назначить режимы резания с помощью Walter GPS.  $v_c$ = скорость резания VRR = базовые значения подачи, см. стр. В 429  VCRR = базовые значения $v_c$ , см. стр. В 428  * Классификацию по группам обрабатываемости см. в сравнительной таблице групп материалов	Глубина сверления		$5 \times D_c$									
		Обозначение	A3393TTP X-treme Inox	A3382XPL X-treme Cl	Стандарт	DIN 6537 L		DIN 6537 L		Покр. покрытие/сглаз	TTP		XPL
Диапазон Ø [мм]		3-20		3-20		Стр.		В 54		В 57		 	
Основные группы материалов		Твердость по Бринеллю HB	Предел прочности $R_m$ Н/мм <sup>2</sup>	Группа обрабатываемости *	$v_c$	VRR			$v_c$	VRR			
N	Алюминиевые ковкие сплавы	не упрочняемые термической обработкой	30	-	N1	450	16	E O	M				
		упрочняемые термической обработкой, упрочненные	100	340	N2	450	16	E O	M				
	Алюминиевые литейные сплавы	< 12 % Si, не упрочняемые термической обработкой	75	260	N3	250	16	E O	M				
		< 12 % Si, упрочняемые термической обработкой, упрочненные	90	310	N4	250	16	E O	M				
		> 12 % Si, не упрочняемые термической обработкой	130	450	N5	200	16	E O	M				
	Магнелиевые сплавы		70	250	N6								
	Медь и медные сплавы (бронза/латунь)	нелегированная, электролитическая медь	100	340	N7	180	9	E O					
		латунь, бронза, красная латунь	90	310	N8								
		медные сплавы, дающие сегментную стружку	110	380	N9	200	16	E O					
		высокопрочные сплавы Cu-Al-Fe	300	1010	N10	63	6	E O		71	5	E O	
<b>Подача f [мм] для Ø [мм]</b>													
VRR	2,5	4	5	6	8	10	12	15	20				
16	0,13	0,21	0,27	0,29	0,34	0,38	0,41	0,46	0,53				

Таблица 1.5 – Данные каталога KARLOY (Южная Корея) для назначения режимов резания

● Сверла цельные с отверстиями для подвода СОЖ с покрытием DLC ○ ○ ○ ○ ND

Обрабатываемый материал	Диаметр сверла, мм	Ø25~Ø40		Ø51~Ø100		Ø101~Ø160		Ø161~Ø200	
		Vp, м/мин	SoB, мм/об						
Алюминиевые сплавы	(Al6061)	80~160	0.08~0.30	80~180	0.12~0.35	80~180	0.15~0.40	80~200	0.15~0.45
	(AC,ADC)	80~180	0.08~0.30	80~200	0.12~0.35	80~200	0.15~0.40	80~200	0.15~0.45
Медные сплавы		80~160	0.08~0.15	80~180	0.10~0.20	80~180	0.10~0.25	80~200	0.10~0.25

При использовании таких каталогов технолог, на основании требуемых условий обработки определяет марку инструмента, в данном случае сверла. После чего, используя справочную литературу, определяется зарубежный аналог обрабатываемого материала, так как каталоги разработаны для назначения режимов резания при обработке режущими инструментами зарубежных материалов и сплавов и поиск параметров режимов по марке отечественного материала не представляется возможным.

Программный метод определения режимов резания заключается в использовании специальных программных продуктов (рисунок 1.14 – 1.15), в основе которых лежит нормативный справочный материал, используемый в табличном методе расчета и расчетные формулы, применяемые в аналитическом методе определения режима резания. Данный метод позволяет выбирать режимы резания, учитывая предъявляемые параметры, характеризующие поверхностный слой, точность обработки, с целью обеспечения требуемых эксплуатационных характеристик.

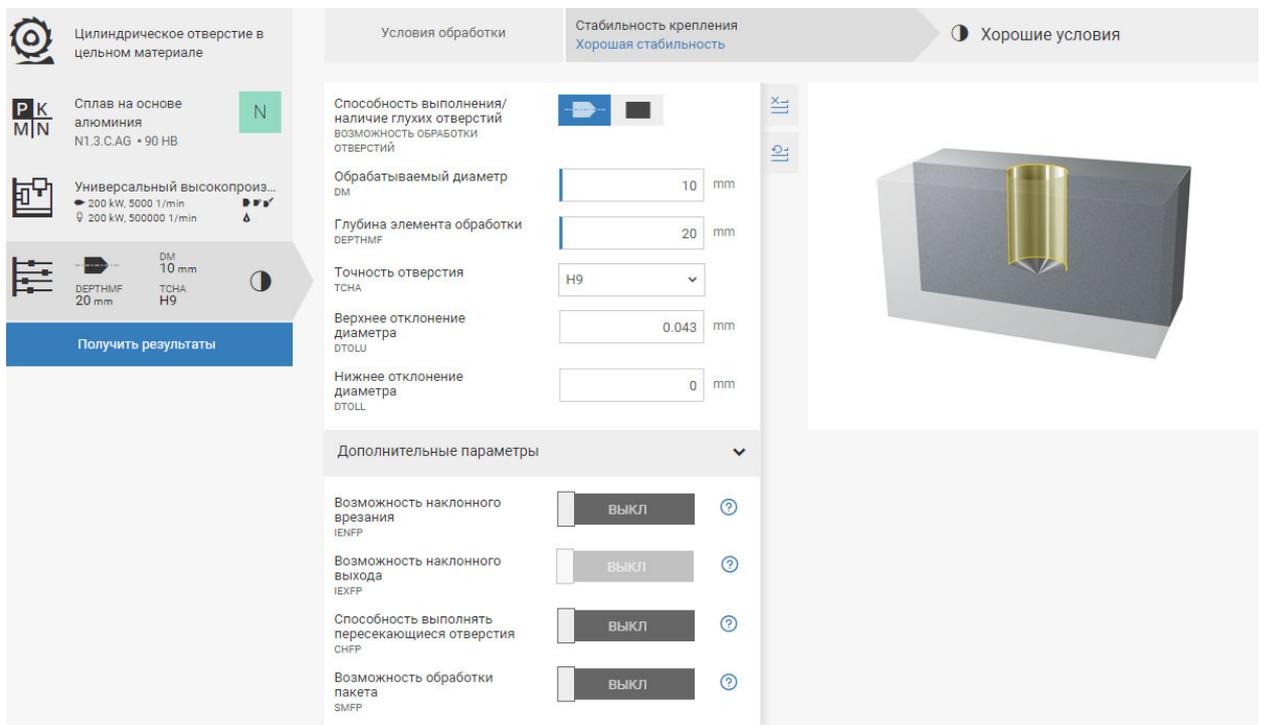


Рисунок 1.14 – Интерфейс программы ToolGuide для расчета режимов резания

▼ Параметры обработки

**Размеры**

Диаметр сверления  $d_1$ :  mm

Допуск:

Глубина сверления T:  mm

**Варианты**

Дополнительная длина L:  mm

Запас на переточку:  mm

**Подвод охлаждающей жидкости**

Наружный  
 внутренний

**Вид обработки**

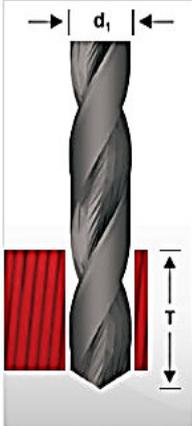
с охлаждением  
 эмульсия  
 всухую  
 Масло

**Тип отверстия**

Сквозное отверстие  
 Глухое отверстие

**Направление резания**

правое  
 левое



← Назад

Продолжить →

Рисунок 1.15 – Интерфейс программы Dormer Selector для расчета режимов резания

Однако часто выбранные режимы резания не гарантируют получения обработанной детали с заданной точностью. Так при назначении режимов резания некоем образом не учитывается состояние технологической системы, закрепление заготовки, жесткость и длина инструментальных наладок. Вследствие чего, при обработке, часто возникают вибрации, негативно сказывающиеся на получаемой поверхности и стойкости инструмента. Чтобы избежать указанных проблем и обеспечить заданную точность и качество поверхности резания занижают, при этом снижается производительность режущего инструмента, и возрастают экономические затраты.

Анализ мировой практики в области механообработки показал, что назначение режимов резания по критерию максимальной производительности для конкретной технологической системы и с учётом экономически приемлемой стойкости инструмента является наиболее эффективным. Рекомендации производителей по выбору инструмента и назначению режимов резания не позволяют решить

обозначенные проблемы. Рассмотренные методики назначения режимов резания не в состоянии обеспечить максимальную производительность вместе с требуемой точностью и качеством поверхности. Это обусловлено тем, что они не учитывают особенности большинства элементов технологической системы. В первую очередь следует отметить станок, на котором выполняется обработка и материал обрабатываемой детали. Выбор периода стойкости без учета параметров колебаний инструмента не учитывает влияние переменного характера режимов резания на интенсивность износа режущих элементов спирального сверла. Это может привести к преждевременной потере работоспособности режущего инструмента в случае интенсивного износа элемента, лимитирующего стойкость спирального сверла [47, 51].

Обзор международной литературы показал, что на сегодняшний день существует большое количество методик направленных на оптимизацию режимов резания при обработке отверстий сверлением. Так, Безъязычный В.Ф. сформулировал четыре критерия, которые должен обеспечивать оптимальный режим резания:

- 1) Наименьшую себестоимость обработки;
- 2) Наибольшую производительность операции;
- 3) Качество обработанной поверхности в соответствии с требованиями чертежа;
- 4) Точность размеров обработанных поверхностей в соответствии с требованиями чертежа детали;

Для решения проблем оптимизации процессов механообработки в настоящее время успешно применяют методы математического моделирования [69]. В настоящее время распространены несколько различных подходов в области моделирования резания.

Метод линий скольжения, широко используется для таких операций как внедрение клина или снятие стружки [40]. Метод в конечном итоге выражается в построении полей линий скольжения и использовании их свойств [19]. При использовании метода линий скольжения необходимо знать условие на поверхности

контакта между металлом и инструментом. Однако решения, полученные данным методом, не способны качественно описать протекание процесса.

Также ряд авторов используют численные методы, построенные на вариационных принципах Лагранжа и Журдена. Вариационные принципы основаны на признаках, которые отличает одно движение от класса других движений, и приводят к нахождению экстремумов некоторых функций, зависящих от координат и скоростей. Достаточно подробно существующие приближенные методы решения краевых задач механики деформированного твердого тела описаны в работах [12, 33, 43, 47].

Исходным пунктом приближенного решения краевой задачи является аппроксимация сплошной некоторой конечномерной дискретной моделью [12]. В последние годы широкое применение для решения краевых задач получил метод конечных элементов [42]. Метод конечных элементов основан на идее аппроксимации непрерывной функции дискретной моделью, которая строится на множестве кусочно–непрерывных функций, определенных на конечном числе подобластей, называемых конечными элементами [13, 31, 44, 63].

В тоже время существует большое количество программных комплексов, в основе которых лежит метод конечных элементов. Как универсальные ANSYS, ABAQUS, LS–DYNA, так и специализированные в области механической обработки – DEFORM, ADVENTEDGE. Каждый из рассмотренных продуктов в различной степени справляется с поставленной задачей [5].

ANSYS Workbench (рисунок 1.16) является интегрирующей средой и программной платформой для разработки программных продуктов ANSYS. ANSYS Workbench также используется для адаптации уже существующих расчетных комплексов. Эта программная платформа позволяет объединить графический интерфейс приложений, а также обеспечить работу с базами данных этих программных продуктов в рамках одного проекта. ANSYS Workbench включает несколько специализированных модулей для работы с геометрией, генерации расчетной сетки, решения задач оптимизации. Помимо использования собственных модулей

для создания геометрии есть возможность загружать файлы, созданные в CAD программах.

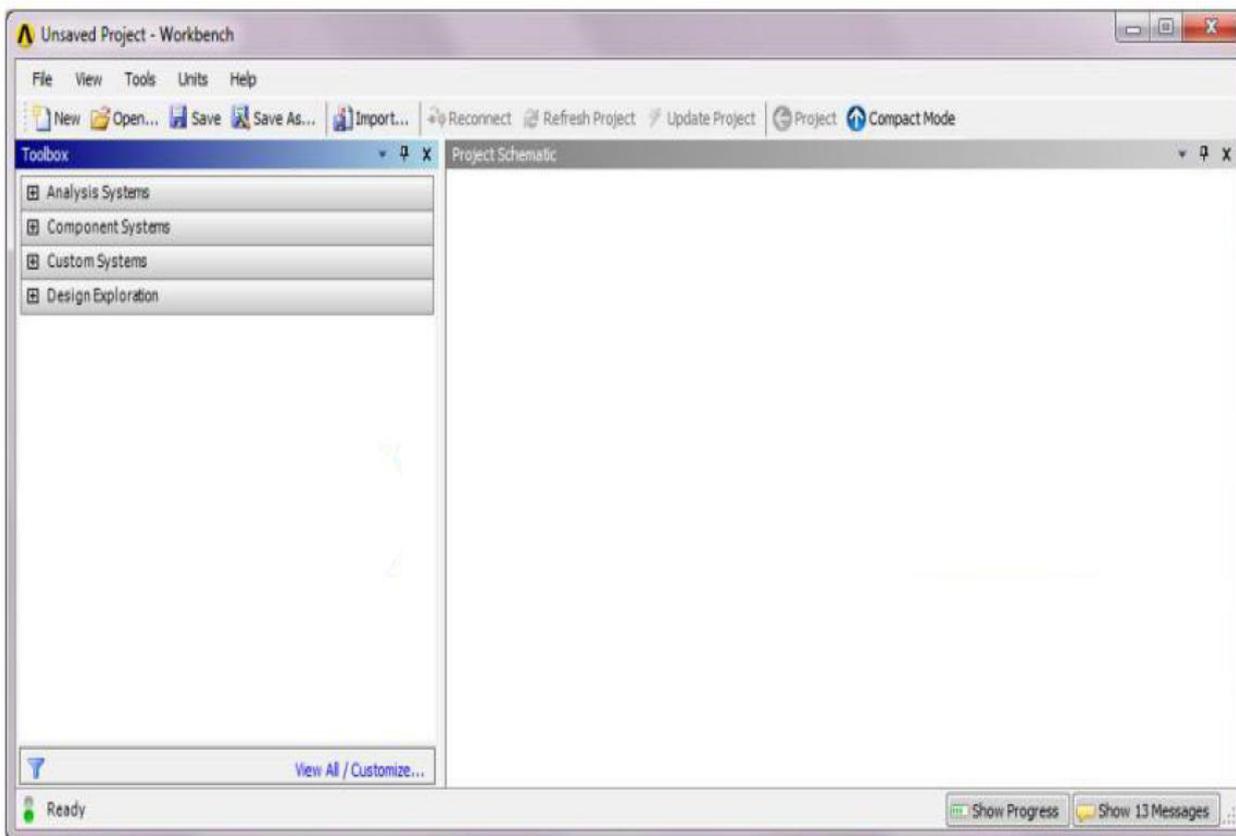


Рисунок 1.16 – Интерфейс программы ANSYS Workbench

ANSYS Workbench кроме стандартной базы материалов обладает гибкой системой задания свойств материалов. Это позволяет создавать всевозможные материалы с различными видами свойств.

ABAQUS (рисунок 1.17) также как и ANSYS Workbench позволяет использовать геометрическую модель созданную в стороннем CAD продукте. В ABAQUS реализован программный модуль, который позволяет создавать материалы с различными свойствами. Для оптимизации процессов механообработки в ABAQUS необходимо создавать геометрическую модель с помощью инструмента параметризации. Параметризация геометрической модели различных типов инструментов и заготовок позволит значительно упростить проектирование процессов технологической подготовки производства [19].

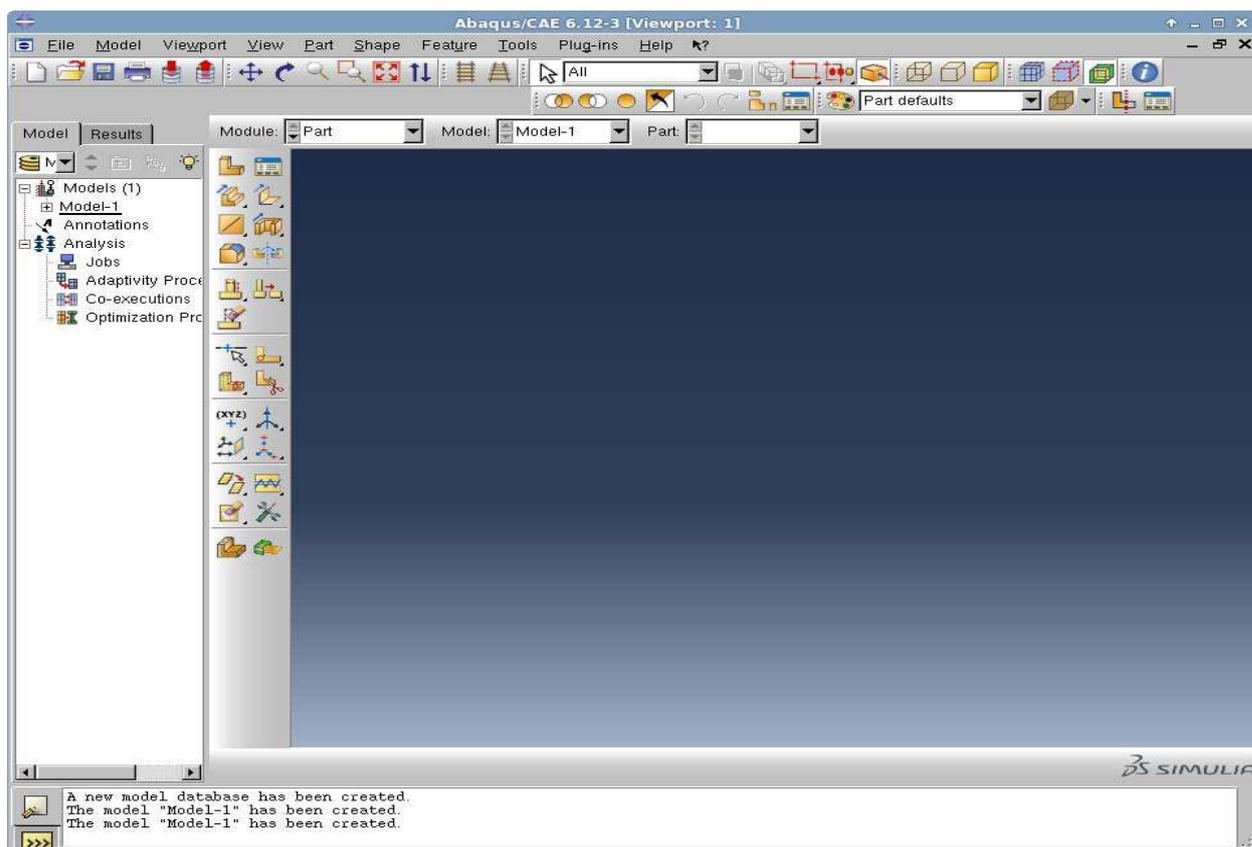


Рисунок 1.17 – Интерфейс программы ABAQUS

Особенностью LS-DYNA является то, что в данной системе не существует библиотеки материалов. Вместо этого, существует возможность выбора типа материала с заданными параметрами из более 260 типов. Это позволяет создавать модели материалов с минимумом известных параметров, такими как плотность, текучесть, модуль Юнга [31].

LS-DYNA имеет возможность анализа процесса механообработки без построения сетки конечных элементов. Для этого используется метод сглаженных частиц (SPH) – данный метод сокращает полное время на вычисление процесса по сравнению со временем, которое тратится в других CAE системах. Метод SPH работает с использованием деления объекта на дискретные элементы, называемые частицами. Эти частицы имеют пространственные размеры расстояния, на которых их свойства сглаживаются, поэтому любая физическая величина частицы может быть получена путём суммирования соответствующих величин всех частиц, которые находятся в пределах двух сглаженных длин [19].

DEFORM 3D (рисунок 1.18) имеет встроенный модуль, позволяющий упростить задание начальных и граничных условий при моделировании процессов обработки резанием [19]. Либо загрузить геометрическую модель, созданную в специализированном CAD продукте. В DEFORM 3D присутствует модуль, позволяющий смоделировать многооперационную обработку, тем снизить затрачиваемое время на моделирование.

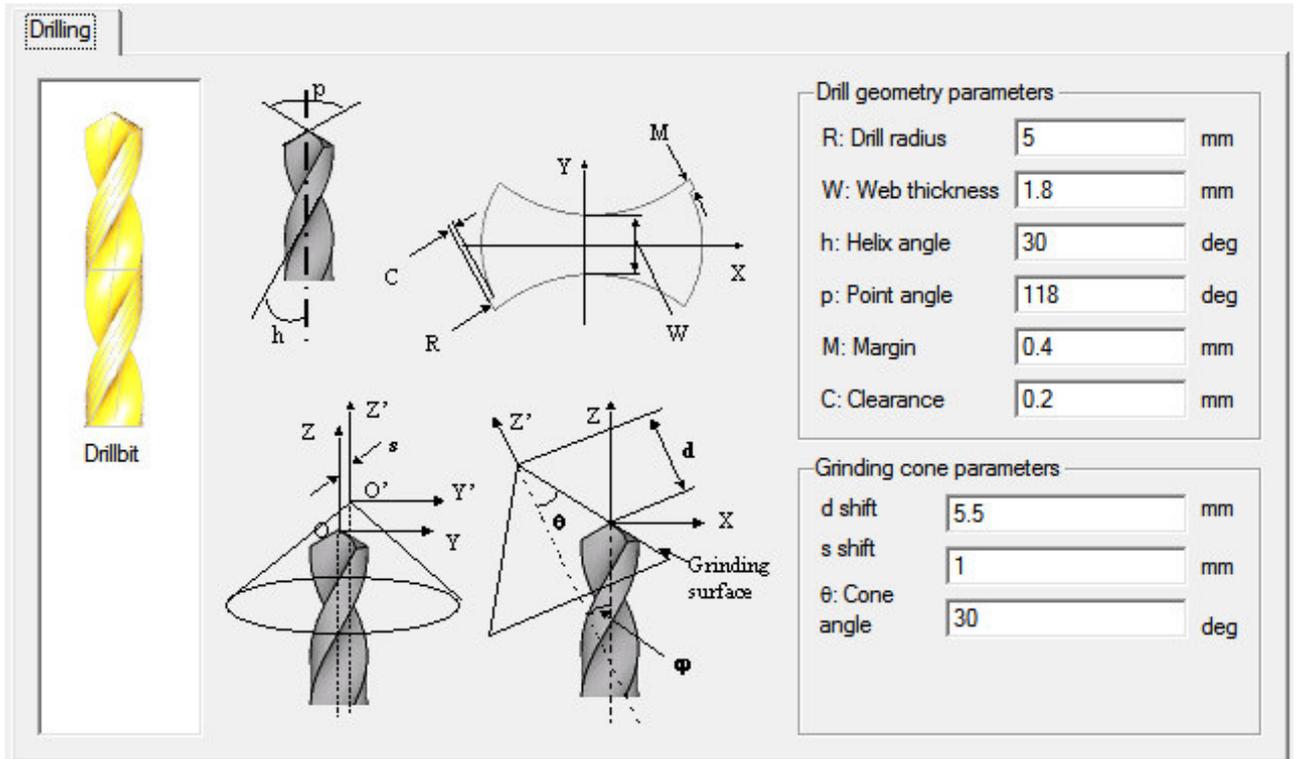


Рисунок 1.18 – Задание геометрии сверла в программном комплексе Deform 3D

ADVANTEDGE является специализированной программой, разработанной специально для моделирования процессов механообработки. В программе реализован модуль, позволяющий создавать инструмент, задавая его геометрические параметры (рис. 1.19). Данная программа позволяет произвести анализ температуры и напряжений, смоделировать силы резания и крутящий момент. Также есть возможность оптимизировать параметры резания. К минусам программы следует отнести невозможность наполнения существующей базы материалов собственными материалами.

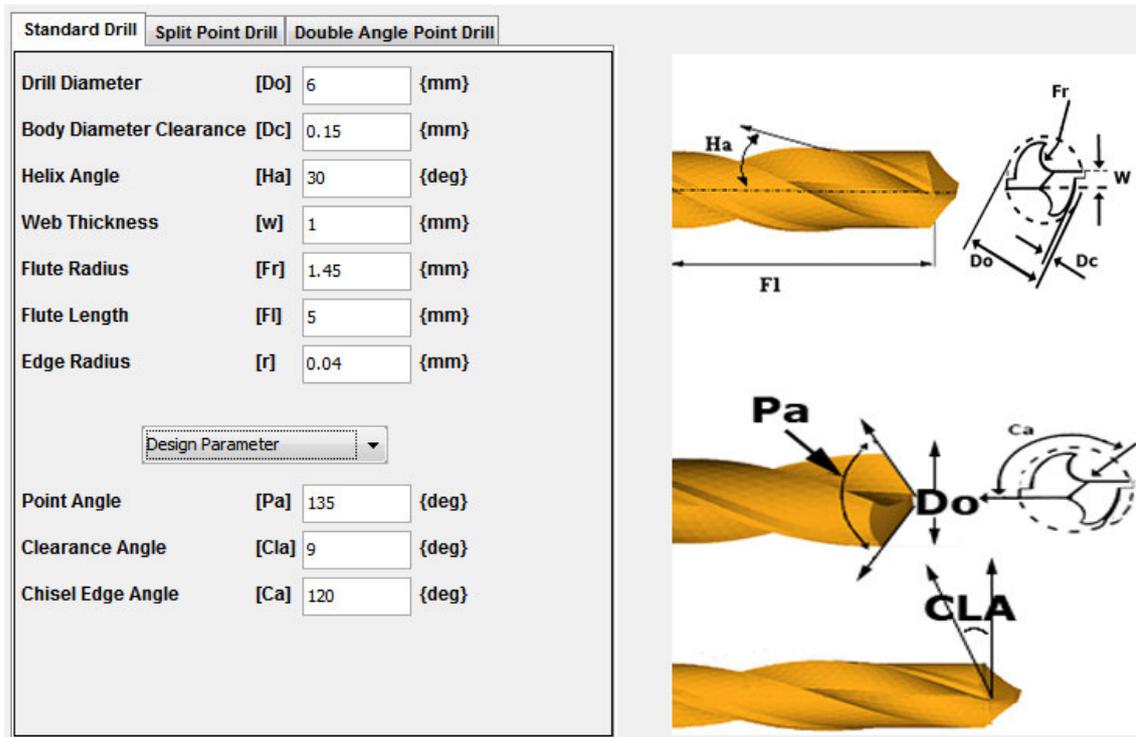


Рисунок 1.19 – Задание геометрии сверла в программном комплексе ADVANTEDGE

Специализированные программные продукты DEFORM и ADVANTEDGE позволяют получать физические величины, которые определяют эффективность процесса резания. К таким показателям относятся силы резания (при осевой обработке – осевая сила и крутящий момент), температура в зоне резания, остаточные напряжения в заготовке, количественные характеристики пластической деформации (например, коэффициент усадки стружки). Для оптимизации процессов механообработки необходимо провести зависимости между величинами, характеризующими эффективность резания (стойкость инструмента, качество и шероховатость поверхности детали), и начальными технологическими условиями.

Данные программные комплексы позволяют смоделировать процесс резания, однако, результаты расчетов не являются универсальными и не могут охватить весь интервал режимов резания при механической обработке [19, 51]. Одной из причин расхождения результатов математической модели и экспериментальной является, то, что при расчете задается стандартизированный материал из базы

программного комплекса, который часто не соответствует реальному обрабатываемому материалу, либо материал задается минимальным набором физических характеристик.

Существуют специальные аппаратно-программные комплексы для моделирования процессов механообработки, такие как CutPro/ShopPro. Комплекс CutPro позволяет рассчитывать области вибрационно-устойчивого резания, основываясь на деформационной модели резания [76]. В отличие от большинства рассмотренных выше подходов он достаточно полно учитывает физические процессы в зоне резания для каждого конкретного металла, что подтверждается результатами экспериментов. Входными данными при этом являются вибрационные характеристики инструментальной наладки, геометрия инструмента, материал инструмента и обрабатываемый материал. База обрабатываемых материалов CutPro включает только зарубежные сплавы. Но она может быть дополнена и другими металлами, параметры резания которых определяют практическим путём.

Существенным недостатком данного программного обеспечения является то, что модуль расчета режимов резания для операции сверления, вычисляет режимы резания только для предварительно просверленных отверстий. Использование данного модуля при обработке отверстий цельным твердосплавным сверлом не требующего предварительной центровки является нецелесообразным и не может обеспечить максимальной производительности.

Также недостатком программы является использование ограниченного количества геометрий инструмента. Вследствие чего является невозможным расчет режимов резания для сверл со сменными пластинами, ступенчатых сверл, ружейных сверл. Что касается модуля фрезерования, то там тоже существуют ограничения, так невозможно произвести расчет для дисковых и Т-образных фрез, которые являются типичными при изготовлении деталей авиационной промышленности. Описание процесса фрезерования является также ограниченным – есть возможность выбрать только направление фрезерования (попутное/встречное) и ширину фрезерования.

Проводить моделирование практически без ограничений позволяют языки программирования высокого уровня, такие как C++, Delphi и Java. Но процесс моделирования с их помощью является достаточно трудоёмким. Если точно известны все функциональные зависимости в моделируемой системе и количественные характеристики составляющей модели, то целесообразно использовать программный продукт Matlab [55], который содержит обширную библиотеку математических функций, что, в свою очередь, облегчает работу программиста. В этом случае также необходимо учитывать параметры резания (угол среза, коэффициент трения, напряжение сдвига). Эти параметры зависят от механических свойств обрабатываемого материала, геометрии режущей кромки, скорости резания и подачи. В последних случаях необходимо такое математическое описание параметров резания, которое в последующем можно удобно использовать при построении алгоритмов и написании программ на вышеуказанных языках программирования. Также, параметры резания должны быть получены путём проведения опытных работ с приемлемой трудоёмкостью. Одним из вариантов являются Эмпирические параметры модели сил резания [35, 50, 51, 56].

### **1.5 Основные направления в моделировании процесса сверления**

Моделированием динамики процесса сверления в разное время занимались отечественные и зарубежные авторы. В процессе работы выделилось два устойчивых направления: 1) повышение точности и качества поверхности обрабатываемого отверстия за счет выбора скорости резания, обеспечивающей вибрационную устойчивость процесса; 2) обработка отверстий за счет вибрационного дробления стружки [31, 82, 86].

Подходы, используемые в моделировании процессов, в которых силы рассчитываются путем умножения площади срезаемой стружки на силу резания не подходят для изучения процесса сверления. Это объясняется влиянием геометрии сверла на производительность процесса, для заданного числа оборотов шпинделя и скорости подачи, сверла с различной конфигурацией режущих кромок дают одинаковую площадь снимаемой стружки, но разные силы резания и крутящие

моменты. С учетом этого факта, силы резания более эффективно моделируются путем деления режущих кромок сверла на небольшие сегменты, которые можно рассматривать как наклонные режущие кромки, определяя силу на каждом участке с последующим суммированием. Такой подход не требует проведения экспериментов, результаты которых корректны только для текущей геометрии, и таким образом, дает возможность исследовать влияние различной геометрии на основе малого количества тестов. Также, такой подход позволяет исследовать сверление перпендикулярных отверстий и сверление отверстий на наклонных поверхностях.

Спиральное сверло имеет три режущих кромки (две главных и одну поперечную). На главные режущие кромки приходится большая часть крутящего момента и потребляемой мощности, значительная часть осевой и радиальных сил. На поперечную режущую кромку приходится большая часть осевой силы; также она влияет на точность центрирования сверла. Для моделирования процесса сверления главные режущие кромки представляют наибольший интерес. Поперечная кромка учитывается при моделировании, чтобы рассчитать осевую силу. Ленточки сверла учитываются при моделировании, чтобы оценить качество получаемого отверстия, так как они оказывают наибольшее влияние на формирование поверхности отверстия и вносят свой вклад в величину крутящего момента.

Результирующее воздействие крутящего момента и осевой силы приводит спиральное сверло к взаимосвязанным перемещениям в продольном, поперечном и крутильном направлении, а при наличии вибраций — к продольным, поперечным и крутильным колебаниям. Тем самым оказывая негативное влияние на формирование боковой поверхности отверстия [75].

При наличии крутильных колебаний амплитуда поперечных колебаний снижается в 12 – 15 раз [27].

Экспериментальные исследования Galloway в работе [84] устанавливают связь между асимметрией режущих кромок инструмента и отклонением отверстия от круглости. Сверло удаляет объем материала, пропорциональный его собственному диаметру за один проход в ограниченном пространстве отверстия, которое оно выполняет. Часто диаметр отверстия может увеличиваться, иметь не-

круглую форму, отклоняться от оси шпинделя и т.д. Эти проблемы связаны с механикой сверления, т.е. силами, действующими в процессе врезания на инструмент [87].

В работе [93] Лее описывается формирование огранки за счет обкатки инструмента по боковой поверхности отверстия. Разработана математическая модель колебаний сверла, возникающих в процессе врезания инструмента в заготовку, которая объясняет формирование нечетких многоугольных отверстий (рисунок 1.20).

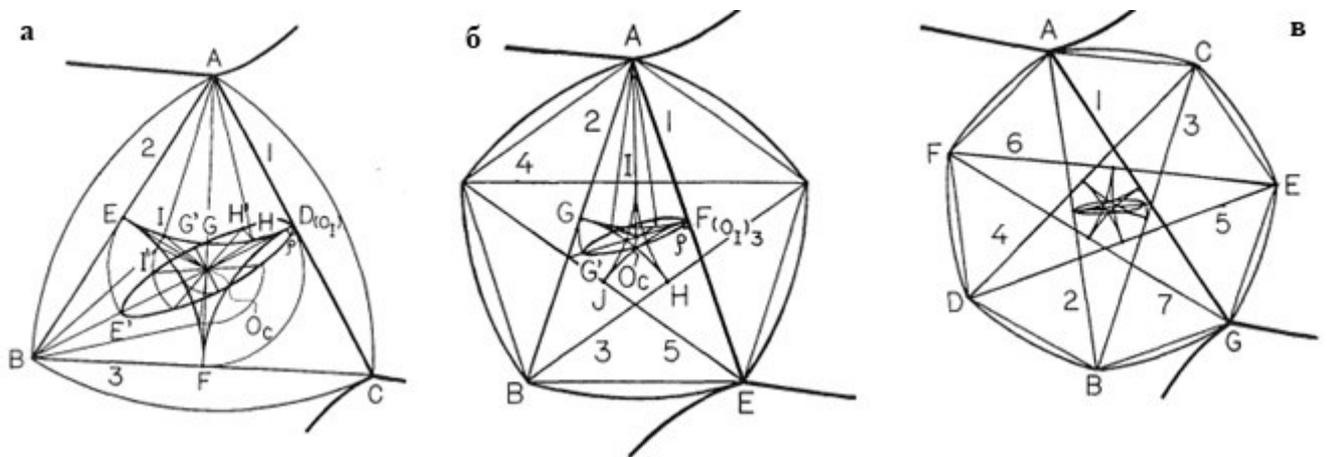


Рисунок 1.20 – Форма отверстия при врезании инструмента: а – отверстие треугольной формы ( $\angle BAC(60^\circ) \approx 1/2 \angle DO_cE(120^\circ)$ ); б – отверстие пятиугольной формы ( $\angle BAE(36^\circ) \approx 1/2 \angle GO_cF(144^\circ)$ ); в – отверстие семиугольной формы

Радиус отверстия определяется как

$$R_h(t) = [X_1^2(t) + Y_1^2(t)]^{1/2} = \{e^2(t) + r^2(t) + 2e(t)r(t) \cos \left[ \left( \frac{\omega_r}{\omega_s} + 1 \right) \omega_s t + (\varepsilon + \psi) \right]\}^{1/2}$$

Число сторон многоугольника определяется из уравнения

$$N_p = \frac{\omega_r}{\omega_s} + 1$$

При увеличении глубины отверстия число сторон многоугольника увеличивается, и, таким образом, профиль отверстия постепенно становитсялым. Колебания сверла, имитируемые с помощью аналитических моделей, тесно

совпали с результатами экспериментальных исследований. Анализ частотного диапазона радиального смещения сверла подтвердил то, что максимальная частота напрямую коррелирует с количеством сторон многоугольных отверстий. Однако не учитывается динамика технологической системы [84].

Lazoglu и Pirtini разработали математическую модель, для прогнозирования сил резания и радиального смещения сверла, основанную на механике сверления.

Предложили новый метод для получения коэффициентов резания с помощью калибровочных тестов.

Так, передаточная функция инструмента и шпинделя в дискретной области  $z$  определяется как

$$G(z) = \sum_{k=1}^n R_k \left( \frac{z}{z - e^{s_{1,k}T}} - \frac{z}{z - e^{s_{2,k}T}} \right), \quad (1.1)$$

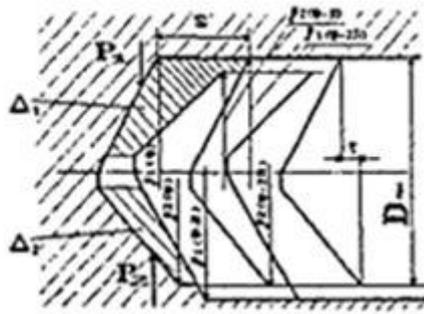
где  $s_{1,k}$  и  $s_{2,k}$  – комплексно – сопряженные корни передаточной функции  $k$  – ой моды (гармоники).

Используя передаточные функции для направлений  $X$  и  $Y$ , силы резания преобразуются в дискретную область для каждого угла поворота сверла. Перемещения в направлениях  $X$  и  $Y$  рассчитывается исходя из сил резания  $P_x$  и  $P_y$  полученных с помощью динамометра, которые являются векторной суммой сил резания для режущих кромок сверла. Поскольку известны силы резания, то радиальные смещения инструмента определяются по формулам (1.2).

$$X(z) = G_X(z)P_X(z) \quad Y(z) = G_Y(z)P_Y(z) \quad (1.2)$$

Таким образом, аналитические зависимости (1.1) и (1.2), используя в качестве данных параметры сверла и условия резания, учитывая силы резания и структурную динамику инструмента и шпиндельной системы, позволяют предсказать радиальные смещения при низкочастотной вибрации. Следовательно, качество отверстий заранее предсказуемо.

В работах [26] Дерябина И.П. получены математические модели процесса сверления в зависимости от величины подачи инструмента. В качестве примера на рисунке 1.21 приведена расчетная схема и математическая модель для сверления отверстий спиральными сверлами в сплошном материале с относительно большими подачами.



$$\rho(\Psi) = \frac{A + 2 \cdot h \cdot \sigma_a \cdot (K_2 - K_1) \cdot \cos(\Psi \eta)}{C} - \frac{B \cdot \rho(\Psi - \pi)}{C},$$

$$A = h \cdot \frac{S}{2} \cdot (K_2 - K_1) + h \cdot \tau \cdot (K_2 + K_1) + \frac{D \cdot h \cdot (K_2 + K_1)}{\operatorname{tg} \varphi} + \frac{D \cdot J}{2};$$

$$B = \frac{h \cdot (K_2 + K_1)}{\operatorname{tg} \varphi}; \quad C = J + \frac{h \cdot (K_2 + K_1)}{\operatorname{tg} \varphi}; \quad h = \frac{D - D_0}{2}$$

Рисунок 1.21 – Расчетная схема и математическая модель разработанная Дерябиным И.П.

Салабаевым Д.Е. разработана математическая модель технологической системы процесса сверления с учетом резания «по следу», регулируемой жесткости инструментальной подсистемы, координатных связей продольных и крутильных смещений инструмента с волноводным преобразователем [60]. Исследование модели позволило выявить возможность возникновения настраиваемых высокочастотных крутильно-продольных колебаний в данной системе при определенной настройке параметров технологической системы

Сергеевым С.В. разработана математическая модель процесса сверления отверстий, учитывающая кинематику поперечных и динамику продольных колебаний спирального сверла (рис. 1.22) [61].

Динамическая модель поперечных движений сверла

$$\begin{cases} \ddot{X}(t) + k \cdot X(t) = K_1 \frac{\sin(2\omega_{\text{ИН}} \cdot t)}{2} \cdot X(t) + \\ + K_1 \cos^2(\omega_{\text{ИН}} \cdot t) \cdot Y(t); \\ \ddot{Y}(t) + k \cdot Y(t) = K_1 \frac{\sin(2\omega_{\text{ИН}} \cdot t)}{2} \cdot Y(t) - \\ - K_1 \cos^2(\omega_{\text{ИН}} \cdot t) \cdot X(t); \end{cases}$$

где  $K_1 = \frac{K_T}{m} \cdot S$

Рисунок 1.22 – Расчетная схема и динамическая модель поперечных движений сверла, разработанная Сергеевым С.В.

Особого внимания заслуживают работы Алтинтаса [73, 76, 88,105]. Расчетная схема (рис. 1.23), рассмотренная в его работах, имеет четыре степени свободы и учитывает осевые – крутильные и продольно – поперечные колебания. Данная модель реализована в программном комплексе CutPro/ShopPro. На основе модели, представленной на рисунке 1.23, имеется возможность построить диаграммы областей устойчивого резания. Входными данными при этом являются геометрические параметры режущего инструмента, механические свойства обрабатываемого материала и собственные частоты сверла.

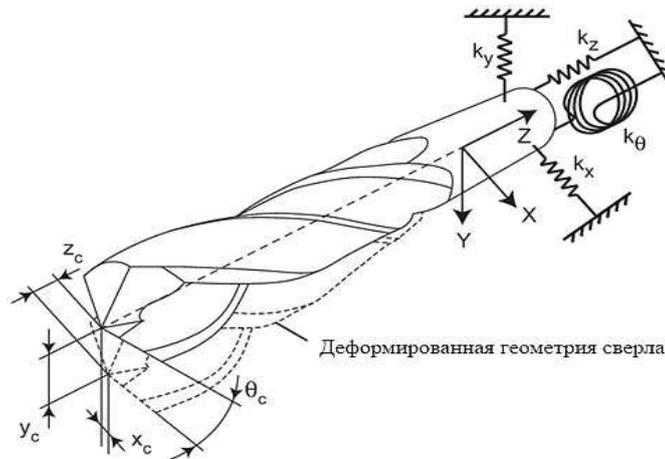


Рисунок 1.23 – Расчетная модель спирального сверла

$$[M] \begin{Bmatrix} \ddot{x}_c(t) \\ \ddot{y}_c(t) \\ \ddot{z}_c(t) \\ \ddot{\theta}_c(t) \end{Bmatrix} + [C] \begin{Bmatrix} \dot{x}_c(t) \\ \dot{y}_c(t) \\ \dot{z}_c(t) \\ \dot{\theta}_c(t) \end{Bmatrix} + [K] \begin{Bmatrix} x_c(t) \\ y_c(t) \\ z_c(t) \\ \theta_c(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} P_x(t) \\ P_y(t) \\ P_z(t) \\ M_{кр}(t) \end{Bmatrix}$$

где:

$[M]$  – матрица масс;

$[C]$  – матрица демпфирований;

$[K]$  – матрица жесткостей;

$x_c(t)$  – перемещение сверла в направлении оси  $x$ ;

$y_c(t)$  – перемещение сверла в направлении оси  $y$ ;

$z_c(t)$  – осевое перемещение сверла;

$\theta_c(t)$  – угол закручивания сверла;

$P_x(t)$  – боковая сила, действующая на сверло по оси  $x$ ;

$P_y(t)$  – боковая сила, действующая на сверло по оси  $y$ ;

$P_z(t)$  – осевая сила, действующая на сверло;

$M_{кр}(t)$  – крутящий момент, действующий на сверло.

В работе Ета [81] исследована диаграмма вибрационной устойчивости процесса глубокого сверления. Сделан вывод на основе экспериментальных данных, что вибрации могут возникать не только в областях неустойчивости, но и на границах устойчивости. Были приняты способы подавления вибраций, используя различные геометрии режущей части сверел и динамический демпфер. Оказалось, что очень трудно подавить или предотвратить вибрации только за счет изменения геометрии режущей части сверла. Использование динамического демпфера может помочь подавить вибрации полностью.

Roukema предложил новый метод расчета областей динамически устойчивого резания и провел обширное моделирование временной области с помощью разработанной модели, которая учитывает все нелинейности системы [88,105]. Предложенный метод учитывает боковые и крутильные колебания. На основании проведенных экспериментов сделаны выводы о степени влияния поперечных и крутильно-осевых колебаний. Представленная модель вибрационной устойчивости сверления является наиболее полной по сравнению с остальными моделями, основанными на законах частичной устойчивости, опубликованными в литературе. Она не может обеспечить совпадения имитационных данных с экспериментальными, за исключением тех тенденций, которые рассмотрены в работе.

Таким образом, проведенный анализ научных работ отечественных и зарубежных ученых показывает о большом количестве проведенных исследований в области моделирования процесса сверления. Каждая из рассмотренных математических моделей имеет достоинства и недостатки. Математические модели Дерябина И.П. учитывают только часть геометрических параметров спирального сверла и величину подачи режущего инструмента, однако вибрационные параметры технологической системы, которые оказывают непосредственное влияние на точность формы отверстия, не учитываются. Математическая модель Алтинтаса, реализованная в программном комплексе CutPro/ShopPro, может быть использована

только для процесса рассверливания пилотных отверстий, что, в свою очередь, не рекомендуется производителями инструмента – происходит выкрашивание режущих кромок, снижается стойкость и т.д. Салабаев Д.Е. основывается при разработке математической модели на регенеративном эффекте. Использование данной модели возможно только при условии создания волноводного преобразователя.

Математическая модель Сергеева С.В. не учитывает форму и геометрические параметры спирального сверла. В связи с этим, она может быть использована только для определенных видов спиральных сверл. Математическая модель Lazoglu и Pirtini позволяет определить величину радиального смещения инструмента в процессе обработки и симитировать силы резания. Однако с помощью нее невозможно определить оптимальную частоту вращения шпинделя и невозможно обеспечить требуемую шероховатость поверхности.

### **1.6 Основные выводы, постановка цели и задач исследования**

В результате представленного обзорного анализа научной литературы по состоянию вопроса следует сделать следующие **выводы**:

1. Обобщение результатов работ, посвященных изучению процесса обработки отверстий, позволило сделать заключение, что для получения точных отверстий наиболее эффективным режущим инструментом является спиральное твердосплавное сверло.

2. Формирование поверхности отверстия в результате сверления представляет собой сложный процесс, определяемый геометрическими параметрами инструмента, вибрационными характеристиками резания, параметрами обработки, деформационными процессами, протекающими в зоне стружкообразования. В связи с этим основным методом изучения высоты микронеровностей и точности формы отверстия стал экспериментальный.

3. Часто сверление является одной из последних выполняемых операций, когда деталь имеет высокую добавочную стоимость. Экономическая стоимость устранения дефектов сверления может быть непомерно высокой.

4. Производительность процесса может быть увеличена за счет уменьшения геометрических дефектов в деталях и издержках, связанных с дополнительными операциями, исправляющими дефекты отверстий.

5. Повышение эффективности обработки возможно за счет совершенствования существующих и создания новых методик назначения режимов обработки деталей, которые позволят улучшить качество продукции, обеспечить высокие эксплуатационные показатели и снизить время обработки.

6. Анализ методик назначения режимов резания показал, что они являются недостаточно эффективными, для обеспечения заданной точности и качества поверхности отверстия. Также они не учитывают в полной мере геометрические параметры инструмента, обрабатываемый материал и влияние технологической системы на процесс резания.

7. Выполнение пилотных (предварительных) отверстий является недопустимым при использовании цельных твердосплавных сверл. При рассверливании отверстий происходит выкрашивание режущих кромок и снижается стойкость режущего инструмента.

В соответствии с вышеизложенным, **цель данной работы** повысить производительность и качество обработки точных отверстий сверлением для условий современного высокотехнологичного производства, на основе оценки динамики процесса резания.

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

1. Разработать математическую модель, учитывающую вибрационные характеристики инструментальной наладки, жесткость технологической системы и геометрические параметры режущего инструмента для расчета диаграммы вибрационной устойчивости операции сверления без предварительного засверливания;

2. На основе экспериментальных данных численно определить эмпирические параметры модели сил резания, характеризующие обрабатываемость высокопрочных алюминиевых сплавов;

3. Провести экспериментальную проверку моделирования динамики операции сверления при помощи предлагаемой методики;
4. Разработать методику, позволяющую оценить влияние зажимного патрона на вибрационную устойчивость процесса сверления, на качество и точность полученных отверстий;
5. Экспериментально определить эмпирическую математическую модель зависимости точности отверстий от длины рабочей части спирального сверла;

## 2 Математическое моделирование вибрационной устойчивости операции сверления отверстий

### 2.1 Аналитический расчет данных для построения диаграммы вибрационной устойчивости операции сверления

Анализ работ, посвященных исследованиям устойчивости процесса резания [25, 36, 41, 71, 72, 75, 88, 89, 102, 110, 112, 114], позволил сделать вывод, что входными параметрами, при построении диаграммы вибрационной устойчивости операции сверления, являются, форма режущей части спирального сверла, эмпирические параметры модели сил резания, характеризующие обрабатываемость материала и вибрационные параметры технологической системы.

Форму режущей части сверла позволяют описать алгебраические (полиномиальные) уравнения. Для чего используется классическая схема разделения режущих кромок на конечное число элементов [48, 87].

В общем виде уравнения форм режущих кромок спирального сверла записываются, как

$$a_{n,z_i}x^n + a_{n-1,z_i}x^{n-1} + \dots + a_{0,z_i} = f(x)$$

где  $n$  - степень полинома,  $z_i$  – номер режущей кромки.

Толщина снимаемой стружки  $a$  без учета динамики и формы режущей кромки спирального сверла определяется, как  $a = S_z \cdot \sin(2\varphi)$ .

Мгновенная толщина стружки, снимаемая одной режущей кромкой будет определяться, как

$$a = S_z \cdot \sin(2\varphi) + y(t-T) - y(t),$$

где  $y(t)$  – текущая вибрация,  $y(t-T)$  – вибрация на один оборот раньше.

Тангенциальный, радиальный и осевой компоненты силы резания представляют собой сумму силы сдвига и силы, действующей на кромку [75]:

$$\begin{aligned} dP_z &= K_{zc}dA + K_{ze}\Delta b, \\ dP_y &= K_{yc}dA + K_{ye}\Delta b, \end{aligned} \tag{2.1}$$

$$dP_y = K_{xc}dA + K_{xe}\Delta b.$$

К тому же, в радиальном и тангенциальном направлениях возникают силы технологического демпфирования, эквивалентные вязкому демпферу и коэффициенту трения, умноженными на скорость вибраций соответственно.

Поэтому компоненты сил резания можно представить в виде:

$$\begin{aligned} dP_z &= K_{zc}dA + K_{ze}\Delta b, \\ dP_y &= K_{yc}dA + K_{ye}\Delta b + \mu \cdot \omega \cdot S_{\text{пик}} \sin(\omega t + \frac{\pi}{2}) \\ dP_x &= K_{xc}dA + K_{xe}\Delta b + c_{pr}\omega \cdot S_{\text{пик}} \sin(\omega t + \frac{\pi}{2}). \end{aligned}$$

где  $S_{\text{пик}}$  – максимальное смещение точки на режущей кромки от исходного положения,  $\omega$  – частота колебаний,  $\Delta b$  – дифференциальная ширина стружки,  $dA$  – средняя толщина стружки, снимаемой передней поверхностью сверла, определяемая как  $dA = \Delta ba$ .

Выполнив соответствующие подстановки и преобразования, получим следующую систему уравнений:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} dP_z \\ dP_y \\ dP_x \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} K_{zc} \\ K_{yc} \\ K_{xc} \end{bmatrix} \cdot \Delta b \cdot Sz \cdot \sin(2\varphi) + y(t - T) - y(t) + \begin{bmatrix} K_{zc} \\ K_{yc} \\ K_{xc} \end{bmatrix} \cdot \Delta b \\ &+ \begin{bmatrix} 0 \\ \mu \cdot \omega \cdot S_{\text{пик}} \cdot \sin(\omega t + \frac{\pi}{2}) \\ c_{pr} \cdot S_{\text{пик}} \cdot \sin(\omega t + \frac{\pi}{2}) \end{bmatrix} \end{aligned}$$

Умножив полученное уравнение на матрицу поворота системы координат вокруг оси X получим следующее уравнение:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} dP_z \\ dP_y \\ dP_x \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} K_{zc} \\ K_{yc} \\ K_{xc} \end{bmatrix} \cdot \Delta b \cdot Sz \cdot \sin(2\varphi) + y(t - T) - y(t) + \begin{bmatrix} K_{zc} \\ K_{yc} \\ K_{xc} \end{bmatrix} \cdot \Delta b \\ &+ \begin{bmatrix} 0 \\ \mu \cdot \omega \cdot S_{\text{пик}} \cdot \sin(\omega t + \frac{\pi}{2}) \\ c_{pr} \cdot S_{\text{пик}} \cdot \sin(\omega t + \frac{\pi}{2}) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 0 \\ \sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.2)$$

В общем виде силы резания будут представлены, как

$$\begin{bmatrix} P_z \\ P_y \\ P_x \end{bmatrix} = \sum_{z=1}^Z \begin{bmatrix} dP_z \\ dP_y \\ dP_x \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

Основываясь на положениях, рассмотренных в работах [43, 49, 77, 103] рассмотрим поведение системы при сверлении, учитывая нелинейную зависимость силы резания от скорости и условие, что колебательная система имеет одну степень свободы по координате  $Z$  и одну степень свободы по координате  $Y$ . Так как жесткость сверла в осевом направлении больше, чем в радиальном, то, будем считать сверло абсолютно жестким в направлении  $X$ . Используя расчетную схему, представленную на рисунке 2.1, составим дифференциальные уравнения для рассматриваемой системы.

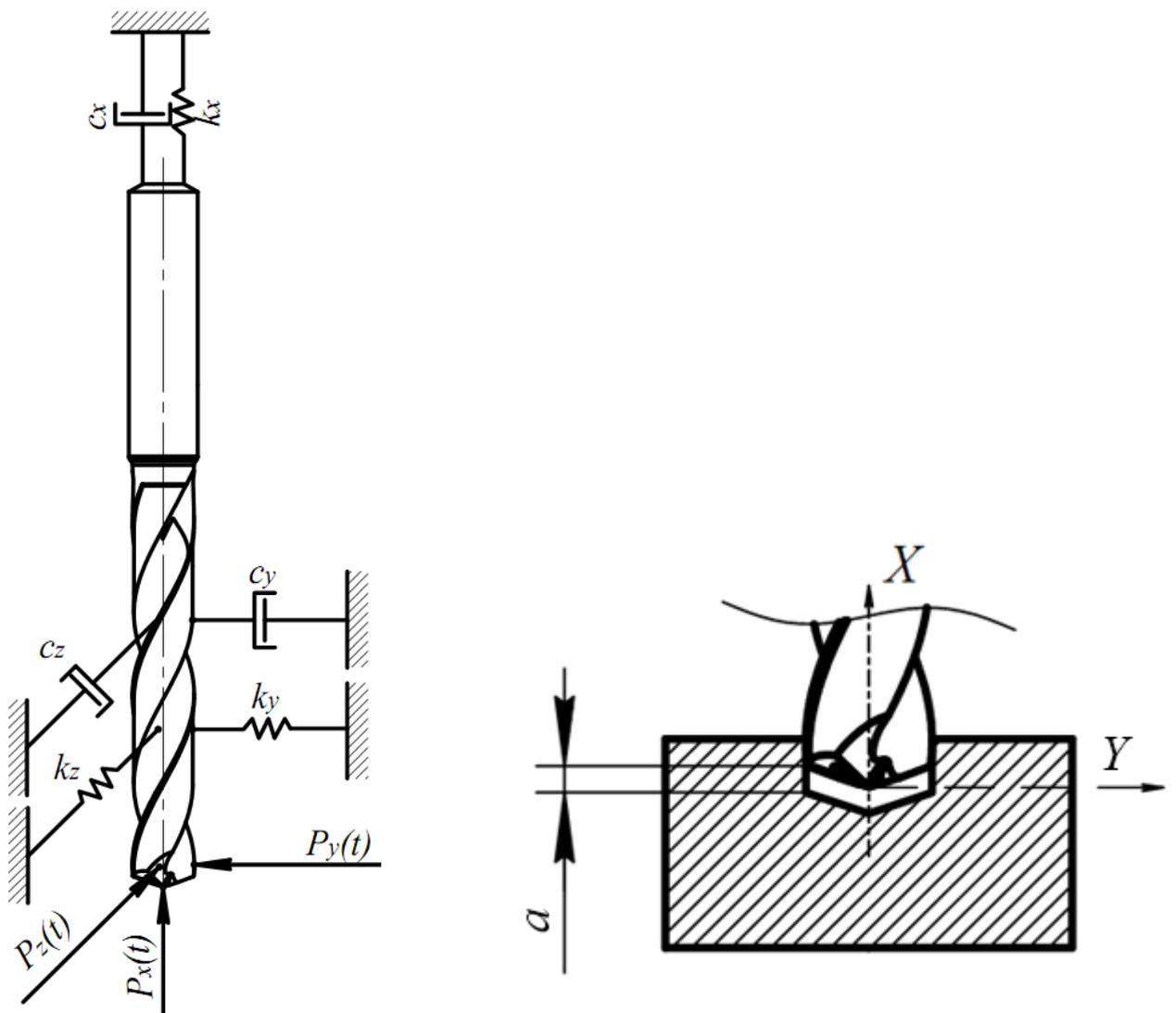


Рисунок 2.1 – а) расчетная схема; б) схема сверления отверстия

Дифференциальные уравнения движения системы имеют вид

$$\begin{aligned} m\ddot{z} + c\dot{z} + kz &= Pz(t), \\ m\ddot{y} + c\dot{y} + ky &= Py(t), \end{aligned} \quad (2.4)$$

где

$$\begin{aligned} \{\dot{z}\} &= \{f(t, \{z\})\}, \\ \{z\} &= \{z_0\} + \{y\}, \end{aligned}$$

где  $\{y\}$  – внешнее возмущение

$$\{z_0\} + \{\dot{y}\} = \{f(t, \{x_0\} + \{y\})\},$$

где

$$\begin{aligned} |\{y\}| &\ll |\{x_0\}| \\ \{f(t, \{z_0\} + \{y\})\} &\approx \{f(t, \{z_0\})\} + \left. \frac{\partial \{f(t, \{z\})\}}{\partial \{z\}} \right|_{\{z\}=\{z_0\}} (\{z\} - \{z_0\}) \\ [A(t)] &= \left[ \frac{\partial f_i}{\partial z_j} \right]_{z=z_0} \end{aligned}$$

Уравнение возмущения примет следующий вид

$$\{\dot{y}\} = [A(t)] \cdot \{y\}$$

Таким образом,

если  $y$  возрастает, то решение «неустойчиво»;

если  $y$  убывает, то решение «устойчиво»

При рассмотрении процесса сверления, матрица  $[A(t)]$  будет постоянной.

Рассмотрим квадратичную модель трения:

$$P_c = \varepsilon \dot{z}^2 \quad (2.5)$$

причем

$$z \neq z_0 = vt$$

$$\dot{z} \neq v$$

$$P_{\text{упр}} = C_1(vt - z) + C_2(v - \dot{z})$$

$$\ddot{z} = -F_c + F_0 + C_1(vt - z) + C_2(v - \dot{z})$$

где

$$P_0 = bz_0^2 = bv^2 \quad (2.6)$$

тогда

$$m\ddot{z} + \varepsilon\dot{z}^2 = \varepsilon v^2 + C_1(vt - z) + C_2(v - \dot{z}) \quad (2.7)$$

$$z = z_0 + y(t) \quad (2.8)$$

Подставив выражение (2.8) в выражение (2.7) получим

$$m\ddot{y} + 2\varepsilon v\dot{y} + C_1y + C_2\dot{y} = 0 \quad (2.9)$$

Где

$$\{y\} = \begin{Bmatrix} y \\ \dot{y} \end{Bmatrix}, \{\dot{y}\} = [A]\{y\}.$$

$$[A] = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{C_1}{m} & -\frac{2\varepsilon v + C_2}{m} \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

Будем считать, что

$$y = Ae^{\lambda t} \quad (2.11)$$

тогда

$$m\lambda^2 + (2bv + C_2)\lambda + C_1 = 0 \quad (2.12)$$

Найдем корни уравнения (2.12)

$$\lambda_{1,2} = \frac{-(2\varepsilon v + C_2) \pm \sqrt{(2\varepsilon v + C_2)^2 - 4C_1m}}{2m}$$

Согласно теореме Ляпунова, если

$Re\lambda > 0$ , то решение  $z_0$  – не устойчиво;

$Re\lambda < 0$ , то решение  $z_0$  – устойчиво;

$Re\lambda = 0$ , то судить об устойчивости нельзя;

После чего, используя метод Релея, определим границы устойчивости, как условие существования периодического решения  $y$ .

Система устойчива, если

$$y = Ae^{nt} \sin(p_0t + \varphi_0)$$

Система не устойчива, если

$$y = Ae^{-nt} \sin(p_0t + \varphi_0)$$

где

$$n = -\operatorname{Re}\lambda$$

$$\lambda = i\omega_c$$

Тогда уравнение (2.12) примет вид

$$-m\omega_c^2 + i\varepsilon\omega_c + k = g(-1 + e^{-i\omega_c T}) \quad (2.13)$$

где

$$T = \frac{2\pi}{\Omega}$$

$$0 \leq \omega_c < +\infty$$

$$\omega_c > \sqrt{\frac{k}{m}}$$

$$e^{-i\omega_c T} = \cos\omega_c T - i\sin\omega_c T$$

$$\operatorname{Re}: -m\omega_c^2 + k = g(-1 + \cos\omega_c T)$$

$$\operatorname{Im}: b\omega_c = -g\sin\omega_c T$$

$$\sin\omega_c T = 2\sin\frac{\omega_c T}{2} \cdot \cos\frac{\omega_c T}{2}$$

$$n = \frac{\omega_c}{\frac{1}{\pi} \operatorname{arctg}\left(\frac{b\omega_c}{k - m\omega_c^2}\right)} \quad (2.14)$$

где  $N=1, 2, 3 \dots$

$$g = \frac{-b\omega_c}{\sin\left(\omega_c \frac{2\pi}{T}\right)}$$

или

$$g = \frac{k - m\omega_c^2}{-1 + \cos\left(\omega_c \frac{2\pi}{T}\right)} \quad (2.15)$$

Учитывая что

$$1 - \cos\omega_c = -\frac{k - m\omega_c^2}{g}$$

выражение (2.15) примет вид

$$g = -\frac{(k - m\omega_c^2)^2 + (\varepsilon\omega_c)^2}{2(k - m\omega_c^2)} \quad (2.16)$$

После чего строим диаграмму устойчивости согласно следующему алгоритму:

1. Задаем число значений  $N$  ( $N=1, 2, 3\dots$ );
2. Из передаточной функции системы определяем частоту  $\omega_c$ , находящуюся рядом с доминирующей модой;
3. Проводим соответствующие расчеты по формулам (2.14) и (2.16);
4. Повторяем пункт 3 для вычисления всех значений  $n$ ;
5. Повторяем пункты 2, 3, 4 для всех значений  $N$ ;
6. После чего повторяем вышеуказанный алгоритм для частот  $\omega_c$  вокруг всех доминирующих мод структуры.

Для задания свойств обрабатываемого материала используется модель сил резания, представленная в работе Алтинтаса [76], основанная на коэффициентах физико-механических свойствах и коэффициенте демпфирования [73].

## **2.2 Экспериментальное исследование сил резания при сверлении**

### **2.2.1 Определение эмпирического параметра демпфирования обрабатываемого материала**

В настоящем разделе рассматривается определение коэффициентов линейной модели сил резания и определение коэффициентов демпфирования процесса резания алюминиевого сплава В95пчТ2. Для экспериментального определения коэффициентов, при различных параметрах технологического процесса (таблица 2.1), применяется динамометрический комплекс Kistler 9129AA (рисунок 2.2).

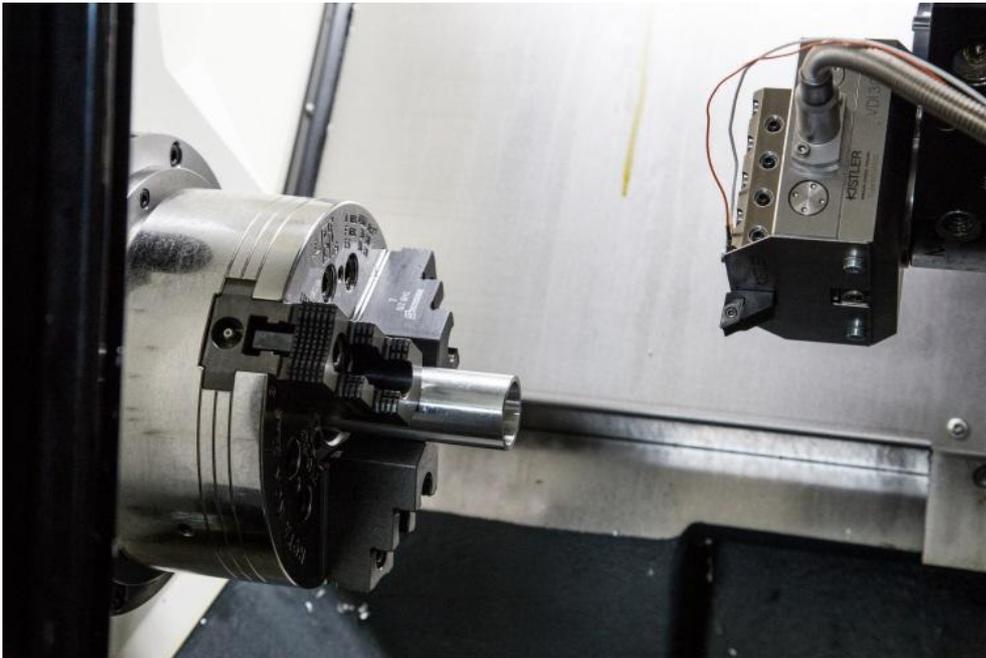


Рисунок 2.2 - Динамометрический комплекс Kistler 9129AA установленный в револьверную головку токарного станка

Kistler 9129AA представляет собой динамометр состоящий из четырех трех-компонентных датчиков силы, которые герметично установлены между двумя опорными поверхностями. Каждый из датчиков силы содержит три кристаллических диска, один из которых чувствителен к давлению в направлении Y, а два других в направлениях X и Z. Измеряемые сигналы через 9-и полюсной штекер поступают в усилитель, а затем в блок АЦП. После чего усиленные и преобразованные сигналы обрабатываются в программном комплексе DynoWare.

Параметры эксперимента по определению коэффициентов модели силы резания представлены в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Параметры эксперимента по определению коэффициентов модели силы резания

Станок	Токарный станок NEF400
Инструмент	Резец проходной упорный
Тип заготовки	Труба
Обрабатываемый материал	В95пчТ2
Толщина стенки трубы	3 мм
Тип резания	Свободное прямоугольное резание
Динамометр	Kistler 9129AA

В шпиндель станка устанавливается труба из алюминиевого сплава В95пчТ2 (рисунок 2.3). Труба изготавливается из горячекатаной плиты данного сплава, которая является заготовкой для изготовления реальных деталей. Эксперимент заключается в измерении сил резания в результате свободного прямоугольного резания трубы [97, 98, 99]. Графики изменения сил резания во времени записываются при обработке проходным упорным резцом с передним углом  $\gamma$  от  $-10^\circ$  до  $10^\circ$ , с шагом  $2^\circ$ . (При каждом резе передний угол резца перетачивается, остальные углы остаются неизменными и равны значениям, представленным в таблице 2.2).

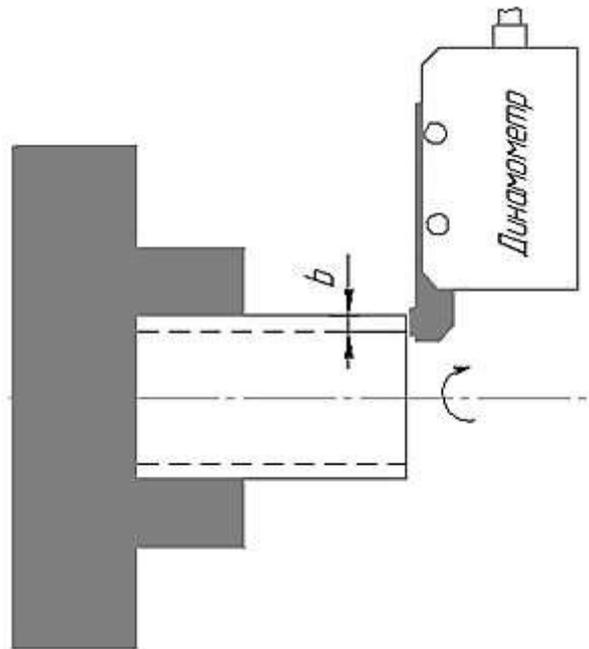


Рисунок 2.3 – Наладка станка для определения коэффициентов сил резания

Таблица 2.2 – Геометрические параметры резца

Передний угол	$-10^\circ \dots 10^\circ$
Задний угол	$8^\circ$
Угол наклона главной режущей кромки	$0^\circ$
Главный угол в плане	$90^\circ$

Скорость резания при проведении эксперимента не изменяется и является постоянной 2000 об/мин. ( $\sim 238$  м/мин.), подача изменяется от 0,1 мм/об до 0,2

мм/об с шагом 0,05. Толщина снимаемой стружки в результате каждого реза измеряется с помощью инструментального микроскопа.

Графики зависимости сил резания в результате свободного прямоугольного резания в зависимости от подачи инструмента представлены на рисунке 2.4.

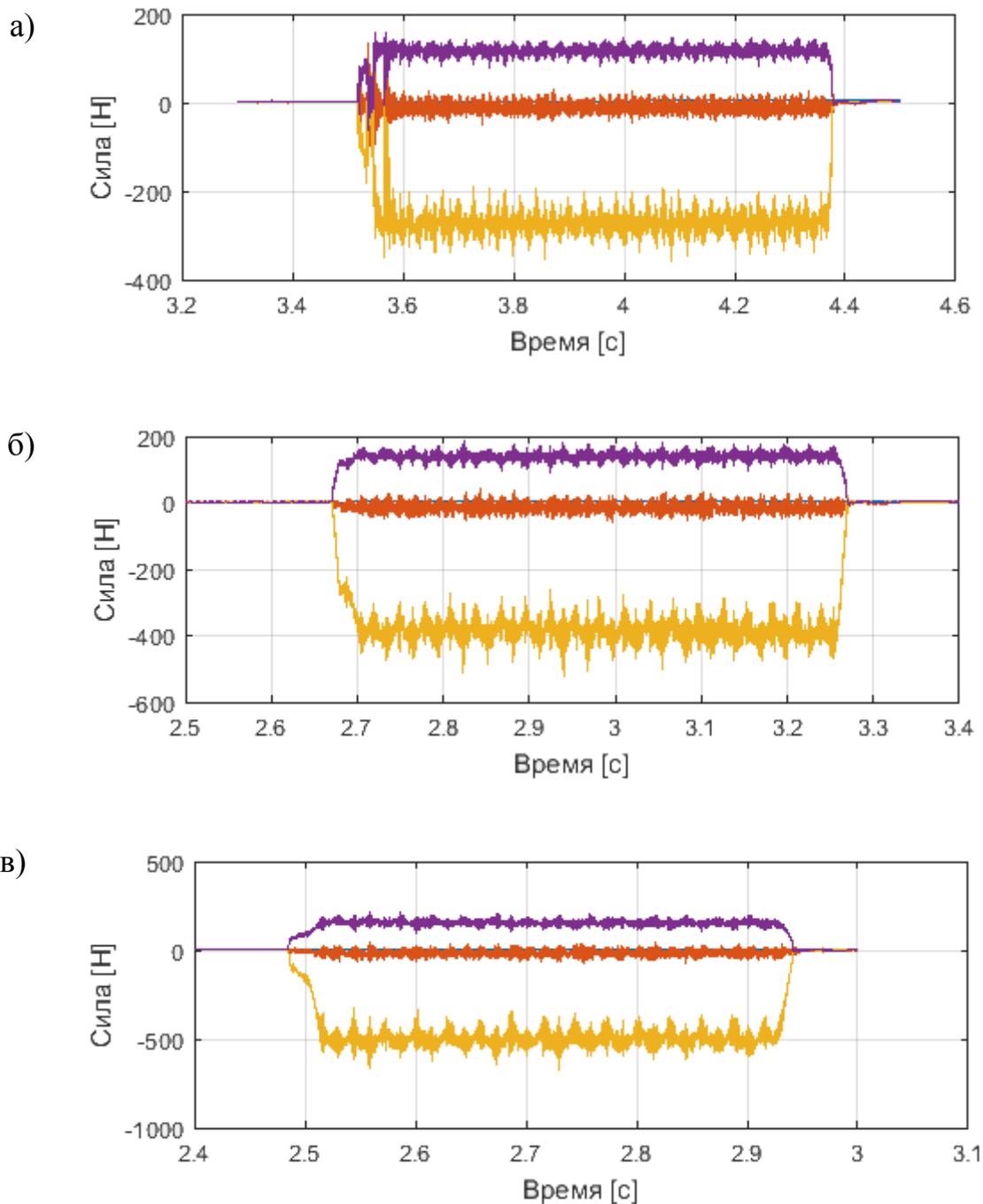


Рисунок 2.4 – Графики зависимости сил резания от подачи инструмента для реза с передним углом  $\gamma = 8^\circ$ : а)  $S_n=0,10$  мм/об., б)  $S_n=0,15$  мм/об., в)  $S_n=0,20$  мм/об.

Согласно теории Мерчанта [95], основанной на модели с одной плоскостью сдвига, и работах [3, 97, 98, 102, 106, 111, 115] аналитически силы резания можно представить в виде уравнений (2.17) и (2.18) которые вычисляются при известных касательном напряжении, угле трения и угле сдвига. Угол сдвига является характеристикой процесса резания, которая устанавливает направление деформации и определяется согласно уравнению (2.19).

$$P_z = a_c b_c \left( \tau_s \frac{\cos(\beta_a - \gamma_n)}{\sin \varphi_c \cos(\varphi_c + \beta_a - \gamma_n)} \right) \quad (2.17)$$

$$P_x = a_c b_c \left( \tau_s \frac{\sin(\beta_a - \gamma_n)}{\sin \varphi_c \cos(\varphi_c + \beta_a - \gamma_n)} \right) \quad (2.18)$$

$$\varphi_c = \frac{\pi}{4} + \gamma_n - \beta_a, \quad (2.19)$$

где  $a_c$  – толщина среза,  $b_c$  – ширина среза,  $\tau_s$  – касательные напряжения в плоскости сдвига, равномерно распределенные по плоскости;  $\varphi_c$  – угол сдвига;  $\gamma_n$  – передний угол резца,  $\beta_a$  – угол между результирующей силой и перпендикуляром к передней поверхности, также этот угол можно представить как угол трения между инструментом и стружкой.

Так как определение угла трения и угла сдвига вызывает определенные трудности, поэтому эти параметры были объединены в один коэффициент, который называется удельное давление резания  $K$ . После чего авторы работ [73, 76, 79, 90] выразили силы резания в экспоненциальной зависимости от толщины стружки. Таким образом, уравнения (2.17) и (2.18) записываются в виде (2.20) и (2.21).

$$P_z = a_c b_c l_c K_z K_a^p, \quad (2.20)$$

$$P_x = a_c b_c l_c K_y K_a^q, \quad (2.21)$$

где  $K_z$  и  $K_y$  удельное давление резания в тангенциальном направлении и в осевом соответственно,  $K_a$  – коэффициент утолщения стружки,  $l_c$  – длина среза,  $p$

и  $q$  – постоянные сил резания, определяемые экспериментально на разных подачах инструмента

Линеаризуя уравнения (2.21) и (2.21), уравнения сил резания записываются в виде (2.22) и (2.23) .

$$P_z = K_{zc}K_a b_c + K_{ze} b_c, \quad (2.22)$$

$$P_x = K_{xc}K_a b_c + K_{xc} b_c, \quad (2.23)$$

Данная линейная модель сил резания с краевыми коэффициентами. Её преимуществом является то, что она совместима с другими процессами модели, т.е. она содержит эмпирические параметры резания, которые используются для решения дифференциальных уравнений. С помощью нелинейной модели коэффициентов, дифференциальные уравнения устойчивости будут нелинейными.

На основании рассмотренной линейной модели силы резания можно записать следующим образом:

$$P_z = A_z K_a + B_z \quad (2.24)$$

$$P_x = A_x K_a + B_x \quad (2.25)$$

Из чего следуют зависимости

$$K_{zc} = \frac{A_z}{b_c}; \quad K_{ze} = \frac{B_z}{b_c}; \quad (2.26)$$

$$K_{xc} = \frac{A_x}{b_c}; \quad K_{xc} = \frac{B_x}{b_c}; \quad (2.27)$$

где  $K_{zc}, K_{xc}$  – Эмпирические параметры модели сил резания;  $K_{ze}, K_{xe}$  – эмпирические параметры сил контакта.

Используя силы резания, полученные в результате свободного прямоугольного течения, строятся графики зависимости сил резания от величины подачи в осевом и тангенциальном направлении (рисунок 2.5).

Построенные графики представляют собой линии тренда, рассчитанные по методу наименьших квадратов по следующей формуле:

$$y = A_z x + B_z,$$

где  $A_z$  – наклон,  $B_z$  – смещение,  $b_c$  – ширина среза.

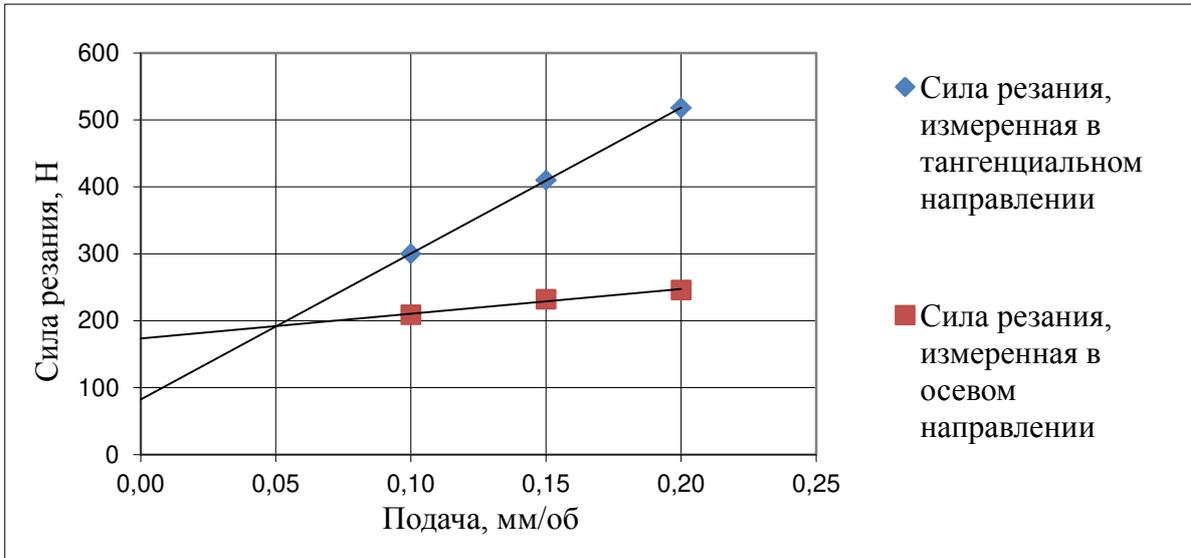


Рисунок 2.5 – Средние значения сил резания, измеренные при прямоугольном точении

Для определения угла сдвига используется метод, основанный на неразрывности обрабатываемого материала и стружки, описанный в работе [76].

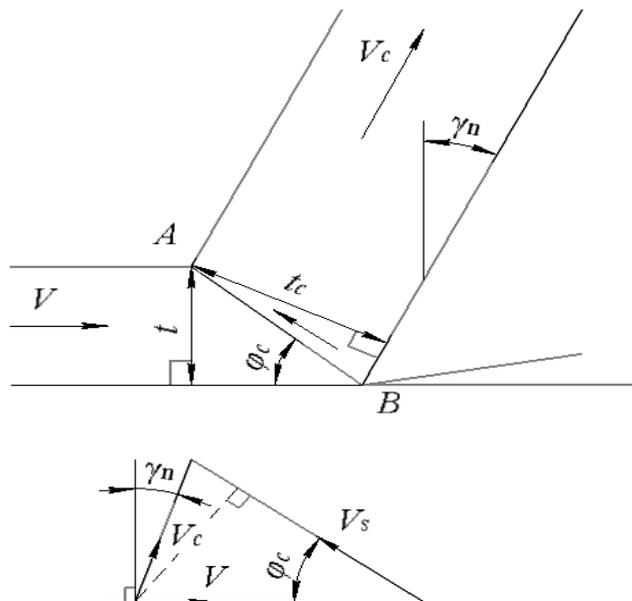


Рисунок 2.6 – Схема для вывода соотношения между углом сдвига, толщиной стружки и скоростями

Так как длина стружки неизвестна, то для ее определения используется взвешивание стружки. Исходя из того, что масса стружки  $m$  равна

$$m = \rho l_c b_c a_c = \rho l b a,$$

то

$$l = \frac{m}{\rho b a}, \quad (2.28)$$

где

$$\frac{a}{a_c} = K_a, \quad (2.29)$$

где  $l$  и  $a$  – длина и толщина стружки соответственно.

Если принять, что обрабатываемый материал несжимаем и боковые перемещения отсутствуют, то

$$AB = \frac{a}{\sin \varphi_c} = \frac{a_c}{\cos \varphi_c \cos \gamma_n + \sin \varphi_c \sin \gamma_n},$$

следовательно

$$\operatorname{tg} \varphi_c = \frac{K_a \cos \gamma_n}{1 - K_a \sin \gamma_n},$$

или

$$\varphi_c = \tan^{-1} \frac{K_a \cos \gamma_n}{1 - K_a \sin \gamma_n}. \quad (2.30)$$

Касательное напряжение в плоскости сдвига получается из уравнения

$$\tau_s = \frac{P_s}{f_s}, \quad (2.31)$$

где  $f_s$  – площадь плоскости сдвига;  $f_s = ba / \sin \varphi_c$ .

Сдвигающая сила  $P_s$ , находится согласно уравнению

$$P_s = P_{zc} \cos \varphi_c - P_{xc} \sin \varphi_c,$$

или

$$P_s = P \cos(\varphi_c + \beta_a - \gamma_n), \quad (2.32)$$

где  $P$  – результирующая сила.

$$P = \sqrt{P_{xc}^2 + P_{zc}^2}.$$

Угол трения  $\beta_a$  находится из уравнения коэффициента трения скольжения (2.33), который определяется как отношение силы в направлении скольжения к силе, направленной нормально к поверхности скольжения.

$$\mu = \frac{P}{N} = \frac{P \sin \beta_a}{P \cos \beta_a} = \tan \beta_a, \quad (2.33)$$

$$\tan(\beta_a - \gamma_n) = \frac{P_x}{P_z},$$

следовательно, угол сдвига находится из уравнения (2.18)

$$\beta_a = \gamma_n + \tan^{-1} \frac{P_x}{P_z} \quad (2.34)$$

Таким образом, исходя из рисунка 2.4 и уравнений (2.26), (2.27), (2.30), (2.31), (2.34) находятся параметры резания, которые указаны в таблице 2.3.

Параметры алюминиевого сплава В95пчТ2, полученные при прямоугольном точении; коэффициент тангенциальной силы резания  $K_{ze}=27,44 \text{ Н/мм}$ , коэффициент осевой силы резания  $K_{xe}=57,83 \text{ Н/мм}$ .

Таблица 2.3 – Экспериментальные данные

№ п/п	Подача, мм/об	Тангенциальная сила, $P_z$ , Н	Осевая сила, $P_x$ , Н	$P_{zc}$ , Н	$P_{xc}$ , Н	Толщина стружки $a$ , мм	Угол сдвига $\varphi_c$ , град	Угол трения $\beta_a$ , град	Напряжения сдвига $\tau_s$ , МПа
1	0,100	300	209	218	36	0,555	31,2	19,3	289,7
2	0,150	410	232	328	59	0,576	32,3	20,1	291,7
3	0,200	518	246	436	73	0,689	37,7	19,5	306,1

Так как при определении коэффициентов сил резания изначально считается инструмент идеально острозаточенным, то в противном случае наличие радиального скругления режущей кромки с радиусом, соизмеримым с подачей, начинает преобладать процесс выдавливания, а не резания. При длительной обработке

вследствие износа инструмента по задней поверхности формулы расчета сил резания не точны, так как не учитывают вклад сил взаимодействия по задней грани для изношенного инструмента [73,75, 76].

В связи с этим необходимо получить эмпирические параметры демпфирования материала, которые учитывают радиус закругления режущей кромки и задний угол. Для расчета коэффициентов проводятся экспериментальные исследования.

Таблица 2.4 – Параметры эксперимента по определению коэффициентов демпфирования алюминиевого сплава В95пчТ2

Станок	Токарный станок NEF400
Инструмент	Резец со сменной многогранной пластиной DCGT 11 T3 04–UM H13A
Тип заготовки	Труба
Обрабатываемый материал	В95пчТ2
Толщина стенки трубы	3 мм
Тип резания	Свободное прямоугольное резание
Акселерометр (1)	3225F1
Акселерометр (2)	3035BG

Процесс определения коэффициентов демпфирования для алюминиевого сплава В95пчТ2 заключается в измерении ускорения в двух точках на резце в направлении подачи.

Таблица 2.5 – Геометрические параметры резца

Передний угол	5°
Задний угол	7°
Угол наклона главной режущей	0°
Главный угол в плане	90°
Радиус закругления пластины	36 мкм

На резце закрепляются два акселерометра данные, с которых считываются на разных режимах резания. Полученные данные анализируются с помощью модального анализа на каждой скорости резания.

Коэффициент демпфирования структуры (без учета процесса резания) определяется из графика, полученного в результате модального анализа, проведенного в осевом направлении по аналогии со спиральным сверлом [73] Коэффициент затухания процесса получается путем вычитания структурного коэффициент демпфирования от общего коэффициента демпфирования.

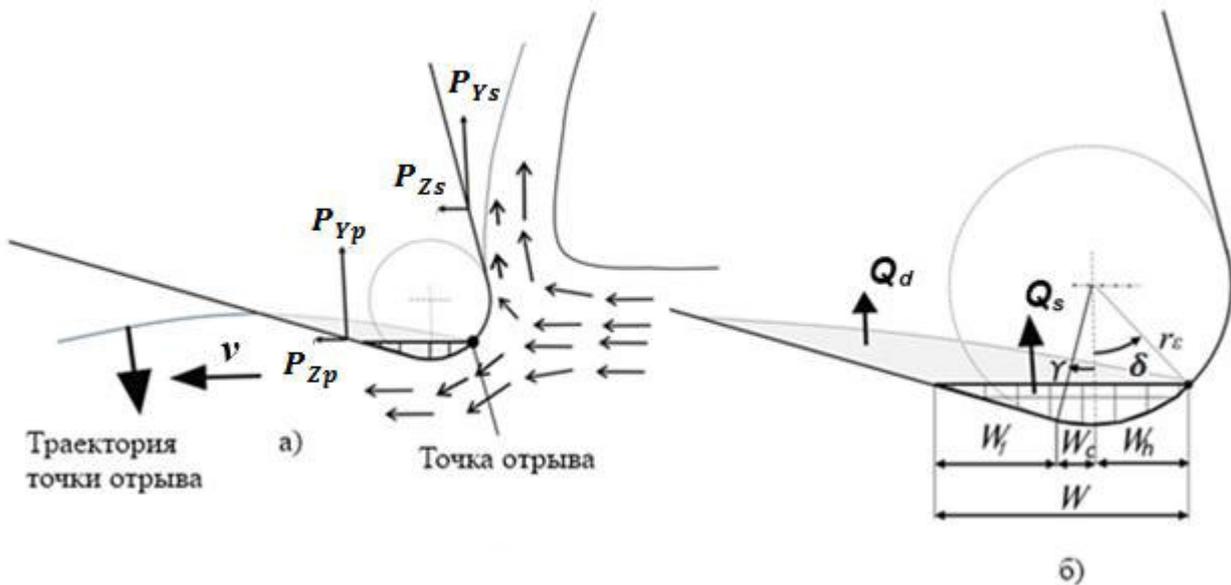


Рисунок 2.6 – Схема схода стружки при прямоугольном свободном резании: а) схема схода стружки в области точки отрыва; б) зона снимаемого объема

Для определения коэффициента демпфирования процесса резания рассматривается схема схода стружки при прямоугольном свободном резании (рисунок 2.6) [76].

Когда точка отрыва входит в обрабатываемый материал, то он распадается на две части. Материал, который выше точки отрыва скользит по передней поверхности режущей кромки и образуется стружка, а часть ниже точки разделения будет сходиться по боковой поверхности. На первую часть материала оказывают влияние силы  $P_{ys}$  и  $P_{zs}$ , на вторую часть силы  $P_{yp}$  и  $P_{zp}$  [12].

$$P_{yp} = K_{sp} \cdot Q, \quad (2.35)$$

$$Q = Q_s + Q_d, \quad (2.36)$$

$$P_{zp} = \mu P_{yp}, \quad (2.37)$$

где  $\mu$  – коэффициент трения,  $Q$ ,  $Q_s$  и  $Q_d$  объемы снимаемого материала статически и динамически в зоне деформации,  $K_{sp}$  – это удельный коэффициент силы резания, который зависит от механических свойств материала.

При радиусе заточки  $r_s = 0$  объем снимаемого материала равен нулю, т.е.  $Q_s = \frac{1}{4} \cdot r_s$ . В случае, когда инструмент и/или заготовка вибрирует в направлении подачи, объем снимаемого материала  $Q$  варьируется, так же как и  $Q_d$ , который как полагается, является основным источником демпфирования процесса резания в механической обработке. Объем  $Q_s$  является постоянным на протяжении всего цикла колебаний, и не способствует рассеиванию энергии и демпфированию системы, таким образом, статической частью от общего объема можно пренебречь при изучении демпфирования сил резания [75].

$$P_{yp} = K_{sp} \cdot Q_d, \quad (2.38)$$

Чой и Лян представили зависимость между объемом вытесненного материала, скорости резания, скорости вибрации и шириной износа по передней поверхности, предполагая, что амплитуда колебаний мала, и ей можно пренебречь [78].

$$Q_d = -\frac{bW^2}{2v} \frac{dr}{dt}, \quad (2.39)$$

где  $b$  – ширина стружки,  $r$  – отклонение инструмента в направлении подачи,  $v$  – скорость резания,  $W$  – ширина износа по передней поверхности.

Данное уравнение справедливо для инструмента с нулевым радиусом заточки; влиянием заднего угла на процесс резания пренебрегают. Отметим, что данное уравнение приближенно подходит для рассматриваемого случая, так как оно справедливо, когда амплитуда стремится к нулю. Из-за отсутствия гармонического возбуждения, амплитуда колебаний мала в операциях точения [76].

Данное уравнение было преобразовано таким образом, чтобы учесть радиус заточки и задний угол, и используется, чтобы рассмотреть процесс демпфирования материала при точении.

Заточенный инструмент, когда статической частью вытесненного материала пренебрегают, смоделирован как лезвие с эквивалентной длиной изнашивания.

$$W = W_h + W_c + W_f, \quad (2.40)$$

$$W_h = r_\varepsilon \sin \delta, \quad (2.41)$$

$$W_c = r_\varepsilon \sin \alpha, \quad (2.42)$$

$$W_f = r_\varepsilon (\cos \alpha - \cos \beta) \operatorname{ctg} \alpha, \quad (2.43)$$

где  $r_\varepsilon$  – это радиус заточки;  $\delta$  – угол разделения, и, как предполагается, он равен 50 градусам;  $\alpha$  – задний угол.

Подставляя формулы (2.39 – 2.40) в выражение (2.38) получаем:

$$P_{Yp} = -C_{pr} \frac{dr}{dt}, \quad (2.38)$$

$$c_{pr} = K_{sp} \frac{bW^2}{2V_c}. \quad (2.39)$$

Эмпирические параметры модели сил резания, получаемые по описанной методике, не позволяют в полной мере учесть геометрическую форму режущей части сверла, поэтому для получения адекватных коэффициентов сил требуется корректировка коэффициентов непосредственно в процессе сверления.

### 2.2.2 Определение эмпирических параметров модели сил резания процесса сверления

Для получения коэффициентов сил резания в процессе сверления используется методика, предложенная в работе [76]. Эмпирические параметры модели сил резания определяются при рассверливании предварительных отверстий (рисунок 2.7).

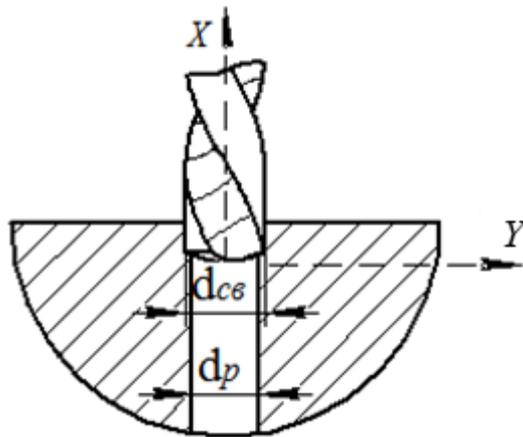


Рисунок 2.7 – Схема сверления отверстий, при расчете коэффициентов сил резания:  $d_{cb}$  – диаметр сверла,  $d_p$  – диаметр пилотного отверстия

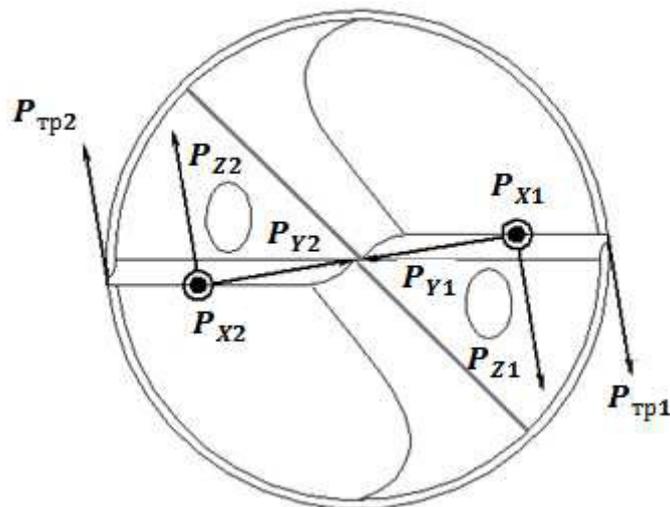


Рисунок 2.8 – Силы резания, действующие на точки  $a_1$  и  $a_2$ , находящиеся на режущих кромках сверла.  $P_{Y1}, P_{Y2}$  – радиальные силы резания,  $P_{Z1}, P_{Z2}$  – тангенциальные силы резания,  $P_{X1}, P_{X2}$  – осевые силы резания,  $P_{тр1}, P_{тр2}$  – силы трения на ленточке

Радиальные силы, приложенные к режущим кромкам (рисунок 2.8), взаимно уничтожаются вследствие симметрии спирального сверла [4, 76] и не позволяют достоверно определить эмпирические параметры. При сверлении из-за симметрии сверла поперечные силы пренебрежимо малы, поэтому, они не могут быть использованы для определения коэффициентов сил резания [22, 101]. Чтобы нарушить симметрию резания при сверлении необходимо использовать направляющие

отверстия со смещением. То есть центр направляющего отверстия смещается по отношению к центру фактического отверстия и, таким образом, в результате поперечные силы используются для определения коэффициентов сил резания.

Необходимо нарушить симметрию за счет смещения оси сверла на заранее известную величину относительно оси предварительного отверстия.

В каждый момент времени в течение одного поворота сверла элементы зуба находятся в контакте с материалом и выходят из контакта с материалом заготовки в зависимости от их углового положения. Если все элементы, находящиеся в материале в течение одного поворота сверла полагаются имеющими простые эмпирические параметры модели сил резания,

$\bar{K}_{zc}, \bar{K}_{yc}, \bar{K}_{xc}, \bar{K}_{ze}, \bar{K}_{ye}, \bar{K}_{xe}$ , то общие силы резания получают из уравнения (2.45):

$$\begin{bmatrix} P_z \\ P_y \\ P_x \end{bmatrix} = C_C(\varphi) \begin{bmatrix} \bar{K}_{zc} \\ \bar{K}_{yc} \\ \bar{K}_{xc} \end{bmatrix} S_z + C_E(\varphi) \begin{bmatrix} \bar{K}_{ze} \\ \bar{K}_{ye} \\ \bar{K}_{xe} \end{bmatrix} \quad (2.45)$$

$$C_C(\varphi) = T_{xyz}(\varphi) \sum_{k=1}^2 \sum_{i=1}^{N_i} T_{rta}(i, k) \vec{R}_{i,k}^z b_{i,k},$$

$$C_E(\varphi) = T_{xyz}(\varphi) \sum_{k=1}^2 \sum_{i=1}^{N_i} T_{rta}(i, k) b_{i,k}.$$

Где  $T_{xyz}(\varphi)$  – матрица поворота системы координат,  $T_{rta}(i, k)$  – матрица, содержащая параметры режущих кромок,  $b_{i,k}$  – ширина срезаемой стружки,  $\vec{R}_{i,k}^z$  – вектор описывающий геометрию режущего элемента.

Среднее значение двух сторон уравнения (2.46) за один поворот сверла:

$$\begin{Bmatrix} \bar{P}_z \\ \bar{P}_y \\ \bar{P}_x \end{Bmatrix} = \bar{C}_C \begin{Bmatrix} \bar{K}_{zc} \\ \bar{K}_{yc} \\ \bar{K}_{xc} \end{Bmatrix} f_z + \bar{C}_E \begin{Bmatrix} \bar{K}_{ze} \\ \bar{K}_{ye} \\ \bar{K}_{xe} \end{Bmatrix}$$

$$\begin{Bmatrix} \bar{P}_z \\ \bar{P}_y \\ \bar{P}_x \end{Bmatrix} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \begin{Bmatrix} P_z \\ P_y \\ P_x \end{Bmatrix} d\varphi$$

$$\bar{C}_C = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} C_C(\varphi) d\varphi$$

$$\bar{C}_E = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} C_E(\varphi) d\varphi$$

Согласно уравнению (2.47), средние значения сил резания в X, Y и Z направлениях являются линейными функциями подачи,  $S_z$ :

$$\begin{pmatrix} \bar{P}_z \\ \bar{P}_y \\ \bar{P}_x \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A_z \\ A_y \\ A_x \end{pmatrix} S_z + \begin{pmatrix} B_z \\ B_y \\ B_x \end{pmatrix} \quad (2.46)$$

$$\begin{pmatrix} A_z \\ A_y \\ A_x \end{pmatrix} = \bar{C}_C \begin{pmatrix} \bar{K}_{ze} \\ \bar{K}_{ye} \\ \bar{K}_{xe} \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} B_z \\ B_y \\ B_x \end{pmatrix} = \bar{C}_E \begin{pmatrix} \bar{K}_{zc} \\ \bar{K}_{yc} \\ \bar{K}_{xc} \end{pmatrix}$$

где  $A_z, A_y$  и  $A_x$  – углы наклона и  $B_z, B_y$  и  $B_x$  – вертикальные отрезки пересечения координатной оси линейных функций, находятся эмпирически, используя линейную регрессию средних значений сил резания, измеренных при различных подачах.

Полученные эмпирически коэффициенты уклона и пересечения используются для идентификации коэффициентов сил резания:

$$\begin{pmatrix} \bar{K}_{zc} \\ \bar{K}_{yc} \\ \bar{K}_{xc} \end{pmatrix} = \bar{C}_C^{-1} \begin{pmatrix} A_z \\ A_y \\ A_x \end{pmatrix}, \quad (2.47)$$

$$\begin{pmatrix} \bar{K}_{ze} \\ \bar{K}_{ye} \\ \bar{K}_{xe} \end{pmatrix} = \bar{C}_E^{-1} \begin{pmatrix} B_z \\ B_y \\ B_x \end{pmatrix}.$$

Эмпирические параметры модели сил резания, полученные из уравнения (2.47), представляют собой коэффициенты средних значений сил резания элементов, находящихся в материале в течение одного поворота сверла. Так как эмпирические параметры сил резания в каждой точке на режущей кромке сверла различны, использование пилотных отверстий различных диаметров приведет к

получению различных наборов коэффициентов усредненных сил резания. Эмпирические параметры модели сил резания в разных частях режущей кромки сверла получают многократным повторением процедуры идентификации и изменением диаметра пилотного отверстия на каждом этапе.

Как уже отмечалось, эмпирические параметры модели сил резания определяются при проведении экспериментальных тестов. Для определения коэффициентов сил резания проводится эксперимент на фрезерном обрабатывающем центре HSC75 linear. На столе станка устанавливается динамометрическая плита Kistler, на которую, в свою очередь закрепляется плита из алюминиевого сплава В95пчТ2. Плита является заготовкой для изготовления реальных деталей. Сверление проводится цельным твердосплавным сверлом короткой серии R840–1000–30–A1A. Данное сверло предназначено для высокопроизводительной обработки отверстий для различных областей применения [15]. Перед проведением эксперимента сверло закрепляется на столе координатно–измерительной машины, и измеряются режущие кромки. На режущих кромках выбирается по 10 равноудаленных точек. Для каждой точки определяются координаты в плоскостях X, Y и Z (таблица 2.6). Полученные данные в последующем используются для моделирования геометрии спирального сверла.

Таблица 2.6 – Координаты точек, измеренных на режущих кромках сверла

	x, мм	y, мм	z, мм		x, мм	y, мм	z, мм
P <sub>1,1</sub> (P <sub>1,2</sub> )	0	0	0	P <sub>6,1</sub> (P <sub>6,2</sub> )	2,5	1,00	0,87
P <sub>2,1</sub> (P <sub>2,2</sub> )	0,5	0,41	0,18	P <sub>7,1</sub> (P <sub>7,2</sub> )	3,0	1,12	1,05
P <sub>3,1</sub> (P <sub>3,2</sub> )	1,0	0,50	0,35	P <sub>8,1</sub> (P <sub>8,2</sub> )	3,5	1,12	1,23
P <sub>4,1</sub> P <sub>4,2</sub> )	1,5	0,78	0,50	P <sub>9,1</sub> (P <sub>9,2</sub> )	4,0	1,17	1,41
P <sub>5,1</sub> (P <sub>5,2</sub> )	2,0	0,94	0,70	P <sub>10,1</sub> P <sub>10,2</sub> )	4,5	1,17	1,58

Сверло зажимается в высокоточный гидропластовый патрон CoroChuck 930 короткого исполнения. Так как при использовании данного патрона обеспечива-

ется максимальная точность обработки отверстий [47]. Обработка отверстий проводится с охлаждением воздухом.

В дальнейшем проводится модальный анализ инструментальной наладки, результаты которого приведены в таблице 2.7

Таблица 2.7 – Модальные параметры доминирующих поперечной и крутильно-осевой мод сверла Coro-Drill Delta C R840-1000-30-A1A

Функции частотного отклика	Собственная частота, Гц	Жесткость	Коэффициент демпфирования, %
$G_{xx}$	2119,22	$2,8249 \times 10^6$ Н/м	3,04
$G_{yy}$	2223,26	$2,4381 \times 10^6$ Н/м	4,85
$G_{zz}$	2386,74	$1,9024 \times 10^6$ Н/м	2,19
$G_{\theta z} / G_{z\theta}$	2,277,96	$8,9639 \times 10^6$ Н/рад	1,93
$G_{\theta\theta}$	2727,81	$8,8644 \times 10^6$ Нм/рад	2,41

На основании результатов модального анализа и рекомендаций производителя выбранного инструмента составляется программа проведения эксперимента (таблица 2.8)

Таблица 2.8 – Программа проведения эксперимента

№ п/п	$r_p$ [мм]	n [об/мин]	$S_n$ [мм/об]	$l_o$ [мм]
1	–	4107	0,2	1
2	–	4107	0,25	1
3	–	4107	0,3	1
4	8	4107	0,2	5
5	6	4107	0,25	5
6	4	4107	0,3	5

В процессе проведения эксперимента измеряются силы резания в направлениях X, Y, Z (рисунок 2.9).

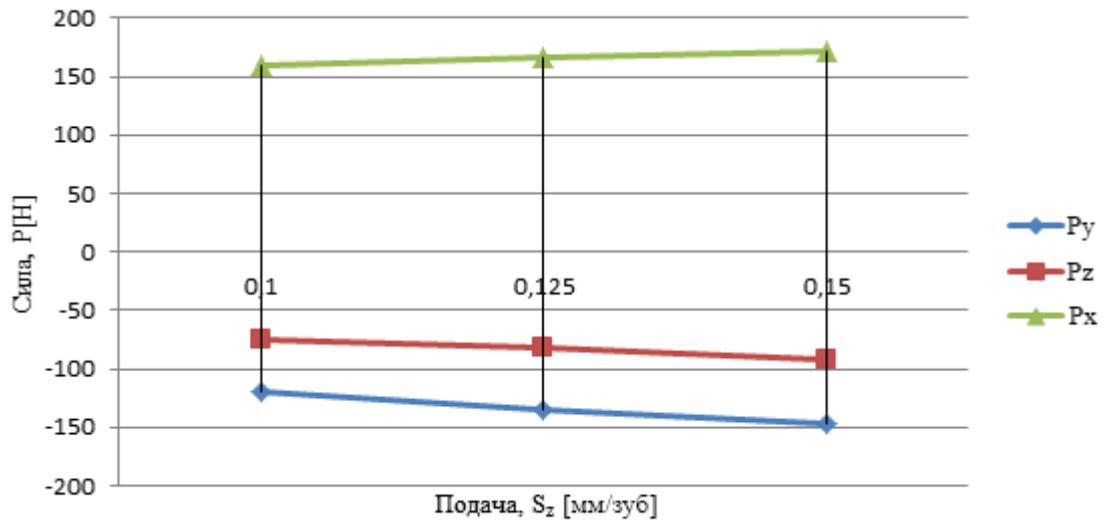


Рисунок 2.9 – Средние значения сил резания, измеренные в процессе сверления отверстия диаметром 10 мм

На рисунке 2.9 показаны средние значения сил резания в направлениях X, Y и Z, измеренные в процессе сверления отверстия диаметром 10 мм с направляющим отверстием 8 мм, которое смещено на 1 мм от центра по оси Y (рисунок 2.10).

Использование для проведения эксперимента сверла короткой серии и жесткого высокоточного гидропластового патрона позволило максимально снизить возможный изгиб сверла, что положительно сказывается при расчете коэффициентов сил резания.

Тангенциальный, осевой и радиальный эмпирические параметры модели сил резания определяются в точках пересечения наклонных линий с мнимыми вертикальными линиями подачи. Заметим, что определенные эмпирические параметры модели сил резания действительны на режущих кромках, которые расположены на радиальном расстоянии больше чем 3 мм. Чтобы определить эмпирические параметры модели сил резания на других частях режущих кромок, следует использовать направляющие отверстия меньшего диаметра. Процедура получения коэффициентов при каждом размере направляющего отверстия похожа.

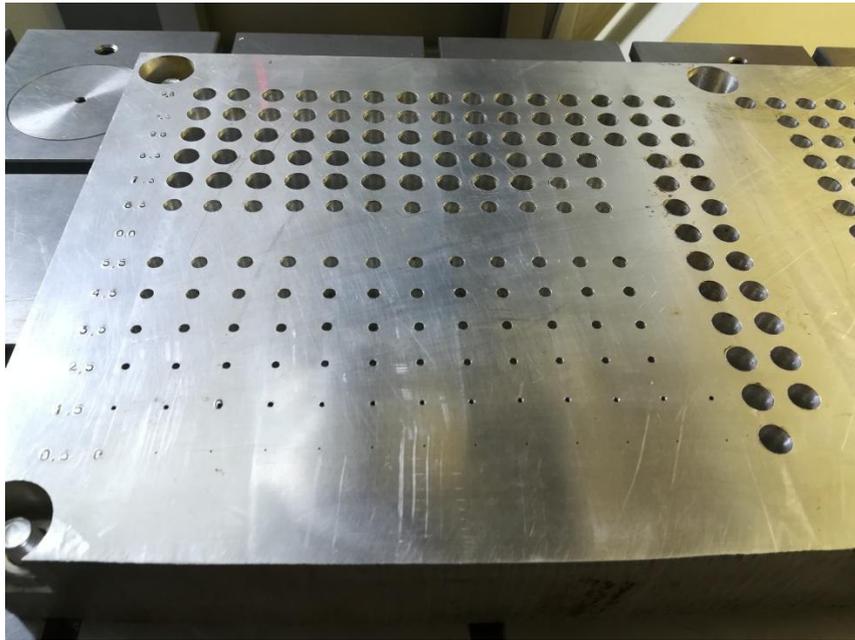


Рисунок 2.10 – Заготовка из алюминиевого сплава В95пчТ2 с отверстиями для проведения эксперимента по определению коэффициентов модели сил резания

Полученные эмпирические параметры модели сил резания представлены в таблице 2.9.

Таблица 2.9 – Идентифицированные эмпирические параметры модели сил резания для сверла R840–1000–30–A1A; частота вращения шпинделя 4107 об/мин, и заготовки из алюминиевого сплава В95пчТ2

№п/п	$r_p$ [мм]	$\varepsilon_x, \varepsilon_y$ [мм]	$\bar{K}_{zc}$ [МПа]	$\bar{K}_{yc}$ [МПа]	$\bar{K}_{xc}$ [МПа]	$\bar{K}_{ze}$ [N/мм]	$\bar{K}_{ye}$ [N/мм]	$\bar{K}_{xe}$ [N/мм]
1	8	0, 1	530	348	258	67	39	133
2	6	0, 1	580	119	191	24	50	9
3	4	0, 1	694	427	632	36	59	-15

### **2.3 Экспериментальное исследование и аналитический расчет вибрационных параметров инструментальной наладки на базе спирального сверла**

Определение частот собственных колебаний сверла осуществляется в результате экспериментального модального анализа. Результатом модального анализа является передаточная функция системы, для определения которой анализируются вибрационные характеристики технологической системы.

Комплекс состоит из акселерометров, закрепляемых на режущей части инструмента, молоточков разной массы и с наконечниками разной жёсткости, преобразователей и усилителей сигнала, а также программных продуктов Cut-Pro/ShopPro. В состав комплекса входит специальное акустическое оборудование – микрофон и модули преобразования и оцифровки сигнала, которые используются для измерения вибраций в зоне резания (рисунок 2.11).

Состав комплекса:

1. Акселерометр чувствительностью 9,41 мВ/гр;
2. Акселерометр чувствительностью 9,95 мВ/гр;
3. Акселерометр чувствительностью 101,1 мВ/гр;
4. Молоток для низкочастотного возбуждения;
5. Молоток для среднечастотного возбуждения;
6. Молоток для высокочастотного возбуждения;
7. Микрофон;
8. Аналого–цифровой преобразователь (АЦП);
9. Воск;
10. Специальные кабели с BNC разъемами;



Рисунок 2.11 – Комплекс для проведения модального анализа

В случае с инструментальной наладкой на базе спирального сверла, требуется определить моды осевых, поперечных и крутильных колебаний. Для определения поперечных колебаний акселерометр с помощью воска устанавливается на конце сверла на гладкую цилиндрическую поверхность. В ходе анализа сигнал от акселерометра поступает на усилитель сигнала, а затем улучшенный сигнал поступает на плату и преобразуется в цифровой сигнал, который далее поступает на компьютер с предустановленным программным обеспечением для обработки и отображения данных. Основной характеристикой акселерометра является величина разрешения. Чем выше разрешение датчика, тем выше точность измерений.

Для возбуждения инструментальной наладки используются специальные молотки, с предустановленным датчиком силового воздействия, которые, так же как и акселерометр, подсоединяется к плате сбора данных. В зависимости от предполагаемой частоты колебаний выбирается тип молотка и наконечник. Для определения поперечных и осевых колебаний используется молоток с диапазоном частот от 200 до 5000 Гц, для крутильных – от 5000 до 8000 Гц.

Диапазон частот, которые возбуждаются молотком, обратно пропорционален времени контакта. Диапазон частот, которые могут быть возбуждены долж-

ным образом с помощью молотка, также зависит от типа используемого наконечника. Наконечник влияет на время контакта и контактного усилия. Для того чтобы получить хорошую динамическую характеристику структуры, необходимо возбуждать структуру в интересующем диапазоне частот с соответствующей силой. Таким образом, необходимо знать влияние выбора наконечника на силу возбуждения и время контакта (рисунок 2.12).

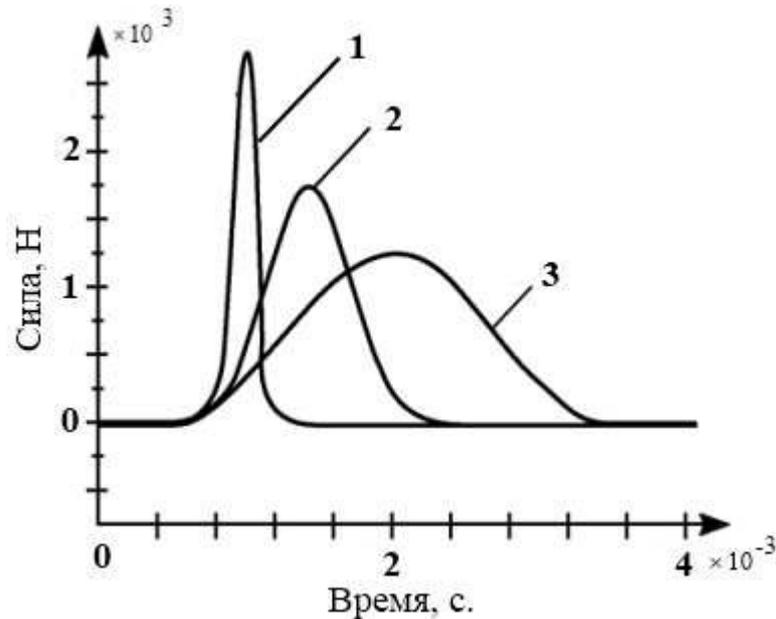


Рисунок 2.12 – Влияние твердости наконечника на силу возбуждения и время контакта: 1- твердый, 2 – средней твердости, 3 - мягкий

Для определения поперечных и осевых колебаний используется наконечник из дюралюминия, для крутильных колебаний – из стали.

В ходе каждого теста производится возбуждение колебаний посредством удара молотка по инструменту напротив акселерометра. Точка удара и направление должны быть точно напротив положения и направления акселерометра, так как в противном случае измерение будет неточным. Первый удар быть слегка сильнее, чем последующие удары, так как первый удар используется как исходный для установки максимального напряжения. После того, как будет собрано достаточное количество данных, необходимо проверить спектр сил на входе, он не должен падать до нуля, если имеются колебания, которые отображаются как пики.

Используя полученные в результате теста данные, программа в автоматическом режиме строит передаточную функцию. График передаточной функции для одномассовой системы представлен на рисунке 2.13. Полученная передаточная функция имеет пики, соответствующие собственным частотам колебаний системы. Передаточная функция реальной системы может иметь множество максимальных значений, что является следствием модульности такой системы. Другими словами, каждый компонент технологической вибрирует на собственной частоте колебаний. Каждое значение собственных частот компонентов системы соответствует максимальному значению передаточной функции, причем, чем меньше жесткость компонента сборки, тем больше значение магнитуды передаточной функции [34].

Сила  $P(t)$ , приложенная к наладке и результат вибраций  $x(t)$  после преобразования Фурье принимают вид:

$$\mathcal{F}\{x(t)\} = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t)e^{-jft} dt, \mathcal{F}\{P(t)\} = \int_{-\infty}^{+\infty} P(t)e^{-jft} dt, \quad (2.49)$$

Приложенная сила и полученные в результате вибрации измеряются в течении времени  $t_l$ .

$$X(j\omega) = \frac{1}{t_l} \int_0^{t_l} x(t)e^{-jft} dt, F(j\omega) = \frac{1}{t_l} \int_0^{t_l} P(t)e^{-jft} dt, \quad (2.50)$$

где  $X(j\omega)$  и  $F(j\omega)$  являются спектрами мощности вибраций и силы соответственно. Вибрация и сила измеряется через дискретные интервалы времени ( $T_s$ ) с помощью платы сбора данных, подключенной к компьютеру.

Выразив время сбора данных через разрешение по частоте получим:

$$t_l = \frac{2\pi}{\omega_r} = NT_s, \quad (2.51)$$

Заменив интегралы их дискретными временными эквивалентами получим:

$$X(kf_r) = \frac{1}{t_l} \sum_{n=0}^{N-1} x(nT_s)e^{-jkf_r t}, \quad (2.52)$$

$$F(kf_r) = \frac{1}{t_l} \sum_{n=0}^{N-1} F(nT_s)e^{-jkf_r t}, \quad (2.53)$$

В результате преобразования получаем график (рисунок 2.13), пики на котором соответствуют собственным частотам системы. Число пиков соответствует числу масс системы.

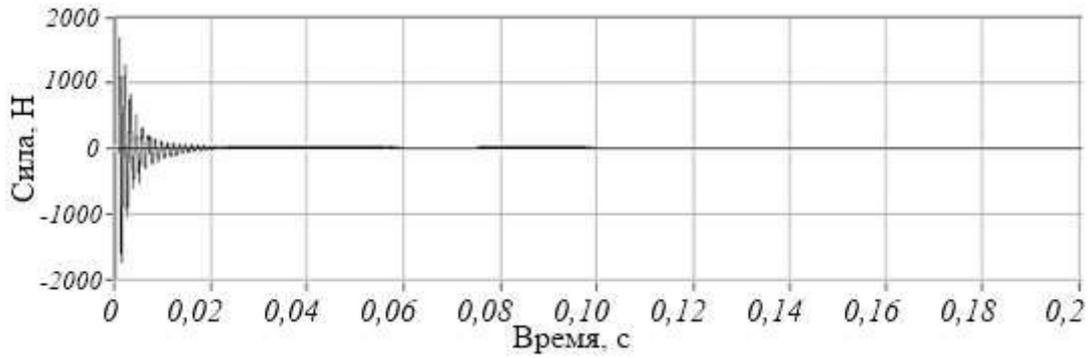


Рисунок 2.13 – График функции одномассовой системы во временной области

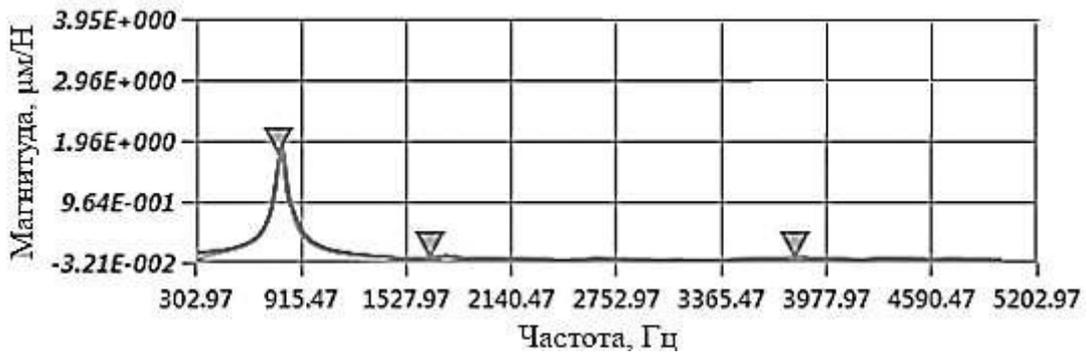


Рисунок 2.14 – График функции одномассовой системы в частотной области

После чего представим передаточную функцию вибраций и силы в виде действительной и мнимой части:

$$\left. \begin{aligned} X(k\omega_r) &= \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x(nT_s) \left[ \cos \frac{2\pi k}{N} n - j \sin \frac{2\pi k}{N} n \right] \\ F(k\omega_r) &= \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} F(nT_s) \left[ \cos \frac{2\pi k}{N} n - j \sin \frac{2\pi k}{N} n \right] \end{aligned} \right\}, k = 0, 1, \dots, \frac{N}{2}, \quad (2.54)$$

Далее, на графике мнимой части определяется частота собственных колебаний (рисунок 2.15).

По данным с графика (рисунок 2.16) определяется коэффициент демпфирования:

$$\varepsilon = \frac{f_{n+1} - f_{n-1}}{2\omega_n}, \quad (2.55)$$

После чего определяется жесткость системы, как

$$k = \frac{-1}{2\varepsilon_1 H_{11}}, \quad (2.56)$$

и масса

$$m_1 = \frac{k_1}{f_{n1}^2}, \quad (2.57)$$

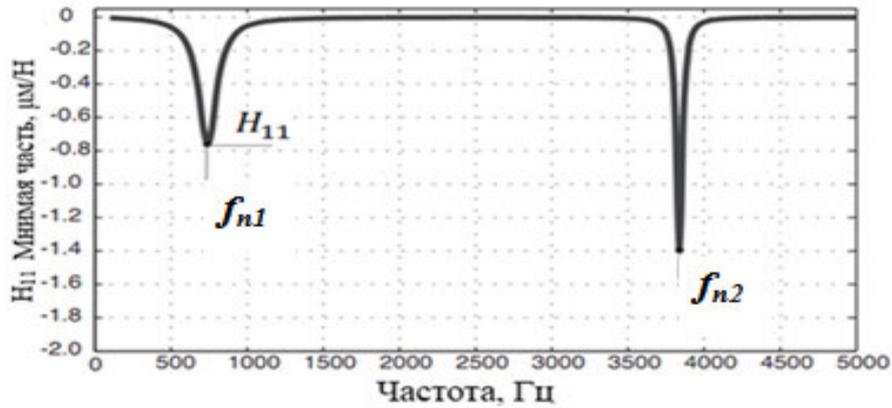


Рисунок 2.15 – График мнимой части передаточной функции много-массовой системы

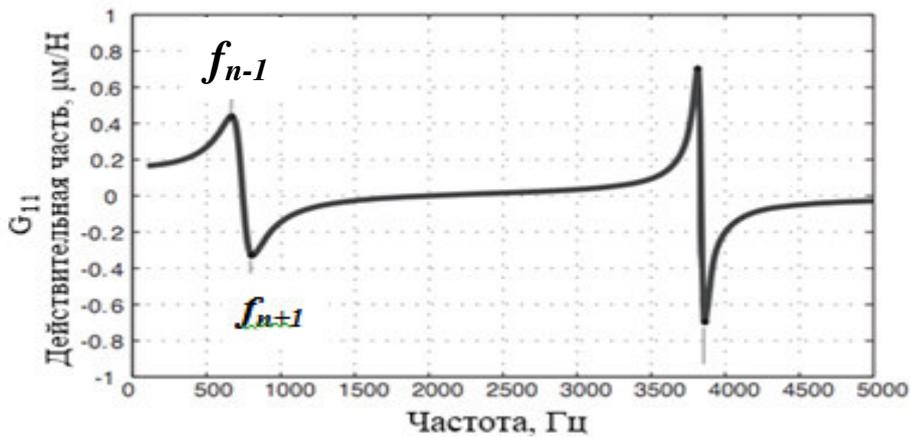


Рисунок 2.16 – График действительной части передаточной функции многомассовой системы

Для инструментальных наладок с мало жестким инструментом определение частоты собственных колебаний в поперечном направлении выполняется по методике, описанной в работе Алтинтаса [76]. Согласно данной методике, акселерометр закрепляется на рабочей части инструмента, ближе к вершине, силовое возмущение прикладывается в точке, ближайшей к месту закрепления инструмента. После чего акселерометр закрепляется ближе к месту закрепления инструмента и

с противоположной стороны наносится удар молотком. Полученные данные обрабатываются на основе известных формул.

### 2.3.1 Определение вибрационных параметров инструментальной наладки на базе спирального сверла

Для определения модальных параметров, инструментальная наладка устанавливалась в шпиндель обрабатывающего центра HSC75 linear. Для определения поперечных колебаний использовался акселерометр Dytran с чувствительностью 9,95 мВ/гр и молоток для среднечастотного возбуждения с предустановленным датчиком силового воздействия.

На основании экспериментальных данных была получена передаточная функция реальной системы, в результате преобразований которой был получен график (рисунок 2.17), пики на котором соответствуют собственным частотам системы. После чего, представляем передаточную функцию вибраций и силы в виде действительной (рисунок 2.18) и мнимой части (рисунок 2.19).

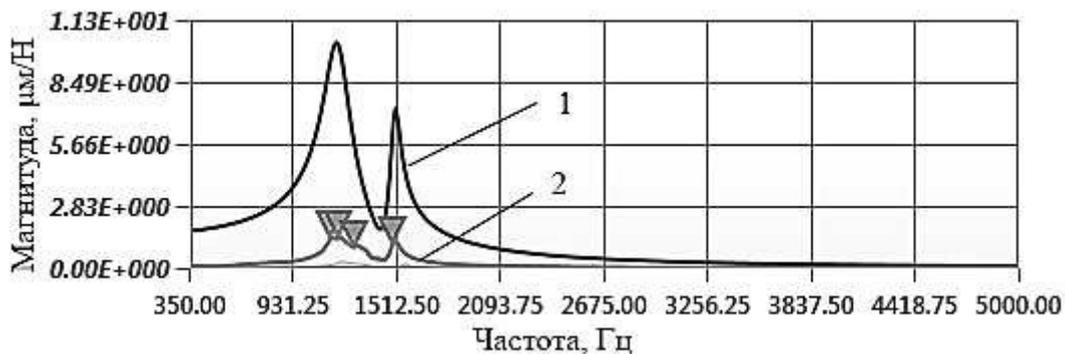


Рисунок 2.17 – График амплитудно-частотной характеристики

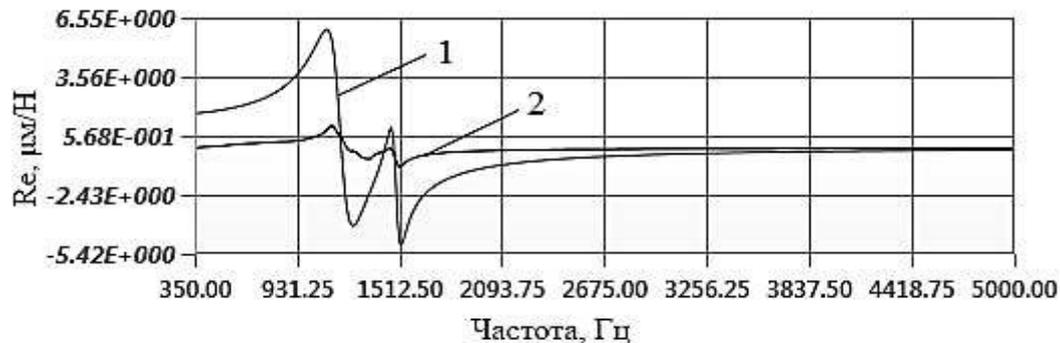


Рисунок 2.18 – График действительной частотной характеристики: 1 – Н11; 2 – Действительная

По графику мнимой частотной характеристики определяем частоту собственных колебаний, равную 1177.0739 Гц и 1492.8708 Гц для первой и второй моды соответственно.

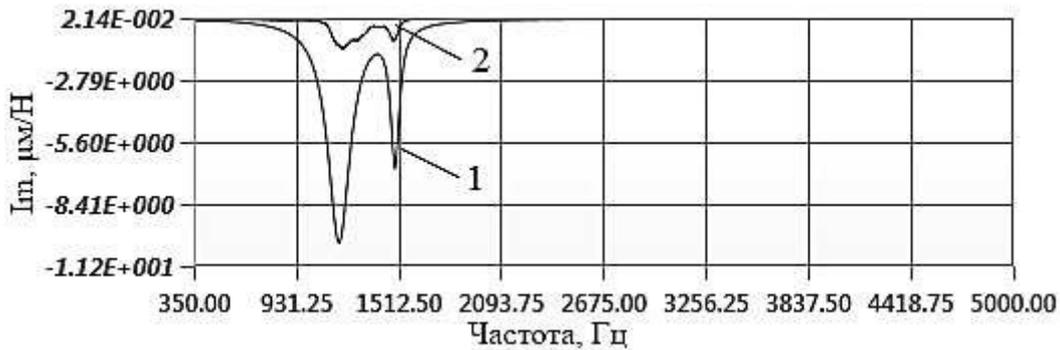


Рисунок 2.19 – График мнимая частотной характеристики: 1 – Н11; 2 – мнимая

Используя данные графика мнимой частотной характеристики, рассчитываем коэффициент демпфирования. Результаты расчетов представлены в таблице 2.10.

Таблица 2.10 – Модальные параметры

Мода	Частота, Гц	Коэфф. демпфирования, %	Модальная жесткость, Н/м	Масса, кг
1.	1177.0739	6.5065	7.5809E+005	1.3860E-002
2.	1492.8708	1.9727	4.0414E+006	4.5934E-002

Аналогичным образом проводится расчет передаточной функции системы и определение модальных параметров в направлении Y. Результаты расчетов представлены на рисунках (2.20 – 2.21) и в таблице 2.11.

Таблица 2.11 – Модальные параметры

Мода	Частота, Гц	Коэфф. демпфирования, %	Модальная жесткость, Н/м	Масса, кг
1.	1218.1505	3.8212	1.1842E+006	2.0215E-002
2.	1490.0013	1.5609	6.1281E+006	6.9918E-002

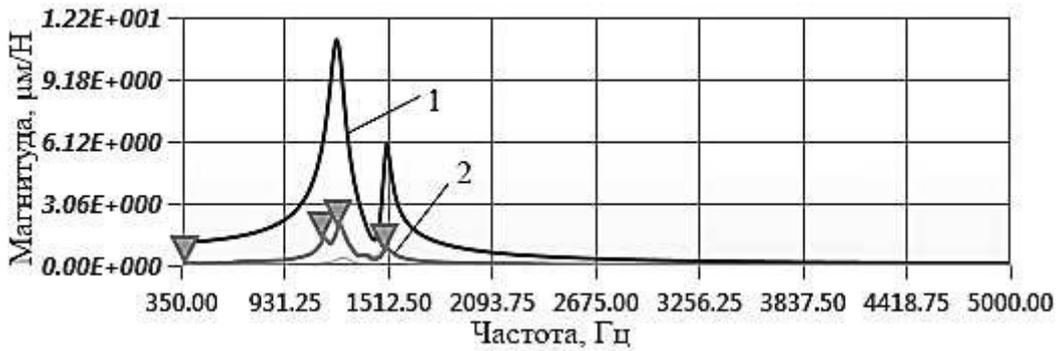


Рисунок 2.20– График амплитудно–частотной характеристики

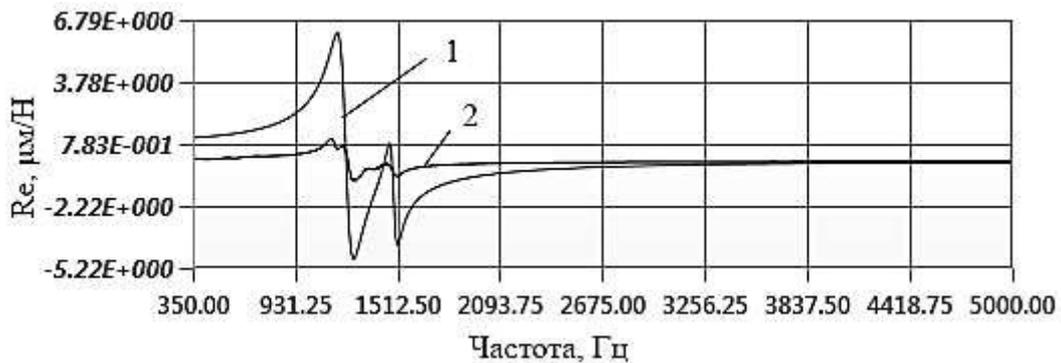


Рисунок 2.21– График мнимой частотной характеристики

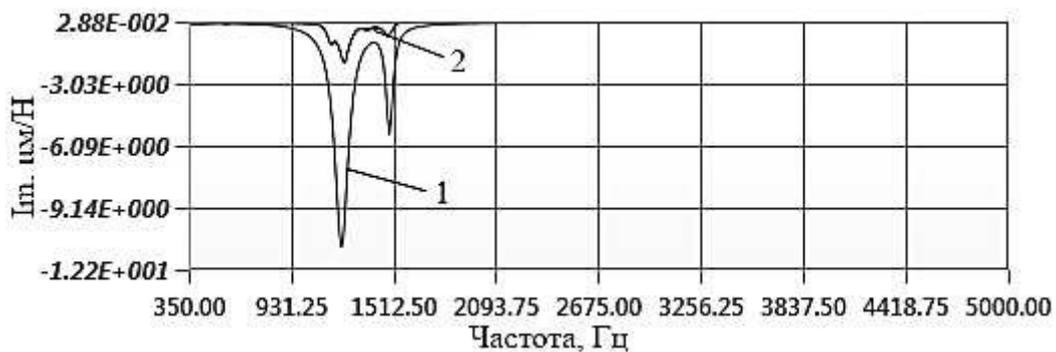


Рисунок 2.21– График действительной частотной характеристики

В осевом направлении для определения модальных параметров используется та же методика и те же зависимости, что и для определения модальных параметров системы в поперечном направлении. Отличие заключается только в расположении акселерометра – он с помощью воска крепится на заднюю поверхность

режущей кромки сверла. Результаты расчетов представлены на графиках (рисунках 2.22-2.24) и в таблице 2.12.

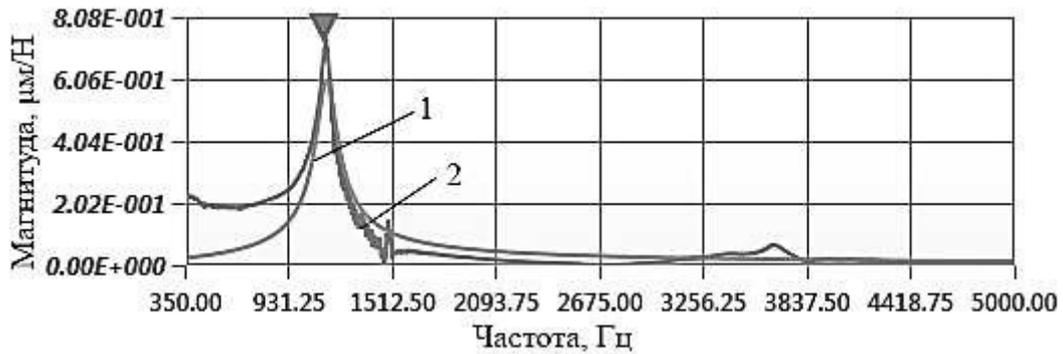


Рисунок 2.22– График амплитудно-частотной характеристики

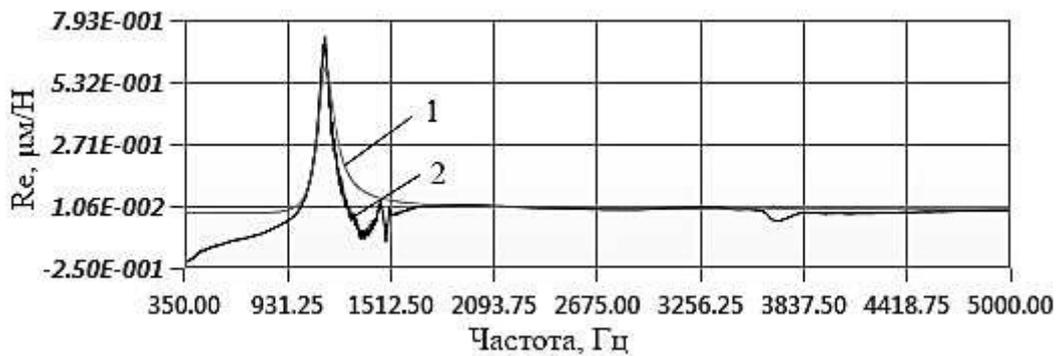


Рисунок 2.23– График мнимой частотной характеристики

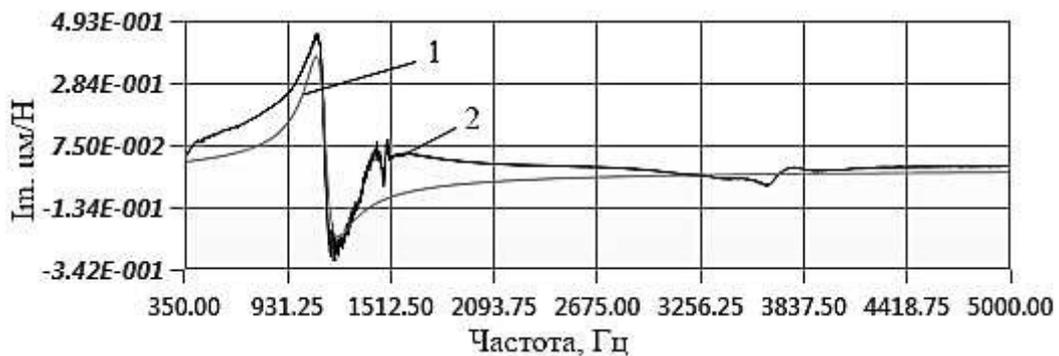


Рисунок 2.24– График действительной частотной характеристики

Таблица 2.12– Модальные параметры

Мода	Частота, Гц	Коэфф. демп-фирования, %	Модальная жесткость, Н/м	Масса, кг
1.	1135.5839	5.1261	5.8244E+007	1.1441E+000



Таблица 2.13 – Модальные параметры

Мода	Частота, Гц	Коэфф. демп- фирования, %	Модальная жесткость, Н/м	Масса, кг
1.	7169.8757	1.3510	1.0592E+007	5.2189E-003

Для подтверждения результатов экспериментального модального анализа был проведен программный расчет частот. В этих целях успешно применяется система анализа конструкций SolidWorks Simulation. Система содержит модуль частотных исследований, который позволяет рассчитать собственные частоты и ассоциированные формы колебаний (моды).

Для проведения расчетов была построена упрощенная твердотельная модель геометрии спирального сверла R840–0900–50 A1A. После чего сгенерирована сетка, адаптированная на основе кривизны геометрии, на базе алгоритма Делано–Вороного, состоящая из 4365 узлов. Для решения задачи была применена решающая программа FFEPlus, которая использует усовершенствованные переупорядоченные матрицы. Результаты частотного анализа приведены в таблице 2.14 и на рисунке 2.27.

Таблица 2.14 - Результаты частотного анализа

Номер частоты	Рад/сек	Герц	Секунды
1.	6287.3	1000.7	0.00099934
2.	7619.2	1212.6	0.00082466
3.	37839	6022.2	0.00016605
4.	47938	7629.5	0.00013107

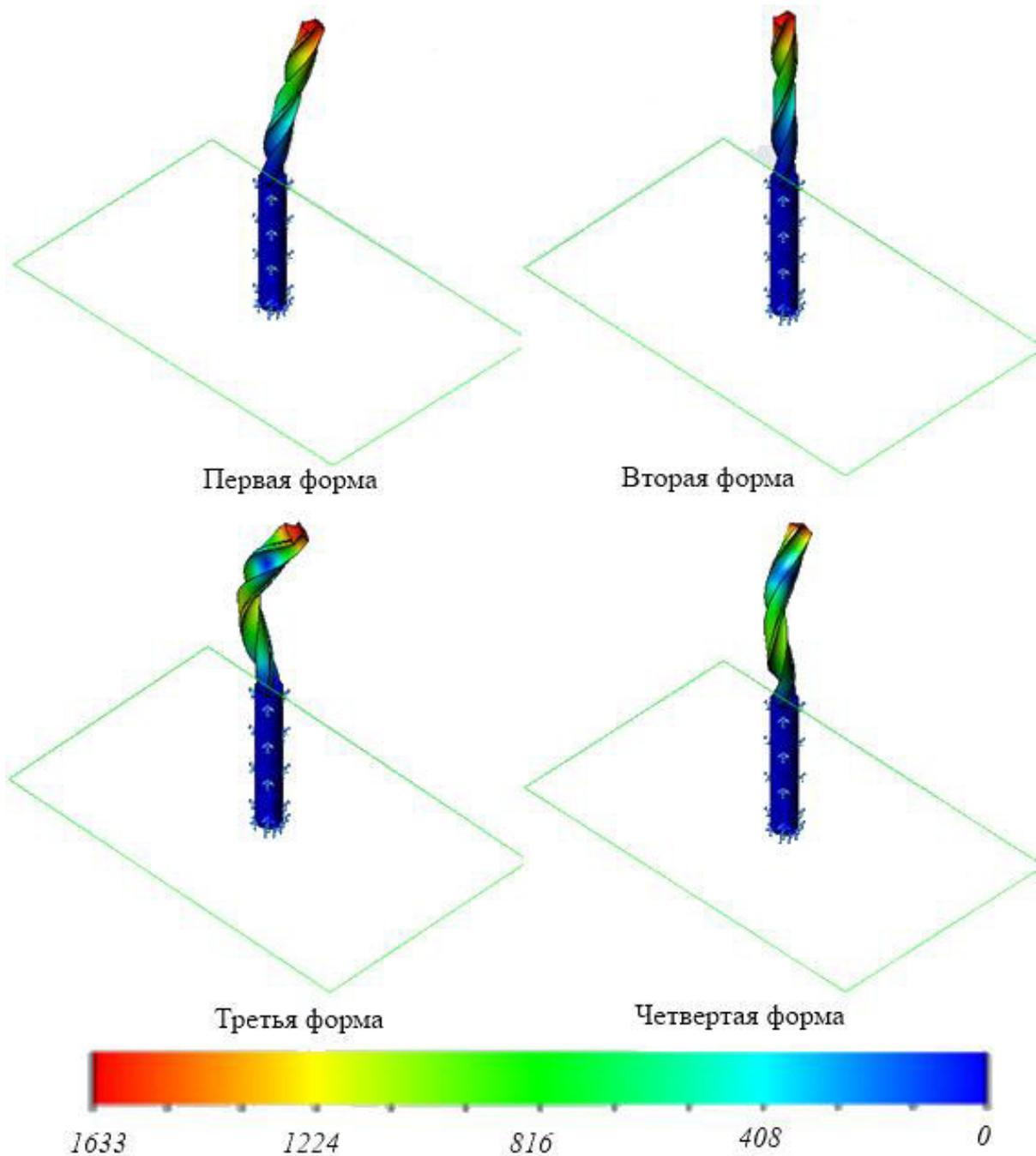


Рисунок 2.27 – Формы колебаний сверла

Так как разница в значениях частот полученных экспериментальным и аналитическим способами не превышает 10%, то, считаем результат достоверным. Однако, полагая, что при проведении частотных расчетов в программных комплексах невозможно в полной мере учесть состояние шпиндельного узла и вспомогательных инструментов, то определение частот собственных колебаний экспериментальными методами является предпочтительнее.

## 2.4 Результаты математического моделирования вибрационной устойчивости операции сверления

Расчет для построения диаграммы вибрационной устойчивости осуществляется по алгоритму, приведенному выше. Для этого используется интерактивная среда программирования Matlab. Составляется программа, используя соответствующие формулы, полученные в разделе 2.1. Создаются функции, учитывающие обрабатываемый материал, толщину срезаемого слоя, угол поворота сверла и силы резания.

Начальные данные программы, написанной на языке Matlab приведены ниже:

```

function h=thickness(Z, fi, dfi, nf, ng, x)
function Z=cutting_material(Z, fi1, fi2, x1, x2, nf, ng, dfi)
function fi = angle_position (X, nf, fi0)
ndof=; % число степеней свободы
MASS = zeros(ndof,ndof); % матрица масс
DAMP = zeros(ndof,ndof); % матрица демпфирования
STIF = zeros(ndof,ndof); % матрица жесткости
MASS(1,1) =2.0215e-2 ; % масса, в тоннах
MASS(2,2) =2.5268e-1 ;% осевой момент инерции, в тоннах*мм^2
STIF(1,1) = 1.1842e6;% жесткость
STIF(2,2) =1.0592e7; % жесткость на кручение
DAMP =3.8212 ; %демпфирование
DAMP =1.3510 ; %демпфирование
%-----
N=100; % количество оборотов для которых построены графики
z=2; %число зубьев
ng= 180*nf; %кол-во геом. точек
Sz= 0.15; %подача на зуб
NT = 1000; % количество шагов моделирования на оборот

```

$r =$  ; % радиус сверла, мм

°-----

В результате выполнения программы получаем диаграмму вибрационной устойчивости процесса сверления (рисунок 2.28), на основании которой определяем рациональные частоты вращения шпинделя.

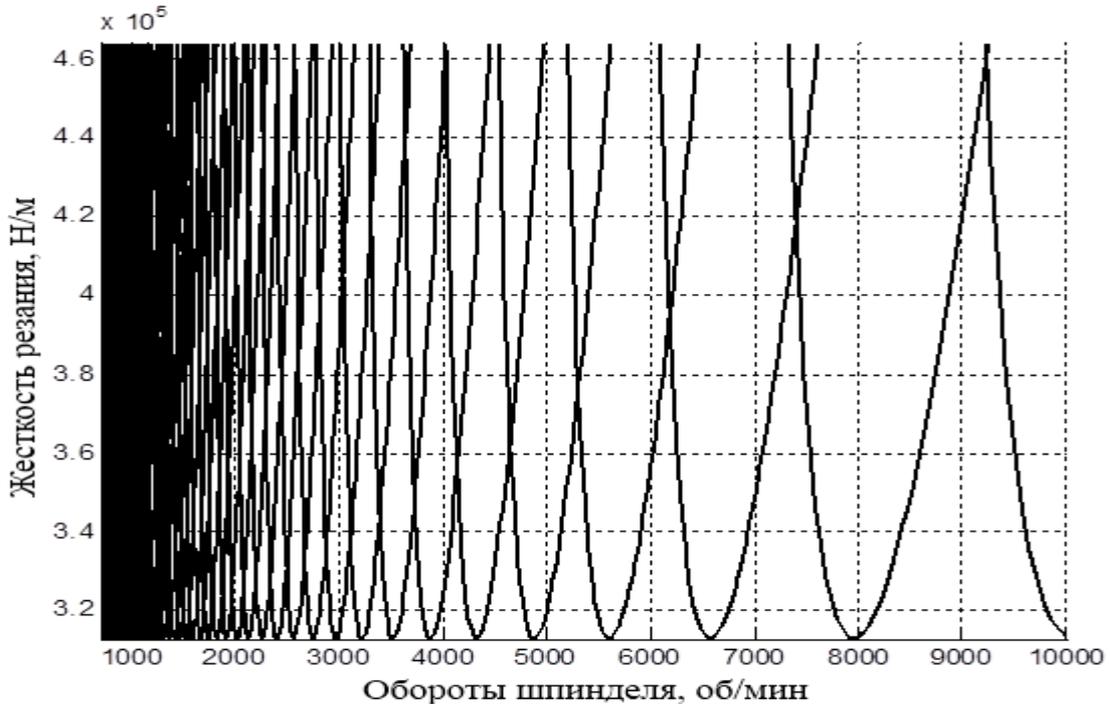


Рисунок 2.28 – Диаграмма вибрационной устойчивости процесса сверления

Используя рекомендации производителя инструмента по назначению скорости резания для обработки отверстий сверлом R840–0900–50 A1A в алюминиевых сплавах (диапазон скоростей от 120 м/мин до 230 м/мин) выбираем из диаграммы частоту вращения шпинделя, входящую в область, в которой обеспечивается максимальная жесткость резания, то есть 6192 об/мин ( $\approx 175$  м/мин) и 7500 об/мин ( $\approx 210$  м/мин).

## Выводы по второй главе

1. Выполнен аналитический расчет и математическое моделирование диаграммы вибрационной устойчивости операции сверления. Установлено, что полученные данные позволяют определить частоту вращения шпинделя, при которой операция сверления является устойчивой к вибрациям.

2. Проведен экспериментальный модальный анализ инструментальной наладки на базе цельного твердосплавного сверла. Определены собственные частоты поперечных, осевых, изгибных и крутильных колебаний. Рассчитаны модальные параметры для каждого колебания. Полученные результаты позволяют учесть состояние технологической системы при расчете режимов резания.

3. Экспериментальным путем определены эмпирические параметры модели сил резания, характеризующие обрабатываемость алюминиевых сплавов. Совокупность полученных эмпирических параметров определяет модель усилий резания, которая в свою очередь является основой вибрационной модели. Полученные данные используются при моделировании процесса сверления, как в специальных программных продуктах (моделирование в которых основано на использовании физико-механических свойств обрабатываемого материала), так и с использованием языков программирования высокого уровня.

### 3 Исследование зажимных патронов для закрепления режущего инструмента

#### 3.1 Виды зажимных патронов

В разделе 1.2 был проведен анализ методов получения отверстий и сделан вывод, что для сверления точных отверстий целесообразно применять цельные твердосплавные спиральные сверла с цилиндрическим хвостовиком. Цилиндрический хвостовик отвечает максимально жестким требованиям к точности закрепления, а надежность закрепления в значительной степени зависит от точности исполнительных размеров хвостовиков. Именно этими факторами объясняется изготовление хвостовиков по  $h6$ , а некоторые производители режущего инструмента переходят на выполнение хвостовиков исполнительными размерами по  $h5$ .

Сверла с цилиндрическими хвостовиками закрепляются в трехкулачковых, цанговых, гидромеханических, гидравлических, термоусадочных патронах (табл. 3.1).

Таблица 3.1 – Технические характеристики зажимных патронов

Патрон	Диаметр, мм	Радиальное биение, на длине $2,5d$ , мм	Подача СОЖ через центр инструмента	Поле допуска диаметра хвостовика	Максимальная частота вращения, об/мин
Трехкулачковый	1-16	$\leq 0,05$	$\pm$	-	8000
Цанговый	0,5 – 32	$\leq 0,02$	$\pm$	h7	25000
Гдромеханиче-	3 – 32	$\leq 0,006$	+	h7	25000
Гидравлический	3 – 32	$\leq 0,004$	+	h6	25000
Термоусадочный	3 – 32	$\leq 0,003$	+	h6	40000
Силовой	3 – 42	$\leq 0,004$	+	h6	20000

В гидромеханических, гидравлических и силовых патронах закрепление инструмента возможно также и с использованием цилиндрических цанг. Цанги имеют разные классы точности, у одних концентричность диаметров находится в пределах 0,002 мм, а у других в зависимости от класса точности: 0,01 мм для цанг нормальной точности или 0,005 мм – для высокой [7]. Поэтому внутренний диа-

метр зажимного патрона должен соответствовать диаметру хвостовика инструмента, либо должны использоваться цанги высокой точности.

Трехкулачковый патрона имеет простую конструкцию (рис. 3.1). Основное его назначение – закрепление спиральных сверл с цилиндрическим хвостовиком диаметрами от 1 до 16 мм. Радиальное биение патрона не позволяет использовать его для сверления точных отверстий (IT7-8). При сверлении инструментом с внутренними каналами под СОЖ происходят потери давления охлаждающей жидкости из-за особенностей конструкции патрона (наличие пазов для перемещения кулачков и сквозных отверстий), что негативно сказывается на охлаждении и эвакуации стружки. К тому же патрон имеет низкую жесткость закрепления и повышенную величину дисбаланса, ограничивающую допустимую частоту вращения.

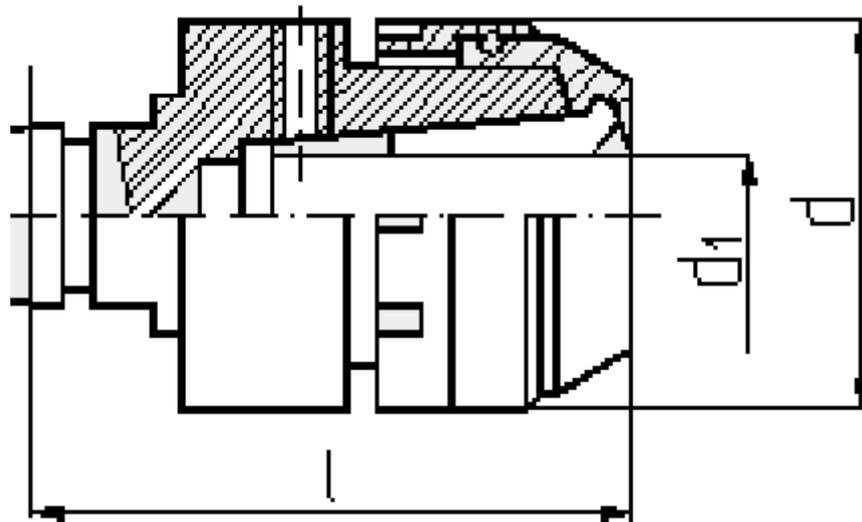


Рисунок 3.1 – Сверлильный патрон:  $D$  – диаметр корпуса;  $d_1$  – диаметр внутреннего отверстия;  $l$  – функциональная длина

Цанговые патроны позволяют закреплять режущий инструмент с диаметром хвостовика от 0,5 до 32 мм (рис. 3.2). Радиальное биение патрона, измеренное на вылете  $2,5d$ , составляет 0,02 мм, поэтому его невозможно использовать для сверления точных отверстий. Наличие пазов в цанге приводит к потерям давления смазочно-охлаждающей жидкости, в случае использования сверл с внутренними каналами под СОЖ. Наличие подвижных частей негативно сказывается на дина-

мической сбалансированности патрона и ограничивает максимально возможную частоту вращения (8000 об/мин).

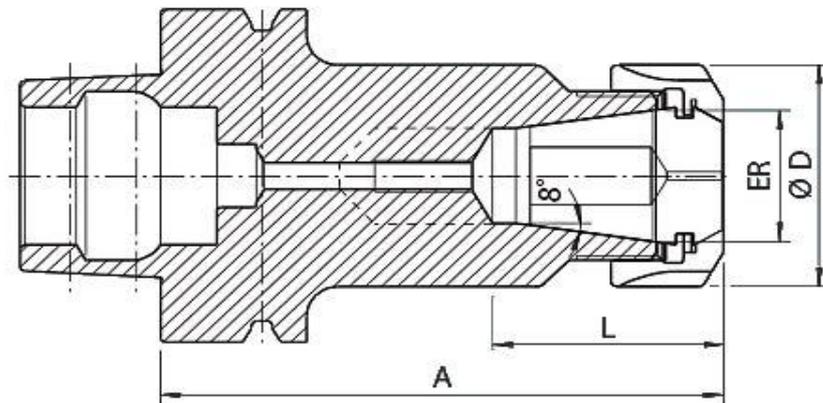


Рисунок 3.2 – Цанговый патрон: D – наружный диаметр гайки; ER – наружный размер цанги; L – максимальная длина хвостовика; A – функциональная длина

Гидромеханические патроны позволяют закреплять инструмент с диаметром хвостовика от 3 до 32 мм. Имеют высокий передаваемый крутящий момент ( $> 390\text{Н/м}$ ) и обладают низкой геометрической проходимостью. Радиальное биение патрона равно 0,006 мм позволяет использовать его (без использования цанги) при сверлении отверстий точностью по IT8-9.

Исходя из данных таблицы 3.1 гидравлический, термоусадочный и силовой патроны имеют высокоточное исполнение отверстия ( $dh6$ ) под хвостовик инструмента. При этом гидравлический патрон (рисунок 3.3) обеспечивает радиальное биение до 4 мкм и высокий крутящий момент ( $> 400\text{ Н/м}$ ) [17].

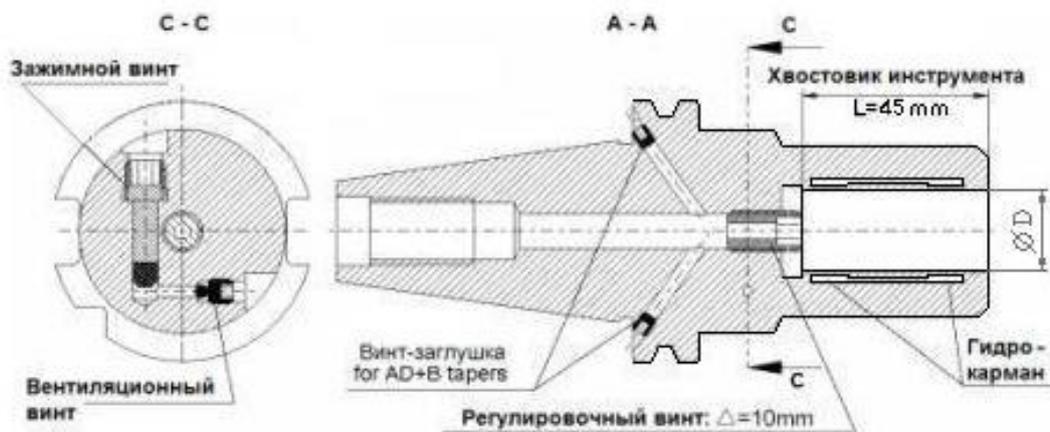


Рисунок 3.3 - Гидропластовый патрон: D – внутренний диаметр; L – длина хвостовика

Закрепление инструмента в данном патроне осуществляется путем обжима стенок под действием гидравлического элемента. Конструкция патрона позволяет использовать спиральные сверла с внутренним подводом СОЖ без потери давления охлаждающей жидкости.

Термоусадочный патрон (рисунок 3.4) наряду с высокой точностью закрепления инструмента имеет низкое радиальное биение – 0,003 мм, и высокий крутящий момент. Обжимная гильза термоусадочного патрона обеспечивает удержание инструмента на максимально возможной площади хвостовика. Значительная масса, сосредоточенная в районе конуса, позволяет уменьшить вибрацию при обработке. Отсутствие подвижных элементов в патроне определяет успешность балансировки, при работе на высоких оборотах шпинделя. В термоусадочных патронах не используются цанги, поэтому для каждого диаметра хвостовика инструмента используется свой патрон.

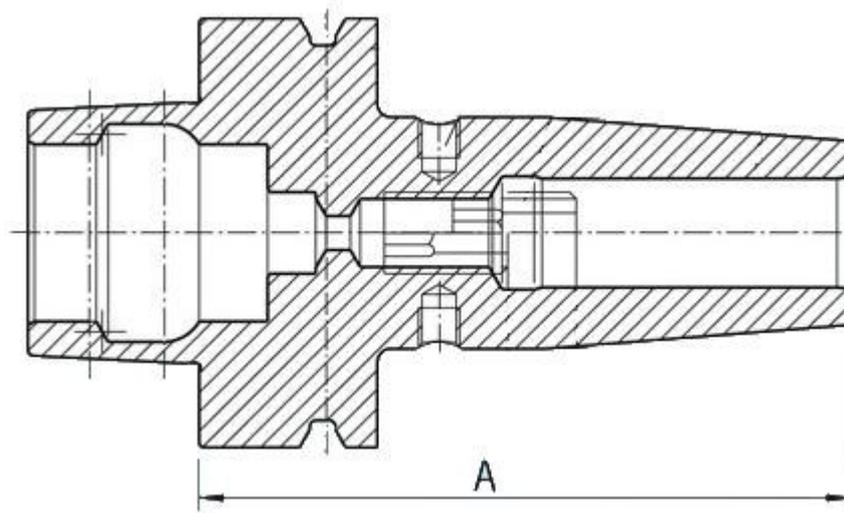


Рисунок 3.4 - Термоусадочный патрон: А – функциональная длина

Силовой патрон (рисунок 3.5) имеет радиальное биение сравнимое с гидропластовыми патронами – 0,004 мм [108]. Благодаря зажимному механизму, основанному на принципе конической резьбы с использованием цилиндрических роликов, расположенных под углом  $\alpha^\circ$  к оси, с целью создания спирального угла конической резьбы, обеспечивает высокую зажимную силу, тем самым, исключая проворачивание инструмента в процессе съема металла. Конструкция патрона

обеспечивает высокую жесткость, вследствие чего устраняются риски возникновения вибраций на оптимальных режимах резания.

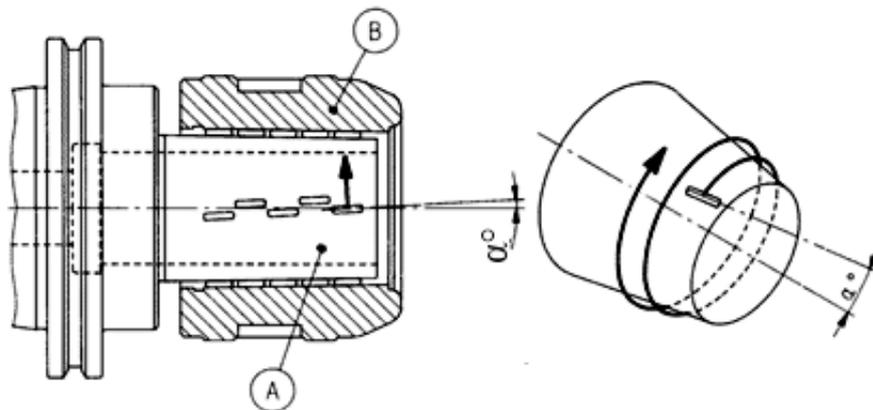


Рисунок 3.5 - Силовой патрон: А – внутренняя поверхность; В – наружная обойма патрона,  $\alpha^\circ$  - угол расположения ролика к оси

Использование для закрепления сверла патрона, отвечающего вышеуказанным требованиям позволяет повысить качество и лезвийной обработки [66].

На основании рассмотренных технических характеристик зажимных патронов, для закрепления цельных спиральных сверл с высокоточным цилиндрическим хвостовиком, наилучшим выбором является гидропластовый, силовой или термоусадочный патроны; с высокими требованиями к исполнительным размерам цилиндрического хвостовика и низким радиальным биением.

### **3.2 Методика исследования влияния зажимных патронов на параметры качества отверстий**

В научно-исследовательских работах уделяют основное внимание режущему инструменту, не сосредотачиваясь на типе зажимного патрона, и не оценивают его влияние на результаты экспериментов [11, 60, 85, 88, 90, 109, 116, 113]. Поэтому для определения влияния зажимных патронов на качество поверхности и точность отверстия при сверлении разработана следующая методика.

Влияние переходной втулки (цанги) на передаваемый крутящий момент определяется с помощью специального прибора Moment Checker с цифровым манометром WIKA MG1 (рис. 3.6).



Рисунок 3.6 – Прибор Moment Checker

Вместо режущего инструмента в патрон зажимается контактный адаптер, который представляет собой цилиндр с резьбовой частью на конце. После чего резьбовая часть закручивается в прибор Moment Checker. Вращая рукоятки с резьбой, расположенные на приборе, до характерного щелчка определяем максимальную величину давления  $P_{max}$ .

Максимальный момент закрепления патрона  $M_3$  рассчитываем, как

$$M_3 = P_{max} \times D \times \delta, \quad (3.1)$$

где  $D$  – диаметр хвостовика (мм),  $\delta$  – коэффициент, зависящий от геометрии.

После чего рассчитываем крутящий момент  $M_{кр,}$  как

$$M_{кр} = \frac{N_e \times 30 \times 10^3}{\pi \times n}, \quad (3.2)$$

где  $N_e$  - потребляемая мощность, кВт

$$N_e = \frac{S_o \times v \times d \times k_c}{240 \times 10^3}, \quad (3.3)$$

где  $f_n$ - подача инструмента, мм/об;  $V_c$ - скорость резания м/мин;  $d$ - диаметр сверла;  $k_c$ - удельная сила резания, Н/мм<sup>2</sup>.

$$k_c = k_{c1} \times (S_z \times \sin(\varphi))^{-m_c} \times \left(1 - \frac{\gamma}{100}\right), \quad (3.4)$$

где  $k_{c1}$  и  $m_c$  - эмпирические параметры, зависящие от обрабатываемого материала;  $\varphi$  - угол в плане, град.;  $\gamma$  - передний угол, град.;  $S_z$  - подача, мм/зуб.

Если условие  $M_3 \gg M_{кр}$  выполняется, то зажимной патрон может быть использован для данной операции.

Радиальное биение патронов определяется с помощью стрелочного индикатора часового типа (рис 3.7).

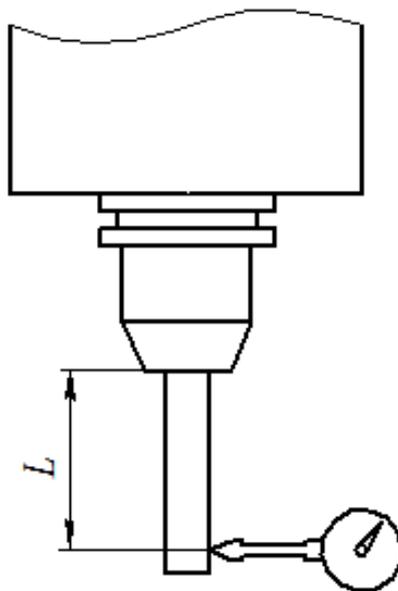


Рисунок. 3.7 – Схема измерения радиального биения

В зажимной патрон закрепляется калиброванный цилиндр. На расстоянии 50 мм от торца шпинделя подводится стрелочный индикатор. Показания индикатора регистрируются при включенном шпинделе с частотой вращения 20 об/мин.

Остаточный дисбаланс определяется, при помощи балансировочной машины (рисунок 3.8). При этом все измерения делаются с переустановкой инструментальной наладки на  $180^\circ$  и частотой вращения шпинделя 1100 об/мин.



Рисунок 3.8- Балансировочная машина Haimer Tool Dynamic 2009

После проведенных измерений в зажимной патрон закрепляется режущий инструмент (сверло) и выполняется экспериментальный модальный анализ [76]. Поперечная и крутильно-осевая моды определяются при помощи теста инструментальным молотком, модальные параметры преобладающих мод извлекают, используя стандартные методы модального анализа [43]. На основании зависимостей изложенных в методике определения частот собственных колебаний сверла рассчитываются коэффициент демпфирования, модальная жесткость и масса.

Входными данными являются модальные параметры инструментальных наладок, геометрические параметры спирального сверла и обрабатываемый материал [49, 51, 67] строится диаграмма вибрационной устойчивости процесса резания [77, 100]. Учитывая диаграмму и рекомендации производителя инструмента назначаются режимы резания на которых проводится сверление серии отверстий.

Качество поверхности просверленных отверстий исследуется параметрами шероховатости  $R_a$  и  $R_z$  по ГОСТ 25142–82 [21] с помощью контактного профилометра на базовой длине равной 4мм.

Для определения отклонения от диаметра проводятся измерения точек по каждой окружности в радиальных сечениях методом сканирования на координатно-измерительной машине согласно схемы представленной на рисунке 3.9. Шаг между измерениями равен 2 мм.

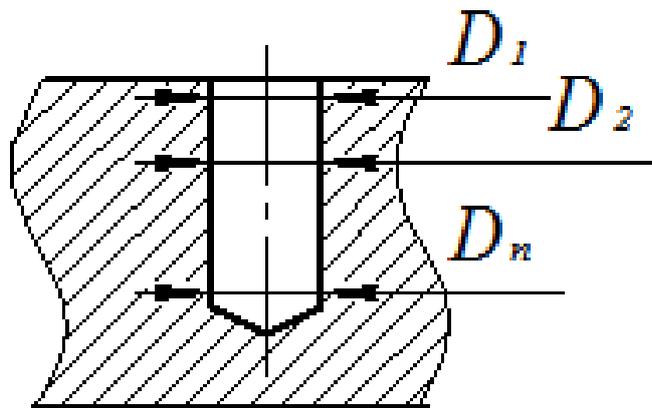


Рисунок. 3.9 – Схема измерения диаметров отверстия

Вывод о влиянии зажимного патрона на качество поверхности и точность отверстия делается на основании вышеизложенного комплекса исследований.

### **3.3 Экспериментальное исследование влияния зажимных патронов на параметры отверстий**

По результатам проведенного анализа зажимных патронов для исследования были использованы следующие патроны:

1. Гидропластовый патрон CoroChuck 930–HA06–HD–20–104
2. Термоусадочный патрон Haimer A63.140.16
3. Силовой патрон Showa HSKA63–HPC16S–110 AA

В качестве режущего инструмента было выбрано цельное твердосплавное сверло Sandvik Coromant общего назначения диаметром 15 мм, с диаметром хвостовика 16 мм (рисунок 3.10).



Рисунок 3.10 – Спиральное сверло

Все эксперименты по сверлению отверстий проводились на фрезерном обрабатывающем центре DMG HSC75V linear. Сверление отверстий выполнялось в высокопрочном алюминиевом деформируемом сплаве В95пчТ2. Заготовка закреплялась на столе станка с помощью гидромеханических тисов Almatic (рис. 3.11).

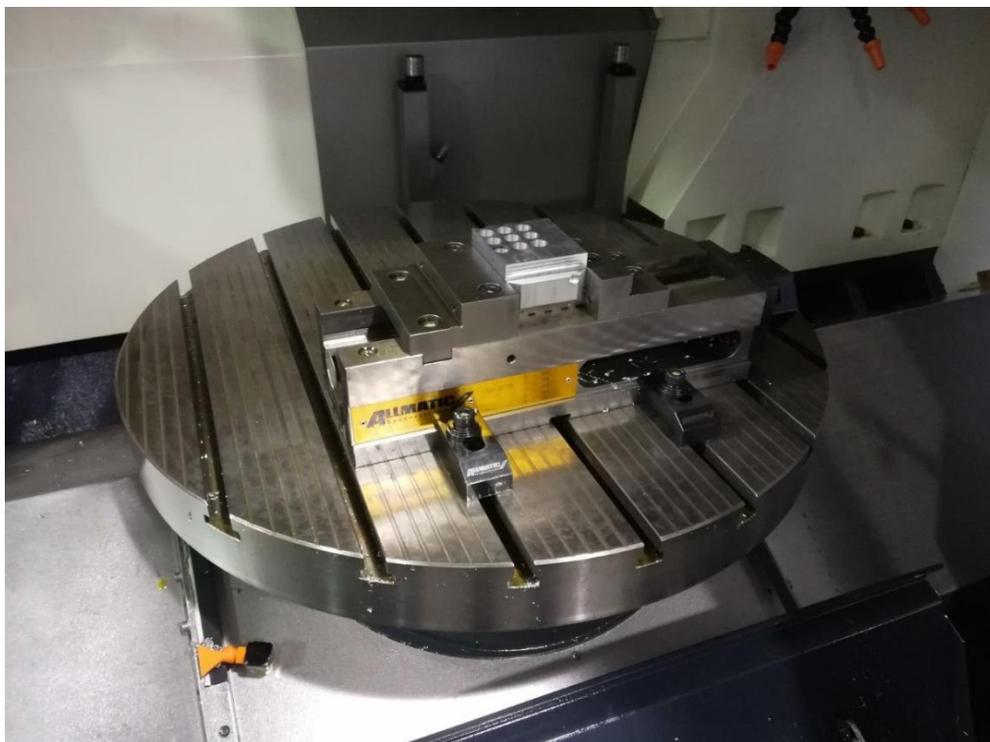


Рисунок 3.11 – Закрепление заготовки на столе станка

Исследуемый гидромеханический патрон имеет внутренний диаметр 20 мм поэтому для закрепления сверла использовалась цанга CGS-20 16.

Величина давления  $P_{max}$  определялась с помощью прибора Moment Checker (рис. 3.11) после чего выполнялся расчет момента закрепления по формуле 3.1.

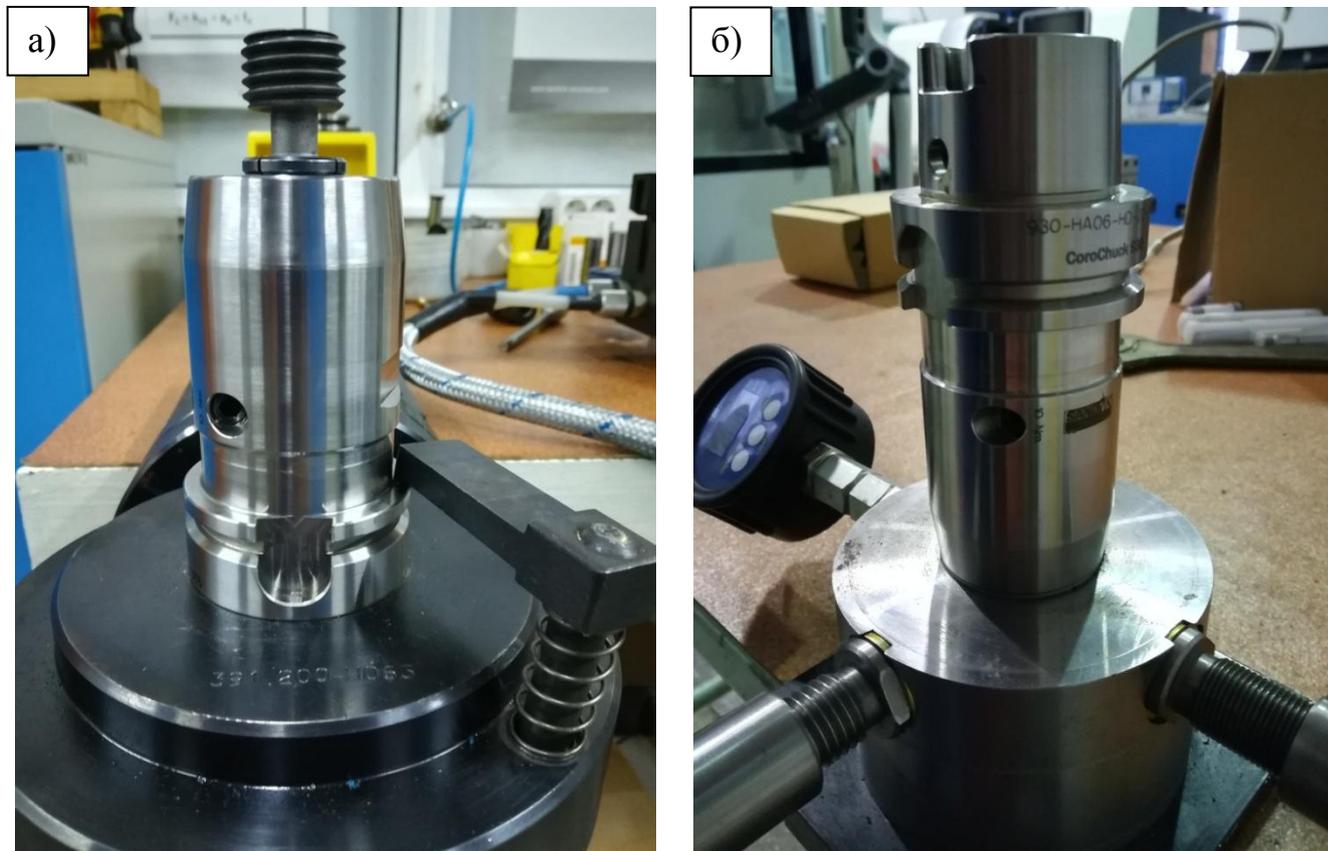


Рисунок 3.12 – Определения момента страгивания: а) зажимной патрон с установленным через цангу контактнм адаптером; б) определение момента страгивания зажимного патрона на приборе Moment Checker

Моменты закрепления гидропластового патрона с цангой и без приведены в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Результаты измерения момента закрепления

Момент закрепления, $M_{кр}$ (без цанги)	370 Нм
Момент закрепления, $M_{кр}$ (с цангой)	230 Нм

На рисунке 3.13 изображено измерение радиального биения термоусадочного патрона. Результаты измерения радиального биения для каждого зажимного патрона представлены в таблице 3.2.

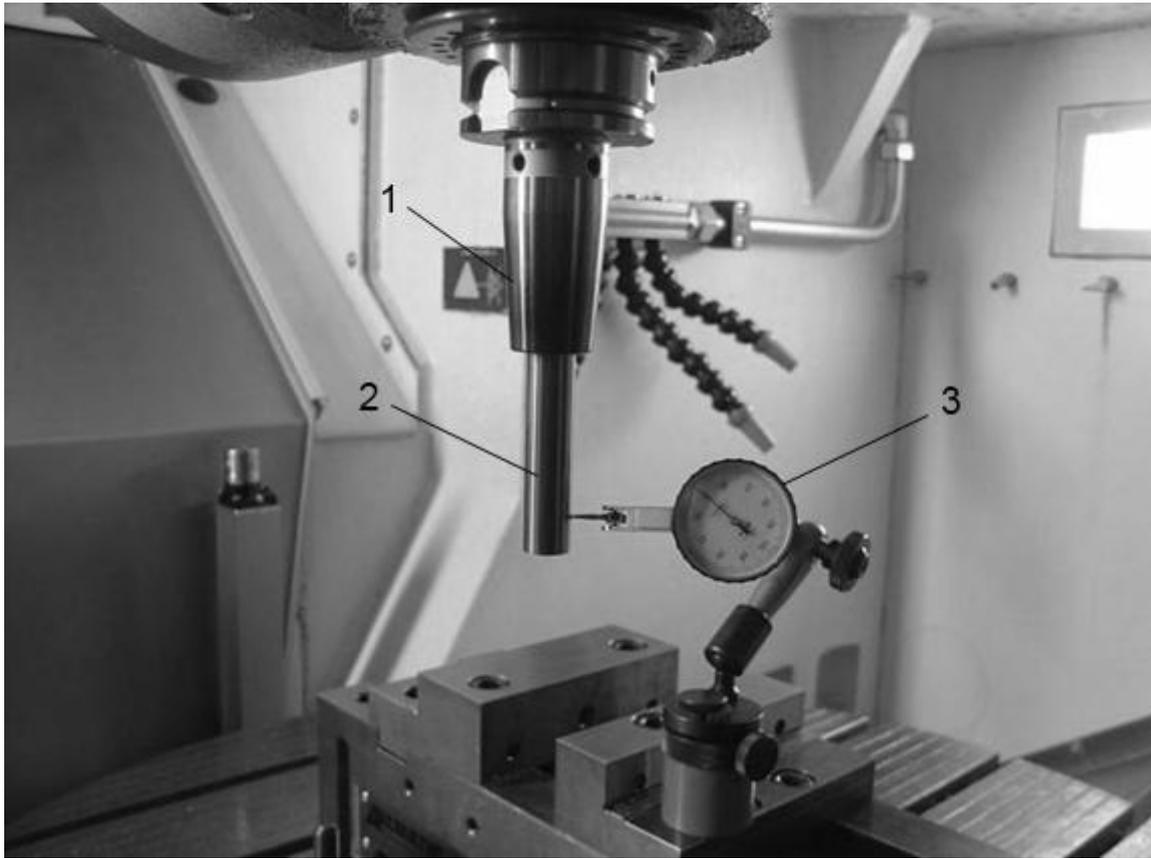


Рисунок 3.13 – Измерение радиального биения термоусадочного патрона: 1- термоусадочный патрон Haimer A63.140.16; 2 - калиброванный твердосплавный цилиндр; 3 – стрелочный индикатор часового типа

Как видно из таблицы 3.3, наименьшее радиальное биение имеет термоусадочный патрон Haimer A63.140.16.

Таблица 3.3 – Результаты измерения радиального биения зажимных патронов

№ п/п	Наименование зажимного патрона	Радиальное биение [мм]
1.	Haimer A63.140.16	0,006
2.	CoroChuck 930-NA06-HD-20-104	0,012
3.	Showa HSKA63-HPC16S-110 AA	0,082

После чего в зажимные патроны поочерёдно устанавливалось спиральное сверло, и проводилась проверка динамического дисбаланса [80]. Данная операция

выполнялась с помощью машины Haimer TD2009 Comfort Plus (рис. 3.14). Результаты проверки представлены в таблице 3.4.



Рисунок 3.14 – Проверка динамического дисбаланса

Таблица 3.4–Результаты исследования дисбаланса зажимных патронов

	Термоусадочный	Силовой	Гидропластовый
Масса патрона без инструмента, кг	2,080	1,828	0,952
Масса патрона с инструментом, кг	2,318	2,110	1,190 (с цангой)
Полученный остаточный дисбаланс, гр×мм	0,7	23,3	2,6

Остаточный дисбаланс силового патрона на порядок выше, чем у гидропластового и термоусадочного патронов, что является следствием конструктивных особенностей силового патрона, в частности, шариковинтового механизма [58, 75].

Далее был проведен экспериментальный модальный анализ инструментальных наладок и были рассчитаны вибрационные параметры для каждой функции частотного отклика (табл. 3.5-3.7).

Таблица 3.5–Модальные параметры инструментальной наладки на базе гидропластового патрона CoroChuck 930–HA06–HD–20–104

Функции частотного отклика	Собственная частота [Гц]	Коэффициент демпфирования [%]	Модальная жесткость [Н/м]	Масса [гр]
$G_{xx}$	1118,945	2,477	9,7584E+06	0.197
$G_{yy}$	1111.809	2.392	4.6852E+07	0.960
$G_{zz}$	1040.459	1.214	3.2716E+07	0.765
$G_{\theta z/z\theta}$	7857.609	1.082	-8.9719E+07	-0.04
$G_{\theta\theta}$	7881.373	1.814	4.9554E+07	-0.02

Таблица 3.6–Модальные параметры инструментальной наладки на базе гидропластового патрона Haimer A63.140.16

Функции частотного отклика	Собственная частота [Гц]	Коэффициент демпфирования [%]	Модальная жесткость [Н/м]	Масса [гр]
$G_{xx}$	1190.978	1.511	7.7705E+06	0.139
$G_{yy}$	1186.569	1.340	7.2903E+06	0.131
$G_{zz}$	1053.643	0.947	1.7327E+07	0.395
$G_{\theta z/z\theta}$	7866.933	0.992	-1.9615E+08	-0.08
$G_{\theta\theta}$	7799.214	0.723	6.3826E07	-0.03

Таблица 3.7–Модальные параметры инструментальной наладки на базе гидропластового патрона Showa HSKA63–HPC16S–110 AA

Функции частотного отклика	Собственная частота [Гц]	Коэффициент демпфирования [%]	Модальная жесткость [Н/м]	Масса [гр]
$G_{xx}$	918.5195	5.309	4.3426E+06	0.130
$G_{yy}$	1007.807	4.925	8.1838E+06	0.204
$G_{zz}$	914.462	2.026	2.8136.E+07	0.852
$G_{\theta z/z\theta}$	8092.508	0.823	-2.6384E+08	-0.10
$G_{\theta\theta}$	8084.654	1.230	2.0959E+08	-0.08

Следует заметить, что параметры крутильно–осевых мод отрицательны, это показывает, что сверла раскручиваются, изгибаясь под воздействием крутящего момента.

Учитывая модальные параметры инструментальных наладок, геометрические параметры спирального сверла и обрабатываемый материал [46] была построена диаграмма вибрационной устойчивости (рисунок 3.15) [77, 88].

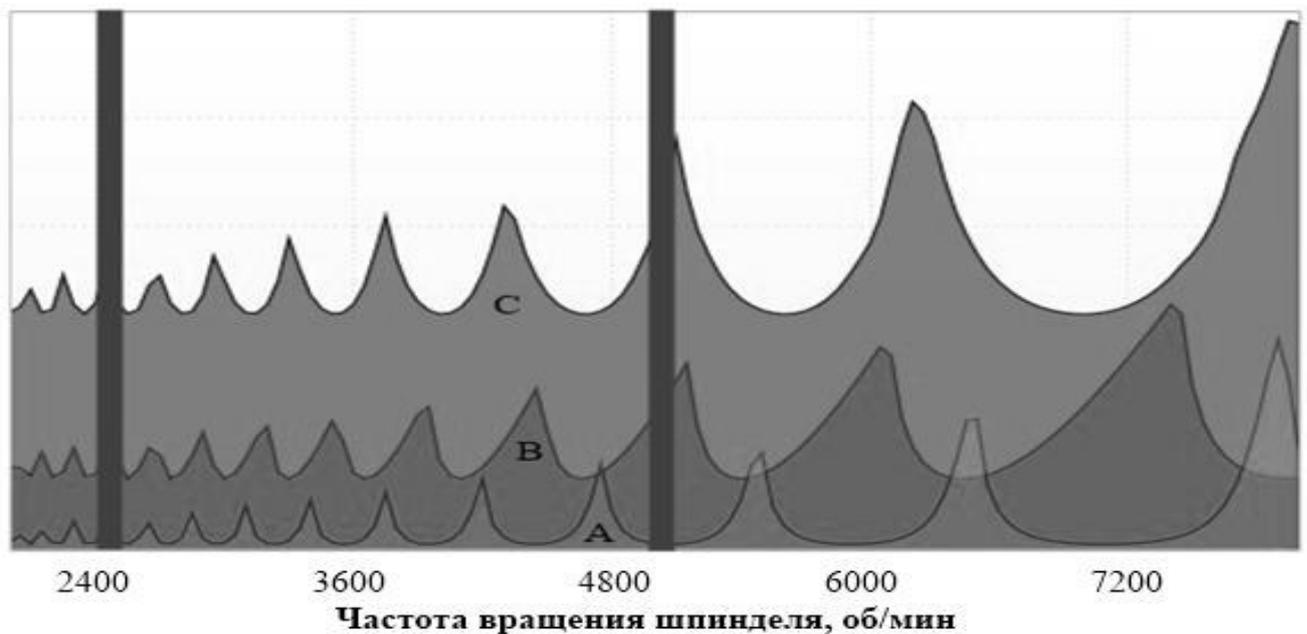


Рисунок 3.15 – Диаграмма вибрационной устойчивости : А – области устойчивого резания термозажимного патрона; В – области устойчивого резания гидропластового патрона; С – области устойчивого резания силового патрона

На графике вертикальными линиями построены границы, характеризующие минимальное и максимальное значение оборотов шпинделя с учетом рекомендаций производителя инструмента [34]. Как видно на графике, данная область содержит зоны устойчивого и неустойчивого резания, которые не могут быть учтены производителем инструмента при назначении рекомендованных режимов резания.

Учитывая диаграмму вибрационной устойчивости и рекомендации производителя инструмента было принято решение назначить для проведения эксперимента постоянные режимы резания для каждой инструментальной наладки. Таким образом скорость резания  $v$  составила 188 м/мин. Глубина сверления  $l_0=15$  мм, подача  $S_n=0,1$  мм/об.

Далее было просверлено по пять отверстий каждой инструментальной наладкой. Сверление отверстий проводилось за один проход без применения смазочно-охлаждающей жидкости. После чего была измерена шероховатость поверхности отверстий и отклонение от номинального диаметра отверстия (рис. 3.16-3.17). Результаты измерений представлены в таблицах 3.8-3.9.

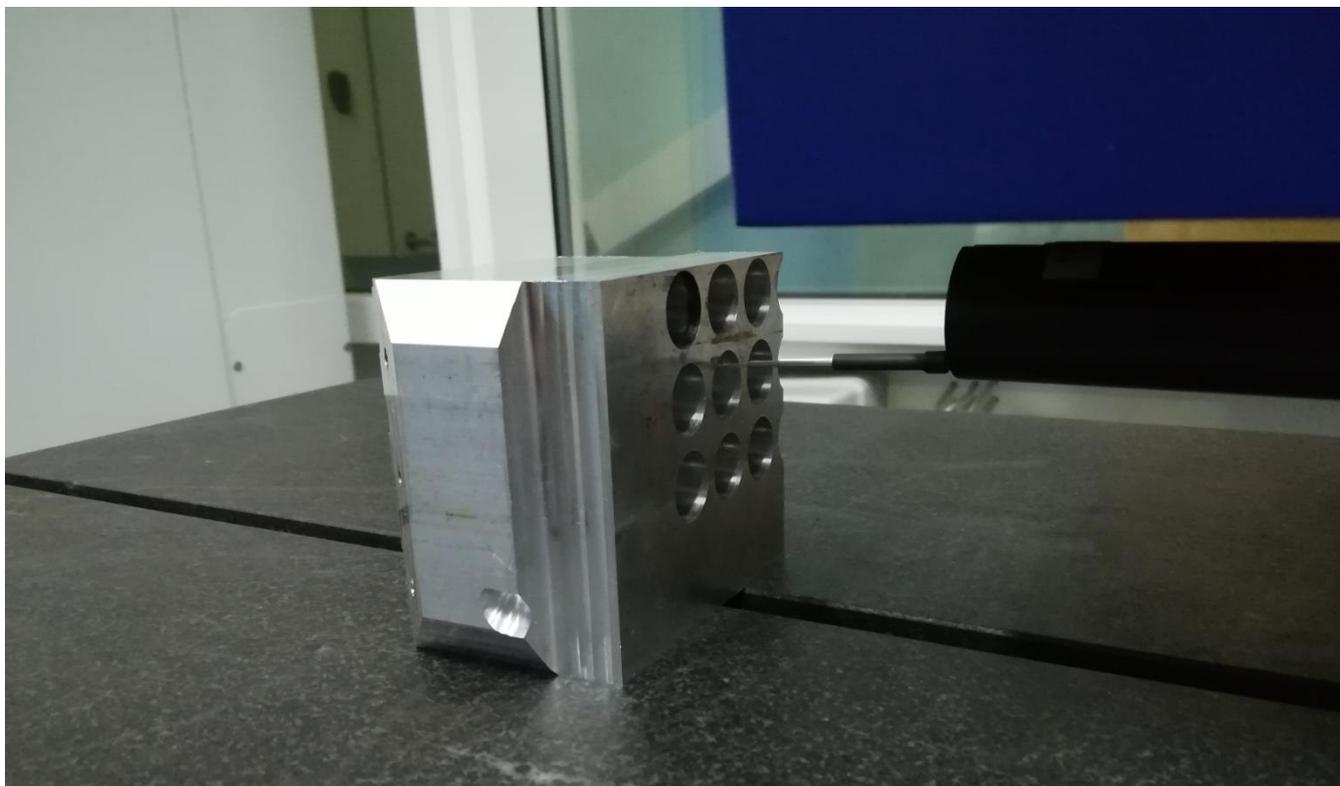


Рисунок 3.16 – Измерение шероховатости поверхности отверстий

Таблица 3.8–Результаты измерения шероховатости

№ п/п	Зажимной патрон	Номер просверленного отверстия									
		1		2		3		4		5	
		Ra, мкм	Rz, мкм	Ra, мкм	Rz, мкм	Ra, мкм	Rz, мкм	Ra, мкм	Rz, мкм	Ra, мкм	Rz, мкм
1.	Haimer A63.140.16	0,3825	2,3542	0,3283	1,9007	0,2152	1,2301	0,2148	1,4554	0,5043	4,6361
2.	CoroChuck 930-NA06-HD -20-104	0,4145	2,5525	0,1807	1,3282	0,2875	1,8587	0,4369	2,6967	0,9768	5,7207
3.	Showa HSCA63- HPC16S-110 A	0,3307	2,0891	0,3594	1,8322	0,1761	1,2675	0,3470	2,6965	0,9296	5,4052

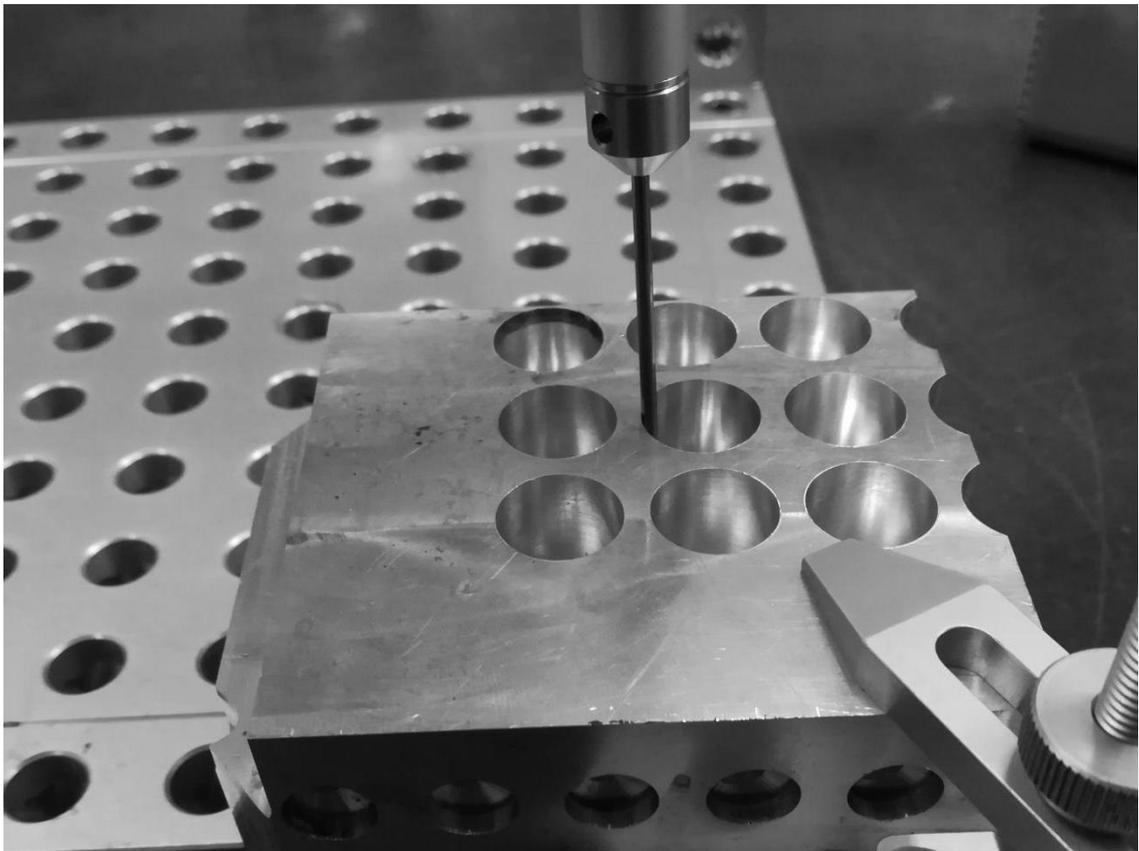


Рисунок 3.17 – Измерение отклонения от номинального диаметра отверстия

Таблица 3.9–Отклонение от номинального диаметра отверстия

№ п/п	Зажимной патрон	Номер просверленного отверстия				
		1	2	3	4	5
		Д, мм	Д, мм	Д, мм	Д, мм	Д, мм
1.	Haimer A63.140.16	0,0140	0,0162	0,0162	0,0162	0,0167
2.	CoroChuck 930–HA06–HD–20–104	0,0114	0,0170	0,0138	0,0119	0,0072
3.	Showa HSKA63–HPC16S–110 AA	0,0200	0,0206	0,0173	0,0163	0,0155

Как видно из результатов, лучшая повторяемость отверстий с минимальными значениями параметра шероховатости  $R_a$  у патрона Haimer A63.140.16.

### Выводы по третьей главе

1. Проведен анализ различных типов конструкций зажимных патронов для закрепления режущего инструмента на металлорежущих станках. Установлено, что способ закрепления инструмента, класс балансировки и жесткость зажимного патрона оказывают влияние на точность и качество получаемых отверстий.

2. Разработана методика исследования зажимных патронов для закрепления режущего инструмента. Данная методика позволяет выбрать наиболее эффективный патрон на основании контроля динамических и статических параметров инструментальной наладки, тем самым повысив производительность и точность обработки отверстий.

3. Экспериментально определена зависимость контролируемых геометрических параметров просверленных отверстий от используемого типа зажимного патрона. На основании полученных данных, для сверления точных отверстий, рекомендуется использовать термоусадочный или гидропластовый зажимные патроны.

## 4 Повышение производительности обработки отверстий сверлением

### 4.1 Экспериментальные исследования по определению эмпирической модели зависимости точности отверстия от параметров технологического процесса сверления

Целью данного эксперимента является определения реальной зависимости отклонения диаметра отверстия  $\Delta d$  от длины рабочей части спирального сверла ( $l_p$ ), скорости резания ( $v$ ) и величины подачи ( $S_n$ ).

Полагаем, что эмпирическая математическая модель отклонения диаметра отверстия  $\Delta d$  может быть представлено уравнением:

$$\Delta d = C \cdot l_p^{a_1} \cdot v^{a_2} \cdot S_n^{a_3}, \quad (4.1)$$

где  $C$ ,  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$ , – параметры исследуемого уравнения.

Прологарифмируем выражение (4.1)

$$\ln \Delta d = \ln C + a_1 \log l_p + a_2 \ln v + a_3 \ln S_n. \quad (4.2)$$

Переименуем выражение следующим образом:

$$y_1 = b_0 x_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3$$

где  $y_1 = \ln \Delta d$ ,  $x_0$  – фиктивная переменная;  $x_1$ ,  $x_2$ ,  $x_3$  – кодированные значения факторов.

Кодирование переменных осуществляется по следующим соотношениям:

$$x_1 = \frac{2(\ln l_p + \ln l_{pmax})}{\ln l_{pmax} - \ln l_{pmin}} + 1;$$

$$x_2 = \frac{2(\ln v + \ln v)}{\ln v_{cmax} - \ln v_{cmin}} + 1;$$

$$x_3 = \frac{2(\ln S_n + \ln S_{nmax})}{\ln S_{nmax} - \ln S_{nmin}} + 1;$$

Верхние ( $l_{pmax}, v_{max}, S_{nmax}$ ), нижние ( $l_{pmin}, v_{min}, S_{nmin}$ ) и основные ( $l_{p0}, v_0, S_{n0}$ ) уровни представлены в таблице 4.1.

Планирование эксперимента осуществляется, согласно предложенному Боксом и Бенкиным некомпозиционному плану [1, 52]. Данный план представляет

собой определенные выборки строк из полного факторного эксперимента типа  $3^k$ . Этот план предусматривает проведение 15 опытов. Матрица плана изображена в таблице 4.2

Таблица 4.1 – Значение уровней факторов эксперимента

Уровень факторов	$I_p$ , МКМ		$\nu$		$S_n$	
	$x_1$	$\ln x_1$	$x_2$	$\ln x_2$	$x_3$	$\ln x_3$
Верхний (+1)	7	1,95	225	5,42	0,4	-0,92
Основной (0)	5	5,42	175	5,16	0,3	-1,20
Нижний (-1)	3	0,92	125	4,83	0,2	-1,61
Интервал варьирования	2		50		0,1	

$$x_1 = \frac{2(\ln x_1 - 1,95)}{1,95 - 1,1} + 1 = 2,3529 \ln x_1 - 3,5882$$

$$x_2 = \frac{2(\ln x_2 - 5,42)}{5,42 - 4,83} + 1 = 3,3998 \ln x_2 - 17,3729$$

$$x_3 = \frac{2(\ln x_3 + 0,92)}{-0,92 + 1,61} + 1 = 2,8985 \ln x_3 + 3,6667$$

Таблица 4.2 – Матрица результатов планирования эксперимента

№ опыта	$x_1$		$x_2$		$x_3$		$\Delta d$	$\ln(\Delta d)$
	код	$I_p$	код	$\nu$	код	$S_n$		
1	-1	30	-1	125	0	0,3	0,013	-4,31
2	1	70	1	225	0	0,3	0,030	-3,58
3	-1	30	1	225	0	0,3	0,009	-4,67
4	1	70	1	225	1	0,4	0,028	-3,65
5	-1	30	0	175	-1	0,2	0,008	-4,84
6	1	70	0	175	-1	0,2	0,020	-4,09
7	-1	30	0	175	1	0,4	0,012	-4,45
8	1	70	0	175	1	0,4	0,024	-3,81

№ опыта	$x_1$		$x_2$		$x_3$		$\Delta d$	$\ln(\Delta d)$
	код	$l_p$	код	$\nu$	код	$S_n$		
9	0	50	-1	125	-1	0.2	0,021	-3,84
10	0	50	1	225	-1	0.2	0,016	-4,11
11	0	50	-1	125	1	0.4	0,024	-3,70
12	0	50	1	225	1	0.4	0,021	-3,86
13	0	50	0	175	0	0.3	0,018	-3,75
14	0	50	0	175	0	0.3	0,020	-3,80
15	0	50	0	175	0	0.3	0,018	-3,88

Вектор коэффициентов определяется по формуле [52]:

$$B = (X^T X)^{-1} X^T Y$$

Дисперсии  $s^2(b_j)$  параметров эмпирической модели находятся из выражения

$$S^2(b_j) = c_{ii} s_y^2, \quad (4.3)$$

где  $c_{ii}$  – диагональные элементы матрицы  $XX^{-1}$ .

Определим, используя вектор опытов в центре плана, среднее значение и дисперсию опыта.

Среднее значение

$$y := \frac{\sum_{i=0}^2 Y_{u_i}}{3},$$

где  $Y_u$  – вектор значений функции отклика в центре плана.

Дисперсия

$$s_y^2 = \frac{\sum_{i=0}^2 (Y_{u_i} - y)^2}{2}.$$

Статическая значимость параметров эмпирической модели по критерию Стьюдента определяется с помощью программы Statistica 6.0. результаты расчетов представлены в таблице 4.3. , где  $L$  и  $K$  – линейные и квадратичные коэффициенты соответственно. Коэффициенты, абсолютное значение которых больше 0,05, являются достоверными и могут быть использованы для дальнейших преобразований.

Таблица 4.3 – Параметры эмпирической модели

Фактор	Регрессионный коэффициент	Стандартная ошибка	<i>t</i> -критерий	<i>p</i> -уровень	Доверительный предел	
					-95 %	+95 %
Св. член	-3,98226	0,053067	-75,0422	0,000000	-4,10464	-3,85989
$L_p$ (L)	0,44758	0,032497	13,7732	0,000001	0,37265	0,52252
$L_p$ (K)	-0,18849	0,047834	-3,9406	0,004292	-0,29880	-0,07819
$V_c$ (L)	-0,10527	0,032497	-3,2395	0,011887	-0,18021	-0,03034
$V_c$ (K)	0,13690	0,047834	2,8619	0,021090	0,02695	0,24720
$f_n$ (L)	0,12416	0,032497	3,8206	0,005086	0,04922	0,19909
$f_n$ (K)	-0,5247	0,047834	-1,0968	0,304635	-0,16277	0,05784

Таким образом, уравнение зависимости отклонения диаметра отверстия при сверлении от заданного в зависимости от параметров обработки и длины рабочей части спирального сверла будет иметь вид:

$$\Delta d = 2,84 \cdot 10^{15} \cdot l_p^{a+b \cdot \ln(l_p)} \cdot v^{c+d \cdot \ln(v_c)} \cdot S_n^e, \quad (4.4)$$

Таблица 4.4 - Параметры эмпирической математической модели

D сверла, мм	a	b	c	d	e
9	4,236	-1,0435	1,573	-16,481	0,360
7	4,427	-0,984	1,549	-16,514	0,271

Адекватность модели проверяется по критерию Фишера. Для этого вектор расчетных значений подставляется в полученную ранее формулу.

Таблица 4.5 – Расчет дисперсии адекватности

№ опыта	$y_{ij}$	$\bar{y}_j$	$(y_i - \bar{y}_j)$	$(y_i - \bar{y}_j)^2$
1	0,013	0,013	0	0
2	0,03	0,032	-0,002	0,000004
3	0,009	0,01	-0,001	0,000001
4	0,028	0,025	0,003	0,000009
5	0,008	0,009	-0,001	0,000001
6	0,02	0,021	-0,001	0,000001
7	0,012	0,011	0,001	0,000001
8	0,024	0,027	-0,003	0,000009

№ опыта	$y_{ij}$	$\bar{y}_j$	$(y_i - \bar{y}_j)$	$(y_i - \bar{y}_j)^2$
9	0,021	0,023	-0,002	0,000004
10	0,016	0,018	-0,002	0,000004
11	0,024	0,029	-0,005	0,000025
12	0,021	0,024	-0,003	0,000009
13	0,018	0,02	-0,002	0,000004
14	0,02	0,02	0	0
15	0,018	0,02	-0,002	0,000004

Дисперсия воспроизводимости определяется по формуле

$$S_E^2 = \frac{\sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^{n_j} (y_i - \bar{y}_j)^2}{N(n-1)},$$

где  $N$  – число опытов,  $\bar{y}_j$  – математическое ожидание в  $j$ -м опыте.

Число степеней свободы дисперсии воспроизводимости определяется как сумма чисел степеней свободы дисперсий опытов:

$$f_E = \sum_{j=1}^N (n_j - 1).$$

Таким образом, при числе степеней свободы дисперсии воспроизводимости  $f_E$  равном 2 дисперсия воспроизводимости равна  $S_E^2 = 1,333 \times 10^{-6}$ .

Число степеней свободы дисперсии адекватности определяется как разность числа опытов  $N$  и числа постоянных параметров эмпирической модели  $m$ .

$$S_{ад}^2 = \frac{\sum_{j=1}^N (\bar{y}_j - f(x_j))^2}{N - m}$$

Следовательно, дисперсия адекватности будет равна  $S_{ад}^2 = 3,481 \times 10^{-6}$ .

Дисперсий адекватности и воспроизводимости будут однородными, если выполняется условие:

$$F < F_{табл},$$

где  $F = \frac{S_{ад}^2}{S_E^2}$ ,  $F_{табл}$  – табличное значение критерия Фишера.

Согласно [1], табличное значение критерия Фишера, для данного случая, составляет 19,38.

$$2.611 < 19.38$$

Следовательно, дисперсии адекватности и воспроизводимости однородны, и с доверительной вероятностью  $P=0.95$  можно утверждать, эмпирическая математическая модель (4.4) адекватна. Разброс экспериментальных значений функции отклика относительно ее расчетных значений равен среднему разбросу результатов повторных измерений в каждом опыте относительно своих математических ожиданий [8].

Графики поверхности отклонения от диаметра в зависимости от параметров режимов обработки и длины рабочей части спирального сверла представлены на рисунке 4.1.

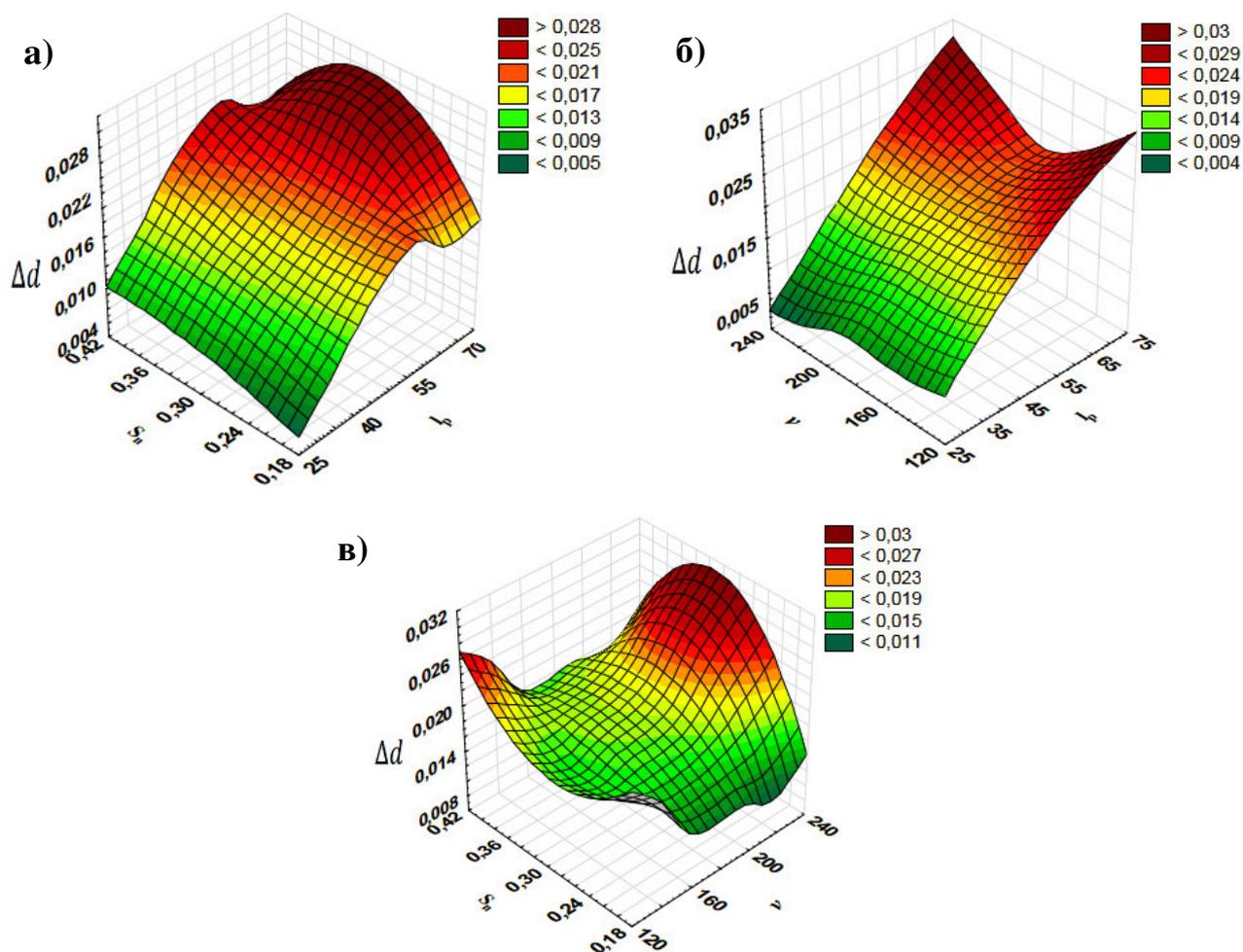


Рисунок 4.1 – Зависимости отклонения диаметра от заданного: а) от подачи инструмента  $S_n$  и длины рабочей части  $l_p$ ; от скорости резания  $v$  и длины рабочей части  $l_p$ ; от подачи инструмента  $S_n$  и скорости резания  $v$

На основе полученных данных можно сделать вывод, что отклонение от диаметра значительным образом зависит от длины рабочей части спирального сверла. Повышение подачи инструмента ведет к увеличению отклонения от диаметра. При изменении скорости резания существуют такие значения, при которых отклонение от диаметра является минимальным.

#### **4.2 Планирование эксперимента и описание технологического оборудовании**

Эксперимент проводился на высокоскоростном прецизионном обрабатывающем центре HSC75 linear (рисунок 4.2).



Рисунок 4.2 – Обрабатывающий центр HSC75 linear

Высокая точность станка обеспечивается использованием устойчивой портальной конструкции, обеспечивающей симметричное распределение тепла, и си-

стемы непосредственных измерений. Технические данные станка приведены в таблице 4.6.

Таблица 4.6 – Технические данные станка HSC75 linear

Параметр	Ед. изм.	Значение
Ось X	мм	750
Ось Y	мм	600
Ось Z	мм	560
Наклонная ось (B)	град	-10 / +110
Поворотная ось (C)	град	360
Максимальное число оборотов шпинделя	об/мин	28 000
Установка инструмента	DIN 69893	HSK-A63
Выходная мощность	кВт	43,5
Крутящий момент (40/100% цикла нагрузки)	Нм	47,8 / 38
Диапазон подачи до	мм/мин	90 000
Ускоренный ход (X / Y / Z)	м/мин	90 / 90 / 90
Максимальное ускорение	g	> 2 g

В шпиндель станка была закреплена инструментальная наладка, собранная на базе зажимного патрона CoroChuck 930-NA06-HD-20-104 (рисунок 4.3). Выбор данного патрона основан на результатах работы [47]. Режущий инструмент был закреплён в зажимной патрон с использованием цилиндрической цанги 10–20.

В качестве режущего инструмента использовалось цельное твердосплавное сверло общего назначения R840-0900-50 A1A. Заготовка представляла собой блок с размерами 400x250x50мм и закреплялась на стационарном динамометре Kistler (рисунок 4.4), который, в свою очередь, был установлен на столе станка. Технические данные динамометра представлены в таблице 4.7.

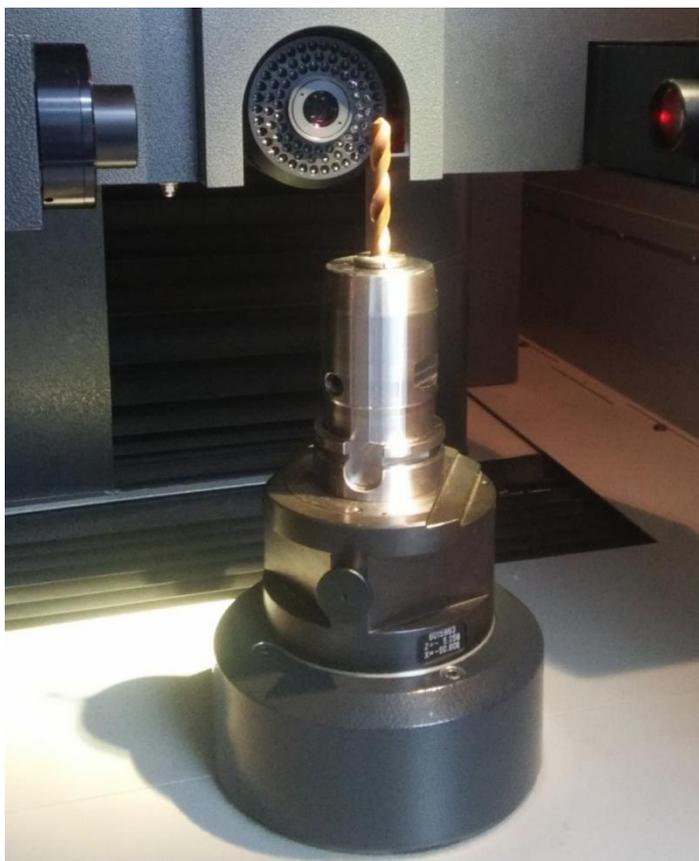


Рисунок 4.3 – Инструментальная наладка

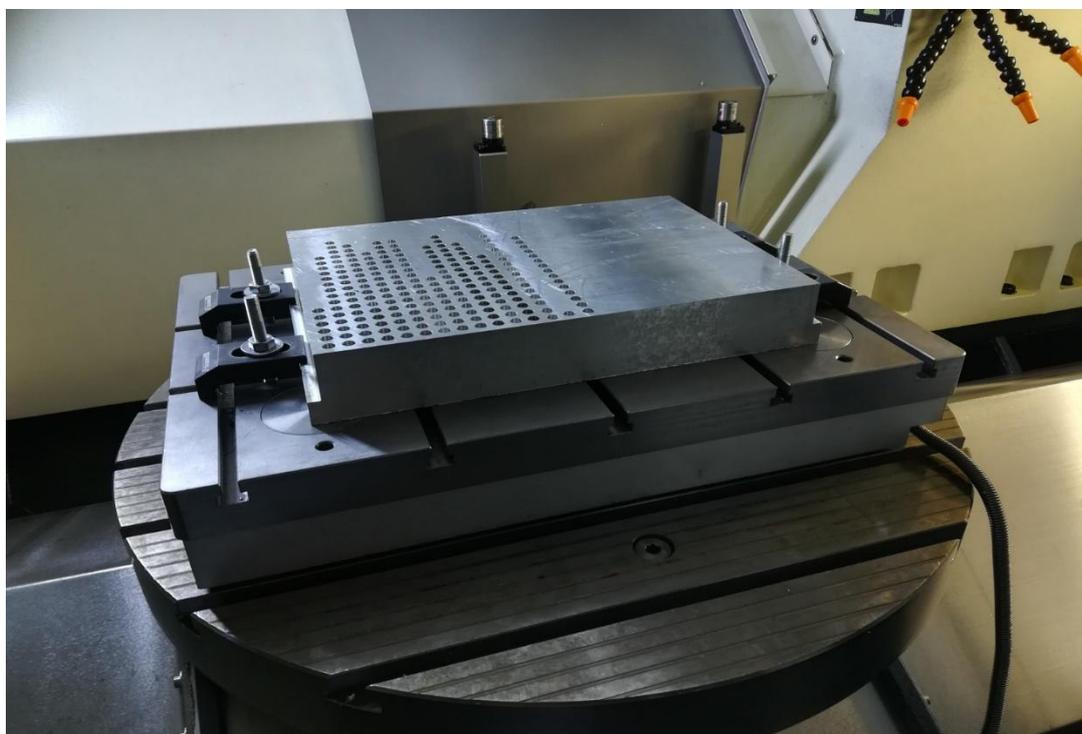


Рисунок 4.4 – Стационарный динамометр Kistler 9253B23 с закрепленной заготовкой

Таблица 4.7 – Технические данные стационарного динамометра Kistler 9253B23

Технические данные		Тип 9253B23
Измерительный диапазон, кН	P <sub>x</sub> , P <sub>y</sub>	±12
	P <sub>z</sub>	-12...25
Чувствительность, пКл/Н	P <sub>x</sub> , P <sub>y</sub>	≈ ±7,8
	P <sub>z</sub>	≈ ±3,7
Собственная частота, Гц	f(x)	≈ 610
	f(y)	≈ 570
	f(z)	≈ 570
Область рабочих температур, °С		-20...70
Линейность, %FSO		≤±0,5
Гистерезис, %FSO		≤0,5
Перекрестные помехи, %		≤±2
Длина,		600
Ширина, мм		400
Высота, мм		100
Масса, кг		85

Выходные данные собирались с помощью блока АЦП 5028 и в дальнейшем обрабатывались в программном продукте Kistler DynoWare.

Также в процессе эксперимента исследовались вибрации. Для этого использовался трехканальный акселерометр с магнитным креплением. Преобразование сигнала осуществлялось с помощью платы National Instruments. Запись сигнала и обработка данных осуществлялись в программном комплексе LabView, в котором, для этих целей была разработана программа. Перед проведением эксперимента сверло было предварительно измерено на устройстве для контроля и настройки режущего инструмента вне станка Zoller Genius Pilot 3s (рисунок 4.5). Результаты измерений представлены в таблице 4.8.



Рисунок 4.5 – Измерение геометрических параметров сверла на устройстве для контроля и настройки режущего инструмента вне станка Zoller Genius Pilot 3s

Таблица 4.8 – Входной контроль геометрических параметров сверла R840–0900–50 A1A 1220

<b>Контролируемый параметр</b>	<b>Численное значение</b>
Диаметр инструмента, мм	9
Длина рабочей части сверла, мм	50
Диаметр хвостовика, мм	10
Высота режущей части сверла, мм	1,69
Передний угол, °	14,45
Задний угол, °	6,07

Контролируемый параметр	Численное значение
Угол наклона винтовой канавки, °	29,47
Двойной угол в плане, °	138,48
Радиальное биение, мкм	2
Осевое биение, мкм	0

Радиальное и осевое биение сверла измерялись непосредственно на станке (рисунок 4.6). На магнитной стойке, установленной на столе станка, закреплялся стрелочный индикатор часового типа с ценой деления 1 мкм.

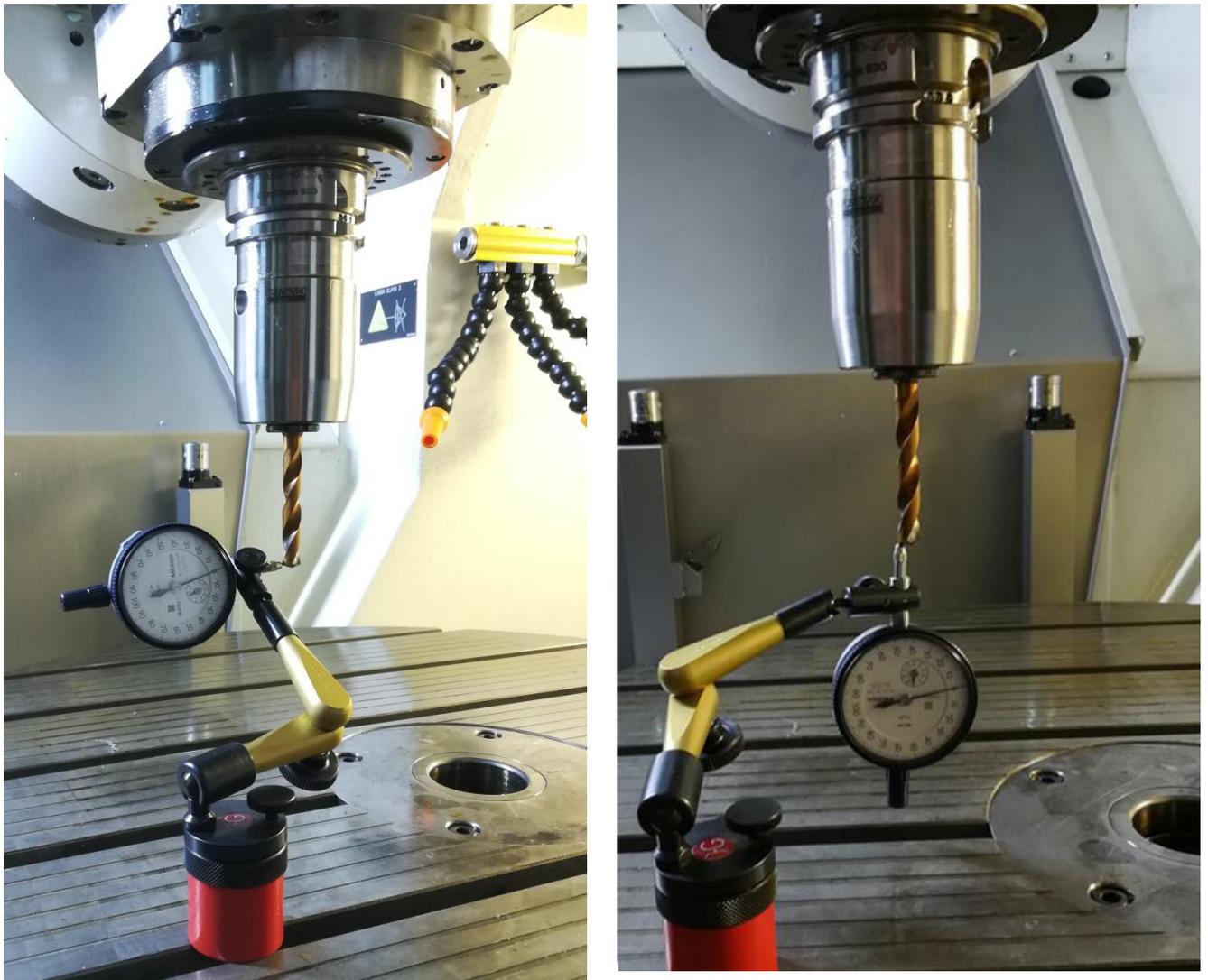


Рисунок 4.6 – Измерение радиального и осевого биения спирального сверла

Так как предполагается получение отверстий на высоких скоростях, то для работы инструментальной наладкой необходимо соблюдать степень балансировки. Согласно работе [58], при использовании станка HSC75liner, рекомендуется

пользоваться стандартом ISO 1940–1, в котором степень балансировки указывается как класс G. Класс балансировки G определен на основании практического опыта и рекомендуется задавать для вращающегося инструмента как G2.5.

Допустимый остаточный дисбаланс рассчитывается по формуле:

$$U_{per} = \frac{9549 \times G \times M}{n} \quad 4.1$$

где

$U_{per}$  – допустимый дисбаланс (гмм), G – класс балансировки, M – масса инструментальной наладки (кг), n – частота вращения шпинделя (об/мин).

Так, для заявленного класса балансировки G2.5 допустимый остаточный дисбаланс  $U_{per}$  составляет 6,8 гмм.

В большинстве случаев операций механообработки достаточно, чтобы усилия дисбаланса составляли не более 5 – 10% усилий резания.

Центробежная сила рассчитывается как

$$P_{ц} = U_{per} \times \left( \frac{n}{9549} \right) \times 2 \quad 4.2$$

где

$P_{ц}$  – центробежная сила (Н).

В данном случае индуцированная дисбалансом сила  $P_{ц}$  составит 9,9 Н. Усилия резания при операции сверления будут на несколько порядков выше.

Балансировка инструментальной наладки [94] осуществлялась на машине Haimer Tools Dynamic (рисунок 4.7). Результаты балансировки представлены на рисунке 4.8. Исходя из полученных данных, степень балансировки инструментальной наладки соответствует классу G1.4. Таким образом, данная инструментальная наладка удовлетворяет требуемым условиям и может применяться для сверления точных отверстий на высоких оборотах шпинделя.

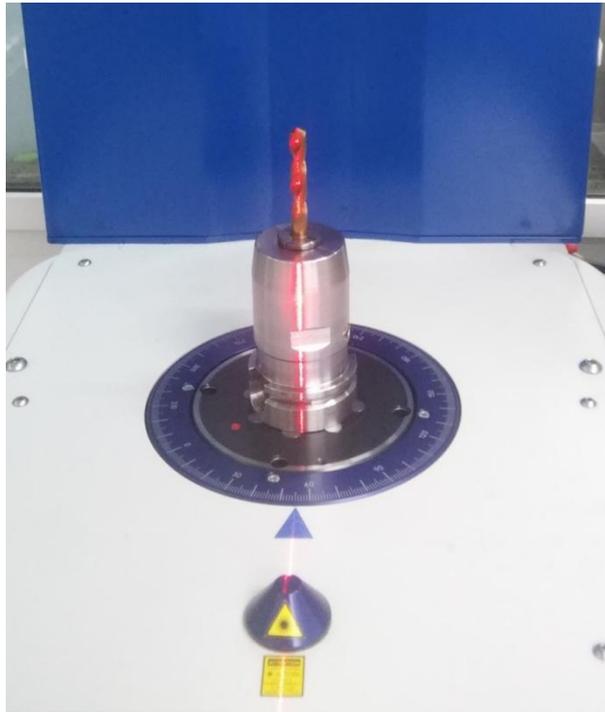


Рисунок 4.7 – Балансировка инструментальной наладки на машине Haimer Tools Dynamic

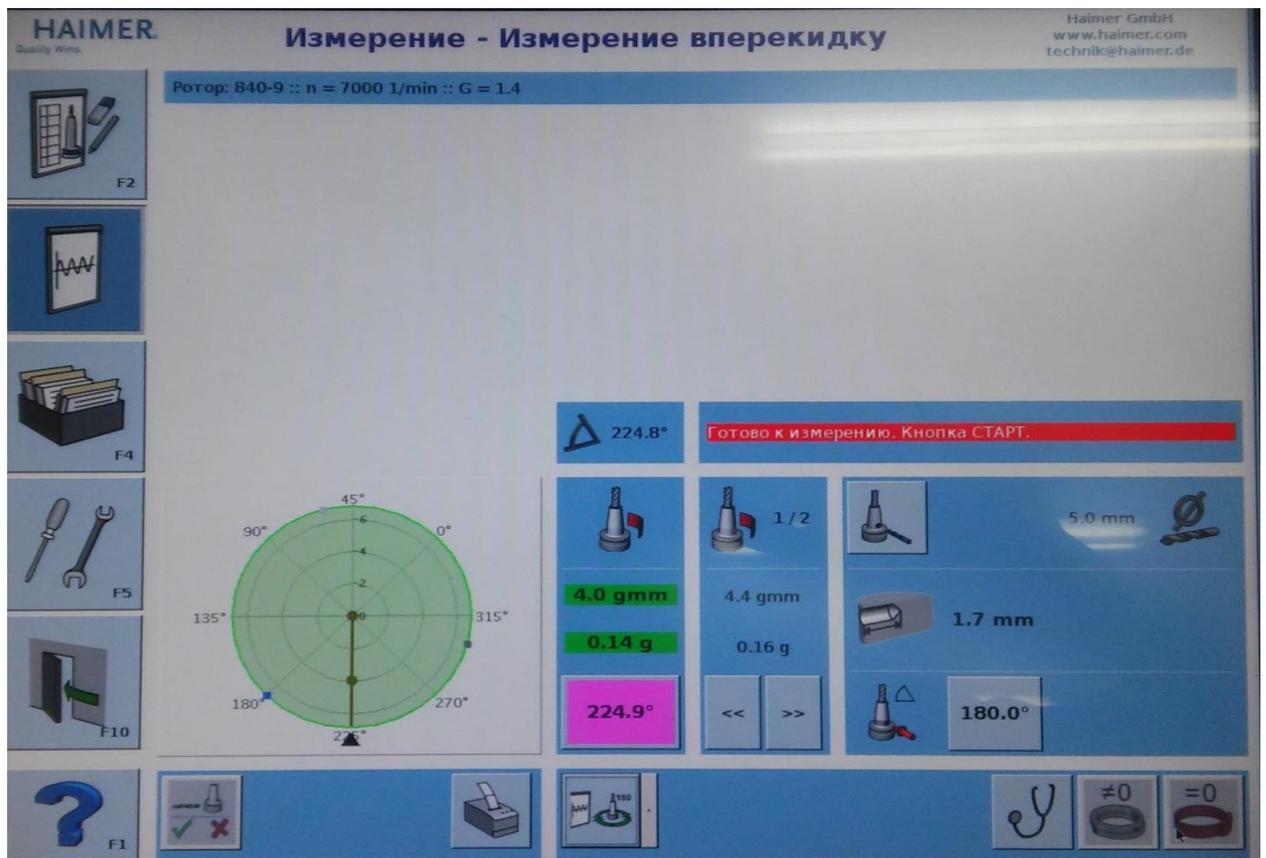


Рисунок 4.8 – Результаты балансировки инструментальной наладки

Таким образом, на основании проведенных предварительных измерений и данных диаграммы вибрационной устойчивости, полученной в главе 2 (рисунок 2.28) был составлен план экспериментального исследования, который приведен в таблице 4.9.

Таблица 4.9 – Программа для обработки отверстий сверлом R840–0900–50 A1A 1220

№ отверстия	Подача, $S_n$ [мм/об]	Скорость, $v$ [м/мин]	Глубина, $l_o$ [мм]	Охлаждение	Вывод инструмента					
B1	0,2	175	30	Воздух	Раб. подача					
B2				Воздух	Раб. подача					
B3				Воздух	Раб. подача					
B4	0,25			Воздух	Раб. подача					
B5				Воздух	Раб. подача					
B6				Воздух	Раб. подача					
B7	0,3			Воздух	Раб. подача					
B8				Воздух	Раб. подача					
B9				Воздух	Раб. подача					
B10	0,35			125	30	Воздух	Раб. подача			
B11						Воздух	Раб. подача			
B12						Воздух	Раб. подача			
B13	0,4					150	30	Воздух	Раб. подача	
B14								Воздух	Раб. подача	
B15								Воздух	Раб. подача	
B16	0,3	175	30					Воздух	Раб. подача	
B17								Воздух	Раб. подача	
B18								Воздух	Раб. подача	
B19		200						175	Воздух	Раб. подача
B20									Воздух	Раб. подача
B21									Воздух	Раб. подача
B22						Воздух	Раб. подача			
B23						Воздух	Раб. подача			
B24	0,3	200	175			Воздух	Раб. подача			
B25				Воздух	Раб. подача					

№ отвер- стия	Подача, $S_n$ [мм/об]	Ско- рость, $v$ [м/мин]	Глубина, $l_o$ [мм]	Охлаждение	Вывод инструмента
B26		225		Воздух	Раб. подача
B27				Воздух	Раб. подача
B28				Воздух	Раб. подача
B29				Воздух	Раб. подача
B30				Воздух	Раб. подача
B31	0,3	175	10	Воздух	Раб. подача
B32				Воздух	Раб. подача
B33				Воздух	Раб. подача
B34			15	Воздух	Раб. подача
B35				Воздух	Раб. подача
B36				Воздух	Раб. подача
B37			20	Воздух	Раб. подача
B38				Воздух	Раб. подача
B39				Воздух	Раб. подача
B40			25	Воздух	Раб. подача
B41				Воздух	Раб. подача
B42				Воздух	Раб. подача
B43			30	Воздух	Раб. подача
B44				Воздух	Раб. подача
B45				Воздух	Раб. подача
B46	0,3	175	30	СОЖ	Раб. подача
B47				СОЖ	Раб. подача
B48				СОЖ	Раб. подача
B49				СОЖ	Раб. подача
B50				СОЖ	Раб. подача
B51	0,3	175	30	Воздух	Уск. ход
B52				Воздух	Уск. ход
B53				Воздух	Уск. ход
B54				Воздух	Уск. ход
B55				Воздух	Уск. ход

Согласно данному плану предполагается просверливание 55 глухих отверстий глубиной от 15 до 30 мм, изменяемой с шагом 5 мм. Скорость резания изменяется в рекомендованном производителем режущего инструмента диапазоне от 125 м/мин до 225 м/мин с шагом 25 м/мин. Подача инструмента варьируется от 0,2 мм/об до 0,4 мм/об с шагом 0,1 мм/об. Также данный план предполагает оценку влияния скорости вывода инструмента из отверстия на качество поверхности.

### 4.3 Анализ данных полученных в результате экспериментальных исследований

#### 4.3.1 Исследование влияния режимов резания на силы резания при сверлении алюминиевого сплава

Результаты измерения сил резания для различных параметров обработки с учетом предварительно составленного плана эксперимента приведены в приложении в таблице Б.1

Для оценки влияния параметров обработки на силы резания были построены графики зависимости сил резания от величины подачи инструмента (рисунок 4.9) и от скорости резания (рисунок 4.10). Графики, представленные на рисунке 4.9, подтверждают линейную зависимость сил резания от подачи сверла.

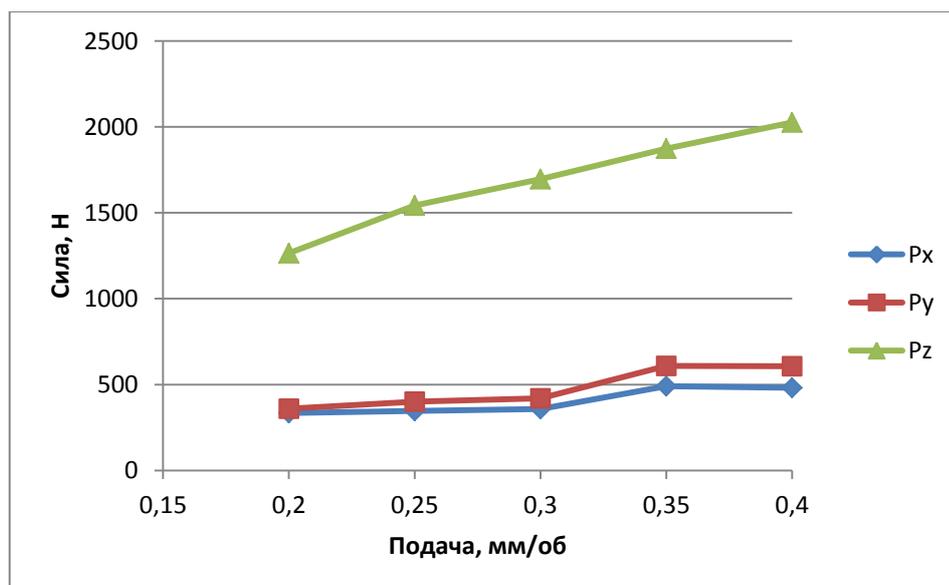


Рисунок 4.9 – График зависимости сил резания от подачи инструмента

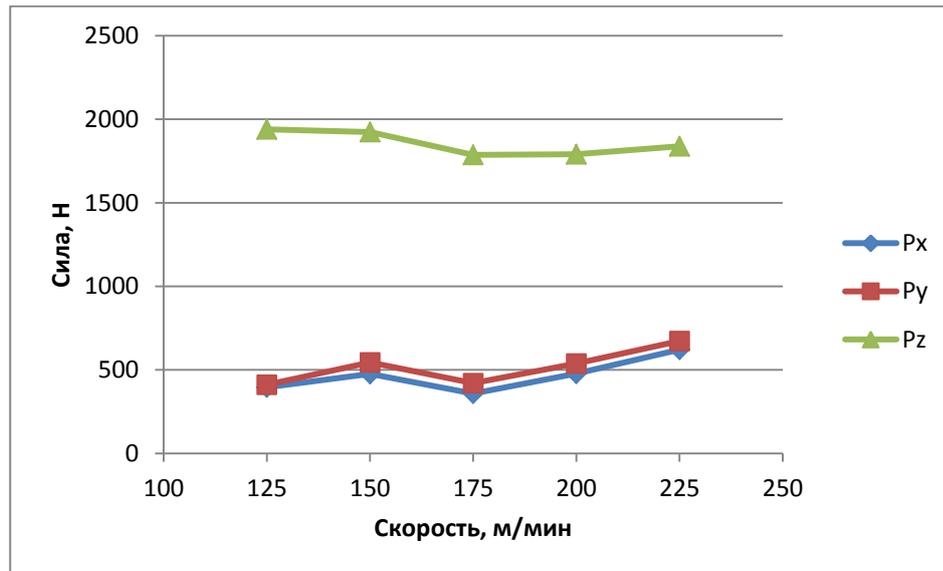


Рисунок 4.10 – График зависимости сил резания от скорости резания

Представленный график на рисунке 4.10 подтверждает то, что увеличение подачи инструмента влечет за собой пропорциональное увеличение силы резания направленной вдоль оси сверла Z. В отношении сил резания, направленных вдоль осей X и Y тенденция сохраняется.

В отличие от линейной зависимости сил резания от подачи инструмента, зависимость сил резания от скорости резания имеет более сложную форму. Так абсолютное значение силы резания направленной вдоль оси Z уменьшается с увеличением скорости резания до определенного значения и после начинает возрастать. Что касается сил резания, направленных вдоль осей X и Y, то их зависимость от скорости резания еще более очевидная. Делая общий вывод о графике зависимости сил резания при сверлении от скорости резания можно сказать, что существует скорость резания, которая является рациональной в определенных технологических условиях. Сравнивая график, представленный на рисунке 4.10 с диаграммой вибрационной устойчивости, очевидно, что при сверлении отверстий на скорости резания, попадающей в области вибрационной устойчивости, силы резания являются минимальными. При сверлении отверстий на скоростях резания попадающих в зоны динамической неустойчивости силы резания являются максимальными. Сверление отверстий на скоростях резания, находящихся на границах вибрационной устойчивости, является неочевидным.

Таким образом, согласно зависимостям, представленным на рисунке 4.10 обработка отверстий на скорости резания  $v=175$  м/мин, является наиболее предпочтительной, с точки зрения возникновения деформационных сил резания.

#### **4.3.2 Исследование влияния режимов резания на качество поверхности и точность цилиндрических отверстий**

Контроль высоты микронеровностей поверхностей отверстий проводился с помощью контактного профилометра Taylor Hobson TalySurf i200 (рисунок 4.11) с алмазным наконечником. В качестве контролируемых параметров по ГОСТ 25142-82 выбраны Ra и Rz как наиболее универсальные и используемые в реальном производстве для контроля шероховатости аналогичных изделий. Для программного анализа полученной профилограммы использовался фильтр Гаусса, ширина полосы пропускания 300:1 (по ISO), базовая длина 0,8 мм. Результаты измерения высотных параметров Ra и Rz отражены в таблице Б.3.

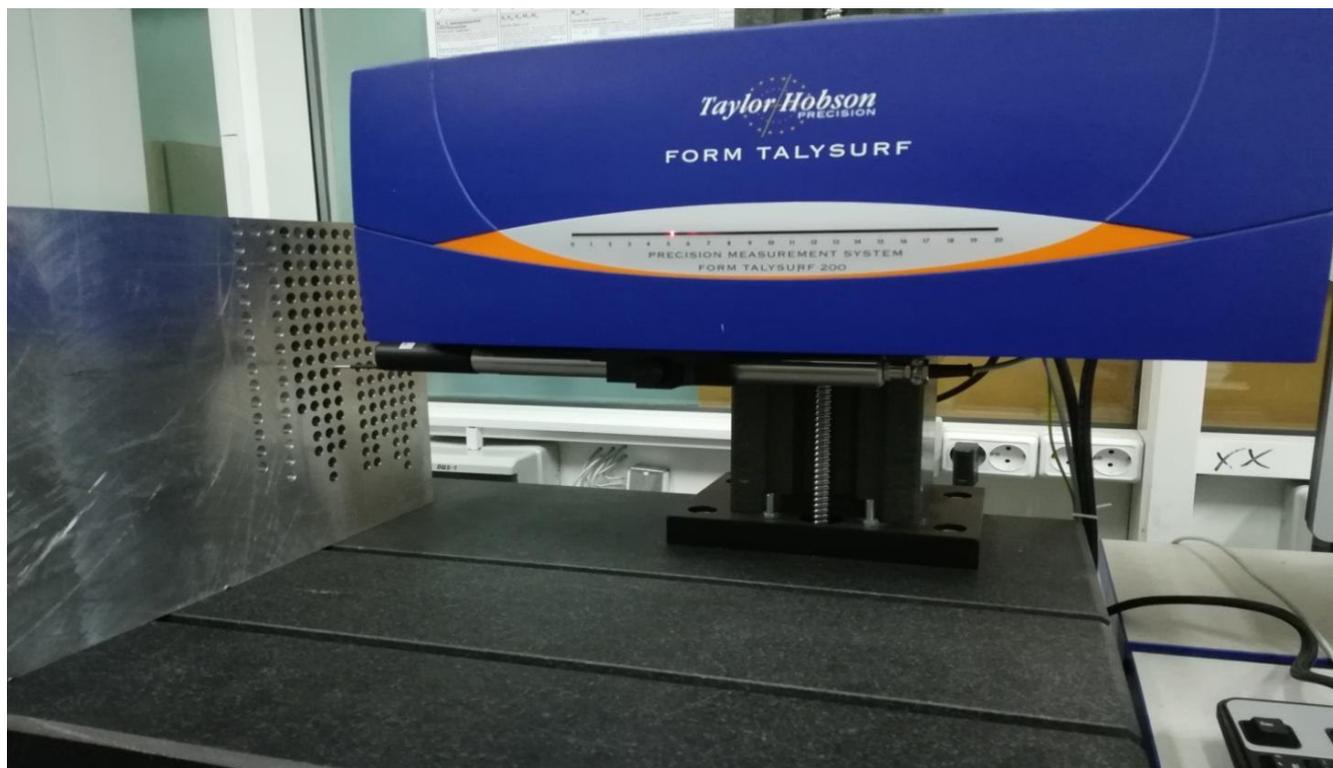


Рисунок 4.11 – Процесс измерения шероховатости поверхности отверстий на контактном профилометре TalySurf i200

На основе полученных данных построены графики зависимости шероховатости поверхности отверстия от величины подачи инструмента (рисунок 4.12), скорости резания (рисунок 4.13), скорости вывода инструмента (рисунок 4.14) и глубины сверления (рисунок 4.15).

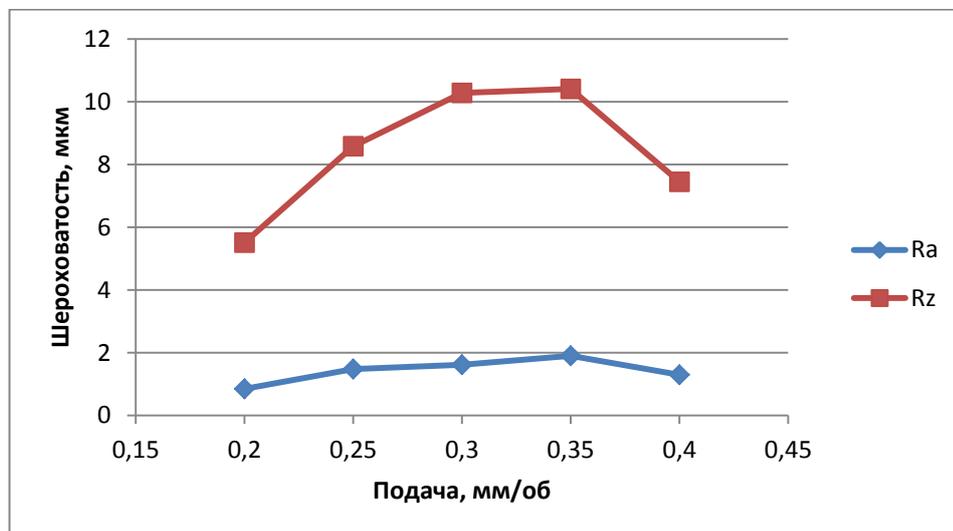


Рисунок 4.12 – Графики зависимости шероховатости поверхности отверстия от величины подачи инструмента

Исходя из полученных результатов исследований, на основании проведенных измерений шероховатости поверхности отверстий, рациональным значением подачи инструмента является  $S_n=0,3$  мм/об. При этом, согласно графикам рисунка 4.13, скорость резания оказывает меньшее влияние на шероховатость.

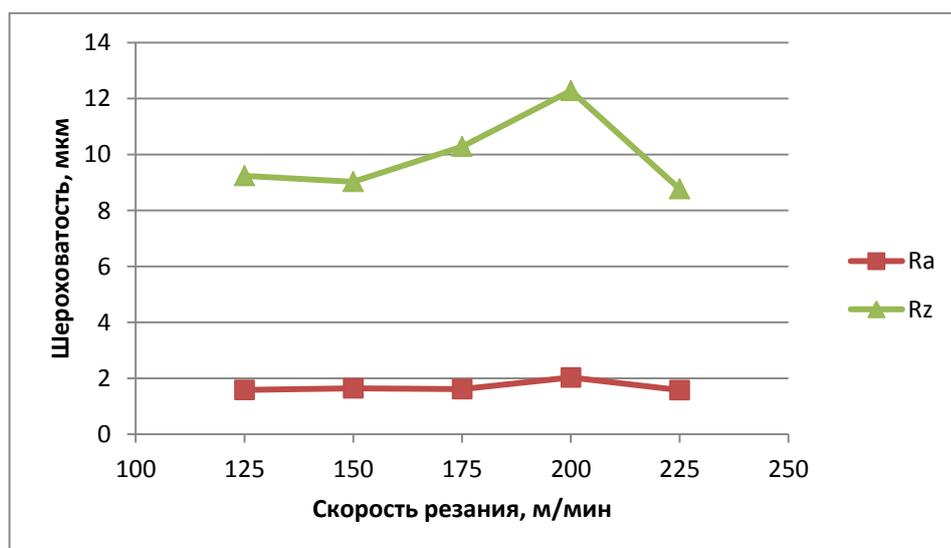


Рисунок 4.13 – Графики зависимости шероховатости поверхности отверстия от величины скорости резания

Также были построены зависимости высотных параметров шероховатости от скорости вывода инструмента (рисунок 4.14), из которых видно, что скорость вывода сверла из отверстия оказывает непосредственное влияние на формирование качества поверхности отверстия. Для сохранения качества поверхности требуется выводить сверло из отверстия на скорости равной скорости подачи инструмента.

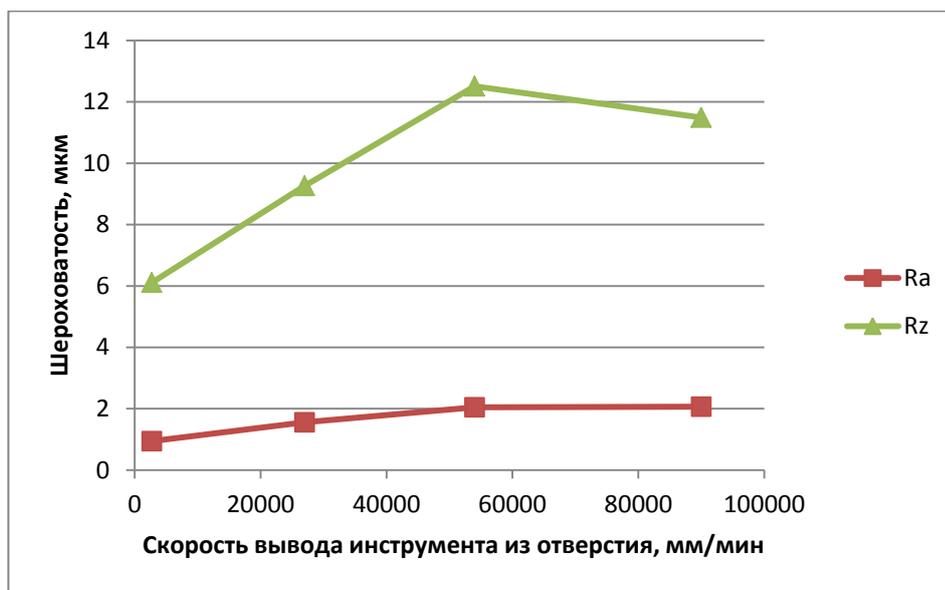


Рисунок 4.14 – Графики зависимости шероховатости поверхности отверстия от скорости вывода инструмента из отверстия

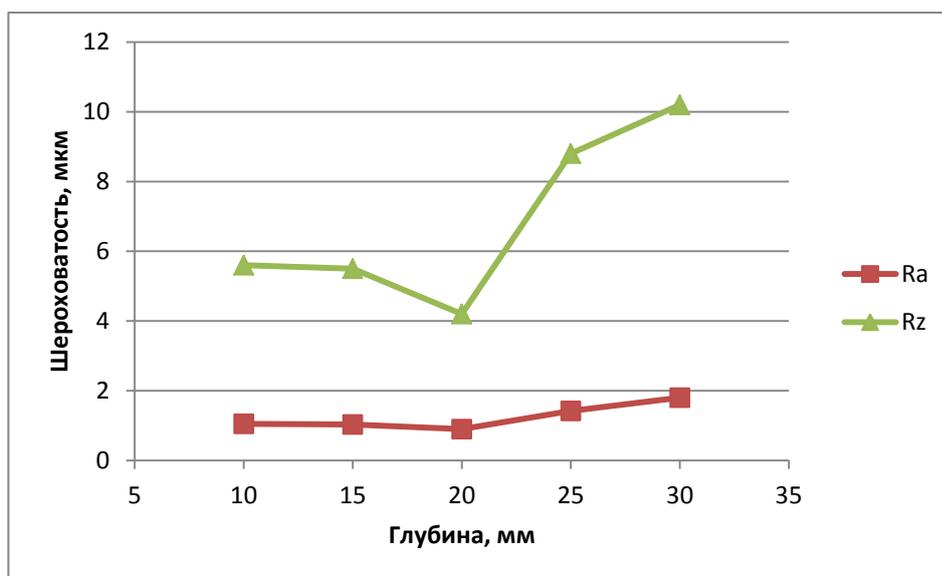


Рисунок 4.15 – Графики зависимости шероховатости поверхности отверстия от глубины отверстия

С увеличением глубины просверливаемого отверстия снижается качество получаемой поверхности. Это наглядно отображено на графике рисунка 4.15. При

сверлении отверстий глубиной более  $5D$  отвод стружки затруднен, поэтому в обязательном порядке должна использоваться СОЖ.

Проведенные экспериментальные исследования показывают, что параметры обработки влияют на шероховатость поверхности. При высокой скорости резания и высоких подачах наблюдается ухудшение качества поверхности. При высоких скоростях обработки может происходить разрыхление материала, связанное с высокой температурой в зоне резания. Также на шероховатость поверхности оказывает негативное влияние вибрация инструмента (сверла). С увеличением скорости подачи увеличивается скорость удаления стружки, что тоже может привести к плохой поверхности отверстия. Указанные выше данные показывают, что существует зависимость между параметрами обработки и шероховатостью поверхности.

Контроль точности отверстий проводился с помощью координатно – измерительной машины (КИМ) Carl Zeiss CONTURA G2 (рисунок 4.16) с использованием технологии сканирования.



Рисунок 4.16 – Измерение диаметральных размеров отверстий на координатно–измерительной машине Contura G2

На рисунках 4.17 и 4.18 показано влияние режимов резания на диаметральный размер просверленного отверстия.

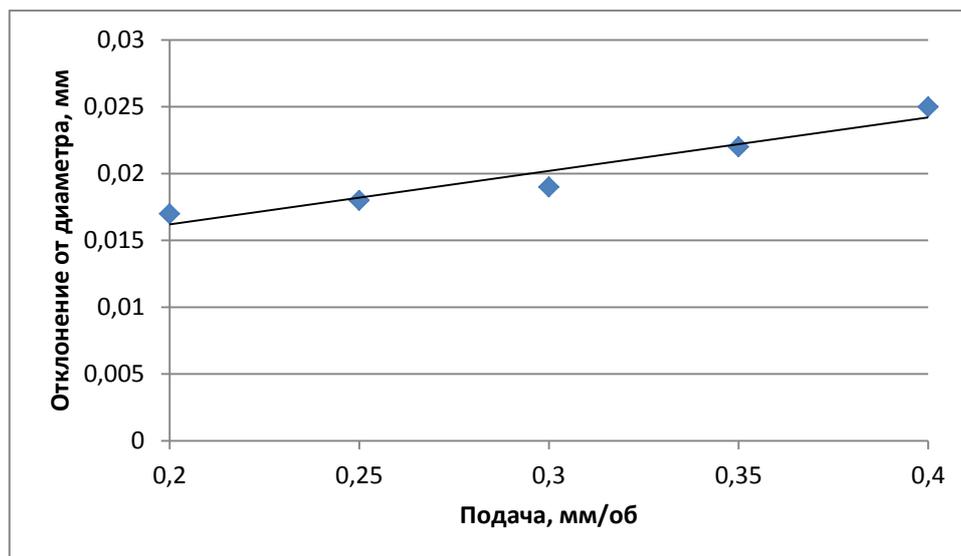


Рисунок 4.17 – График зависимости отклонения диаметра от отверстий от скорости подачи инструмента

При увеличении подачи инструмента происходит отклонение диаметра отверстия от заданного в большую сторону. Это связано, прежде всего, с относительно малой жесткостью спирального сверла и возрастающей силой, действующей вдоль оси инструмента.

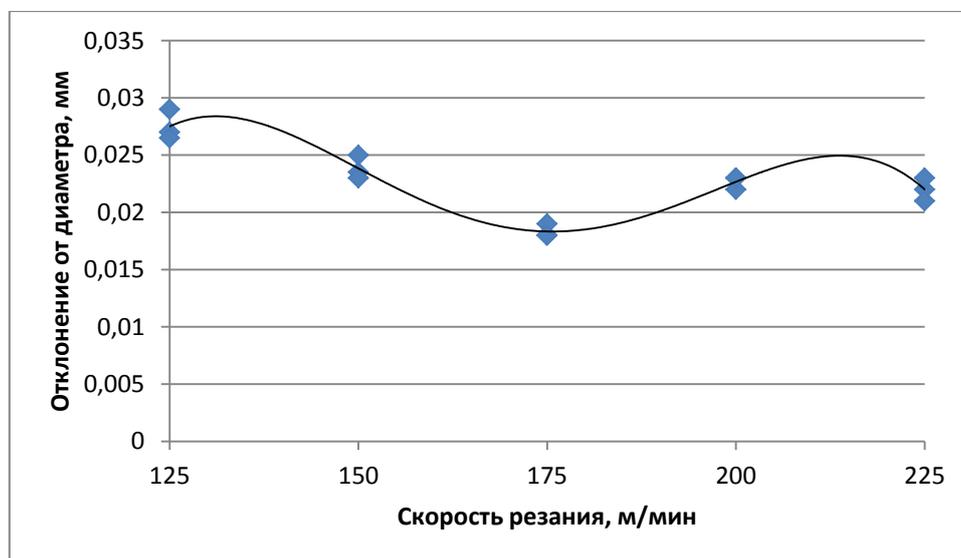


Рисунок 4.18 – График зависимости отклонения диаметра от отверстий от скорости резания

На графике рисунка 4.18 видно, что с увеличением скорости резания происходит снижение отклонения от заданного диаметра отверстия. С увеличением частоты вращения шпинделя устойчивость системы возрастает.

Также стоит отметить, что вибрация инструмента на высоких режимах резания оказывает наибольшее влияние на диаметр отверстия. Вибрация инструмента может достигать максимальных значений при касании инструментом заготовки и в нижней части отверстия.

#### 4.3.3 Исследование влияния параметров обработки на отклонение отверстий от цилиндричности

Отклонение от цилиндричности определяется как наибольшее расстояние  $\Delta$  от точек реальной поверхности до прилегающего цилиндра в пределах нормируемого участка (рис. 4.19). Измерения отклонений от цилиндричности отверстий просверленных сверлом R840-0900-50 A1A проводились с помощью КИМ Carl Zeiss Contura G2.

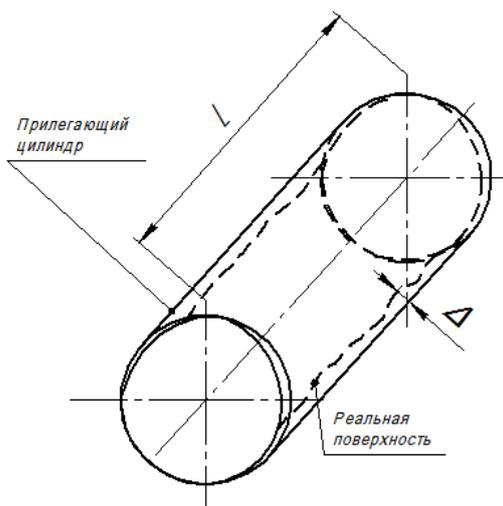


Рисунок 4.19 – Отклонение от цилиндричности

Таблица 4.10 – Отклонение от цилиндричности

Длина рабочей части спирального сверла, мм	Подача инструмента, мм/об	Скорость резания, м/мин	Отклонение от цилиндричности, мм
30	0,3	125	0,02
30	0,3	125	0,02
30	0,3	225	0,02
70	0,3	225	0,01
30	0,2	175	0,01
70	0,2	175	0,01
30	0,4	175	0,02

Длина рабочей части спирального сверла, мм	Подача инструмента, мм/об	Скорость резания, м/мин	Отклонение от цилиндричности, мм
70	0,4	175	0,01
50	0,2	125	0,02
50	0,2	225	0,02
50	0,4	125	0,01
50	0,4	225	0,02
50	0,3	175	0,01
50	0,3	175	0,01
50	0,3	175	0,01

Анализ результатов измерений, приведенных в таблице, позволяет сделать вывод, что при сверлении отверстий с частотой вращения шпинделя, входящей в зону устойчивого резания, отклонение от цилиндричности является минимальным.

#### 4.3.4 Исследование влияния режимов резания на вибрационную устойчивость операции сверления отверстий

В таблице В.2 приложения приведены среднеквадратичные значения виброускорений, полученные с помощью трехканального акселерометра при сверлении отверстий. Для оценки влияния режимов резания на процесс обработки построены графики зависимости СКЗ виброускорений от подачи инструмента (рисунок 4.20) и от скорости резания (рисунок 4.21).

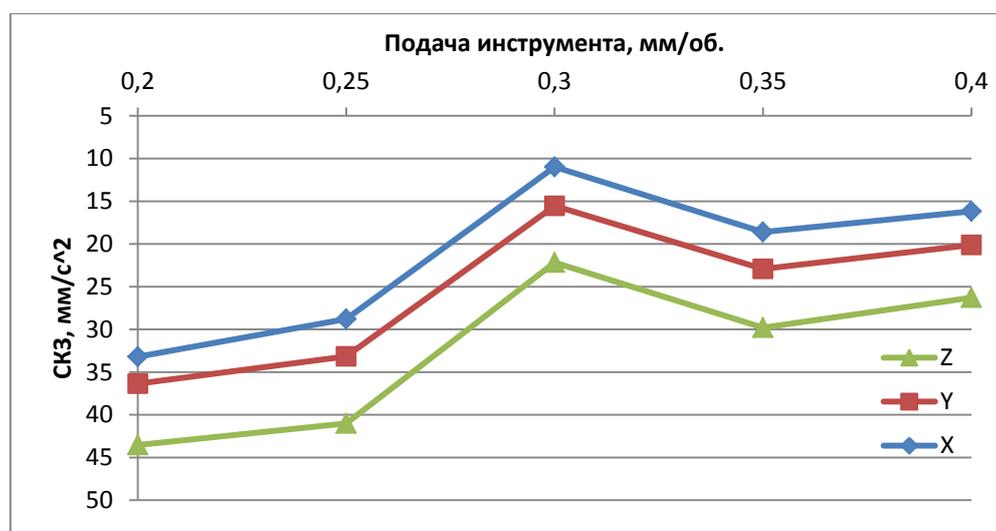


Рисунок 4.20 – График изменения СКЗ виброускорения по трем координатным осям в зависимости от подачи инструмента

Согласно графику, представленному на рисунке 4.5.3, СКЗ виброускорения уменьшается при увеличении подачи инструмента до определенного значения и после начинает увеличиваться. С точки зрения уровня вибраций системы, подача инструмента равная 0,3 мм/об является рациональной.

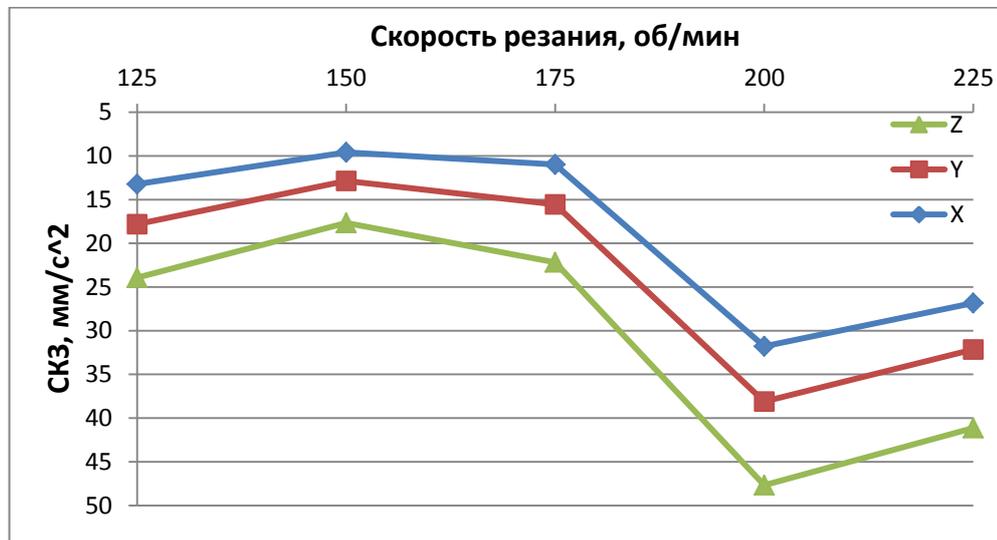


Рисунок 4.21 – График изменения СКЗ виброускорения по трем осям в зависимости от скорости резания

Согласно данным графика, представленного на рисунке 4.21, скорость резания при сверлении оказывает значительное влияние на уровень вибраций системы. Увеличение скорости резания до определенных значений (150 м/мин, 175 м/мин) благоприятно сказывается на протекании процесса сверления – вибрации в технологической системе минимальные. Увеличение скорости резания до 200 м/мин вызывает увеличение уровня вибраций, что отражено на графике.

Исходя из данных графиков 4.18 и 4.21, сверление отверстий на скорости резания 175 м/мин характеризуется минимальными силами резания и минимальным уровнем вибраций в технологической системе.

Устойчивость процесса резания при сверлении отверстий сверлом R840–0900–50A1A для различных комбинаций частот вращения шпинделя была определена, основываясь на измеренных силах, данных с акселерометра при резании и качестве поверхности на дне отверстия. Результаты экспериментов приведены в таблицах Б.1-Б.3 приложения. Силы резания, измеренные с помощью динамометрического комплекса Kistler, представленные в таблицах Б.1-Б.3 приложения под

пунктами а1- д1 раскладываются по каналам во временной области (пункты а2- б2). После этого каждый сигнал раскладывается в ряд Фурье в частотном диапазоне. Данные виброускорения, полученные с помощью трехканального акселерометра (а8-е8) раскладываются в ряд Фурье (а11-б11) по каждому из каналов.

Для каждой собственной частоты колебаний инструментальной наладки анализируются гармоники и их амплитуда.

Например, при 4421 об/мин частотные спектры сил резания и частотные спектры колебаний не показывают никаких пиков около поперечной моды, и также около крутильно-осевой моды. Также не наблюдается следов вибрации на обработанной поверхности. При частоте 7073 об/мин и 7957 об/мин частотный спектр сил резания и колебаний показывает доминирующий пик на частоте поперечной моды. Пики около собственной частоты поперечной моды вместе с увеличением амплитуд колебаний и сил показывают поперечную неустойчивость. На рисунке 4.22 показана обработанная поверхность дна отверстия, на которой видны следы вибраций с частотой поперечной моды. При частоте 6189 об/мин частотные спектры сил резания и частотные спектры колебаний не показывают никаких пиков около поперечной моды, и также около крутильно-осевой моды. Также не наблюдается следов вибрации на обработанной поверхности.

Сравнение полученных результатов шероховатости поверхностей отверстий позволяет сделать вывод, что при сверлении с охлаждением сжатым воздухом на скорости 175 м/мин и подачей инструмента 0,3 мм/об поверхность отверстий соответствует 7 качеству. При использовании смазочно-охлаждающей жидкости на вышеуказанных режимах резания поверхность отверстий соответствует 6 качеству. При этом отверстия выполнены с допуском отклонения от размера по Н8.



а) Режимы резания:  $n=4421$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_o=15$ мм



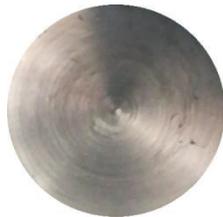
б) Режимы резания:  $n=5305$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_o=15$ мм



в) Режимы резания:  $n=7073$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_o=15$ мм



г) Режимы резания:  $n=7957$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_o=15$ мм



д) Режимы резания:  $n=6189$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_o=15$ мм



е) Режимы резания:  $n=6189$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_o=15$ мм, СОЖ

Рисунок 4.22 – Торцевая поверхность отверстий

Таблица 4.23– Рациональные режимы резания для сверления отверстий в  
алюминиевом сплаве сверлом R840–0900–50 A1A

Скорость резания, $v$ [мм/мин]	Подача инструмента, $S_n$ [мм/об]	Скорость вывода инструмента из отверстия, $v_b$ [мм/мин]	Охлаждающая среда	Шероховатость $R_a$ , мкм	Отклонение от диаметра, мм
175	0,3	2700	СОЖ	0,45–0,55	0,018–0,020

## **4.4 Технологические рекомендации. Сверление точных отверстий в деталях из алюминиевых сплавов**

### **4.4.1 Основные положения**

Настоящие рекомендации распространяются на спиральные твердосплавные сверла, используемые для сверления отверстий в деформируемых (1933 (Al-99,3%Zn-6,35%Mg-1,6%Cu-0,8%), В95 (Al-99,3%Zn-5%Mg-1,8%Cu-1,4%), 1163 (Al-92,58%Cu-4,1%Mg-1,3%Mn0,5)), литейных и ковких алюминиевых сплавах АЛ9 (Al-89,6%, Si-6%, Fe-1,5%, Mg-0,2%, Cu-0,2%), АК8 (Al-90,9%, Cu-3,9%, Si-0,6%, Fe-0,7%, Mg-0,2%, Mn-0,2%). Марки и химический состав указаны в ГОСТ 4784-97, ГОСТ 1583-93.

Инструкция содержит критерии выбора инструмента, зажимных патронов, требования к станкам, рекомендации по расчёту режимов резания при сверлении точных отверстий в деталях из вышеуказанных материалов.

Сверление является распространённым процессом обработки и одним из важных процессов в таких отраслях машиностроения как аэрокосмическая, судостроительная, автомобильная, и другие. Сверление часто является одной из последних выполняемых операций, что означает, что оно осуществляется, когда деталь имеет высокую добавочную стоимость. Производительность процесса может быть увеличена за счёт уменьшения геометрических дефектов в деталях и издержках, связанных с дополнительными операциями, исправляющими дефекты отверстий. Снижение образования геометрических дефектов возможно за счёт использования высокопроизводительных сверл, зажимных патронов, обеспечивающих достаточное усилие закрепления и минимальное биение, обрабатывающих центров высокой жесткости и точности, режимов резания, учитывающих обрабатываемый материал и вибрационные характеристики технологической системы.

Сверление является одним из процессов современной высокопроизводительной механообработки. Наряду со значительно более высокой производительностью по сравнению с классическим сверлением, данный процесс позволяет значительно сократить номенклатуру используемого инструмента за счёт получения

в некоторых случаях, отверстий высокой точности и шероховатости непосредственно после сверла, минуя зенкерование или развёртывание.

Настоящая инструкция предназначена для технологов разработчиков управляющих программ механообработки деталей из алюминиевых сплавов на станках с ЧПУ.

#### **4.4.2 Требования, предъявляемые к режущему инструменту и системе закрепления**

При выборе сверла для обработки точных отверстий определяющими являются нижеуказанные критерии:

- режущий материал;
- геометрия инструмента;
- закрепление инструмента на станке;
- конструктивные особенности детали;

Первым выбором являются специальные свёрла, ориентированные исключительно для сверления алюминиевых сплавов. К этой группе относятся свёрла типа R850, R860 (Sandvik Coromant), B411/K411 (Kennametal), MNS (Mitsubishi Materials).

Допускается применение универсальных свёрл, предназначенных для обработки различных материалов, в число которых входят алюминиевые сплавы. К данной группе можно отнести свёрла типа R840, 460-XM (Sandvik Coromant), MWE (Mitsubishi Materials), B966, B976, B977, B978 B041\_CPG, B042\_CPG B051\_CPG, B052\_CPG, B053\_CPG (Kennametal).

Цельные сверла должны быть изготовлены из твердого сплава (GC1020, GC1220, N20D, K20, H10F, HM-UF, HTi10, VP15TF, DP7020, TF15, DP1021, KN15, KF, KC7315, K30F, WJ30RE, WJ30TA) с износостойким PVD или CVD покрытием (Ti(C,N)+TiN, (Ti,AL)N, TiN).

Сверло должно представлять собой монолитную конструкцию с длиной рабочей части от 2 до 7 диаметров и цилиндрическим хвостовиком. В сверле должны быть выполнены каналы для внутренней подачи СОЖ.

Контроль параметров режущего инструмента осуществляется согласно Техническим условиям ГОСТ 2034-80. Значения контролируемых параметров должны быть не хуже указанных в таблице 4.24.

Таблица 4.24 – Контролируемые параметры спирального сверла

Поле допуска диаметра режущей части сверла, измеренное в начале рабочей части	<i>m7</i>
Поле допуска диаметра хвостовика	<i>h6</i>
Шероховатость, мкм/ $\mu\text{m}$ : задних поверхностей режущей части $R_z$	1,6
направляющих ленточек $R_z$	2,2
поверхности хвостовика $R_a$	0,32
поверхностей канавок $R_z$	3,2
Допуск осевого биения	0,01
Допуск радиального биения	0,02
Допуск симметричности поперечной кромки относительно оси рабочей части	0,01
Предельные отклонения угла при вершине и заднего угла	не более -1,5

Геометрическая форма режущей кромки сильно зависит от обрабатываемого материала [45, 53].

Рекомендованные значения углов режущего инструмента для сверления алюминиевых сплавов:

- двойной угол в плане  $2\varphi=90-140^\circ$
- передний угол  $\gamma=(12\div 15)^\circ$

- задний угол  $\alpha=(6\div 8)^\circ$
- угол наклона главной режущей кромки  $\lambda=(20\div 25)^\circ$
- угол наклона винтовой канавки  $\omega=(29\div 32)^\circ$

Система закрепления инструмента должна обеспечивать максимальную точность, жёсткость. Для зажима сверл с цилиндрическим хвостовиком должны использоваться патроны, технические параметры которых отвечают требованиям высокоскоростной обработки. К основным параметрам патронов относятся длина зажима, усилие зажима и допуск на цилиндричность. Радиальное биение патрона должно находиться в пределах 0,006 мм на частоте вращения свыше 10000 об/мин (на вылете три диаметра инструмента).

Допускается работа только отбалансированными инструментальными наладками. Допуск на балансировку определяется в соответствии с ISO 1940/1. При этом в расчёт берутся рекомендации производителя станка, на котором будет производиться обработка, обороты шпинделя, масса и конструктивные особенности системы крепления инструмента.

Следует отдавать предпочтение конструктивно сбалансированным патронам, которые не требуют балансировки при частоте вращения шпинделя, не превышающей значение, указанное в сопроводительной документации (как правило, 25 000 об/мин).

Указанным требованиям отвечают гидропластовый, гидравлический, термоусадочный и т.п. зажимные патроны.

При обработке отверстий на дне глубоких карманов или с близким расположением к ребру следует обеспечить минимальный вылет режущего инструмента, за счет использования зажимного патрона длинного исполнения, в остальных случаях следует использовать патроны короткого исполнения (рис. 4.24).

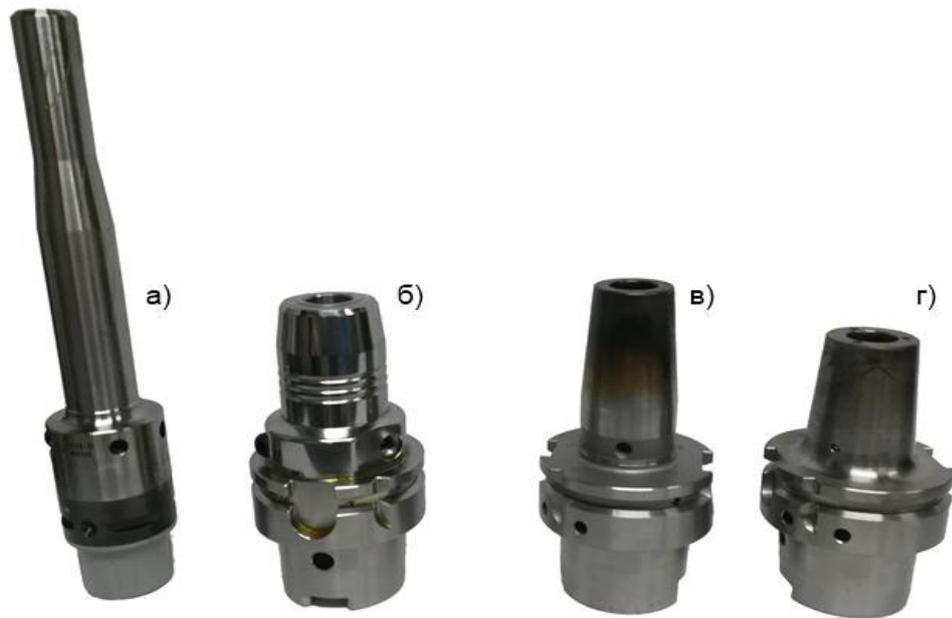


Рисунок 4.24 – Зажимные патроны: а) гидропластовый длинного исполнения; б) гидропластовый короткого исполнения; в) термоусадочный удлиненного исполнения; г) термоусадочный короткого исполнения

Использование цанг для сопряжения инструмента с зажимным патроном позволяет увеличить жесткость закрепления. В тоже время цанга вносит дополнительную погрешность. Поэтому допускается только использование цанг без видимых повреждений и задиrow.

#### 4.4.3 Требования, предъявляемые к станкам и системе закрепления детали

Станок - обрабатывающий центр с ЧПУ (фрезерный или токарно-фрезерный с фрезерным шпинделем) с бесступенчатым управлением частотой вращения шпинделя. Радиальное биение шпинделя, измеренное в непосредственной близости к торцу шпинделя не должно превышать 0,005 мм; измеренное на расстояние 300 мм от торца не должно превышать 0,015мм. Эти требования позволяют обеспечить конуса шпинделя (ISO, BT, HSK, Capto) выполненные по стандартам ISO 7388 (ГОСТ 25827-2014), ISO 12164 (ГОСТ Р ИСО 12164) или ISO 26623.

Система закрепления детали должна быть жесткой. Закрепление детали на столе станка осуществляется в тисках (гидромеханических, гидравлических и т.п.) либо с помощью прихватов. Прихваты должны плотно прилегать к поверхности

детали. Вибрации детали при сверлении отверстий отсутствуют или являются ничтожно малыми, не оказывающими влияние на динамику процесса сверления.

#### 4.4.4 Особенности обработки отверстий сверлением

Сверление отверстий выполняется за один проход без предварительного засверливания. В случае сверления отверстий глубиной более  $7d$  необходимо выполнить предварительное засверливание на глубину  $0,5d$ , инструментом с такой же геометрией, но короткой серии.

Сверление отверстий должно выполняться с внутренним подводом СОЖ. СОЖ должна представлять собой водную масляную эмульсию с сернистыми EP присадками высокого давления. Концентрация масла должна быть в пределах 5-12%. Давление СОЖ должно быть больше или равно 20 бар. Расход СОЖ в минуту должен составлять не менее 1,5 литров (Проверить расход можно с помощью секундомера и емкости с мерными делениями). Объем резервуара должен в 5-10 раз превышать объем СОЖ, подаваемым насосом в минуту.

Врезание сверла рекомендуется выполнять в плоскую поверхность. В случаях засверливания в криволинейную поверхность подача сверла должна быть уменьшена до  $\frac{1}{4}$  от установленного значения, с целью предотвращения преждевременного износа режущих кромок.

Сверление выпуклых поверхностей допустимо, если радиус поверхности в 4 раза превышает диаметр сверла и ось отверстия перпендикулярна радиусу. Значение подачи на входе должно составлять  $\frac{1}{2}$  от установленного  $S_0$ .

Сверление вогнутых поверхностей допустимо, если радиус поверхности в 15 раз превышает диаметр сверла и ось отверстия перпендикулярна радиусу. Значение подачи на входе должно составлять  $\frac{1}{3}$  от установленного  $S_0$ .

Сверление отверстий в поверхностях, расположенных с углом наклона до  $10^\circ$  допускается, при уменьшении подачи на входе до  $\frac{1}{3}$  от установленного значения.

Засверливание в поверхность с углом наклона, превышающим 10 градусов, не представляется возможным.

Рассверливание отверстий не допускается. Также не рекомендуется использовать кондукторные втулки.

#### **4.4.5 Определение рациональных режимов резания методом модального анализа**

Рассмотренные выше рекомендации по назначению режимов резания являются общими и в большинстве случаев могут быть скорректированы. Величина коррекции зависит от свойств конкретной технологической системы. В некоторых случаях возможно значительное увеличение производительности. Метод модального анализа прошёл апробацию на предприятии и зарекомендовал себя как действенное средство снижения трудоёмкости механообработки.

Состав аппаратно-программного комплекса для модального (рис. 4.25):

1. Акселерометр чувствительностью 9,41 мВ/гр
2. Акселерометр чувствительностью 9,95 мВ/гр
3. Акселерометр чувствительностью 101,1 мВ/гр
4. Молоток для низкочастотного возбуждения
5. Молоток для среднечастотного возбуждения
6. Молоток для высокочастотного возбуждения
7. Микрофон
8. Аналого-цифровой преобразователь (АЦП)
9. Воск
11. Специальные кабели с BNC разъемами



Рисунок 4.25 – Комплекс для проведения модального анализа

Работы по повышению качества и точности обработки отверстий проводятся после того как подписан акт внедрения детали. На этом этапе должен быть определён перечень инструментальных наладок, используемых для сверления отверстий. Определены вылеты всех инструментов и типы держателей инструмента. Измерения геометрических размеров и шероховатости поверхности детали должны соответствовать требованиям КД.

Разработчик УП предоставляет перечень инструмента с утверждёнными режимами резания для каждого инструмента.

Цех, в котором изготавливается рассматриваемая деталь, собирает инструментальные наладки. Затем цех предоставляет станок, на котором изготавливается деталь для проведения начального теста. Время, требуемое для проведения теста, рассчитывается исходя из того, что для тестирования одной наладки необходимо примерно 20 - 30 минут.

Для проведения ударного теста требуется подготовить оборудование, для этого необходимо:

1. Подключить АЦП к USB порту компьютера
2. Подсоединить молоток к первому каналу АЦП с помощью специального кабеля с BNC разъемами
3. Подсоединить акселерометр ко второму каналу АЦП
4. Закрепить с помощью воска акселерометр на вершине режущего инструмента по направлению оси X

После чего следует выполнить измерения, для этого:

1. Из окна программы CutPro запустить модуль MALTf
2. В открывшемся окне указать модель используемого молотка и акселерометра
3. Нанести удар по инструменту напротив акселерометра вдоль оси X. Первый удар должен быть немного сильнее последующих.
4. Продолжить наносить удары по инструменту до тех пор, пока программа не остановит сбор данных.
5. По окончании сбора данных программа выдаст звуковой сигнал.
6. Повторить пункты 1-5 для направлений XY, YX, YY, ZZ.
7. После чего экспортировать полученные данные в файлы с расширением \*.frf

Проведение модального анализа инструментальных наладок с длиной режущего инструмента превышающей 5 диаметров необходимо использовать вместо акселерометра лазерный виброметр, для этого:

1. Закрепить лазерный виброметр на штативе
2. Подсоединить акселерометр ко второму каналу АЦП
3. Сфокусировать лазерный виброметр на вершине режущего инструмента
4. Из окна программы CutPro запустить модуль MALTf
5. В открывшемся окне указать модель используемого лазерного виброметра и чувствительность
6. Выполнить стандартную процедуру измерений

Для определения модальных параметров инструментальной наладки необходимо выполнить следующие шаги:

1. Из окна программы CutPro запустить Modal
2. В открывшемся окне указать расположение файла с расширением \*.frf
3. Нажать кнопку «ОК» и на полученном графике амплитудно-частотной характеристики (рис. 4.25) выбрать наиболее выраженные моды
4. Запустить быстрый расчет модальных параметров
5. Результаты расчета автоматически сформируют таблицу модальных параметров инструментальной наладки (табл. 4.14)

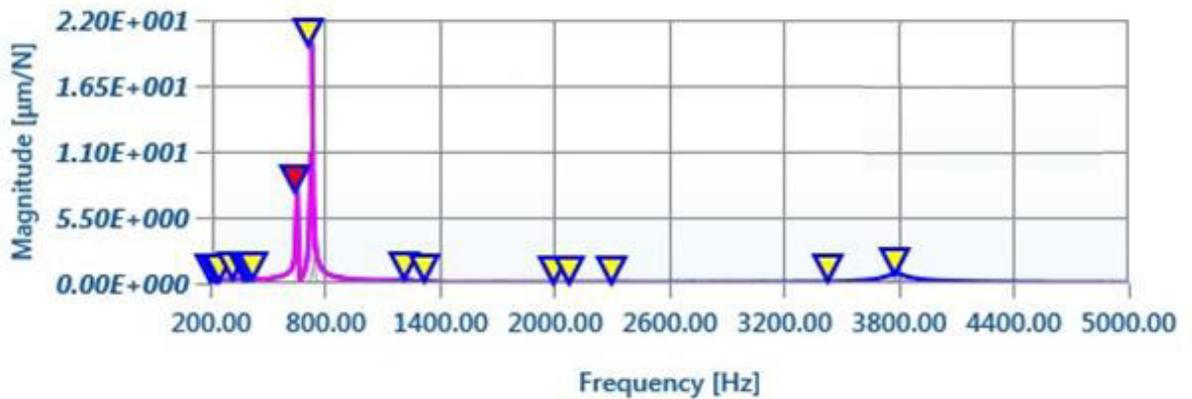


Рисунок 4.25 – График амплитудно-частотной характеристики инструментальной наладки

Таблица 4.25 – Модальные параметры исследуемой инструментальной наладки

Mode No	Frequency [Hz]	Damping Ratio [%]	Modal Stiffness [N/m]	Mass [kg]
1	643.73	0.36	1.7692E07	1.081
2	720.41	0.39	6.3882E06	0.312

#### 4.5.5 Построение диаграммы вибрационной устойчивости операции сверления отверстий и определение частот вращения шпинделя

На базе амплитудно-частотной характеристики и модальных параметров для каждой наладки рассчитывается диаграмма вибрационной устойчивости. Для этого необходимо открыть в программной среде Matlab подпрограмму «force» и указать эмпирические параметры обрабатываемого материала. После чего открыть программу «Построение диаграммы вибрационной устойчивости» (часть кода программы представлена ниже) и добавить в код программы модальные параметры инструментальной наладки, радиус сверла, подачу и максимальное число оборотов для сверла.

**MASS(1,1) = ; % масса, в тоннах**

**MASS(2,2) = ; % осевой момент инерции, в тоннах\*мм<sup>2</sup>**

**STIF(1,1) = ; % жесткость**

**STIF(2,2) = ; % жесткость на кручение**

**DAMP =); % демпфирование**

**%-----**

**N=100; % количество оборотов для которых построены графики**

**z=2; % число зубьев**

**ng=180\*z; % кол-во геом. точек**

**Sz= ; % подача на зуб**

**NT = 1000; % количество шагов моделирования на оборот**

**r= ; % радиус сверла, мм**

**tau = (0.5/nf)/(n/60.0);**

**%-----**

Далее нажать кнопку «Run» для построения диаграммы вибрационной устойчивости (рис. 4.26).

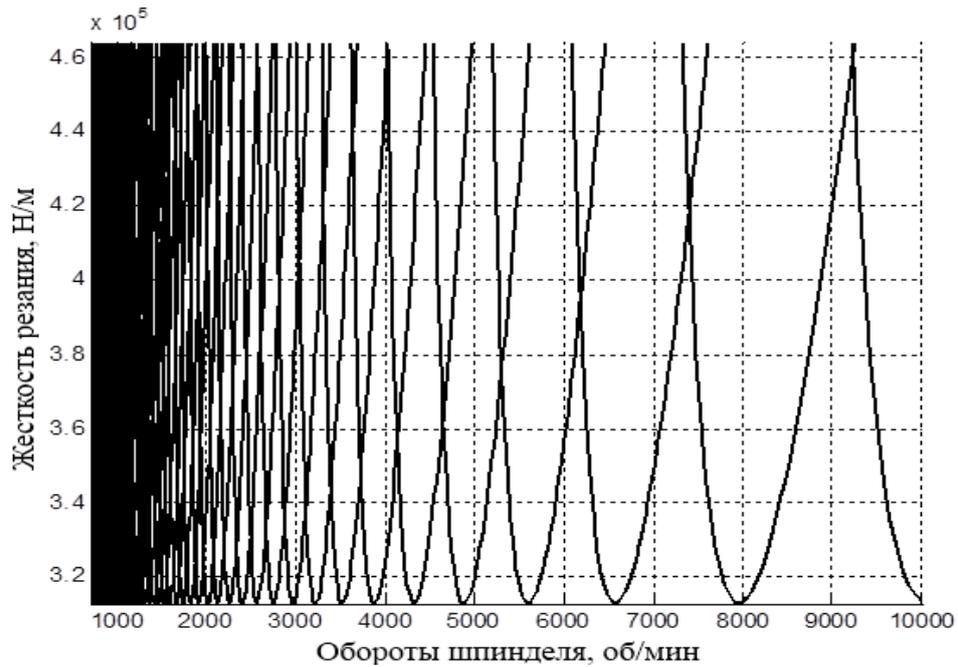


Рисунок 4.26 - Диаграмма вибрационной устойчивости процесса сверления

На диаграмме показаны диапазоны частот вращения шпинделя, при которых возможна безвибрационная работа (области, находящиеся ниже графика).

При расчёте данной диаграммы необходимо иметь достоверную информацию о механических свойствах обрабатываемого материала и геометрии режущей части инструмента. При анализе инструментальных наладок на базе инструментов собственного изготовления номинальные геометрические параметры инструментов берутся из чертежа, выполненного в КБ инструмента отдела 311. В случае покупного инструмента требуется информация от поставщика инструмента.

На базе диаграммы областей стабильного резания определяется частота вращения шпинделя, при которой возможна безвибрационная работа. При этом принимаются во внимание следующие факторы:

- максимально разрешённая частота вращения станка;
- диаграмма шпинделя;
- максимально допустимая скорость резания для рассматриваемого инструмента согласно рекомендациям производителя.

Для практической проверки режимов резания цех предоставляет заготовку из материала, аналогичного материалу из которого изготавливается рассматриваемая деталь. На станке производится тестовое резание, цель которого

подтвердить на практике оптимизированные режимы резания для каждой инструментальной наладки. При этом снимаются показания индикатора вибраций (при его наличии) системы ЧПУ.

После производится повторное внедрение детали. При этом производится вибродинамический анализ процесса резания с использования модуля MalDAQ. Микрофон должен быть установлен таким образом, чтобы улавливать вибрации в зоне резания. В ходе работы снимаются диаграммы вибраций (рис. 4.27) для каждой инструментальной наладки. С помощью данной диаграммы определяются резонансные частоты технологической системы, и корректируются частоты вращения шпинделя, за счет выбора другой области устойчивого резания.

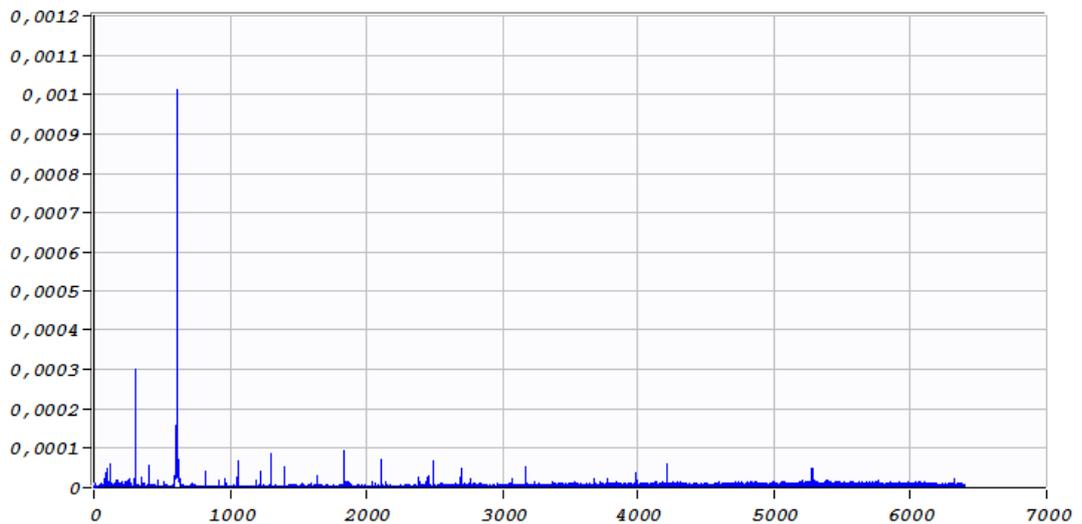


Рисунок 4.27 - Диаграмма вибраций при резании

По результатам вибродинамического анализа окончательно корректируются режимы резания и вносятся соответствующие изменения в технологическую документацию на данную деталь. На подобранных таким образом режимах резания выполняется серийное изготовление детали.

Описанная процедура может применяться повторно в случаях, когда:

- введение новых инструментальных наладок или изменение существующих, вызванное изменениями в КТД;
- перевод изготовления детали на другой станок;
- изменение материала детали;

- отказы станка, имеющие системный характер и подтвержденные записями в журнале регистрации аварийных ситуаций.

После чего выбирается область, в которой обеспечивается максимальная частота вращения, и, которая входит в диапазон рекомендованных значений производителя режущего инструмента.

### **Выводы по четвертой главе**

1. Проведены экспериментальные исследования зависимости точности отверстий от технологических параметров операции сверления. Установлено, что отклонение от диаметра отверстия соответствует эмпирической математической модели, параметрами которой являются – длина рабочей части спирального сверла, скорость резания и подача инструмента.

2. Проведены экспериментальные исследования шероховатости поверхности отверстий. Установлено, что на шероховатость поверхности оказывает влияние скорость вывода инструмента. Для снижения негативного влияния скорости вывода инструмента, следует извлекать сверло из отверстия на рабочей подаче.

3. Выполнена оценка вибрационной устойчивости операции сверления отверстий. Экспериментально подтверждено наличие областей устойчивого и неустойчивого резания. Установлено, что сверление отверстий на режимах резания, определенных с помощью диаграммы вибрационной устойчивости, позволяет получать отверстия по 7-8 качеству и шероховатостью поверхностью Ra до 1,25 мкм без использования дополнительных операций механообработки, таких как зенкерование и развертывание.

4. Разработаны технологические рекомендации для сверления точных отверстий в алюминиевых сплавах. Рекомендации позволят технологам разработчикам управляющих программ механообработки деталей на станках с ЧПУ назначать режимы резания для операции сверления с учетом динамических характеристик технологической системы.

## Заключение

Применение методов математического моделирования, аппаратных средств модального анализа, оборудования и режущего инструмента для высокопроизводительной механообработки позволило значительно сократить номенклатуру используемого инструмента за счёт получения, отверстий высокой точности и шероховатости непосредственно после сверления, минуя операции зенкерования или развёртывания.

При решении задач, обозначенных в диссертационной работе и направленных на достижение поставленной цели, были получены следующие научные и практические результаты:

1. Разработанная математическая модель процесса сверления, учитывающая динамические колебания инструментальной системы и физико-механические свойства обрабатываемого материала, позволяет обоснованно назначать режимы резания для операции сверления точных отверстий без предварительного засверливания.

2. Проведенные экспериментальные исследования и анализ полученных результатов, позволили определить эмпирические зависимости между режимами резания, длиной спирального сверла и величиной отклонения от диаметра отверстия

3. Проведено исследование обрабатываемости деформируемых алюминиевых сплавов. Установлено, что эмпирические параметры, характеризующие обрабатываемость, могут достоверно описать материал при моделировании процесса сверления, и могут использоваться как в специальных программных продуктах, так и с использованием языков программирования высокого уровня.

4. Разработанные методические основы выбора зажимного патрона, для операции обработки отверстий сверлением, с учетом передаваемого крутящего момента, класса балансировки и вибрационных параметров инструментальной наладки позволяют на этапе разработки технологических процессов обеспечить выбор технологических решений, направленных на повышение производительности и вибрационной устойчивости операции сверления.

5. Выполнено моделирование диаграммы вибрационной устойчивости процесса сверления. Установлено влияние скорости вывода инструмента на сохранение качества поверхности отверстия. При выводе инструмента из отверстия на скорости равной скорости подачи инструмента, качество поверхности отверстия является наилучшим.

6. Разработаны технологические рекомендации. Данные рекомендации позволят технологам разработчикам управляющих программ механообработки деталей из алюминиевых сплавов на станках с ЧПУ повысить производительность и качество обработки отверстий сверлением, за счет назначения режимов резания, учитывающих вибрационное состояние технологической системы и физико-механические обрабатываемого материала. Исключить из технологического процесса операции, исправляющие геометрические дефекты отверстий, такие как зенкерование или развертывание.

**Библиографический список**

1. Адлер Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский – М.: Наука, 1976. 280 с.
2. Арзумян А.М. Определение математических моделей расчета средней температуры в зоне резания / А.М. Арзумян, С.А. Акопян. – Вестник ГИУА. Серия «Механика, машиноведение, машиностроение». – 2013 – №1. – С. 1-6.
3. Армарево И.Дж. А. Обработка металлов резанием / И.Дж.А. Армарево, Р.Х. Браун. – М.: Машиностроение, 1977. 325 с.
4. Аршинов В.А. Резание металлов / В.А. Аршинов, Г.А. Алексеев – М.: Машгиз, 1959 г. 490с
5. Афонин А.Н. Моделирование нарезания резьб в системе DEFORM / А.Н. Афонин // Труды Всероссийской научно–практ. конф. «Инженерные системы – 2008», М.: РУДН. – 2008. – С. 153-156.
6. Базров Б.М. Основы технологии машиностроения / Б.М. Базров - М.: Машиностроение, 2003. 736с
7. Балла, О.М. Обработка деталей на станках с ЧПУ. Оборудование. Оснастка. Технология / О.М. Балла – Санкт–Петербург: Лань, 2017. 368 с
8. Барботько, А.И. Математическая статистика в машиностроении: Алгоритмы расчётно – графических работ / А.И. Барботько, А.О. Гладышкин. – Курск: Курск. гос. техн. ун - т, 2006. 320 с
9. Бармин Б.П. Вибрации и режимы резания / Б.П. Бармин – М: Машиностроение, 1972. 72 с.
10. Безъязычный В.Ф. Основы технологии машиностроения / В.Ф. Безъязычный М.: Машиностроение, 2013. 568 с.
11. Быкадор В.С. Влияние динамики процесса сверления на формирование погрешностей глубоких отверстий / В.С. Быкадор // Вестник ДГТУ. – 2010. №8(51). – С.1207-1218.
12. Васин С.А., Хлудов С.Я. Проектирование сменных многогранных пластин. Методологические принципы / С.А. Васин, С.Я. Хлудов – М.: Машиностроение, 1972. 120 с.

- ние, 2006. 352 с.
13. Виноградов Ю.В. Моделирование процесса резания металла методом конечных элементов: автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. / Ю.В. Виноградов. Тула, 2004. 19 с.
  14. Владимиров В.М. Изготовление и ремонт контрольно – измерительных и режущих инструментов / В.М. Владимиров – М.: Высш. школа, 1976. 280 с.
  15. Высокопроизводительная обработка металлов резанием. – М: Издательство «Полиграфия», 2003. 301 с.
  16. Высокопроизводительное прецизионное развертывание отверстий. [Электронный ресурс]. URL: [http://www.sandvik.coromant.com/ru-ru/products/cororeamer\\_435/pages/default.aspx](http://www.sandvik.coromant.com/ru-ru/products/cororeamer_435/pages/default.aspx)
  17. Высокоточный гидропластовый патрон с высокой надежностью от вытягивания. [Электронный ресурс]. URL: [http://www.sandvik.coromant.com/ru-ru/products/corochuck\\_930/Pages/default.aspx](http://www.sandvik.coromant.com/ru-ru/products/corochuck_930/Pages/default.aspx)
  18. Гимадеев М.Р. Получение заданных параметров шероховатости при сверлении и фрезеровании цилиндрических отверстий / М.Р. Гимадеев [и др.] // Ученые записки Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета. – 2016. – №1(25). – С.66-72
  19. Горбунов И.В. Особенности моделирования процессов механической обработки в САЕ системах. механообработки / И.В. Горбунов, И.В. Ефременков, В.Л. Леонтьев, А.Р. Гисметулин //Известия Самарского научного центра РАН. – 2013. № 4–4. – С. 846-853
  20. Горелова А.Ю. Методы повышения точности обработки глубоких отверстий / А.Ю Горелова, А.А. Плешаков //Известия ТулГУ. Технические науки. – 2013. – №7(2). – С.363-370
  21. ГОСТ 25142–82. Шероховатость поверхности. Термины и определения. Введен 01.01.1983. – М.: Изд-во стандартов, 1982. 22 с.
  22. Грановский, Г.И. Резание металлов: учебник для машиностр. и приборостр. спец. вузов / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М.: Высш. шк., 1985. 304 с.
  23. Григорьев А.Я. Физика и микрогеометрия технических поверхностей / А.Я.

- Григорьев – Минск: Беларуская навука, 2016. 247 с.
24. Гузеев В.И. Режимы резания для токарных и сверлильно–фрезерно–расточных станков с числовым программным управлением: Справочник / В.И. Гузеев – М.: Машиностроение, 2005. 368 с.
  25. Гуськов А.М. Обзор литературных источников по моделированию динамики процесса сверления /А.М. Гусев, С.А. Воронов, И.А. Киселёв, Н.А. Жуков, И.И. Иванов, С.М. Николаев //Наука и образование. – 2015 – №12. – С. 240–265.
  26. Дерябин И.П. Исследование влияния перемычки сверла на точность обработки отверстий / И.П. Дерябин, С.И. Павличук // Наука ЮУрГУ: материалы 66–й научной конференции. –Челябинск, 2014. С. 1437-1440.
  27. Драчев О.И. Анализ неопределенных условий обработки при моделировании процесса вибрационного сверления / О.И. Драчев [и др.] // Прогресивні технології і системи машинобудування. – 2008. -№2(36). – С.62-70.
  28. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков – М: Машиностроение, 1986. 184 с.
  29. Загоскин И.В. О влиянии смазочно–охлаждающих жидкостей на стойкость сверл и шероховатость обработанной поверхности/ И.В. Загоскин, С.П. Касаткин // Совершенствование технологических процессов в машиностроении: сб. н. тр. – Иркутск, 1982. – С. 156
  30. Каллиоппин В.В. Механика волны при резании / В.В. Каллиоппин – Минск: Наука и Техника, 1969. 170 с.
  31. Киселев И.А. Моделирование динамики процесса фрезерования тонкостенных сложнопрофильных деталей: автореф. дис. на соиск уч. ст. канд. техн. наук/ И.А. Киселев. – МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2013. – 21 с.
  32. Кожевников Д.В. Резание материалов / Д.В. Кожевников, С.В. Кирсанов – М.: Машиностроение, 2007. 304 с.
  33. Колтунов М.А. Прикладная механика деформируемого твердого тела М.А. Колтунов, А.С. Кравчук, В.П. Майборода – М.: Высш. шк., 1983. 349 с.
  34. Кравченко К.Ю. Разработка и обоснование новых режимов резания в техно-

- логии концевой фрезерования при условии обеспечения устойчивого резания: автореф. дис. на соиск уч. ст. канд. техн. наук / К.Ю. Кравченко – УР-ФУ. Екатеринбург, 2016. – 18 с.
35. Крауныш П.Я. Информационное обеспечение математических моделей в технических задачах / П.Я. Крауныш, М.Г. Гольдшмидт, С.Е. Буханченко, Д.М. Козарь. – Проблемы информатики. 2012. №5. С.134-137.
36. Кудинов В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов – М.: Машиностроение, 1967. 360 с.
37. Лазарев Г.С. Автоколебания при резании металлов Г.С. Лазарев – М.: Высшая школа, 1971. 243 с.
38. Макаров, А.Д. Оптимизация процессов резания А.Д. Макаров – М.: Машиностроение, 1976. 270 с.
39. Металлорежущий инструмент Sandvik Coromant. Основной каталог. Швеция, типография Elanders, 2008. 1144 с.
40. Метод линий скольжений. [Электронный ресурс] URL: <http://metall-work.ru/kontrol/47.html>
41. Огневенко Е.С. Повышение производительности обработки отверстий путем выбора оптимальных режимов резания на основе анализа динамики процесса сверления: автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук/ Е.С. Огневенко. – АлтГТУ. Барнаул, 2010. – 16 с.
42. Оден Дж. Конечные элементы в нелинейной механике сплошных сред / Дж. Оден – М.: Мир, 1976. 464 с.
43. Орликов М.Л. Динамика станков. 2-е изд., перераб. и доп. / М.Л. Орликов – Киев: Высшая школа, Головное издательство, 1989. 272 с.
44. Петраков Ю.В. Моделирование процессов резания / Ю.В. Петраков, О.И. Драчёв – Старый Оскол: ТНТ, 2011. 240 с.
45. Петухов Ю.Е. Математическая модель криволинейной режущей кромки спирального сверла повышенной стойкости / Ю.Е. Петухов, А.А. Водовозов// Вестник МГТУ «Станкин» – Москва, – 2012 – №3(22). – С.28 - 32.
46. Поздеев А.А. Большие упругопластические деформации / А.А. Поздеев, П.П.

- Трусов, Ю.И Няшин – М.: Наука, 1986. 232 с.
47. Пярых А.С. Исследование зажимных патронов для сверления точных отверстий / А.С. Пярых // Системы. Методы. Технологии. 2016. №4(32). С. 70-74
  48. Пярых А.С. Математическая модель геометрии режущей части спирального сверла/ А.С. Пярых // Авиамашиностроение и транспорт Сибири: сборник трудов конференции – Иркутск, 2017. – 12 – 15 апреля 2017 – С. 232-236.
  49. Пярых А.С. Моделирование вибрационной устойчивости процесса сверления / А.С. Пярых // Механики XXI века: материалы XVI Всероссийской научно – технической конференции с международным участием. – Братск, - 17 – 18 мая 2017. – №16. – С. 133-137
  50. Пярых А.С. Определение коэффициентов сил резания для моделирования процессов механообработки / А.С. Пярых. А.В. Савилов // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. –2015. – №2–1. – С. 211-216.
  51. Пярых А.С. Определение коэффициентов сил резания для моделирования процесса сверления /А.С. Пярых, А.В. Савилов // Системы. Методы. Технологии. – Братск, – 2016. – №2(30). – С.69-73.
  52. Регрессионный анализ результатов однофакторного эксперимента. [Электронный ресурс] URL: [http://libraryno.ru/2-6-regressionnyu-analiz-rezul-tatov-odnofaktornogo-eksperimenta-osn\\_plan\\_exp/](http://libraryno.ru/2-6-regressionnyu-analiz-rezul-tatov-odnofaktornogo-eksperimenta-osn_plan_exp/)
  53. Родин П.Р. Геометрия режущей части спирального сверла / П.Р. Родин – К.: Техніка, 1971. 136с.
  54. Руководство по обработке отверстий. Sandvik Coromant. Швеция, типография Sandvikens Tryckeri, 2006. 240 с.
  55. Савилов А.В. Влияние вибраций на точность и качество поверхности отверстий при сверлении/ А.В. Савилов, А.С. Пярых – Вестник ИрГТУ. –2013. – №12. – С. 103-110.
  56. Савилов А.В. Определение коэффициентов сил резания для моделирования процессов механообработки / А.В. Савилов, А.С. Пярых – Известия Самарского научного центра РАН. – 2015. – № 2–1. – С. 211-216.

57. Савилов А.В. Современные методы оптимизации высокопроизводительного фрезерования / А.В. Савилов, А.С. Пятых, С.А. Тимофеев. – Известия Самарского научного центра РАН. – 2013. – № 6–2. – С. 476-479.
58. Савилов А.В. Исследование влияния дисбаланса инструментальных наладок на выходные показатели фрезерования/ А.В. Савилов, Д.Ю. Николаев, А.Ю. Николаев // Вестник ИрГТУ.– Иркутск, 2015. – №7. – С.81-90.
59. Савилов А.В. Современное состояние производства высокопроизводительного режущего инструмента из порошковых быстрорежущих сталей и твердых сплавов / А.В. Савилов, Д.С. Никулин, Е.П. Николаева, А.Е. Родыгина// Вестник ИрГТУ – Иркутск, – 2013. – №6. С. 26-33.
60. Салабаев Д.Е. Повышение точности при сверлении отверстий путем динамической настройки технологической системы: автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. тех. наук./ Д.Е. Салабаев – Тольятти: Тольяттинский государственный университет, 2005. 19 с.
61. Сергеев С.В. Повышение точности при сверлении отверстий спиральными сверлами путем управления динамическими составляющими процесса: автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. техн. наук/ С.В. Сергеев. – Челябинск, ЧГТУ. 1995. – 19 с.
62. Серебренникова Н.Ю. Структура и свойства массивных плит толщиной более 70 мм из алюминиевых сплавов В95пч/очТ2, АК4-1чТ1 и 1163Т / Н.Ю. Серебренникова, А.Л. Иванов, А.О. Иванова // Перспективные высокопрочные алюминиевые сплавы для изделий авиационной, ракетной и атомной техники: Материалы научной конференции. – Москва, – 6 ноября 2014. С. 1–8.
63. Смирнов В.В. Метод конечных элементов / В.В. Смирнов [Электронный ресурс] URL: <http://www.exponenta.ru/educat/systemat/smirnov/main.asp>
64. Суслов А.Г. Инженерия поверхности деталей / А.Г. Суслов, В.Ф. Безъязычный, Ю.В. Панфилов, С.Г. Бишутин – М.: Машиностроение, 2008. 320 с.
65. Фельдштейн Э.И. Как лучше использовать режущий инструмент. / Э.И. Фельдштейн – Мн.: Государственное изд-во БССР, Редакция производ-

- ственной литературы, 1960. 272 с.
66. Хасан Аль–Дабас. Повышение качества обработки за счет разработки и применения сверлильно – фрезерных патронов: автореф. дис. на соиск. уч.ст. канд. тех наук / Аль-Дабас Хасан. – Москва: Российский университет дружбы народов, 2011. 20 с.
  67. Шевченко Н.А. Геометрические параметры режущей кромки инструментов и сечения среза / Н.А. Шевченко – М.: Машгиз, 1957. – 140с.
  68. Эффективные технологические решения. [Электронный ресурс] URL: <http://www.sandvik.coromant.com/SiteCollectionDocuments/downloads/global/bruchures/ru-ru/C-2940-131.pdf>
  69. Яковлев М.Г. Повышение производительности токарной обработки мало- жестких деталей из никелевых сплавов на основе моделирования динамики процесса резания: автореф. дис. на соиск. уч. ст. канд. тех. наук. / М.Г. Яковлев. Москва, МГТУ «Станкин», 2009. 21 с.
  70. Ящерицын П.И. Основы резания металлов и режущий инструмент. / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Н.И. Жигалко – Мн.: Выш. школа, 1981. 560 с.
  71. Abdelhafeez A.M. Burr formation and hole quality when drilling titanium and aluminium alloys /A.M. Abdelhafeez, S. L. Soo, D. K. Aspinwall, A. Dowson, D. Arnold // Procedia CIRP. – 2015. – №37. – P. 230-235.
  72. Abele E. Influence of drill dynamics on bore quality / E. Abele, J. Elsenheimer, J. Hohenstein, M. Tschannerl // CIRP Ann – ManufTechnol. – 2005. – Vol. 54. – №1.– P. 83-86
  73. Ahmadi K.. Identification of Machining Process Damping Using Output–Only Modal Analysis / K. Ahmadi, Y. Altintas // Journal of Manufacturing Science and Engineering – 2014. – Vol. 136. №5. P. 1-13.
  74. Ahmadi K. Stability of lateral, torsional and axial vibrations in drilling / K. Ahmadi, Y. Altintas // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2013. – Vol. 68 P. 63-74
  75. Ahmadi K. Modeling the mechanics and dynamics of arbitrary edge drills / K. Ahmadi , A. Savilov //International Journal of Machine Tools and Manufacture. –

2015. – Vol. 89. – P. 208-220.
76. Altintas, Y. Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design / Y. Altintas – Cambridge University Press. – 2012. – 366 p.
77. Budak, E. Analytical Prediction of Chatter Stability Conditions for Multi-Degree of Systems in Milling. Part I: Modeling, Part II: Applications / E. Budak, Y. Altintas // Transactions of ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control. – 1998. – Vol. 120. – P. 22-36.
78. Chiou R.Y., Liang S.Y. Chatter Stability of a Slender Cutting Tool in Turning with Tool Wear Effect / R.Y. Chiou, S.Y. Liang // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 1998. – Vol. 38. – №4. – P. 315-327
79. DeChiffre L. Mechanics of Metal Cutting and Cutting Fluid Action / L. DeChiffre // International Journal of Machine Tool Design Research. – 1977. – Vol. 17. – P. 25-234.
80. DIN69888:2008–09. Auswuchtsanforderungen an rotierende Werkzeugsysteme. – 2008. – Vol. 37.
81. Ema S. Chatter vibration in drilling / S. Ema, H. Fujii, E. Marui // Journal of Engineering for Industry. – 1998. – №110. – P. 309-314.
82. Faraz A. Cutting edge rounding: an innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates / A. Faraz, D. Biermann, K. Weinert // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2009. Vol. 49. – №15. – P. 1185-1196.
83. Galloway D.F. Some Experiments on the Influence of Various Factors on Drilling Performance / D.F. Galloway // Transactions of the ASME. – 1957. – №79. – P. 191-231.
84. Genta G. Dynamics of Rotating Systems / G. Genta // Springer. – 2005. Vol. 658.
85. Giasin K. Assessment of cutting forces and hole quality in drilling Al2024 aluminium alloy: experimental and finite element study / K. Giasin, A. Hodzic, V. Phadnis, S. Ayvar-Soberanis // The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2016. – Vol. 87. – №5-8 – P. 2041-2061.
86. Gus'kov A.M. Nonlinear dynamics of vibratory drilling. New surfaces formation

- equations role / A. M. Gus'kov // Trudy simpoziuma CSDT–2000 - Moscow, MSTU “STANKIN”. – 2000. – P. 93-101.
87. Haggerty W. A. Effects of Point Geometry and Dimensional Symmetry on Drill Performance / Haggerty W. A. // International Journal of Machine Tool Design and Research. – 1961. – Vol. 1. – P. 41-58.
88. Roukema J.C. Generalized modeling of drilling vibrations. Part II: Chatter stability in frequency domain / J.C. Roukema, Y. Altintas // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2007. – Vol. 47. – №9. – P. 1474-1485.
89. Jianping Yue. Creating a Stability Lobe Diagram / Yue Jianping // Proceedings of the 2006 IJME – INTERTECH Conference. – 2006. – Vol. 18.
90. Kaymakci M. Generalized modeling of metal cutting mechanics: a thesis submitted in partial fulfillment of the requirements for the degree of master of applied science / M. Kaymakci // Vancouver, The University of British Columbia. – 2009. – Vol. 123.
91. Kiselev I.A. Cutting process modelling geometric algorithm 3MZBL: working surface description approach / I.A. Kiselev // Engineering Journal: Science and Innovation. – 2012. – Issue 6.
92. Komanduri R. On the catastrophic shear instability in high-speed machining of ANSI 4340 steel / R. Komanduri, T. A. Schroeder, J. Hazra, B. F. von Turkovich, and D. G. Flom // ASME Journal of Engineering for Industry – 1982. – P. 121-131.
93. Lee S.J. An analysis of the drill wandering motion / S.J. Lee, Eman K.F., Wu S.M. // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1986. – Vol. 109. – Issue 4. – P. 297-305.
94. Mechanical vibration –Balance quality requirements of rigid rotors –Part 1: Specification and verification of balance tolerances. Geneva: ISO TC 108/SC 1/WG 8. – 2002. Vol. 36.
95. Merchant M. E. Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip. / M. E. Merchant // Journal of Applied Physics. – 1945. – Issue 16. – P. 267-275.

96. Jiménez A. Model for the prediction of low-frequency lateral vibrations in drilling process with pilot hole / Jiménez A. Arizmendi M. Cumbicus W.E. // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* – 2018. – Vol. 96. – Issue 5-8. – P. 1971 - 1990.
97. Oxley P.L.B. A Strain Hardening Solution for the Shear Angle in Orthogonal Metal Cutting / P.L.B. Oxley // *International Journal of Machine Tool Design Research* – 1961. – Vol. 3. – P. 68-79.
98. Oxley P.L.B. *Mechanics of Machining: An Analytical Approach to Assessing Machinability* / P.L.B. Oxley // Ellis Horwood Ltd. – 1989. Vol. 242.
99. Palmer W.B. *Mechanics of orthogonal machining* / W.B. Palmer, P.L.B. Oxley // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*. – 1959. – P. 623-654.
100. Palpadian P. Stability lobe Diagram for High Speed Machining Process: Comparison of Experimental and Analytical Methods / P. Palpadian, R.V. Prabhu, B. S. Satish // *International Journal of Innovative in Science, Engineering and Technology*. – 2013. – Vol. 2. – P. 747-752.
101. Parsiana A. A Mechanistic Approach to Model Cutting Forces in Drilling with Indexable Inserts / A. Parsiana, M. Magnevall, T. Benob, M. Eynianb // *CIRP*. – 2014. – P. 74-79
102. Peters J. Machine tool stability test and incremental stiffness / J. Peters, P. Vanherck // *Annals of CIRP*. 1969. – P. 225- 232.
103. Pirtini M. Forces and hole quality in drilling / M. Pirtini, I. Lazoglu // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2005. – Vol. 99. – P. 1271-1281.
104. Research Results Of Stress-Strain State Of Cutting Tool When Aviation Materials Turning/ A. Serebrennikova, E. Nikolaeva, A. Savilov et al. // *Journal of Physics: Conference Series*. – 2018. – Vol. 944. – P. 104-121
105. Roukema J. C. Generalized modeling of drilling vibrations. Part I: Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation / J. C. Roukema, Y. Altintas // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2007. – P. 1455-1473.
106. Sakuma K. Self-guiding action of deep-hole-drilling tools / K. Sakuma, K.

- Taguchi, A. Katsuki // CIRP Annals – Manufacturing Technology. – 1981. – Vol. 30. - Issue 1. – P. 311-315.
107. Self-oscillation suppression when turning non-rigid shafts using spring tools and the spring headstock center/ V. Svinin, A. Samsonov, A. Savilov, A. Pyatykh // International Conference on Modern Trends in Manufacturing Technologies and Equipment. – 2018. – Vol. 224
108. Showa Tool General Catalog. [Electronic source] URL: <http://www.xn--80ageadlegjlpbcdl4axv6o.com/databank/images/docs/71/Showa.pdf>
109. Shrink Fit Chuck Standard Version with Cool Jet DIN 69893–1 HSK–A63. [Electronic source] URL: <http://www.haimer.biz/products/tool-holders/din-69893-hsk-a-hsk-e-hsk-f/hsk-a63/shrink-fit-chuck/standard-with-cool-jet.html>
110. Stephenson D. Metal Cutting Theory and Practice / D. Stephenson, J. Agapiou // CRC Press. – 2016. – P. 931.
111. Tlustý J. Analysis of the state of research in cutting dynamics / J. Tlustý // Annals of CIRP. – 1978. – №. 2. – Vol. 27. – P. 583-589.
112. Tobias S. A. The vibrations of radial drilling machines under test and working conditions / S. A. Tobias, W. Fishwick // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. – 1956. – P. 232-256.
113. Uhlmann E. Twisted deep hole drilling tools for hard machining / E. Uhlmann, S. Richarz // Journal of Manufacturing Processes. – 2016. – Vol. – P. 225-230.
114. Voronov S.A. Cutting process modelling geometric algorithm 3MZBL: Algorithm of surface modification and instantaneous chip thickness determination / S.A. Voronov, I.A. Kiselev // Engineering Journal: Science and Innovation. – 2012. – №. 6.
115. Yellowley I. A Simple Model of Orthogonal Cutting. / I. Yellowley // International Journal of Machine Tools Manufacture. – 1987. – №3. – Vol. 27. – P. 357-365.
116. Zhou Y. Consistency evaluation of hole series surface quality using vibration signal / Y. Zhou, W. Yang, Z. Xu, X. Shi // Int J Adv Manuf Technol. – 1987. – Vol. 92. Issue 1-4. – P. 1069-1079.

## Приложение А

Таблица А.1 – Эмпирические параметры модели сил резания для алюминиевого сплава 1163Т

Передний угол $\gamma^\circ$	$K_{zc}, Н/мм^2$	$K_{xc}, Н/мм^2$	$K_{ze}, Н/мм$	$K_{xe}, Н/мм$
+8	642	61	34,87	38,16
+6	673,33	75,67	31,37	36,33
+4	704	92	29,03	35,72
+2	710,67	116,67	30,89	37,10
-2	711,33	144,33	29,97	37,65
-4	704,33	151,67	32,89	40,42
-6	761,67	199	27,92	38,94
-8	812,67	260,33	30,12	43,95

Таблица А.2 – Эмпирические параметры модели сил резания для алюминиевого сплава 1933Т2

Передний угол $\gamma^\circ$	$K_{zc}, Н/мм^2$	$K_{xc}, Н/мм^2$	$K_{ze}, Н/мм$	$K_{xe}, Н/мм$
+8	705,67	147,67	17,55	24,39
+6	745,67	161,00	14,93	23,67
+4	761,00	170,33	14,12	22,81
+2	793,67	199,33	15,93	24,71
-2	809,67	240,33	16,14	28,56
-4	827,00	266,33	17,15	29,39
-6	812,33	258,00	20,19	33,48
-8	873,67	340,67	20,32	33,91

Таблица А.3 –Эмпирические параметры модели сил резания для алюминиевого сплава В95пчТ2

Передний угол $\gamma^\circ$	$K_{zc}, Н/мм^2$	$K_{xc}, Н/мм^2$	$K_{ze}, Н/мм$	$K_{xe}, Н/мм$
+8	756,33	126,67	15,01	26,60
+6	760,67	141,00	15,48	22,95
+4	942,00	148,00	-15,32	23,07
+2	783,33	173,67	17,89	25,33
-2	801,00	193,33	19,95	32,89
-4	811,33	224,67	20,67	32,97
-6	818,00	243,00	21,46	35,06
-8	877,00	326,67	22,47	35,78

## Приложение Б

Таблица Б.1 – Результаты измерения сил резания. Сверло R840–0900–50–

A1A

№ отв	Pz, Н	Py, Н	Px, Н	P, Н	№ отв	Pz, Н	Py, Н	Px, Н	P, Н
B1	559	545	1193	1425,747	B33	55	87	1510	1513,504
B2	196	239	1266	1303,186	B34	51	95	1518	1521,825
B3	248	294	1335	1389,304	B35	58	90	1500	1503,816
B4	314	411	1547	1631,173	B36	56	100	1490	1494,402
B5	358	464	1541	1648,679	B37	76	100	1516	1521,194
B6	367	328	1540	1616,748	B38	70	157	1499	1508,824
B7	318	280	1680	1732,606	B39	148	117	1504	1515,787
B8	384	464	1712	1814,854	B40	144	235	1521	1545,769
B9	372	517	1697	1812,59	B41	164	194	1519	1540,095
B10	504	682	1853	2037,829	B42	196	410	1605	1668,095
B11	508	588	1900	2052,756	B43	318	280	1680	1732,606
B12	459	555	1867	2001,098	B44	384	464	1712	1814,854
B13	445	427	2045	2135,973	B45	372	517	1697	1812,59
B14	491	668	2012	2176,109	B46	199	211	1508	1535,639
B15	508	727	2021	2207,042	B47	127	200	1520	1538,353
B16	441	565	1846	1980,258	B48	110	217	1522	1896,226
B17	505	398	1875	1982,184	B49	118	190	1529	1545,272
B18	241	270	1822	1857,597	B50	118	204	1525	1543,102
B19	375	583	1778	1908,35	B51	402	466	1624	1736,703
B20	677	646	1763	1995,949	B52	516	431	1645	1777,088
B21	375	404	1782	1865,306	B53	406	477	1674	1787,356
B22	318	280	1680	1732,606	B54	541	681	1665	1878,475
B23	384	464	1712	1814,854	B55	439	508	1714	1840,81
B24	372	517	1697	1812,59	B56	294	390	1642	1713,097
B25	517	545	1637	1801,134	B57	363	526	1661	1779,71
B26	602	554	1642	1834,526	B58	409	448	1694	1799,339
B27	314	516	1629	1737,381	B59	303	483	1667	1761,814
B28	645	520	1587	1790,25	B60	367	492	1702	1809,297
B29	723	763	1600	1914,392	B61	556	691	1680	1899,741
B30	495	736	1579	1811,067	B62	314	380	1655	1726,853
B31	64	96	1459	1463,555	B63	531	711	1657	1879,662
B32	53	91	1474	1477,757	B64	525	601	1668	1849,067

Таблица Б.2 – Результаты определения среднеквадратичного значения виброускорения при получении отверстий сверлом R840–0900–50 A1A

Номер отверстия	СКЗ виброускорения измеренного в направлении Z, мм/с <sup>2</sup>	СКЗ виброускорения измеренного в направлении Y, мм/с <sup>2</sup>	СКЗ виброускорения измеренного в направлении X, мм/с <sup>2</sup>
B1	171,507	49,267	22,494
B2	55,417	3,637	9,421
B3	10,968	2,701	4,941
B4	49,194	5,964	10,601
B5	17,044	3,107	5,831
B6	8,404	2,781	5,099
B7	10,877	4,641	6,614
B8	11,095	4,484	6,642
B9	21,603	3,805	6,540
B10	11,143	4,369	6,199
B11	20,264	3,299	6,073
B12	16,935	5,343	7,696
B13	15,874	2,270	4,874
B14	11,244	4,753	6,617
B15	16,469	5,620	7,472
B16	6,307	2,472	3,685
B17	12,967	5,738	6,846
B18	13,490	3,440	5,373
B19	16,553	5,843	7,862
B20	9,666	3,181	4,805
B21	9,506	3,350	4,804
B25	25,592	7,061	9,794
B26	10,252	4,420	5,935
B27	37,979	5,584	9,341
B28	27,421	5,328	8,977
B29	21,050	5,471	8,730
B30	26,246	5,322	8,993
B31	7,545	1,919	3,897
B32	8,124	1,945	4,030
B33	16,310	2,933	4,976

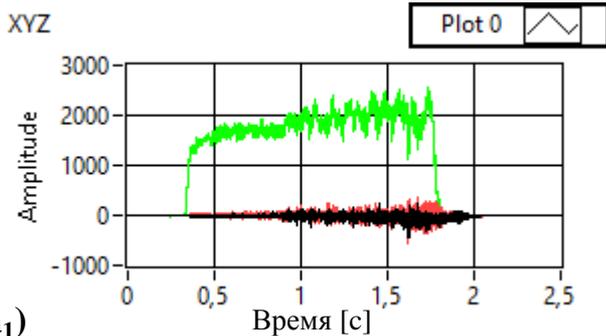
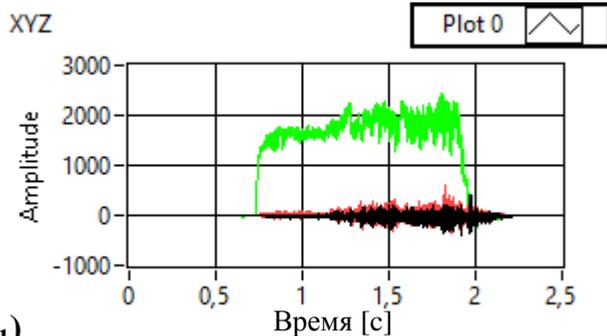
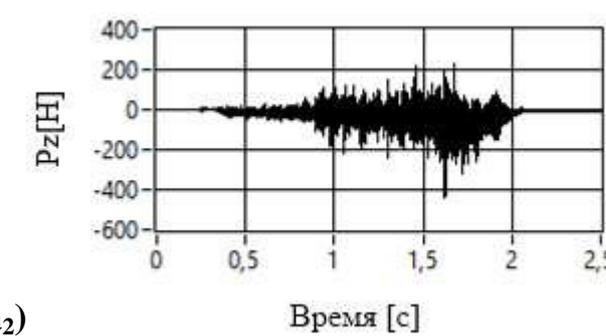
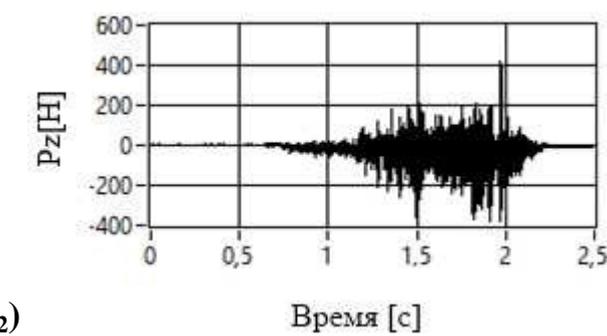
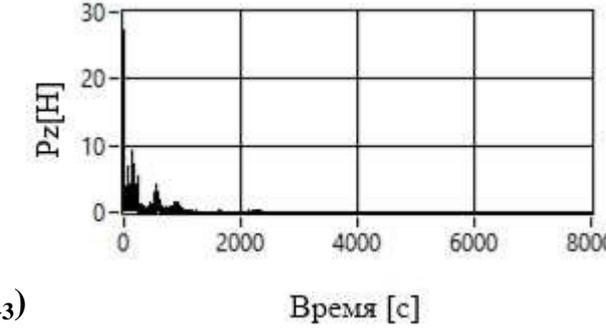
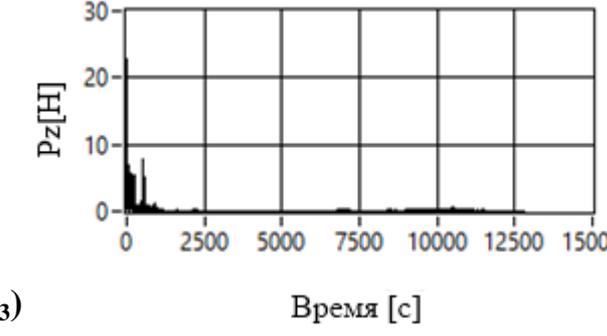
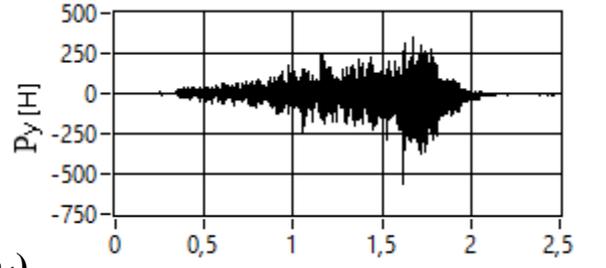
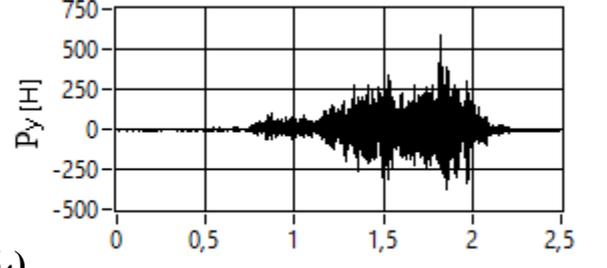
Номер отверстия	СКЗ виброускорения измеренного в направлении Z, мм/с <sup>2</sup>	СКЗ вибро- ускорения из- меренного в направлении Y, мм/с <sup>2</sup>	СКЗ вибро- ускорения из- меренного в направлении X, мм/с <sup>2</sup>
B34	7,956	1,944	4,108
B35	9,470	2,146	6,085
B36	10,583	2,244	4,278
B37	6,824	1,886	4,233
B38	8,898	2,340	4,910
B39	39,198	6,091	5,517
B40	39,302	6,456	5,205
B41	45,550	7,185	8,714
B42	34,671	7,323	7,814
B43	7,156	2,029	4,240
B44	6,623	2,055	5,414
B48	6,432	1,930	5,035
B49	19,054	2,040	5,076
B50	6,4961	1,8359	4,386
B51	16,365	4,140	5,519
B52	104,696	35,974	45,415
B53	101,519	35,052	48,406
B54	49,585	13,647	18,183
B55	65,591	22,338	30,262
B56	29,064	5,870	5,907
B57	10,898	4,454	6,050
B58	10,387	3,547	5,016
B59	29,160	5,539	5,492
B60	19,464	4,453	5,238
B61	10,481	5,001	6,652
B62	12,519	4,315	5,925
B63	26,488	6,216	6,612
B64	20,636	5,246	6,150

Таблица Б.3 – Результаты измерения шероховатости профиля поверхности отверстия. Сверло R840–0900–50–A1A

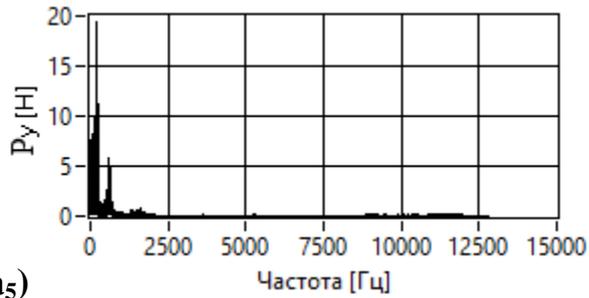
№ отв	Ra [мкм]	Rz [мкм]	№ отв	Ra [мкм]	Rz [мкм]
B1	1,0929	7,2905	B33	0,7577	5,0484
B2	0,7177	3,7929	B34	0,9575	4,8135
B3	0,7305	5,4512	B35	1,6253	8,4394
B4	0,6292	3,1057	B36	1,0352	5,4913
B5	0,9418	6,9649	B37	0,801	4,017
B6	2,8601	15,6805	B38	1,1941	6,4423
B7	1,8726	12,1166	B39	0,7641	4,4424
B8	1,896	10,4951	B40	1,2035	9,1136
B9	1,0785	8,2331	B41	1,4265	8,6261
B10	1,9914	11,1169	B42	2,4669	11,7666
B11	1,7764	9,2879	B43	1,8726	12,1166
B12	1,9427	10,8317	B44	1,896	10,4951
B13	0,8552	5,6626	B45	1,0785	8,2331
B14	0,1787	1,0084	B46	0,9456	5,2713
B15	2,8589	15,6741	B47	1,2411	7,5327
B16	3,0843	14,6216	B48	0,7898	4,9571
B17	0,828	5,6571	B49	0,9062	5,5609
B18	0,8426	7,4311	B50	1,0198	6,5957
B19	2,4429	14,4173	B51	1,1719	6,9235
B20	–	–	B52	0,6439	4,8156
B21	2,4748	12,67	B53	0,7745	4,4785
B22	1,8726	12,1166	B54	1,2732	10,7681
B23	1,896	10,4951	B55	3,5402	16,9985
B24	1,0785	8,2331	B56	1,5038	9,3327
B25	0,8336	5,8702	B57	1,6287	9,214
B26	3,353	19,5551	B58	3,0081	18,9825
B27	1,9034	11,4176	B59	1,2439	9,3488
B28	1,2217	7,0394	B60	1,3068	7,9255
B29	2,3294	11,9689	B61	3,6483	17,196
B30	1,1804	7,3011	B62	1,7027	8,7973
B31	1,3079	6,3073	B63	2,3765	12,2005
B32	1,0978	5,6658	B64	1,5138	9,4051

## Приложение В

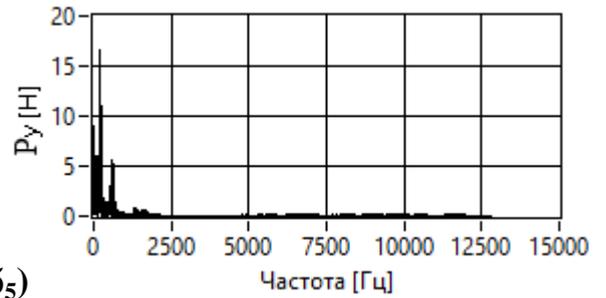
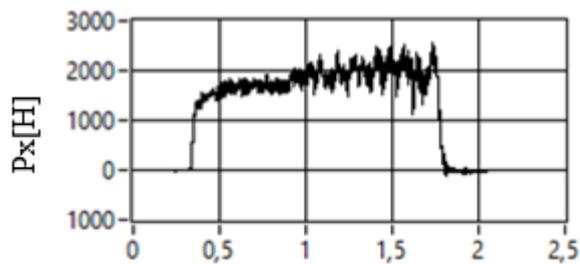
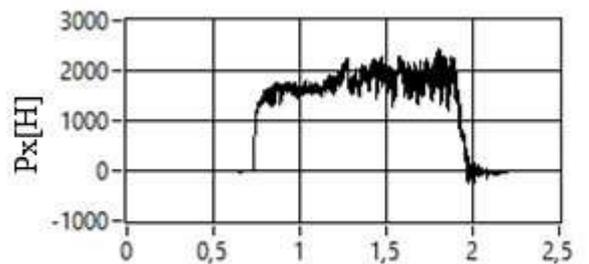
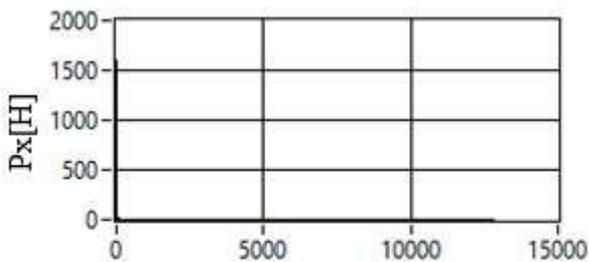
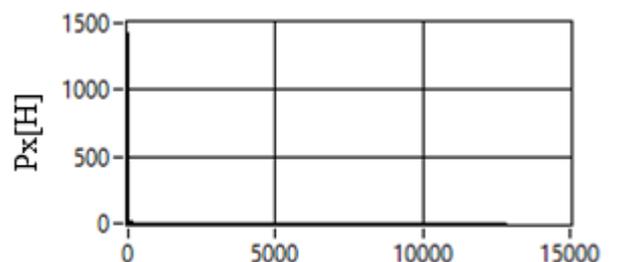
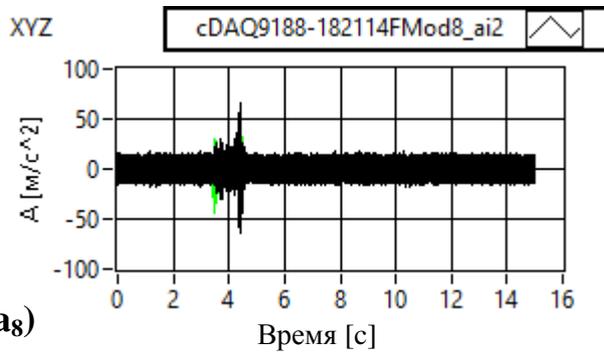
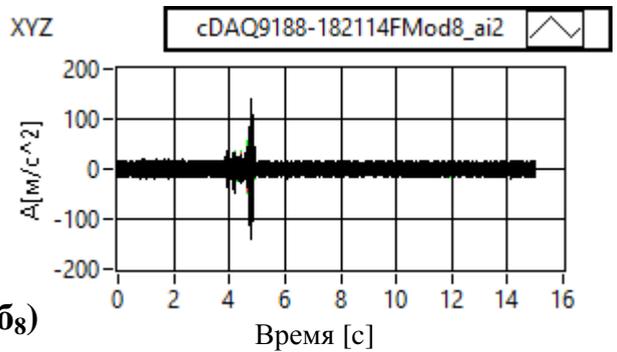
Таблица В.1 – Результаты анализа экспериментальных данных при сверлении отверстий на скоростях резания  $V_c=125$  и  $V_c=150$  м/мин

<p>Режимы резания: <math>n=4421</math> об/мин, <math>S_n=0,3</math> мм/об <math>l_0=15</math>мм</p>	<p>Режимы резания: <math>n=5305</math> об/мин, <math>S_n=0,3</math> мм/об <math>l_0=15</math>мм</p>
<p><b>a<sub>1</sub>)</b></p> 	<p><b>б<sub>1</sub>)</b></p> 
<p><b>a<sub>2</sub>)</b></p> 	<p><b>б<sub>2</sub>)</b></p> 
<p><b>a<sub>3</sub>)</b></p> 	<p><b>б<sub>3</sub>)</b></p> 
<p><b>a<sub>4</sub>)</b></p> 	<p><b>б<sub>4</sub>)</b></p> 

Режимы резания:  $n=4421$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_0=15$ мм

а<sub>5</sub>)

Режимы резания:  $n=5305$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_0=15$ мм

б<sub>5</sub>)а<sub>6</sub>)б<sub>6</sub>)а<sub>7</sub>)б<sub>7</sub>)а<sub>8</sub>)б<sub>8</sub>)

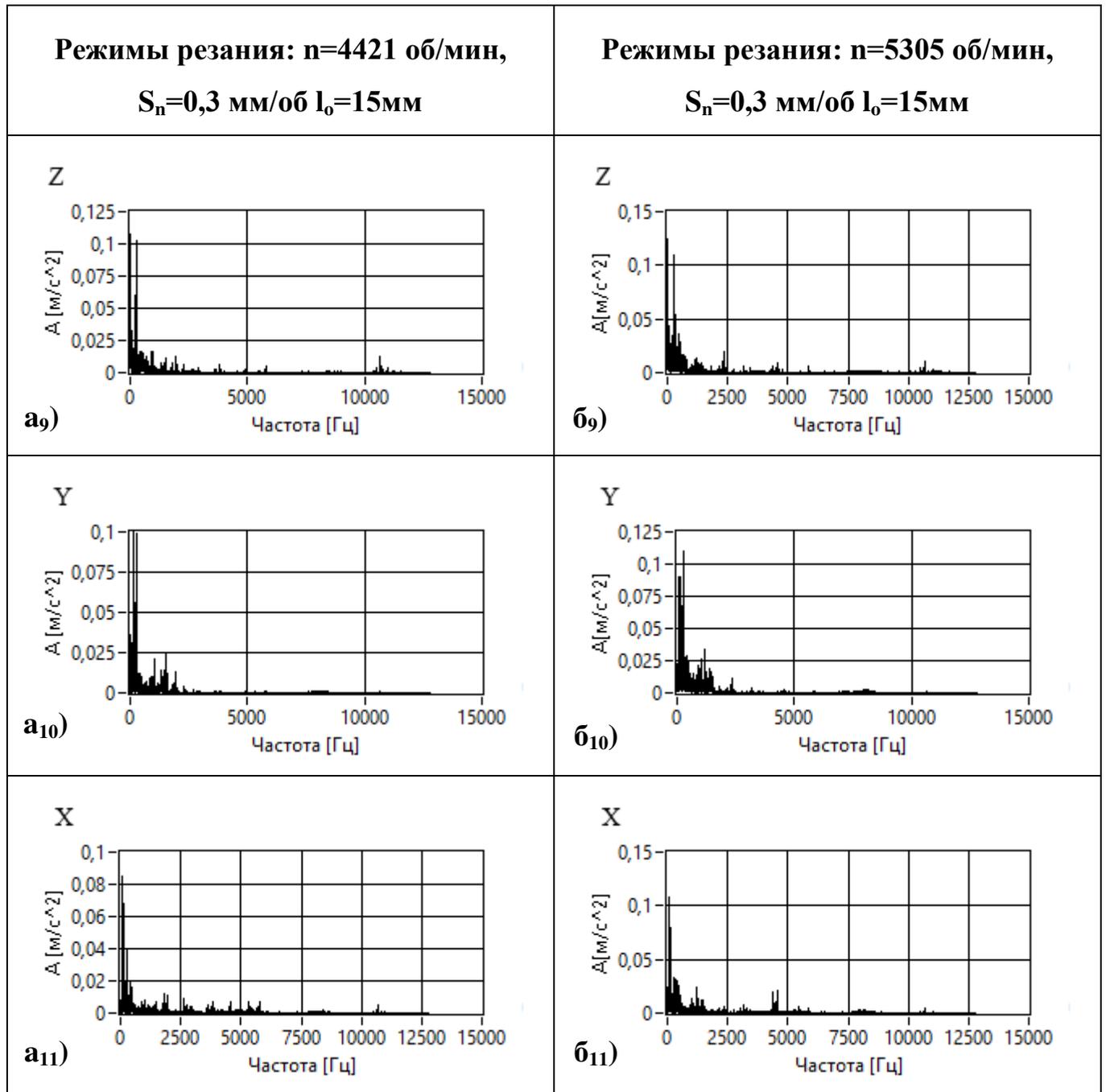
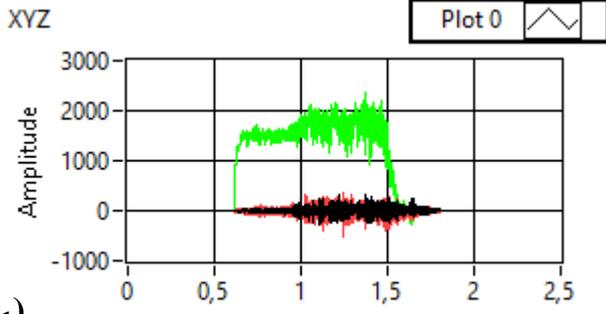
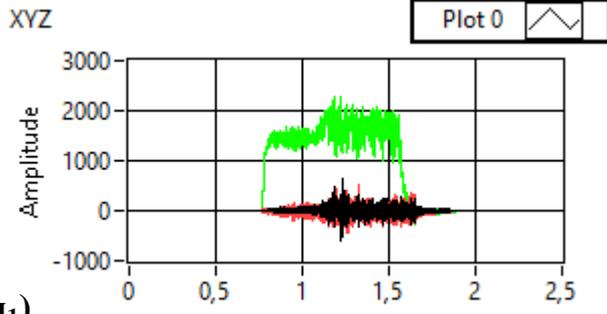
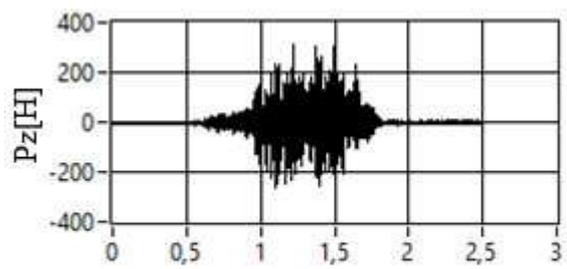
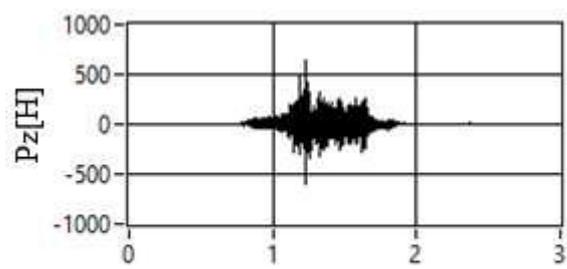
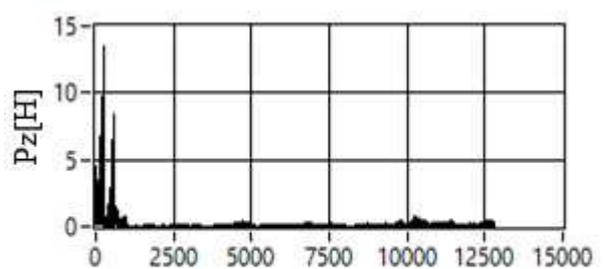
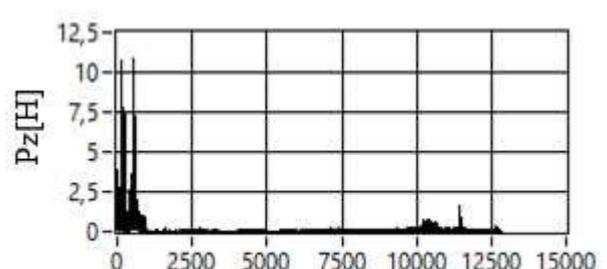
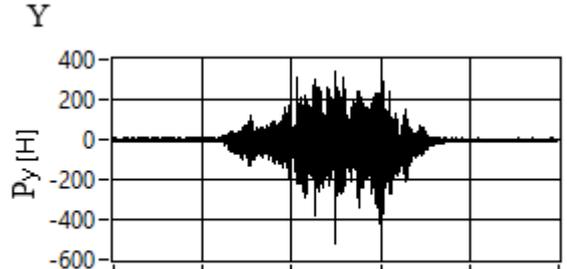
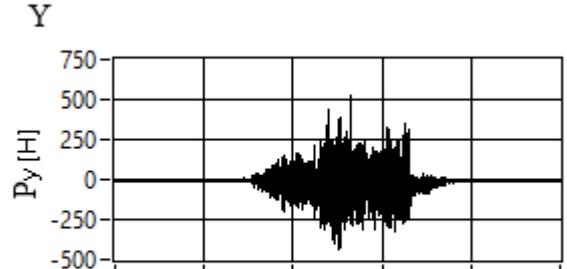
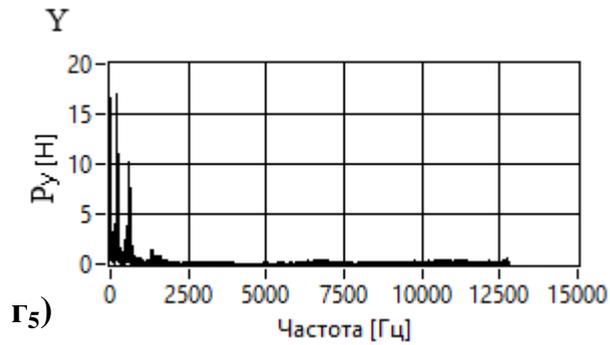


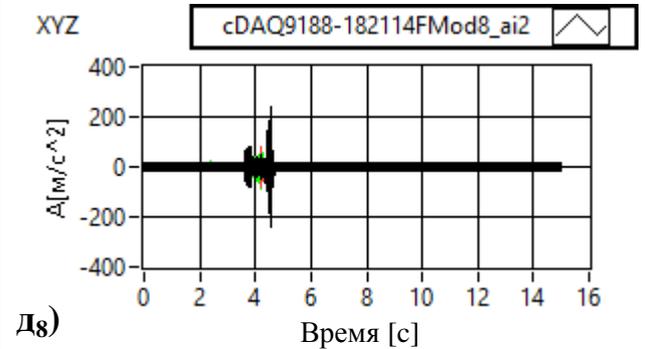
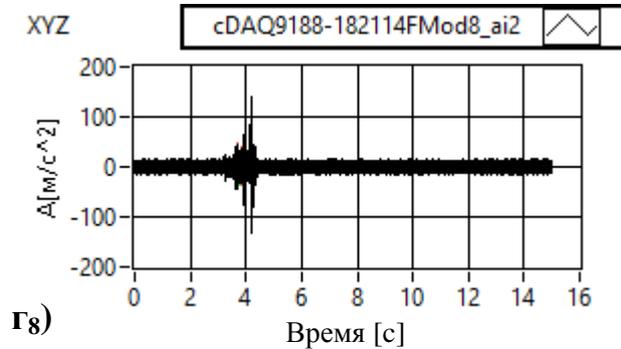
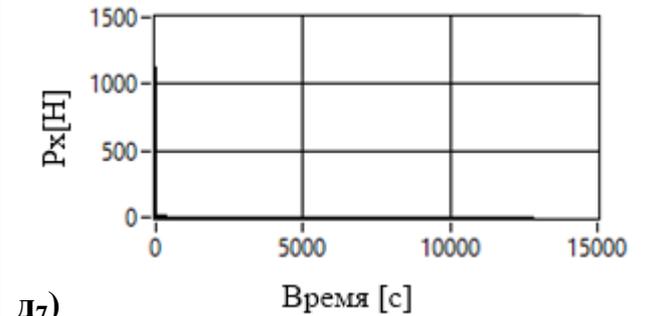
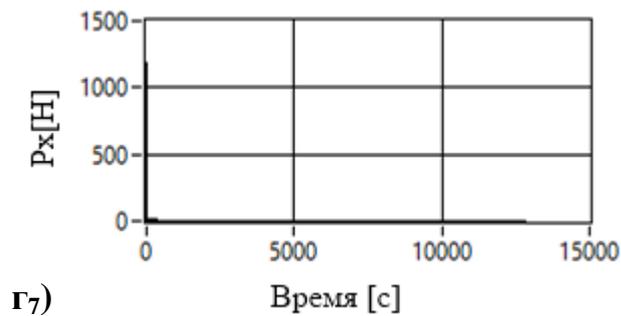
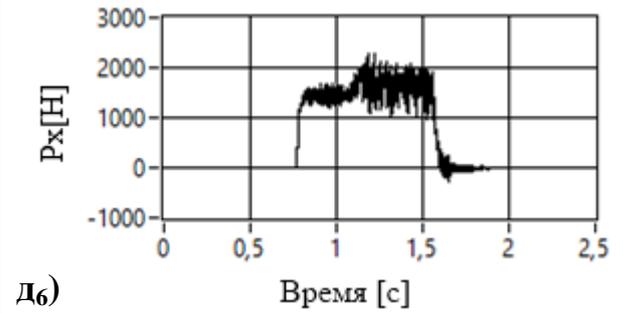
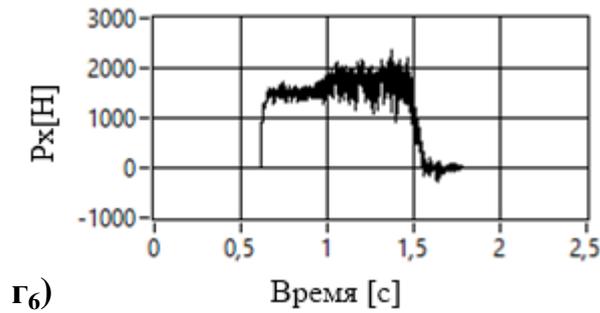
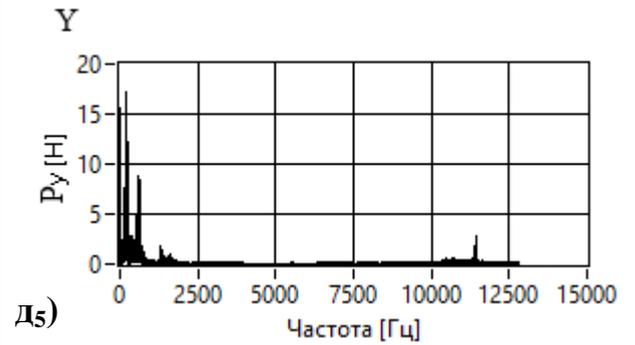
Таблица В.2 – Результаты анализа экспериментальных данных при сверлении отверстий на скоростях резания  $V_c=200$  и  $V_c=225$  м/мин.

<p>Режимы резания: <math>n=7073</math> об/мин, <math>S_n=0,3</math> мм/об <math>l_0=15</math>мм</p>	<p>Режимы резания: <math>n=7957</math> об/мин, <math>S_n=0,3</math> мм/об <math>l_0=15</math>мм</p>
<p>XYZ</p>  <p>Г1)</p>	<p>XYZ</p>  <p>Д1)</p>
 <p>Г2)</p>	 <p>Д2)</p>
 <p>Г3)</p>	 <p>Д3)</p>
<p>Y</p>  <p>Г4)</p>	<p>Y</p>  <p>Д4)</p>

Режимы резания:  $n=7073$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_0=15$ мм



Режимы резания:  $n=7957$  об/мин,  
 $S_n=0,3$  мм/об  $l_0=15$ мм



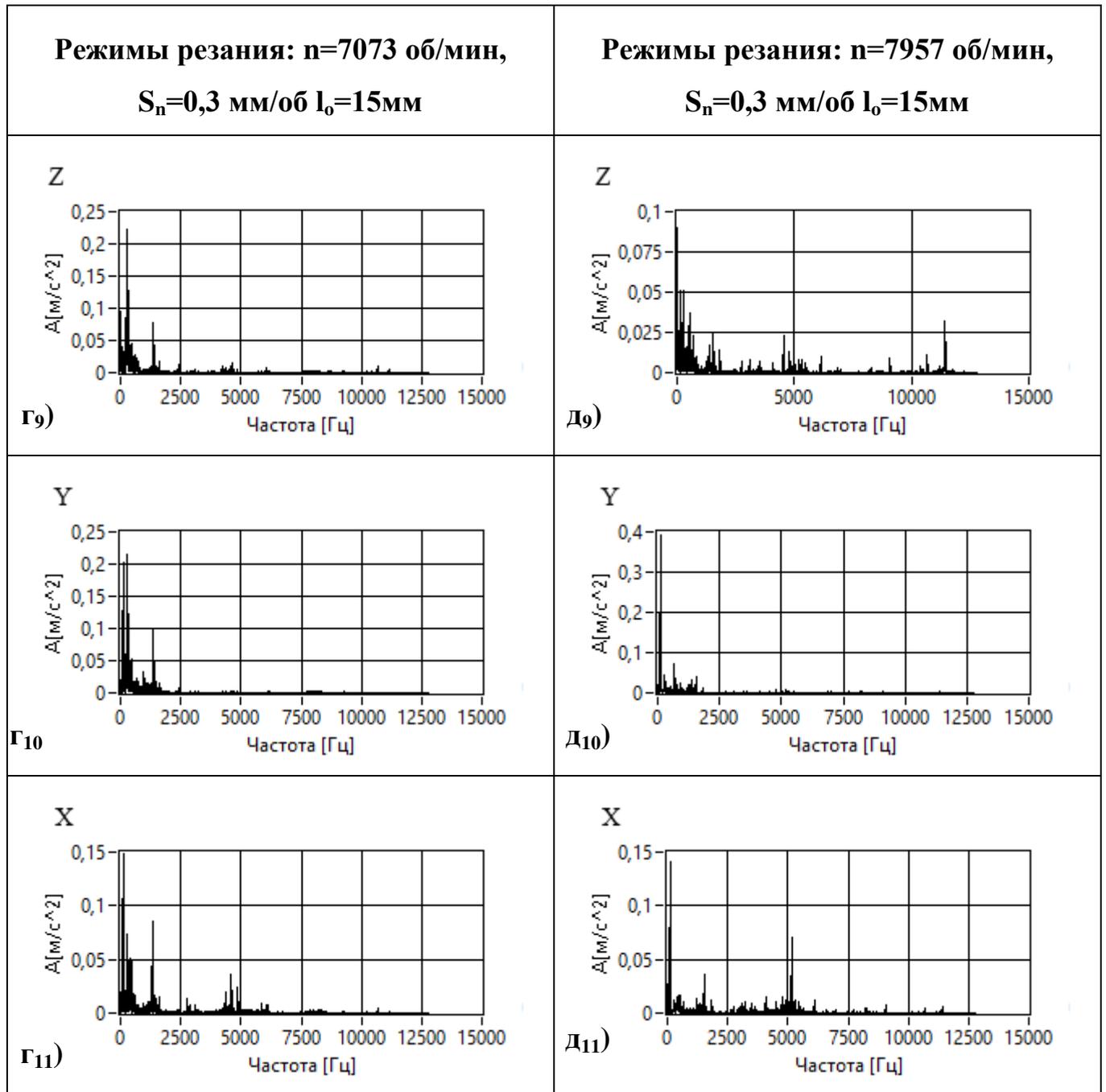
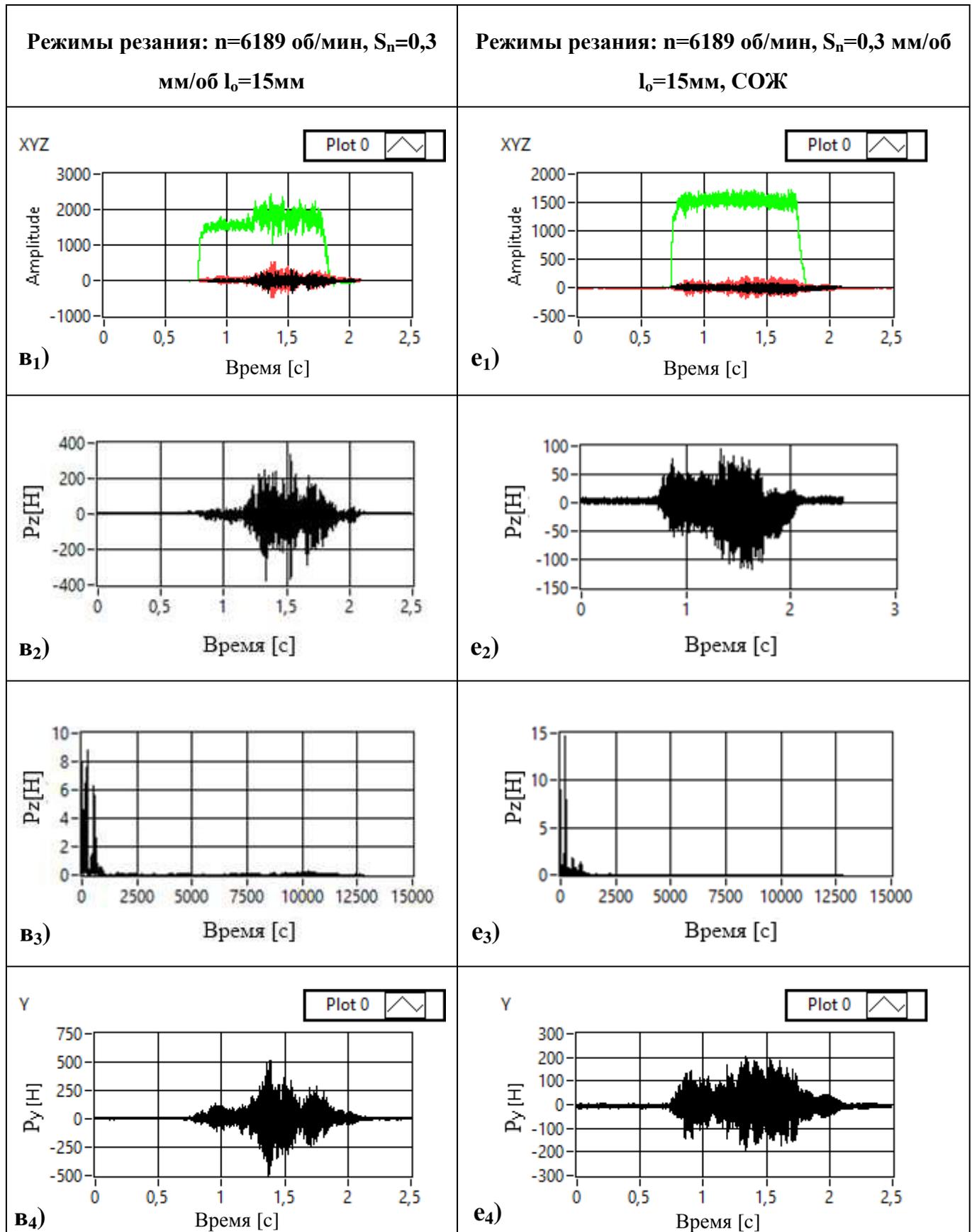
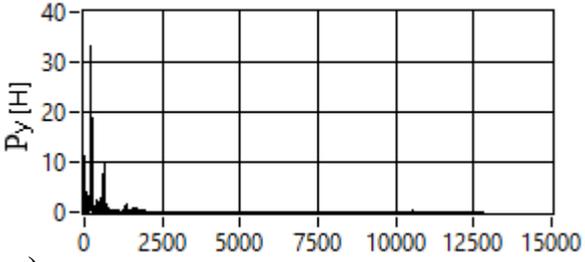
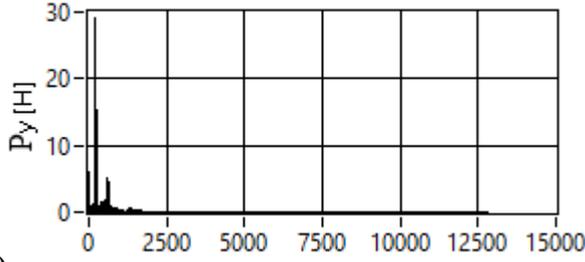
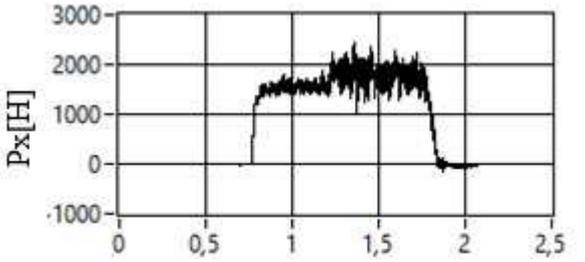
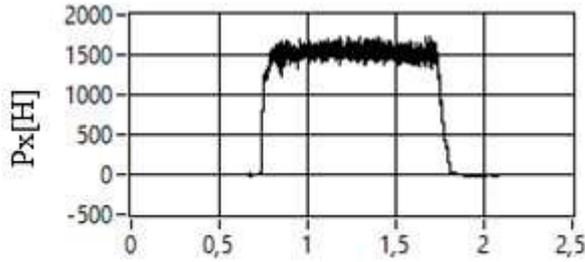
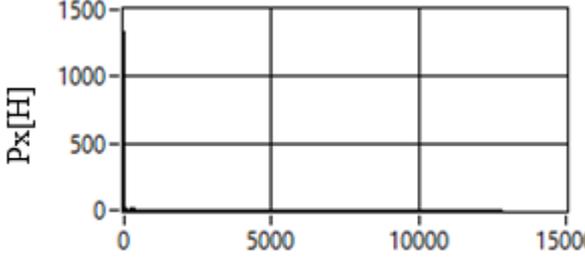
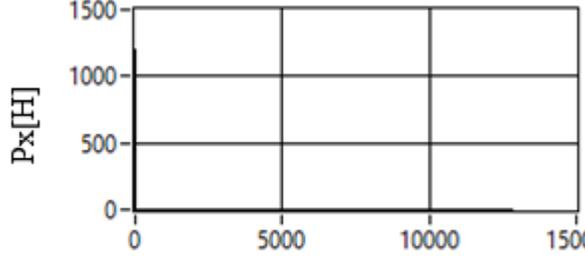
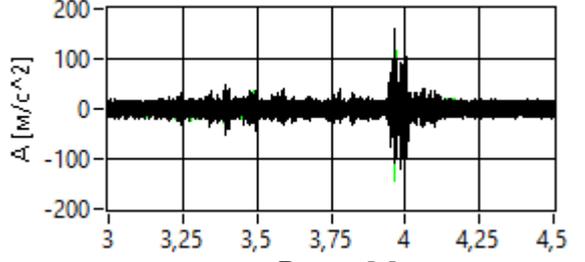
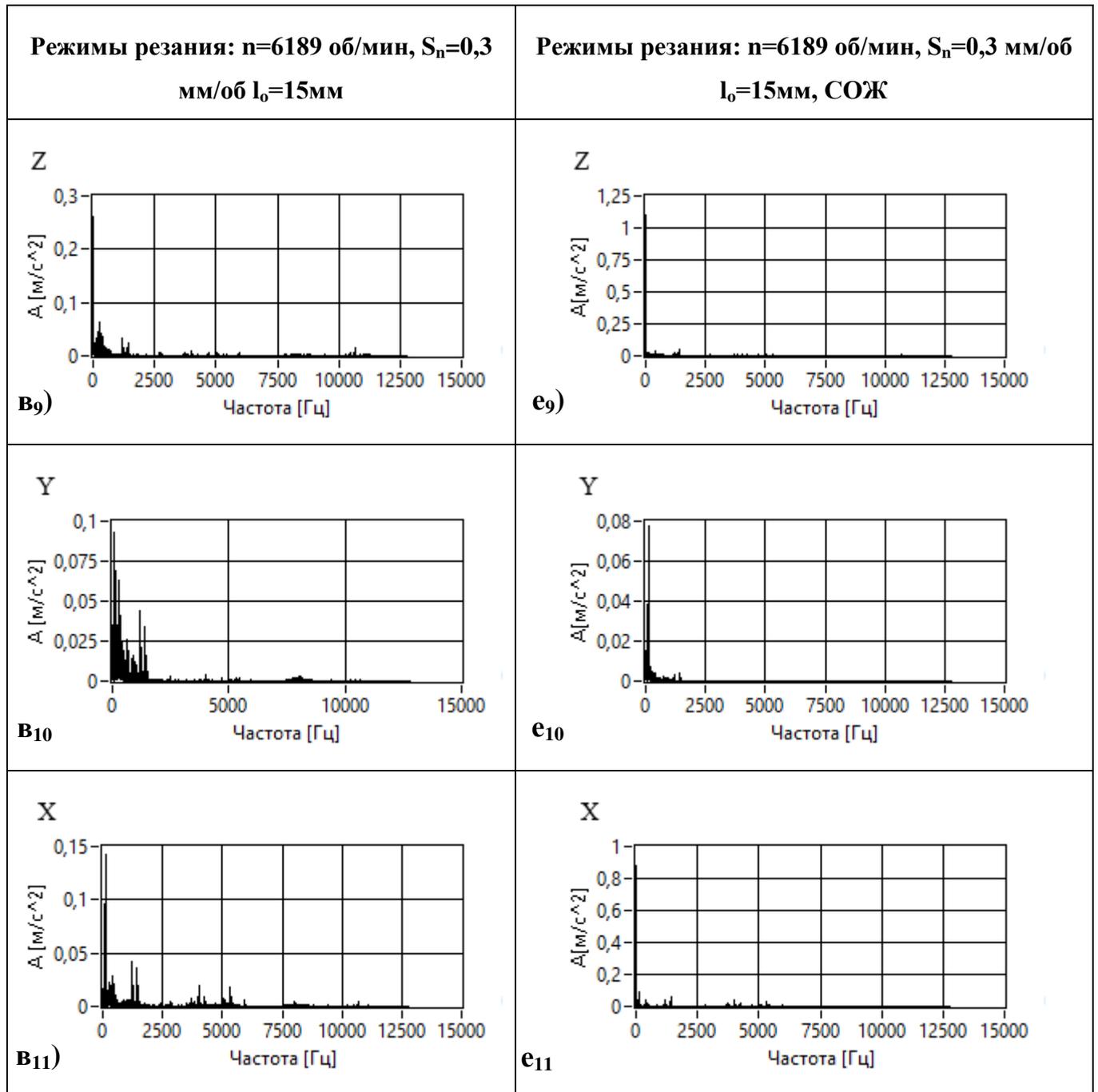


Таблица В.3 – Результаты анализа экспериментальных данных при сверлении отверстий на скорости резания  $V_c=175\text{ м/мин}$ . без использования СОЖ (в первом случае) и с использованием СОЖ (во втором случае)



Режимы резания: $n=6189$ об/мин, $S_n=0,3$ мм/об $l_0=15$ мм	Режимы резания: $n=6189$ об/мин, $S_n=0,3$ мм/об $l_0=15$ мм, СОЖ
<p>Y</p>  <p><b>B5)</b></p>	<p>Y</p>  <p><b>e5)</b></p>
 <p><b>B6)</b></p>	 <p><b>e6)</b></p>
 <p><b>B7)</b></p>	 <p><b>e7)</b></p>
<p>XYZ</p> <p>cDAQ9188-182114FMod8_ai2</p>  <p><b>B8)</b></p>	<p>Нет данных</p> <p><b>e8)</b></p>



## Приложение Г

### Копия акта внедрения результатов работы

**СОГЛАСОВАНО**

И.о. ректора  
ФГБОУ ВО «ИРНИТУ»

Пономарев Б.Б.

20 16 г.



**УТВЕРЖДАЮ**

Технический директор ИАЗ - филиала  
ПАО «Научно – производственная  
корпорация «Иркут»

Сергунов А.В.

« \_\_\_ » 20 \_\_\_ г.



**АКТ**

внедрения результатов научно-исследовательских, опытно-конструкторских и технологических работ (НИОКТР) по теме «Разработка и совершенствование технологии механической обработки типовых авиационных деталей»

В рамках выполнения в 2010-2015 гг. комплексных проектов по созданию высокотехнологичного производства «Разработка и внедрение комплекса высокоэффективных технологий проектирования, конструкторско-технологической подготовки и изготовления самолета МС-21» (шифр 2010-218-02-312) и «Автоматизация и повышение эффективности процессов изготовления и подготовки производства изделий авиатехники нового поколения на базе Научно-производственной корпорации «Иркут» с научным сопровождением Иркутского государственного технического университета» (шифр 2012-218-03-120) на основании постановления Правительства Российской Федерации от 9 апреля 2010 г. № 218 «О мерах государственной поддержки развития кооперации российских высших учебных заведений и организаций, реализующих комплексные проекты по созданию высокотехнологичного производства» сотрудниками ИРНИТУ: научным руководителем д.т.н., профессором Пашковым А.Е., ответственным исполнителем к.т.н., доцентом Савиловым А.В., аспирантами Пятым А.С., Тимофеевым С.А., Николаевым А.Ю., Пайкиным Д.Б. выполнены следующие НИОКТР:

1. Экспериментальное исследование влияния режимов и условий обработки на производительность и качество поверхности деталей. Модальный анализ инструментальных наладок.

2. Разработка и совершенствование технологии механической обработки деталей изделий авиационной техники на высокопроизводительном оборудовании.

Использование результатов НИОКТР обеспечило повышение производительности и стабильности технологического процесса механической обработки деталей.

Настоящий акт предназначен для предъявления в ВАК Минобрнауки РФ и не может служить основанием для финансовых претензий к ПАО «Корпорация «Иркут».

**От ФГБОУ ВО «ИРНИТУ»**

Научный руководитель

Пашков А.Е. Пашков А.Е.

Ответственный исполнитель

Савилов А.В. Савилов А.В.

**От ИАЗ – филиала  
ПАО «Корпорация «Иркут»**

Главный технолог

Богданов К.В. Богданов К.В.

Начальник отдела

механической обработки

Крючкин А.В. Крючкин А.В.