

**Федеральное государственное бюджетное образовательное
учреждение высшего образования**

«Иркутский национальный исследовательский технический университет»

На правах рукописи



Николаев Андрей Юрьевич

**ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЗАДАННОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ
ВЫСОКОСКОРОСТНОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ
АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ С УЧЕТОМ ДИСБАЛАНСА
ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ НАЛАДОК**

Специальность: 2.5.6. – Технология машиностроения

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени
кандидата технических наук

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

Иркутск, 2021

Содержание

ВВЕДЕНИЕ	5
1 Литературный обзор, постановка цели и задач исследования.....	13
1.1 Высокопроизводительное фрезерование авиационных деталей из алюминиевых сплавов	13
1.2 Особенности высокопроизводительной обработки (HPC)	14
1.3 Особенности высокоскоростной обработки (HSC)	15
1.4 Конструктивные особенности деталей, изготавливаемых из алюминиевых сплавов.....	21
1.5 Анализ процесса балансировки инструмента	27
1.5.1 Общие сведения	27
1.5.2 Понятие дисбаланса	27
1.5.3 Неразрушающие методы балансировки инструментальных наладок	31
1.5.4 Разрушающие методы балансировки инструментальных наладок	33
1.5.5 Анализ требований инструментальных наладок	34
1.5.6 Сравнение действующих стандартов на балансировку.....	43
1.6 Выходные показатели фрезерования	45
1.6.1 Качество поверхности.....	45
1.6.2 Вибрации	47
1.7 Основные выводы, постановка цели и задач исследования.....	49
2 Математическое моделирование процесса концевой фрезерования	51
2.1 Стратегии обеспечения стабильного процесса обработки.....	51
2.2 Описание математической модели.....	53
2.3 Алгоритм формирования обработанной поверхности	57
2.4 Выводы по второй главе	68

3 Экспериментальная оценка влияния остаточного дисбаланса инструментальной наладки на качество обработанной поверхности детали	70
3.1 Измерение остаточного дисбаланса инструментальной наладки на базе корпусной фрезы R790-032C5S2-16M	70
3.2 Измерение остаточного дисбаланса инструментальной наладки с концевой твердосплавной фрезой AZ-3D16R6L65	72
3.3 Результаты сборки и балансировки инструментальных наладок	75
3.4 Определение режимов резания	77
3.4.1 Проведение модального анализа для исследуемых инструментальных наладок	77
3.5 Результаты испытаний корпусной фрезы R790-032C5S2-16M	83
3.5.1 Обобщение результатов, построение зависимостей	92
3.6 Результаты испытаний фрезы AZ-3D16R6L65, припуск 0,3 мм	96
3.6.1 Обобщение результатов, построение зависимостей	102
3.7 Результаты испытаний фрезы AZ-3D16R6L65, припуск 0,5 мм	105
3.7.1 Обобщение результатов, построение зависимостей	112
3.8 Выводы по третьей главе	115
4 Теоретико-вероятностный подход для вывода эмпирической зависимости шероховатости обработанной поверхности от величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки	117
4.1 Вывод эмпирической зависимости	117
4.2 Анализ корректности работы математической модели	125
4.3 Множественный регрессионный анализ и построение поверхностей отклика	126
4.4 Технологические рекомендации	128
4.4.1 Основные положения	128

4.4.2 Требования, предъявляемые к режущему инструменту и системе крепления	129
4.4.3 Требования, предъявляемые к измерительному оборудованию.....	129
4.4.4 Особенности балансировки инструментальных наладок.....	131
4.5 Выводы по четвертой главе	135
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	136
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	138
Приложение А.....	148
Приложение Б.....	149
Приложение В	156
Приложение Г	168

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования. Повышение эффективности технологических процессов механической обработки на основе применения современных металлообрабатывающих станков и комплексов, переход на прогрессивные технологии обработки, повышение качества выпускаемой продукции являются главными задачами современного машиностроительного производства. Актуальность темы исследования обусловлена следующим:

1. Практика показывает, что при высокоскоростном концевом фрезеровании повышение качества детали с заданным уровнем параметров шероховатости поверхности можно достичь только при условии учета влияния остаточного дисбаланса инструментальной наладки на процесс формообразования. Обоснованное назначение допустимого дисбаланса при концевом фрезеровании позволяет не только получать детали с высоким качеством поверхности, но и сократить цикл их производства за счет исключения последующей чистовой обработки и доводочных работ, а, следовательно, и снизить себестоимость изделий, обеспечив стабильную работу технологической системы.

2. Требования рекомендаций зарубежных и отечественных компаний, поставляющих предприятиям оборудование, инструмент и станочную оснастку, к допустимому уровню дисбаланса инструментальных наладок, как правило, необоснованно завышены, что приводит к увеличению затрат на подготовку производства. Эти рекомендации базируются на стандартах, регламентирующих балансировку жёстких роторов, что не в полной мере учитывает особенности инструментальных наладок, используемых при высокоскоростном фрезеровании, и не позволяет установить связь результатов балансировки с технологическими последствиями получения поверхностей деталей с заданной шероховатостью.

Требуемого качества изделий можно добиться за счет применения рекомендаций по ограничению уровней балансировки инструментальных наладок, разработанных на основе теоретических и экспериментальных исследований влияния остаточного дисбаланса на шероховатость поверхности при фрезеровании.

Именно изучению влияния дисбаланса инструментальных наладок на формирование микрогеометрии поверхностей деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов, разработке на основе исследований математической модели процесса концевое фрезерование посвящена представляемая к защите диссертационная работа. Использование полученных результатов позволит по заданным конструкторской документацией параметрам микрогеометрии поверхностного слоя устанавливать допустимые пределы дисбаланса инструментальных наладок и определять максимально допустимые режимы обработки деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов на высокоскоростном технологическом оборудовании, а также снизить трудоемкость подготовительных работ в механообработке и повысить производительность процесса концевое фрезерование при сохранении стойкости инструмента и ресурса дорогостоящего оборудования.

Степень разработанности проблемы. Современное металлорежущее оборудование работает в условиях увеличивающихся скоростей и динамических нагрузок, приводящих к колебаниям в технологической системе, что негативно сказывается на качестве поверхностей деталей, получаемых после обработки. Одним из путей, направленных на повышение качества, считается снижение влияния вибраций, которые являются неизменным спутником любого процесса механической обработки, в частности – фрезерования. В работах [49,63,64,92,93] авторами исследуется процесс фрезерования с применением концевое твердосплавного инструмента. Выделяют три основные группы вибраций в зависимости от источника.

Первая группа – вибрации сочлененной технической системы, связанные с наличием соединений и кинематических связей между элементами этой системы, такими как станок, приспособление, инструмент, деталь.

Вторая группа – термомеханические вибрации, возникающие в зоне резания и связанные с температурными деформациями заготовки, стружки и режущей части инструмента. В работах [78,79,90] авторы рассматривают влияние нагрева на структуру, свойства инструментальных материалов и остаточные напряжения в режущей кромке инструмента.

Третья группа – это регенеративные вибрации. При фрезеровании каждый зуб фрезы, совершая колебания, оставляет за собой волнистую поверхность на заготовке. Каждый последующий зуб срезает слой заготовки переменной толщины, что в свою очередь приводит к осцилляциям силы резания и появлению регенеративных вибраций [95,96,97].

При фрезеровании деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов на современном оборудовании влияние вибраций возрастает, так как обработка ведётся на высоких скоростях. С увеличением рабочих частот вращения инструмента, в частности концевых фрез, ужесточаются требования к балансировке инструмента [55,58]. Повышенные требования к дисбалансу шпинделя станка, инструментальной оснастки и собственно самого инструмента существенно усложняют и замедляют процесс проведения подготовительных операций и не гарантируют качество получаемых деталей. Как следствие, это может привести к увеличению парка вспомогательного оборудования на предприятии, численности персонала для работы и его обслуживания, что, в конечном счете, сказывается на себестоимости продукции.

Нельзя однозначно сделать заключение о том, какой тип вибраций оказывает решающее воздействие на процесс резания – это зависит от типа и условий обработки конкретной детали и требует тщательного анализа. Свести к минимуму вибрации, относящиеся к первой группе и связанные непосредственно с функционированием механической системы станка можно при помощи балансировки шпинделя в целом. По объективным причинам балансировка шпинделя выполняется по частям: мотор-шпиндель в составе станка балансируется заводом-изготовителем, а инструментальная наладка – пользователем.

Балансировка осевого инструмента – сравнительно новая практическая проблема в машиностроении. Несмотря на общую тривиальность процесса, многие моменты этого процесса до сих пор не ясны. В частности, нет единого мнения о том, какими требованиями и нормативными документами следует руководствоваться при балансировке инструмента, в какой степени влияет остаточный дисбаланс инструментальной наладки на качество обработки, насколько хорошо дол-

жен быть отбалансирован конкретный инструмент для выполнения тех или иных задач.

Исходя из опыта изготовления и проведения входного контроля инструментальных патронов, используемых при высокоскоростной обработке, на многих предприятиях исполнители сталкиваются с проблемой оценки рационального и реального качества балансировки. Причина проблемы основана на противоречии между качеством балансировки, указываемом изготовителем в протоколе приемки, и измеренном потребителем при входном контроле. На предприятиях возникает вопрос, насколько необходимо выполнять требование спецификаций качества балансировки G2,5 согласно международному стандарту ISO 1940-1 и насколько рационально его назначение [26].

При подготовке инструмента к технологической операции, в которой будет применяться высокоскоростное фрезерование, величина допустимого остаточного дисбаланса, выставляемая в качестве допуска для инструментальной наладки, может принимать очень малые или вовсе недостижимые на практике значения. Данная проблема связана с жесткой привязкой качества балансировки к рабочей частоте вращения инструмента, а также особенностям эмпирических вычислений, в которых фигурирует масса инструментальной наладки. В связи с этим возникает необходимость пересмотра требований балансировки инструментальных наладок с целью сокращения времени и трудоемкости процесса подготовки инструмента к работе без потери качества обработки, уменьшения стойкости инструмента и срока службы шпинделя станка.

Анализ публикаций [20,21,27,28,39,40] показал, что обеспечение наилучшего качества поверхности с сохранением высокой производительности процесса обработки возможно с использованием методов математического моделирования. Особого внимания заслуживают работы [24,25,37,41,42], однако авторами работ не учитывается дисбаланс инструментальных наладок, особенности используемых инструментальных систем и состояние системы в целом.

Для решения этой задачи необходимо установить влияние режимов резания и точности балансировки инструментальных наладок на формирование качества поверхности.

Исходя из вышеизложенного, была сформулирована **цель диссертационной работы**: обеспечение качества поверхностного слоя деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов при высокоскоростном фрезеровании за счет достижения заданных параметров шероховатости обработанных поверхностей.

Достижение данной цели возможно при условии решения следующих задач:

1. Экспериментальная оценка влияния величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки на процесс концевое фрезерование и шероховатость обработанной поверхности детали.

2. Разработка алгоритма расчета мгновенного значения толщины срезаемого слоя и формирования микропрофиля обработанной поверхности при концевом фрезеровании.

3. Установление эмпирической зависимости шероховатости обработанной поверхности от величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки.

4. Разработка рекомендаций по балансировке инструментальных наладок, направленных на сокращение времени подготовки инструмента и обеспечивающих получение обработанной поверхности с заданной шероховатостью.

Научная новизна работы

1. Теоретически и экспериментально установлено влияние режимов резания и величин остаточного дисбаланса инструментальной наладки на шероховатость обработанных поверхностей деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов при высокоскоростном фрезеровании.

2. Разработана математическая модель расчета мгновенного значения толщины срезаемого слоя и формирования микропрофиля обработанной поверхности при концевом фрезеровании.

3. Установлены закономерности, позволившие обеспечить заданный уровень параметров шероховатости при минимальных требованиях к качеству балансировки.

Теоретическая значимость работы. Выведена эмпирическая зависимость шероховатости обработанной поверхности детали от величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки и режимов обработки. Определены диапазоны допустимых значений остаточного дисбаланса инструментальных наладок.

Практическая значимость работы. Полученные результаты позволяют обеспечить:

- заданное качество обработанных поверхностей деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов с остаточным дисбалансом инструментальных наладок;
- сокращение времени подготовки инструмента к работе за счет рационального выбора условий балансировки и режимов обработки;
- снижение технологической себестоимости изготавливаемых деталей за счет сокращения числа подготовительных операций.

Методология и методы исследования. Теоретические исследования базируются на научных основах технологии машиностроения, теории резания материалов, математического моделирования и модального анализа. Математическое моделирование исследуемого процесса выполнено в программе MATLAB. Статистический анализ данных осуществлен с использованием пакета программ Statistica. Экспериментальные данные получены по результатам обработки высокопрочных алюминиевых сплавов на 5-и координатном обрабатывающем центре HSC 75V linear. Измерения проводились с помощью приборов:

- контактного профилометра Taylor Hobson Form Talysurf i200 для измерения шероховатости обработанной поверхности,
- балансировочной машины Haimer TD2009 Comfort Plus для определения остаточного дисбаланса инструментальных наладок,
- динамометрического комплекса Kistler 9253B23 для контроля сил резания при фрезеровании,

- программного комплекса для модального анализа для построения диаграмм стабильного резания,
- устройства для измерения и контроля геометрических параметров инструмента Zoller Genius 3.

По результатам проделанных работ автор выносит на защиту:

1. Алгоритм расчета мгновенного значения толщины срезаемого слоя и формирования микропрофиля обработанной поверхности при концевом фрезеровании.
2. Построенную на основе результатов экспериментальных исследований эмпирическую зависимость, отражающую влияние режимов резания и величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки на шероховатость обработанной поверхности деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов.
3. Технологические рекомендации по определению диапазона допускаемого дисбаланса инструментальных наладок и режимов высокоскоростной обработки фрезерованием деталей, гарантирующих получение заданной шероховатости обработанной поверхности и существенное сокращение времени подготовительных операций.

Достоверность результатов обусловлена использованием современного, высокоточного обрабатывающего и измерительного оборудования и лицензионного программного обеспечения. Математические расчеты, теоретические подходы, предложенные автором, подтверждаются проведенными экспериментальными исследованиями.

Апробация работы. Результаты диссертационной работы докладывались и обсуждались на X Международной конференции по технологии машиностроения, системам управления и автоматизации» (г. Томск, 2016), IX Всероссийской научно-практической конференции «Авиамашиностроение и транспорт Сибири» (г. Иркутск, 2017), XII Международной научно-технической конференции «Авиамашиностроение и транспорт Сибири» (г. Иркутск, 2019), XIII Международной научно-технической конференции «Авиамашиностроение и транспорт Сибири» (г. Иркутск, 2019), XVIII Всероссийской научно-технической конференции «МО-

ЛОДАЯ МЫСЛЬ: НАУКА, ТЕХНОЛОГИИ, ИННОВАЦИИ» (г. Братск, 2020), III Международной научно-технической конференции «APITECH-III 2021: Applied Physics, Information Technologies and Engineering» (г. Красноярск, 2021), XI Всероссийской научно-технической конференции с международным участием «Жизненный цикл конструкционных материалов» (г. Иркутск 2021).

Публикации. На основе материалов диссертационной работы опубликовано 9 работ, в том числе 4 статьи в научных изданиях, рекомендованных перечнем ВАК РФ для публикации результатов кандидатских и докторских диссертаций; 2 публикации в международных изданиях, входящих в базу Scopus.

Личный вклад автора. Формулировка цели и задач диссертационной работы. Разработана математическая модель, позволяющая определять микрогеометрию обработанной поверхности при концевом фрезеровании с учётом дисбаланса инструментальной наладки. Экспериментальные исследования, анализ, обработка и интерпретация полученных результатов, подготовка к публикации материалов исследований; формулировка выводов и положений, выносимых на защиту. Технологические рекомендации по определению рациональной точности балансировки инструментальных наладок с учетом режимов обработки и используемых инструментальных систем. Автор принимал непосредственное участие в разработке и совершенствовании технологии механической обработки деталей авиационной техники на высокопроизводительном оборудовании на Иркутском авиационном заводе – филиале ПАО «Корпорация «Иркут».

Структура и объем работы. Диссертация включает введение, четыре главы, заключение, список литературы из 108 наименований и 4 приложений. Основная часть работы изложена на 137 страницах. Общий объем работы 168 страниц, включая 16 таблиц и 115 рисунков.

1 Литературный обзор, постановка цели и задач исследования

1.1 Высокопроизводительное фрезерование авиационных деталей из алюминиевых сплавов

Экономические требования всегда оказывали значительное влияние на все отрасли промышленности, в том числе на машиностроение в целом и на механическую обработку в частности. Одной из ключевых характеристик технологического процесса является его продолжительность, которая, разумеется, должна быть минимальной [2].

В этой связи на сегодняшний день получили распространение две принципиальных стратегии резания (и, в частности, фрезерования): высокопроизводительная обработка (англ. High Performance Cutting – HPC) и высокоскоростная обработка (англ. High Speed Cutting – HSC). Несмотря на то, что обе эти стратегии направлены на повышение производительности резания, результат достигается прямо противоположными способами. При реализации указанных стратегий предъявляются противоположные требования к оборудованию и инструменту. Ключевые отличия приведены в таблице 1.1.

Специфические процессы механической обработки деталей в авиастроении включают: фрезерование монолитных панелей больших размеров, фрезерование сотовых заполнителей, изготовление лопаток, валов и дисков газовых турбин и другие процессы [3,5]. Механическая обработка осуществляется на специальном и специализированном металлорежущем оборудовании, при этом в стружку может уходить до 90% материала заготовки.

Таблица 1.1 – Отличия и области применения

HPC	HSC
Коэффициент удаления материала (см ³ /мин)	Коэффициент обработки площади поверхности (см ² /мин)
2D фрезерование, объемное фрезерование	3D фрезерование, обработка поверхностей свободной формы

Поддержка 2D-фрезерования	Поддержка 3D-фрезерования
Большие силы резания	Высокая рабочая подача и V_c
Высокий крутящий момент	Высокие динамические характеристики
Высокая жесткость	Гашение вибраций
Хорошее дробление стружки, большой объём	Малые объёмы стружки, отведение тепла в стружку
Области применения	
Аэрокосмическая отрасль. Неразъемные детали. Плоские детали, плиты. Автомобилестроение. Обработка литья. Обдирка форм и пуансонов. Алюминиевые детали.	Финишная обработка матриц и литейных форм, лопаток турбин. Финишное фрезерование. Обработка тонкостенных деталей. Труднообрабатываемые материалы.

1.2 Особенности высокопроизводительной обработки (HPC)

В отличие от стратегии высокоскоростного резания, стратегия высокопроизводительного резания предполагает преимущественно трехкоординатную обработку, то есть работу в плоскости, а также высокие глубину (a_e), ширину (a_p) резания и высокий коэффициент перекрытия – вплоть до 100% и работы в полный паз.

При высокопроизводительном резании, в отличие от HSC, на переднем плане стоит оптимизация объемной производительности резания с целью сокращения основного машинного времени. Такое резание предусматривает также диапазон низких скоростей резания при существенно увеличенной подаче, так как и в этом случае можно достичь очень высоких показателей объемной производительности резания. Для этого требуются высокие мощности шпинделя [32, 33, 34].

Кроме того, HPC – обработка предполагает сокращение вспомогательного времени за счёт повышения скорости позиционирования и быстрого перемещения, а также сокращение времени на смену инструмента.

Высокопроизводительный инструмент должен быть рассчитан как на возникающие силы резания, в особенности при НРС-обработке, так и, например, на неблагоприятные условия его закрепления в шпинделе станка при максимальной мощности. При использовании в комбинации со специально разработанными станками инструменты для НРС – обработки создают базовые условия для значительного повышения производительности обработки резанием при оптимальном выходе стружки [4]. В то время, как возможная величина подачи во многом определяется количеством режущих кромок, а скорость резания зависит от применяемого инструментального материала.

В виду повышенных силовых и вибрационных нагрузок на систему при высокопроизводительной обработке, она должна обеспечивать высокую жесткость, способность гасить вибрации, а также должна обеспечивать оптимальные условия отвода больших объемов стружки из зоны резания [6,7,8]. Вибрации всегда сопровождают любой процесс механической обработки и являются одним из негативных факторов [10,12,13]. Результатом вибраций является шум, плохое качество обработки, уменьшение периода стойкости инструмента, а также преждевременный износ узлов станка [15, 18].

1.3 Особенности высокоскоростной обработки (HSC)

HSC-обработка – одна из современных технологий, которая, по сравнению с обычным резанием, позволяет увеличить эффективность, точность и качество механообработки. Ее отличительная особенность – высокая скорость резания, при которой значительно увеличивается температура в зоне образования стружки, материал обрабатываемой детали становится мягче, и силы резания уменьшаются, что позволяет инструменту двигаться с большой рабочей подачей.

Поэтому основополагающим принципом высокоскоростной обработки является выбор таких режимов резания, при которых большая часть выделяющегося в процессе обработки тепла переходила бы в стружку, оказывая минимальное влияние на инструмент и на заготовку [22]. Путем обеспечения достаточно тонкого сечения стружки, что достигается за счет высоких минутной подачи и скорости

резания в сочетании с небольшой (как правило, до 10% диаметра фрезы) глубиной резания (рисунок 1.1) [32].

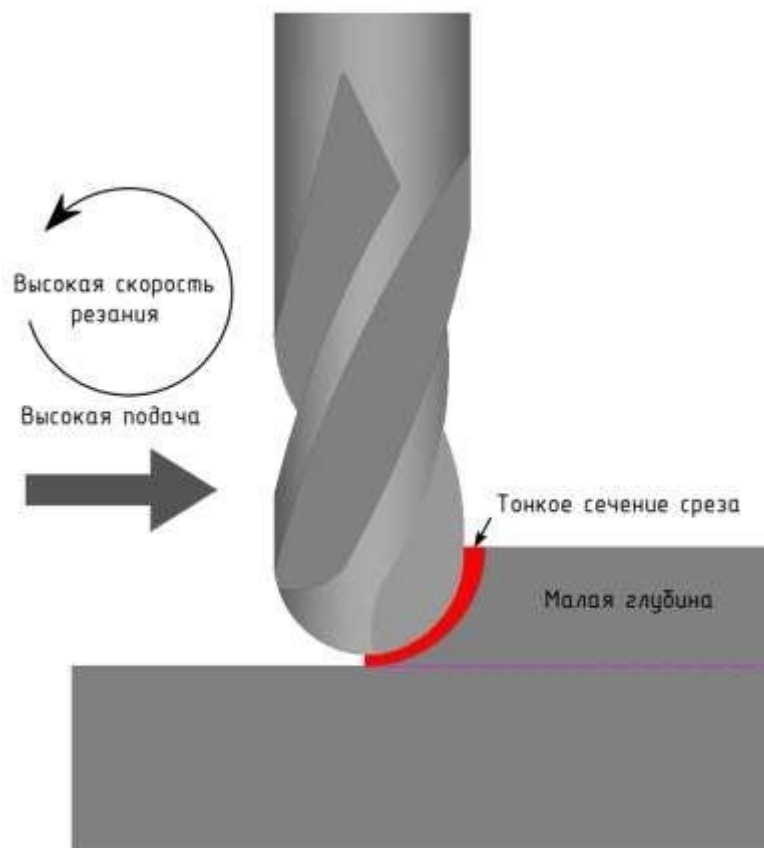


Рисунок 1.1 – Особенности высокоскоростной обработки [32]

Эффект HSC обуславливается структурными изменениями материала (из-за пластической деформации, протекающей с большой скоростью) в месте отрыва стружки. При повышении скорости деформаций силы резания первоначально растут, а потом, с достижением определенной температуры в зоне образования стружки, начинают существенно снижаться.

Характерно, что время контакта режущей кромки с заготовкой и стружкой так мало, а скорость отрыва стружки столь высока, что большая часть тепла, образующегося в зоне резания, удаляется вместе со стружкой, а заготовка и инструмент просто не успевают нагреваться. Нелинейная зависимость температуры в зоне резания и сил резания от скорости резания получила название «кривые Соломона» (рисунок 1.2).

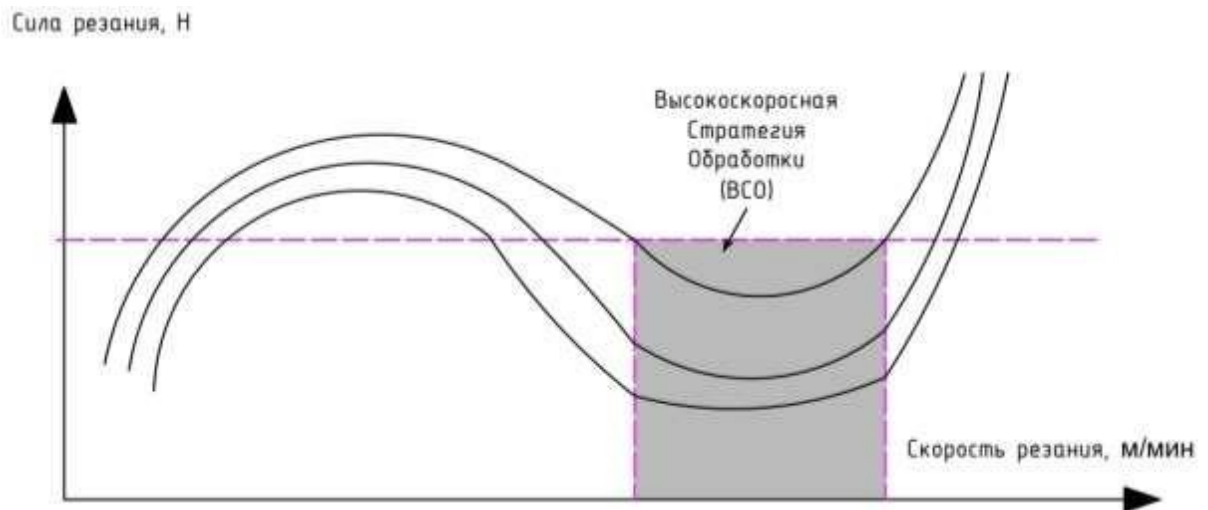


Рисунок 1.2 – Зависимость сил резания от скорости резания (кривые Соломона) и область высокоскоростной обработки [13]

Данный эффект известен давно. Поэтому в прошлом станочники иногда предварительно нагревали труднообрабатываемые заготовки (например, из титанового сплава).

Формирование стружки – наиболее важный аспект HSC. Как известно, во время формирования стружки, 80% тепла образуется в зоне механической деформации материала, 18% – в зоне контакта стружка-инструмент, и 2% – в зоне трения режущей кромки инструмента о материал [32].

Исследования, режимов HSC-обработки с правильно подобранными параметрами, показали, что 75% произведенного тепла отводится со стружкой, 20% – через инструмент, и 5% – через обрабатываемую деталь [32].

Существует ряд требований для обеспечения стратегии высокоскоростной обработки. К наиболее важным требованиям можно отнести следующие:

- **Требования к станку**

Станок должен иметь высокую частоту вращения шпинделя (12000-25000 и более об/мин) и должен быть оснащен средствами температурной стабилизации шпинделя, обеспечивать скорости подач 40-60 м/мин, скорость быстрых перемещений до 90 м/мин, обрабатывать малые перемещения от 5 до 20 мкм, иметь повышенную жесткость и температурную компенсацию. Сложность траектории движения инструмента обеспечивается кинематикой станка с большим (больше

трех) числом степеней свободы. Момент, развиваемый приводом шпинделя, небольшой, что, однако, не противоречит принципам HSC обработки. При выборе инструментальной системы, которой должен быть оснащен шпиндель станка, следует придерживаться требований стандартов DIN69893 и DIN69882. Учитывая необходимость использования высокоточной инструментальной оснастки с биением $<0,003$ мм и хвостовиком под h6, подходящим решением будут интерфейсы по типу HSK-A/E/F [36].

•Требования к системе ЧПУ

Современная система ЧПУ должна просматривать управляющую программу на несколько кадров вперед (до 100 кадров со скоростью от 100 до 200 кадров в секунду), чтобы успеть выполнить расчеты для торможения на подходе к углу и разгона после поворота. В противном случае деталь будет иметь дефекты – следы от прерывистого движения фрезы [22].

•Требования к САМ-системе

САМ-система должна генерировать управляющую программу согласно принципам высокоскоростной обработки, то есть обеспечивать движение инструмента по сглаженной траектории (рисунок 1.3), избегая высоких динамических нагрузок, а также поддерживать постоянную величину сечения среза, формируя при необходимости трохоидальную траекторию врезания [22].

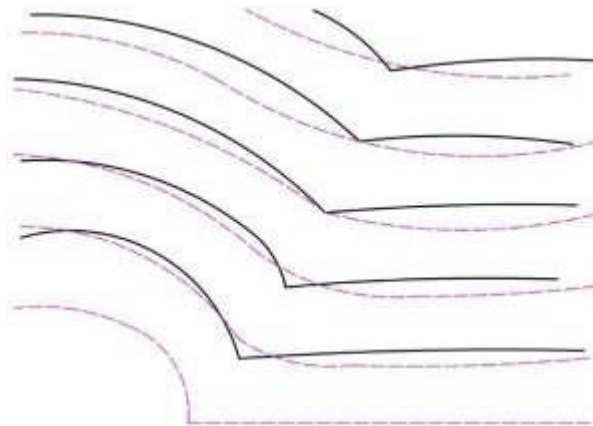


Рисунок 1.3 – Траектории движения центра инструмента при стандартной стратегии фрезерования (сплошная линия) и при высокоскоростном фрезеровании (пунктирная) [32]

Сравнение стандартной и высокоскоростной стратегии фрезерования показано на рисунке 1.4.

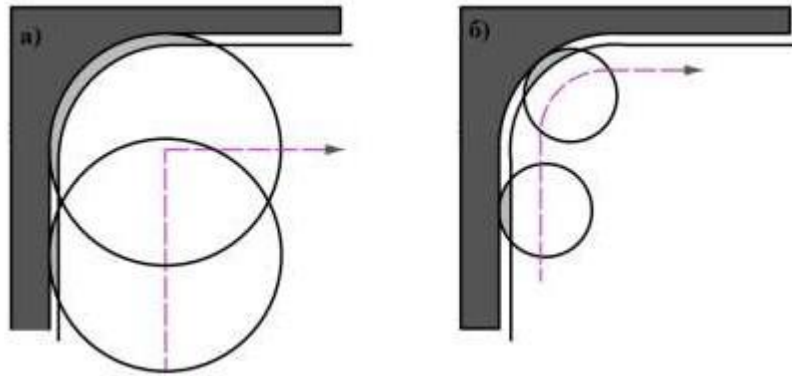


Рисунок 1.4 – Сравнение стандартной (а) и высокоскоростной (б) стратегии фрезерования

• Требования к инструменту

В связи со снижением сил резания в процессе высокоскоростной стратегии обработки (ВСО) на первый план выходят другие факторы – величина биения фрезы, вибрации, инерционные нагрузки и силы, возникающие при этом, становятся соизмеримыми с силами резания. Высокоскоростная обработка требует особого внимания к балансировке инструмента и его жесткости (рисунок 1.5). Для этого могут использоваться специальные патроны с возможностью балансировки или сбалансированные оправки для термозажима. Специально для высокоскоростной обработки спроектированы конусы HSK, которые обеспечивают более высокую жесткость зажима. Таким образом, балансировка инструмента играет важную роль в обеспечении качества обработанной поверхности при высокоскоростном резании.

Предпочтительным является охлаждение инструмента обдувом. Так как тепло концентрируется в стружке, ее надо просто быстро удалить из зоны резания. Низкая стойкость инструмента при охлаждении СОЖ объясняется главным образом выкрашиванием, вследствие циклических термических нагрузок на режущую кромку инструмента. Постоянная тепловая нагрузка, даже на относительно высоких температурах лучше, чем меняющаяся циклическая нагрузка [30].

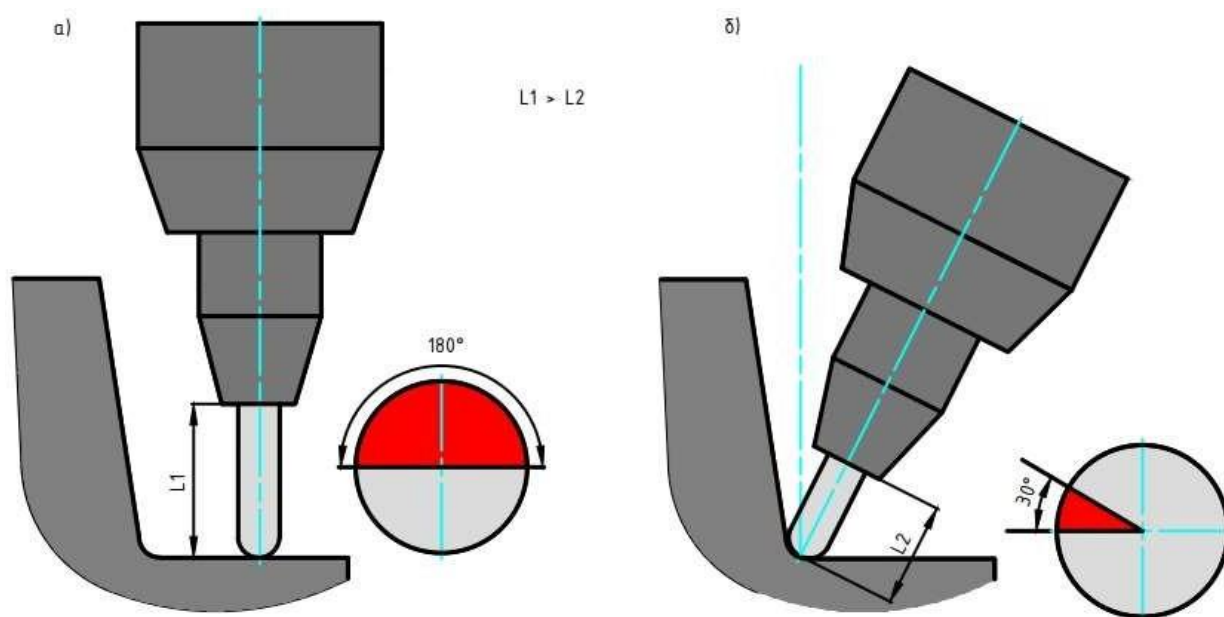


Рисунок 1.5 – Сравнение коэффициентов перекрытия и требуемого вылета инструмента; рабочая часть инструмента показана закрашенной областью в 180° (а) и 30 градусов (б) при высокопроизводительной и высокоскоростной обработке соответственно [32]

HSC-обработка используется, главным образом, в трех секторах промышленности:

Первая отрасль – общее машиностроение, которая имеет дело с механообработкой алюминиевых сплавов для производства компонентов автомобилей, корпусов для приборов или медицинских устройств. Эта отрасль нуждается в высокопроизводительном процессе удаления металла, потому что технологический процесс состоит из многих операций механообработки.

Вторая отрасль – авиационно-космическая промышленность, в которой производится механообработка крупногабаритных деталей из алюминиевых сплавов, часто с тонкими стенками. Экономически выгодно выполнить все операции обработки за одну установку.

Третья отрасль – инструментальная промышленность, в которой требуется производить чистовую обработку твердых материалов. В этой отрасли важно обработать детали с высокой скоростью и сохранить при этом высокую точность. Используя HSC, можно перепланировать процесс производства за счет сокращения стадий фрезерования электродов (ECM) и электроэрозионной обработки (EDM) [30].

1.4 Конструктивные особенности деталей, изготавливаемых из алюминиевых сплавов

При изготовлении отечественных самолетов использование алюминиевых сплавов может достигать 75% от общего числа применяемых конструкционных материалов. Это объясняется рядом достоинств алюминиевых сплавов. Некоторые алюминиевые сплавы сравнимы со сталью по прочности, при этом, легче в 3 раза. Они обладают высокой прочностью и коррозионной стойкостью. Поэтому могут применяться для изготовления ответственных, силовых конструкций, деталей силового набора, фитингов и шпангоутов [22].

Несмотря на сложную геометрию авиационных деталей и специфичность проблем, возникающих при обработке, детали можно сгруппировать на основе общих признаков, типов обрабатываемых элементов и поверхностей, применяемых станков и способов решения возникающих проблем. Выделяется несколько типов деталей:

1) Силовые детали с ребрами жесткости с двух сторон, толщиной стенок от 5 мм и толщиной полотен от 3 мм (например, обод шпангоута представленный на рисунке 1.6).

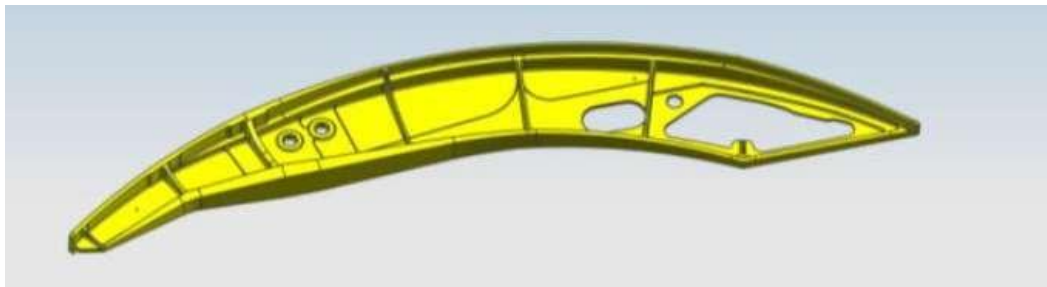


Рисунок 1.6 – Деталь «Обод шпангоута»

Основная сложность при обработке таких деталей – это предотвращение вибрации, возникающей при обработке высоких стенок детали. Для обработки требуются фрезы с большим вылетом. Обработка ведётся на сниженных режимах резания.

2) Длинномерные детали длиной до 30 м небольшого сечения (например, стрингер).

3) Тонкостенные детали с ребрами жесткости с одной или двух сторон, с толщиной полотна от 1 мм (панель). При обработке таких деталей часто возникают коробления и вибрации.

4) Детали, поверхности которых выходят на теоретический контур самолета (например, окантовка двери самолёта, рама фонаря кабины пилота). Такие детали имеют сложную форму, поверхности одинарной и двойной кривизны, закрытые карманы. При изготовлении таких деталей применяются 5-ти осевые станки и специальные грибковые фрезы. Для типовых деталей, изготавливаемых из алюминиевых сплавов, характерно наличие высоких стенок, ребер, глубоких карманов, нежестких элементов (рисунок 1.7) При изготовлении таких деталей возникает необходимость использования инструментальных наладок с большим вылетом.

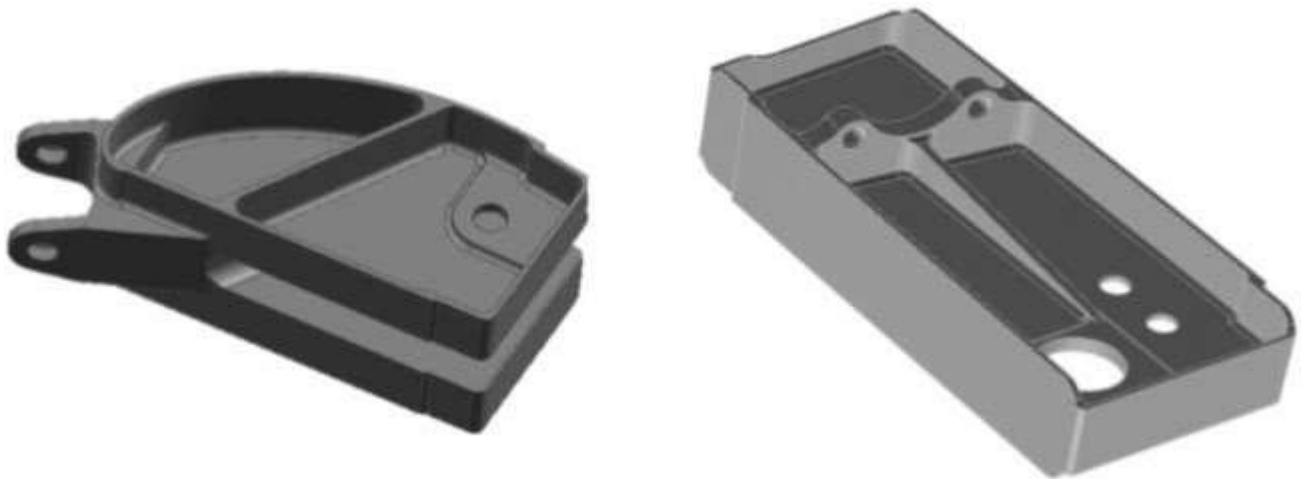


Рисунок 1.7 – Типовые детали из алюминиевых сплавов

Вылет может быть увеличен как за счет самого инструмента: фрез с удлиненными хвостовиками или фрезерных головок (рисунок 1.8, в); так и элементов модульной инструментальной оснастки: переходников, удлинителей (рисунок 1.8, а) и адаптеров (рисунок 1.8, б).



Рисунок 1.8 – Модульная система для закрепления вращающегося инструмента: а) – переходники б) - адаптеры, в) – фрезерные головки [11]

Наличие глубоких карманов, высоких стенок, ребер, нежестких элементов характерно для авиационных деталей из алюминиевых сплавов. Обработка карманов - одна из самых сложных операций в механообработке, вынуждающая применять современные стратегии обработки.

Ярким примером является метод поэтапной обработки глубоких карманов с контролируемой постоянной глубиной фрезерования. На первом этапе обработки, до глубины величиной равной в 2–3 диаметра инструмента, применяется инструмент стандартного исполнения и длины, позволяющий удалить верхнюю часть материала кармана, сократив при этом общее время работы станка.

После достижения указанной глубины применяются фрезы с шейкой (фрезы, диаметр рабочей части которых меньше диаметра хвостовика) и более короткой режущей частью. Подобный инструмент прочнее своего стандартного и длинного исполнения, позволяет увеличить зазор между фрезой и стенкой кармана, а также обеспечить высокие подачи и скорости, не подвергая инструмент повышенному износу и вибрациям (рисунок 1.9) [37, 38]. Режимы резания для такого инструмента снижены по сравнению с инструментами стандартной длины.

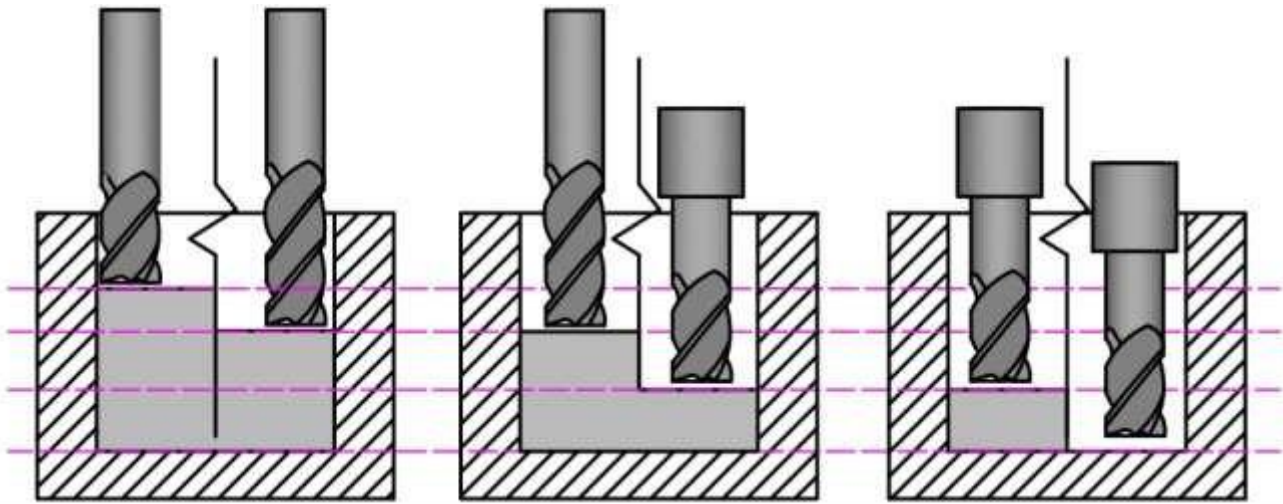


Рисунок 1.9 – Стратегия обработки глубоких карманов [37, 38]

Процесс фрезерования зачастую сопровождается рядом неблагоприятных явлений, а именно: пакетирование стружки, происходящее вследствие плохого отвода стружки из зоны обработки; повторное резание стружки. Подвод эмульсии или сжатого воздуха не всегда может обеспечить требуемую эвакуацию стружки. Наряду с этим стоит проблема возникновения высоких пиковых нагрузок, что приводит к отжатию инструмента, которое, в свою очередь, приводит к вибрации. Повышается износ фрезы, выкрашивание режущей кромки и, как следствие, ухудшение качества обработанной поверхности.

Неверный подход в выборе траектории движения инструмента может привести к большим пиковым нагрузкам и преждевременному износу фрезы. Традиционный подход к программированию процесса обработки углов характеризуется пониженной производительностью, высокими вибрациями, отжимом инструмента, а также повышенным износом в результате истончения стружки (рисунок 1.10).

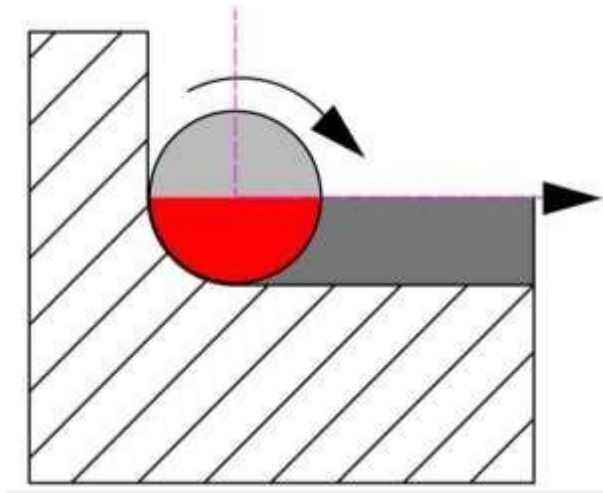


Рисунок 1.10 – Традиционный подход [37, 38]

Фрезерование по сглаженной траектории позволяет уменьшить площадь контакта, однако на финальном проходе, при повторении инструментом обрабатываемого радиуса, произойдет резкое увеличение динамических нагрузок (рисунок 1.11). Вследствие этого данный метод требует сильного занижения подачи при прохождении участка траектории, описанного выше [37, 38].

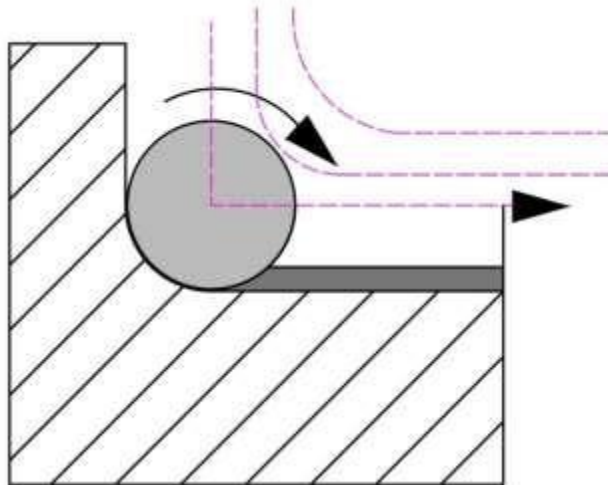


Рисунок 1.11 – Траектория с повторением радиуса [37, 38]

Оптимальным является метод комбинирования траекторий с большим и малым радиусами движения фрезы (рисунок 1.12). Движение по более сглаженной траектории позволяет значительно уменьшить площадь контакта, избежать высоких динамических нагрузок и обеспечить постоянное сечение удаляемого за про-

ход припуска, что позволяет проводить обработку с высокой скоростью и подачей.

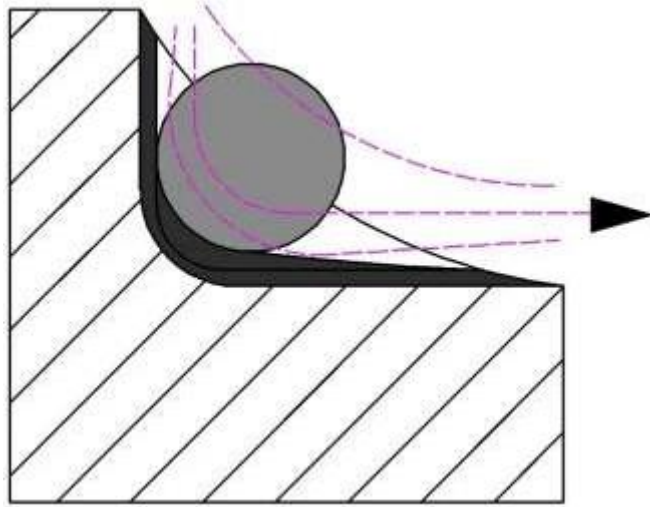


Рисунок 1.12 – Оптимизированная траектория [37, 38]

Минусом данного приема является необходимость наличия достаточного пространства для маневра инструмента.

1.5 Анализ процесса балансировки инструмента

1.5.1 Общие сведения

Вибрации – неизменный спутник любого механического процесса, в частности механообработки. В зависимости от целей и условий обработки, они могут оказывать значительное негативное воздействие на процесс резания, ухудшая тем самым выходные показатели фрезерования.

Как ранее указывалось, различают 3 основные группы вибраций:

- Вибрации сочлененной технической системы.
- Термомеханические вибрации
- Регенеративные вибрации.

Нельзя однозначно заявлять о том, какой тип вибраций оказывает решающее воздействие на процесс резания – это зависит от типа и условий обработки конкретной детали и подлежит тщательному анализу.

1.5.2 Понятие дисбаланса

Дисбаланс вращающихся конструктивных элементов машин наблюдается в том случае, когда реальный центр масс ротора не лежит на оси его вращения (рисунок 1.13). Несбалансированные роторы генерируют вибрацию, которая может привести к повреждению, вплоть до разрушения входящих в них деталей. Чтобы продлить жизнь агрегатов машин, вибрацию вследствие дисбаланса необходимо понизить до приемлемого уровня [23].

Дисбаланс определяется материальной точкой некоторой массой m , которая расположена на расстоянии r от оси вращения (рисунок 1.13):

$$U = m \cdot r \text{ [г} \times \text{мм]}. \quad (1)$$

Для удобства при балансировке инструментальных наладок в силу их небольших габаритных размеров пользуются размерностью г×мм, а не величинами системы СИ.

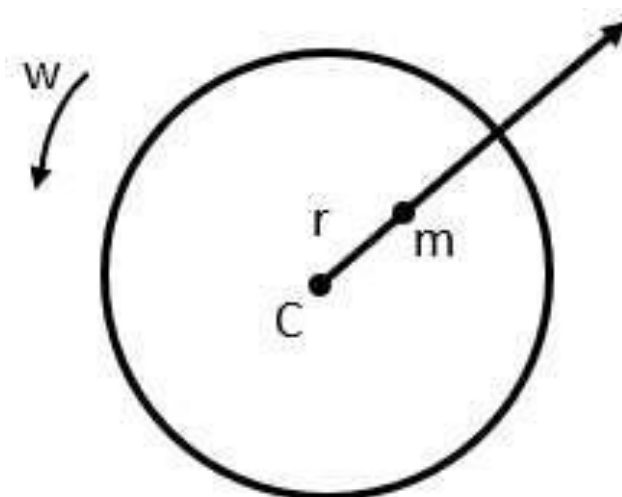


Рисунок 1.13 – Схема нестабильного ротора (осевое сечение)

В результате дисбаланса возникают центробежные силы, которые согласно второму закону Ньютона равны:

$$F = m \cdot a = m \cdot r \cdot \omega^2 = U \cdot \left(\frac{n}{9549} \right)^2 [\text{Н}]. \quad (2)$$

В данном случае: ω – угловая скорость в рад/с, n – частота вращения шпинделя в мин^{-1} , 9549 – коэффициент для перехода от частоты вращения к угловой скорости вращения.

Одно и то же состояние дисбаланса может быть представлено различными способами. Следует также различать статический и динамический дисбаланс.

Статическим дисбалансом называется состояние ротора, при котором результирующий вектор дисбаланса проходит через геометрический центр масс ротора. При вращении подобного ротора возникает только центробежная сила, вызывающая параллельное его смещение в сторону от оси вращения (рисунок 1.14) [26].

В остальных случаях, когда результирующий вектор дисбаланса не проходит через геометрический центр масс ротора, говорят о динамическом дисбалансе. Возникающая в результате него центробежная сила создает дополнительно изгибающий момент с плечом, равным расстоянию между ортогональными оси ин-

струмента плоскостями центра масс и результирующего вектора дисбаланса. При вращении подобного ротора происходит его изгиб.

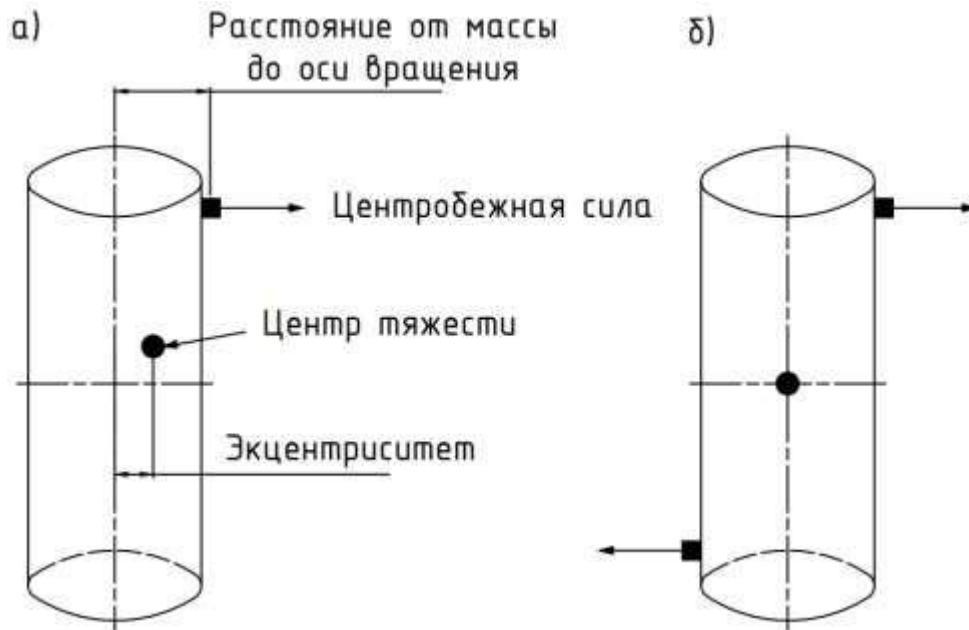
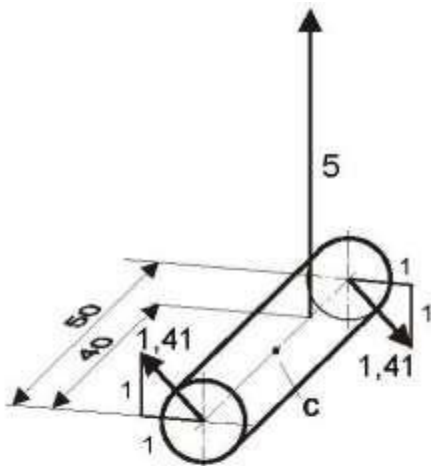


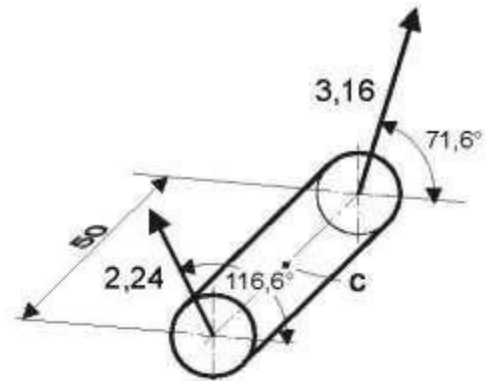
Рисунок 1.14 – Схемы дисбаланса: а) - статического дисбаланса, б) - моментного дисбаланса [58]

Различные варианты представления одного и того же не отбалансированного ротора показаны на рисунке 1.15. На рисунках 1.15 (а, б, в) различные представления одного и того же дисбаланса показаны через главный вектор дисбалансов и пару кососимметричных дисбалансов, определяющих моментную неуравновешенность ротора, а на рисунках 1.15 (г, д, е) – в виде динамических дисбалансов в двух плоскостях ротора. Точкой С обозначен центр масс, а числовые значения дисбалансов указаны по модулю на соответствующих им векторам.

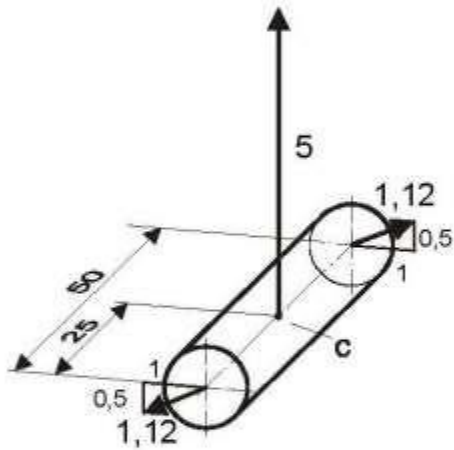
Главный вектор дисбалансов и главный момент дисбалансов (или пара кососимметричных дисбалансов) по-разному влияют на силы, действующие в подшипниках ротора, и вибрацию машины. Поэтому их часто рассматривают отдельно. Даже в случае представления дисбаланса в виде динамического дисбаланса в двух плоскостях коррекции обращают внимание на то, что в большей степени сформировало данный динамический дисбаланс, - главный вектор дисбалансов или главный момент дисбалансов.



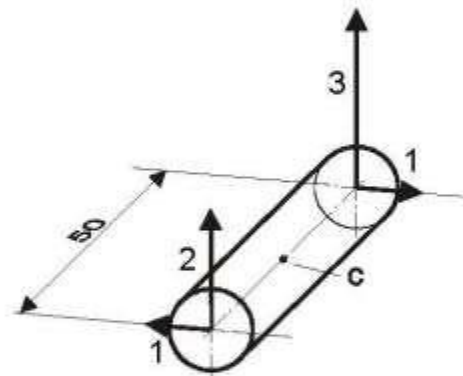
а) Результирующий вектор дисбаланса и связанная с ним пара сил в торцевых плоскостях ротора



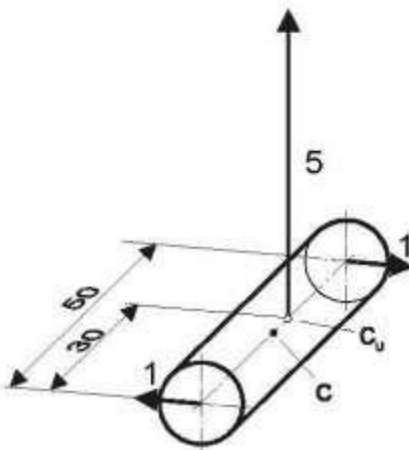
г) Результирующие вектора дисбаланса в каждой из торцевых плоскостей ротора



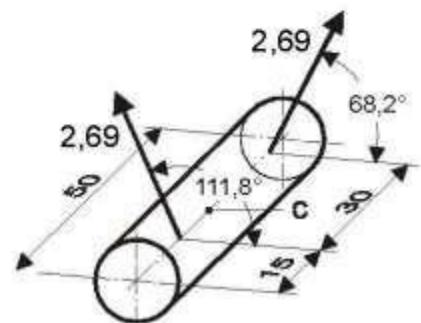
б) Частный случай а), когда начало результирующего вектора дисбаланса совпадает с центром масс ротора (статический дисбаланс)



д) Две ортогональные компоненты векторов дисбаланса в торцевых плоскостях



в) Частный случай а), когда пара сил, связанная с вектором дисбаланса лежит в ортогональной ему плоскости



е) Общий случай с результирующими векторами дисбаланса в двух плоскостях.

Рисунок 1.15 – Различные варианты представления одного и того же не отбалансированного ротора [58]

Не существует удобного для пользователя узнаваемого общего отношения между дисбалансом ротора и вибрацией машины. Реакция на дисбаланс существенно зависит от скорости, геометрической формы и распределения массы ротора, так же, как и от динамической устойчивости ротора, подшипников и фундамента. В большинстве случаев устойчивость агрегата не известна владельцам. Более того, объединение всех этих факторов приведет к появлению усложненных зависимостей между дисбалансом и результирующей вибрацией. Другими словами, значения амплитуды вибрации от величины дисбаланса будут различными, и будут зависеть от рабочей частоты вращения шпинделя, типа подшипников (например, жидкостная пленка или вращающийся элемент), станины и т.д., в то время как само количество дисбаланса постоянно и относится только к ротору. Вибрационные стандарты, используемые в промышленности, содержат свои критерии на проявления последствий дисбаланса (амплитуда вибрации), независимо от устойчивости ротора и фундамента. Кроме того, в указанных стандартах нет упоминаний о величине усилия, создаваемого дисбалансом, и массой ротора. При дисбалансе соотношения между массой, устойчивостью и вибрацией разбалансированного ротора основываются на параметре, называемом результирующим вектором дисбаланса [58].

На данный момент процесс балансировки вращающегося инструмента и его качество регламентируются двумя стандартами: ISO 1940-1 и DIN 69888.

1.5.3 Неразрушающие методы балансировки инструментальных наладок

Существует два метода неразрушающей балансировки инструментальных наладок: балансировка при помощи колец и при помощи винтов (рисунки 1.16 и 1.17). Главное их преимущество состоит в том, что в процессе балансировки сам адаптер или патрон не претерпевает никаких изменений и, теоретически, может подвергаться балансировке неограниченное число раз. Рисунки 1.16-1.19 выполнены в программе ToolDynamic 2009 с рабочего терминала балансировочной машины Haimer TD2009 Comfort Plus.

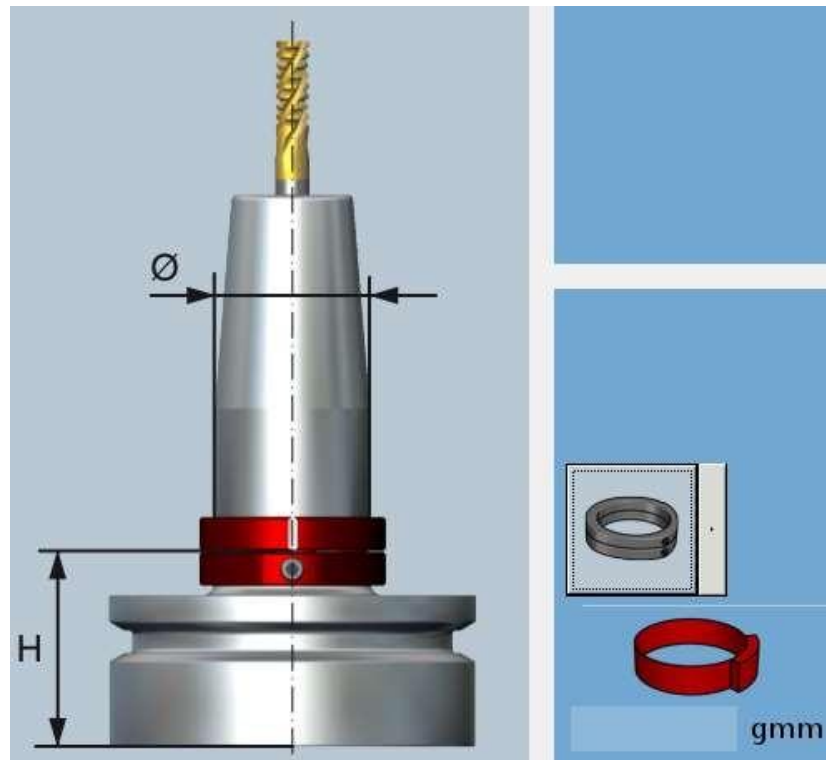


Рисунок 1.16 – Балансировка при помощи колец



Рисунок 1.17 – Балансировка при помощи винтов

Неразрушающие методы предполагают компенсацию остаточного дисбаланса при помощи другого, противоположно направленного дисбаланса. Для этого к инструментальной наладке в определенном месте добавляется дополнительная

масса в виде вворачиваемых в патрон винтов, либо в виде колец-хомутов с утяжелителями, надеваемыми на оправку снаружи.

Существенными недостатками неразрушающих методов балансировки являются:

- невозможность точной регулировки глубины вкручивания установочных винтов в патрон,
- необходимость использования специальных патронов,
- опасность самопроизвольного выкручивания винтов,
- невозможность в отдельных случаях использования колец,
- относительная сложность балансировки,
- необходимость наличия наборов винтов/колец.

Эти факторы определили сферу применения неразрушающих методов. За редким исключением они применяются для балансировки инструмента на небольших предприятиях единичного или мелкосерийного производства [23].

1.5.4 Разрушающие методы балансировки инструментальных наладок

Принцип реализации разрушающих методов балансировки полностью противоположен предыдущему: остаточный дисбаланс устраняется удалением массы, порождающий эксцентриситет центра масс системы. Удаление массы может производиться высверливанием, либо фрезерованием (рисунки 1.18 и 1.19). Несомненными преимуществами данных методов являются надежность, быстрота и простота. Не требуется никаких дополнительных материалов и изделий для проведения процедуры балансировки.

Очевидный минус – количество циклов балансировки ограничено. На крупном производстве, под влиянием различных факторов инструментальные наладки выходят из строя, балансировочный ресурс патрона редко принимают во внимание при выборе метода балансировки.

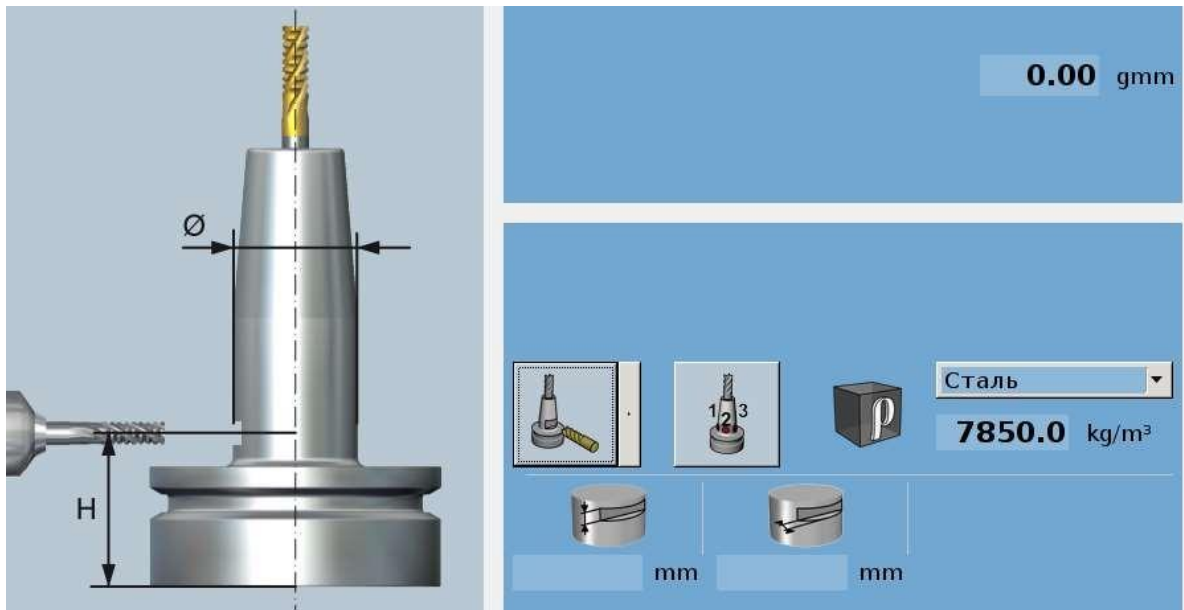


Рисунок 1.18 – Балансировка фрезерованием



Рисунок 1.19 – Балансировка высверливанием

1.5.5 Анализ требований к инструментальным наладкам

Международный стандарт балансировки жестких роторов принят международным комитетом по стандартизации ISO и имеет силу на территории всех государств, имеющих представительство в его составе, в том числе и РФ. Стандарт ISO 1940-1 носит название «Механические вибрации – требования к качеству балансировки жестких роторов – часть 1: спецификация и контроль допусков на балансировку» (англ. «Mechanical vibration – Balance quality requirements of rigid ro-

tors – Part 1: Specification and verification of balance tolerances»). Вторая часть стандарта регламентирует обработку ошибок, возникающих в процессе балансировки. В практике балансировки инструментальных наладок на производстве изделий эта часть стандарта не применяется и используется, в основном, производителями балансировочных машин.

Несмотря на то, что в стандарте прямо не указано на то, что он должен применяться для балансировки вращающегося инструмента, он дает исчерпывающую информацию по балансировке жестких роторов, чем, по сути, и является только сама инструментальная наладка в составе шпинделя металлорежущего станка. В стандарте отражены методы определения остаточного дисбаланса, определение необходимого количества плоскостей балансировки, а также рекомендуемые классы балансировки для различных типов жестких роторов.

В стандарте за основу взят не дисбаланс, вызванный массой, расположенной на некотором расстоянии от оси вращения ротора, а вызванный этим смещением эксцентриситет между геометрическим и реальным центрами масс ротора:

$$e = \frac{U}{m_{\text{ротора}}} [\text{мкм}]. \quad (3)$$

Характеристики несбалансированного ротора показаны на рисунке 1.20 справа.

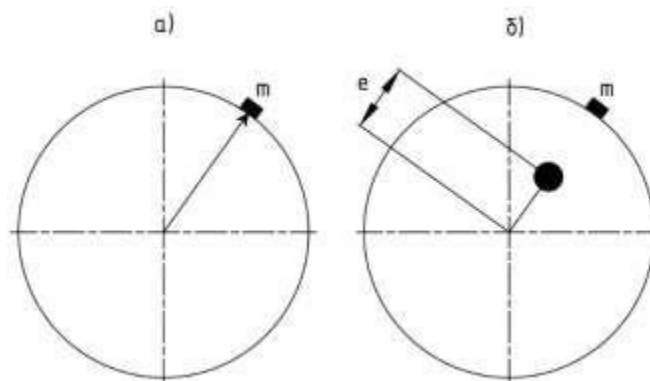


Рисунок 1.20 – Характеристики несбалансированного ротора: дисбаланс (а) и эксцентриситет центров масс (б) [58]

В качестве комплексной характеристики качества балансировки стандартом введено понятие класса балансировки G . Класс балансировки регламентирует максимальный допустимый дисбаланс ротора при работе на максимальных оборотах. Данная величина выражается через угловую скорость ротора Ω и допустимый эксцентриситет центров масс $e_{\text{доп}}$:

$$G = e_{\text{доп}} \cdot \Omega = \text{const} \text{ [мм/сек]}. \quad (4)$$

В таблице 1.2 приводятся рекомендуемые классы балансировки.

Таблица 1.2 – Рекомендуемые классы балансировки для роторов различного назначения [58]

Примеры роторов	Класс балансировки G	Допустимая амплитуда вибраций $e_{\text{доп}} \cdot \Omega$, мм/сек
Вращающиеся детали автомобилей (колеса, карданные валы, сапки зубчатых колес и т.п.)	G40	40
Карданные валы, валы дробильных машин, пропеллеров и т.п.	G16	16
Валы газовых турбин, центрифуги, сепараторы, общемашиностроительный класс балансировки валов.	G6,3	6,3
Компрессоры, CD-приводы, электропривод металлообрабатывающего оборудования	G2,5	2,5
Аудио- и видеотехника	G1	1
Гироскопы, шпиндели и прецизионные системы	G0,4	0,4

Для определения допустимого остаточного дисбаланса и соответствия тому или иному классу балансировки стандарт содержит диаграмму (рисунок 1.21).

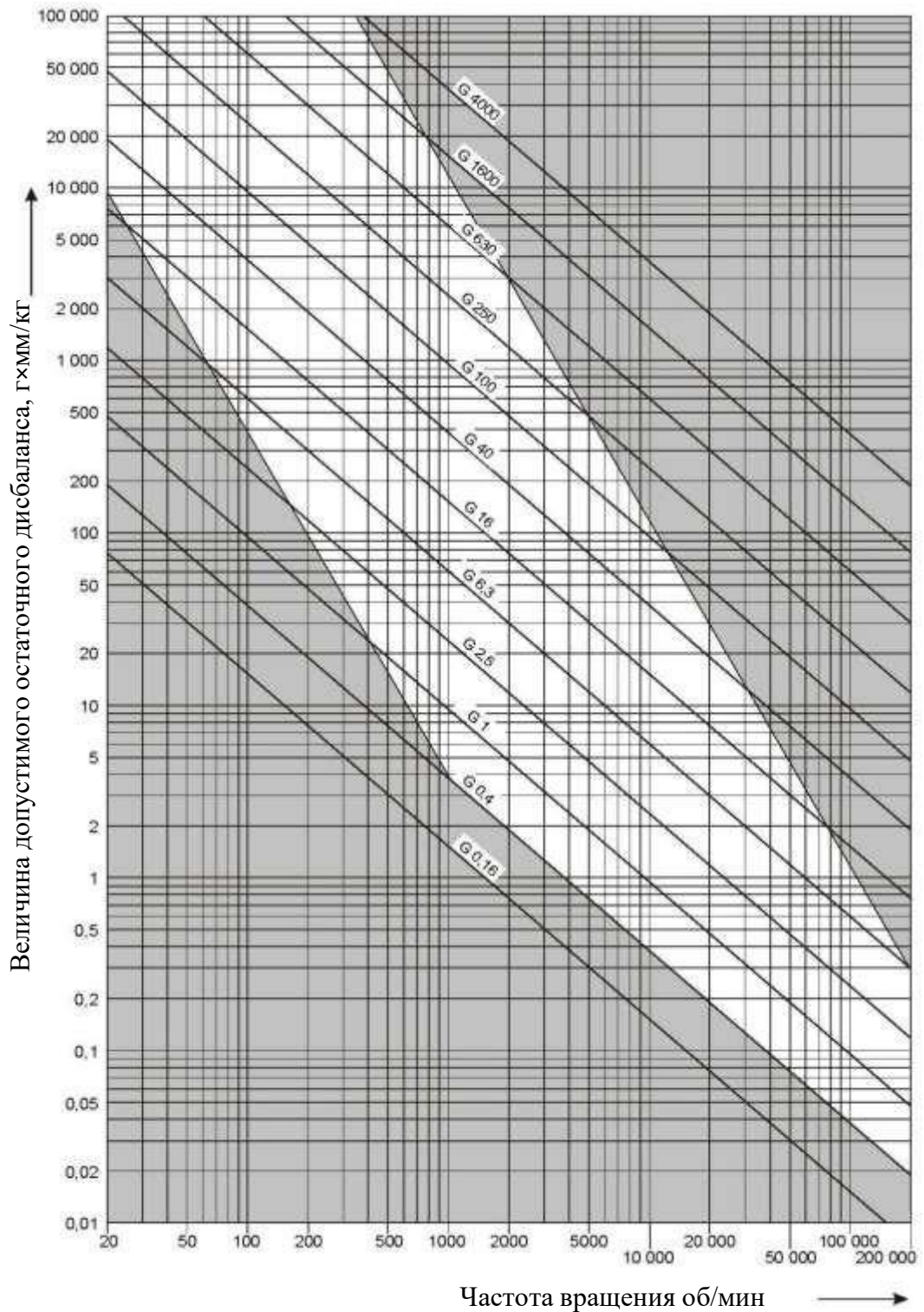


Рисунок 1.21 – Диаграмма для определения допустимого остаточного дисбаланса согласно выбранному классу балансировки ротора [58]

Светлая область отражает остаточный дисбаланс используемых на практике роторов. Четкие указания, в каком случае требуется балансировка более, чем в одной плоскости, в стандарте отсутствуют.

DIN 69888 относится к немецким промышленным нормативным актам DIN. В основе этого стандарта лежат исследования группы ученых из технического университета Дармштадта, посвященные рекомендациям в области балансировки вращающегося инструмента с учетом требований ISO 1940-1.

Скорость вращения шпинделей и, соответственно, инструментальных оправок в обрабатывающих центрах неуклонно растет. Стандарт ISO 1940-1 долгое время не был соответствующим образом актуализирован. Кроме этого требования, предъявляемые действующим стандартом к балансировке жестких роторов, не могут быть перенесены в полной мере на инструментальные наладки, поскольку существует ряд различий между ними и жесткими роторами:

а) шпиндель образует с инструментальной наладкой и инструментом систему, свойства которой со временем могут значительно изменяться (например, в результате частой смены инструмента в обрабатывающих центрах);

б) в силу радиальных и угловых погрешностей, свойственных используемым инструментальным интерфейсам, при каждой смене инструмента изначально вносятся дисбаланс, связанный с эксцентриситетом посадки инструментального конуса в шпиндель;

в) допуски и посадки отдельных элементов системы (шпинделя, зажимного приспособления и собственно инструмента) ограничивают максимально достижимое качество балансировки системы в целом.

При отдельной балансировке шпинделя обрабатывающего центра и инструментальной наладки (что и имеет место на практике чаще всего) погрешности посадки обуславливают стабильно повторяющийся дисбаланс системы, специфический для конкретного инструментального интерфейса. В действующем международном стандарте данному вопросу не уделено внимания.

Поэтому в недавнем прошлом были разработаны новые требования к балансировке вращающихся инструментов с учетом особенностей инструментальных интерфейсов и целесообразности, связанной с видом выполняемой обработки.

Требования, указанные в последней редакции стандарта, определялись исходя из обусловленных дисбалансом инструментальной наладки нагрузок на под-

шипниковые опоры шпинделя, а также таким образом, чтобы вибрации инструмента, от остаточного дисбаланса наладки в составе шпинделя не оказывали значительного влияния на процесс резания.

В данном нормативном документе указано, что резонанс с собственными частотами – параметр, специфичный для конкретной комбинации инструмента и металлорежущего оборудования и, следовательно, его влияние не поддается учету в рамках этого или какого-либо другого стандарта.

Нормируемым параметром в действующем стандарте является непосредственно величина дисбаланса U , г×мм. Величина дисбаланса не сопоставляется с классами балансировки по ISO 1940-1, поскольку масса инструмента не оказывает влияние на динамические нагрузки несбалансированной инструментальной наладки [23].

В таблице 1.3 представлены характеристики инструментальных интерфейсов HSK.

Таблица 1.3 – Характеристики инструментальных интерфейсов HSK, где a и b – ориентировочные расстояния от торца шпинделя до подшипниковых опор, C_{dyn} – усилие зажима патрона в шпинделе

	HSK32	HSK40	HSK50	HSK63	HSK80
C_{dyn}, H	8800	12200	17600	25000	30000
$a, мм$	25	35	45	60	60
$b, мм$	200	230	300	415	650
$e_{HSK}, мкм$	2	2	2	2	3

Также настоящий стандарт регламентирует: должен ли инструмент подвергаться балансировке в одной, либо в нескольких плоскостях. При этом учитывается, во-первых, способ балансировки зависит от условий, в которых работает инструмент: если окружная скорость $V_c < 1000$ м/мин, то достаточно статической балансировки инструментальной наладки в одной плоскости, во-вторых, имеет значение длина инструмента от торца шпинделя: если она превышает 2,2 базовых

диаметра инструментального конуса $L \geq D_B \cdot 2,2$, то необходимо производить динамическую балансировку в двух плоскостях. Так для HSK63 условие выглядит следующим образом:

$$L_{HSK63} \geq 63 \cdot 2,2 = 138,6 \text{ мм.} \quad (5)$$

На рисунках 1.22 и 1.23 показана инструментальная наладка, не нуждающаяся в динамической балансировке и нуждающаяся, соответственно.

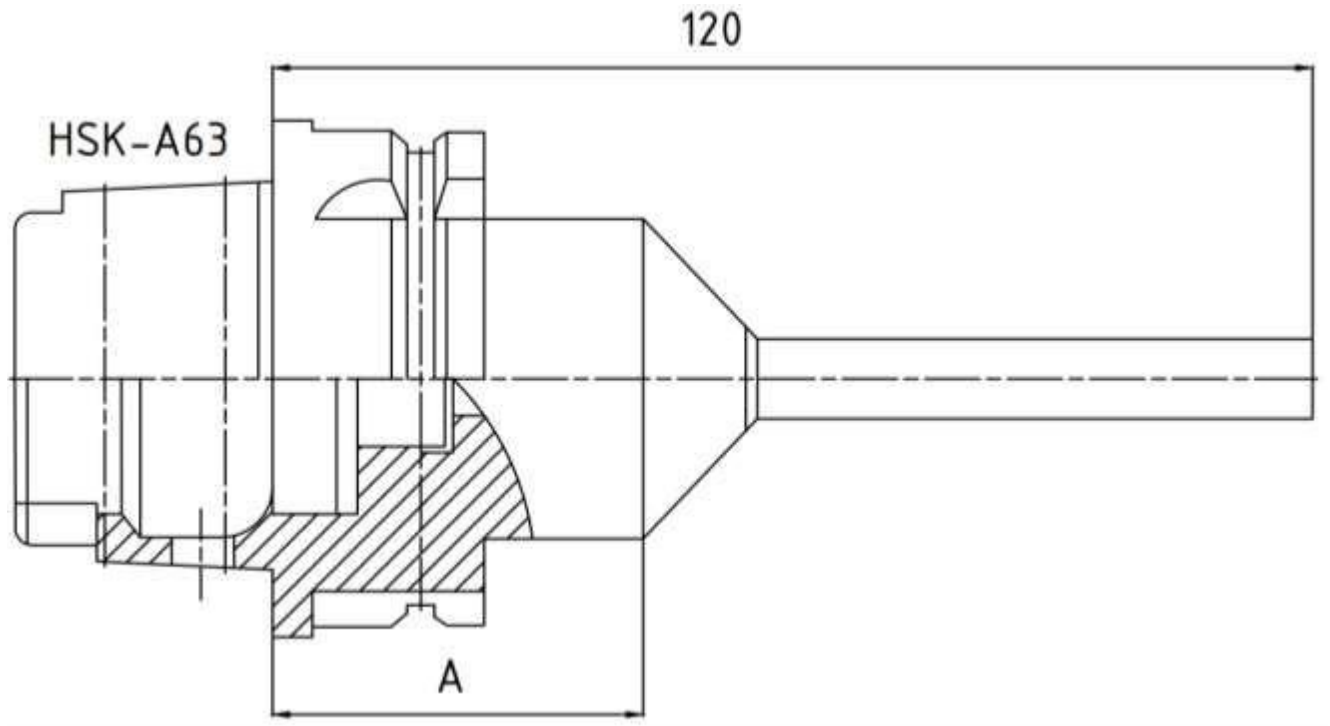


Рисунок 1.22 – Инструментальная наладка, для которой достаточно балансировки в одной плоскости, расположенной в интервале А [55]

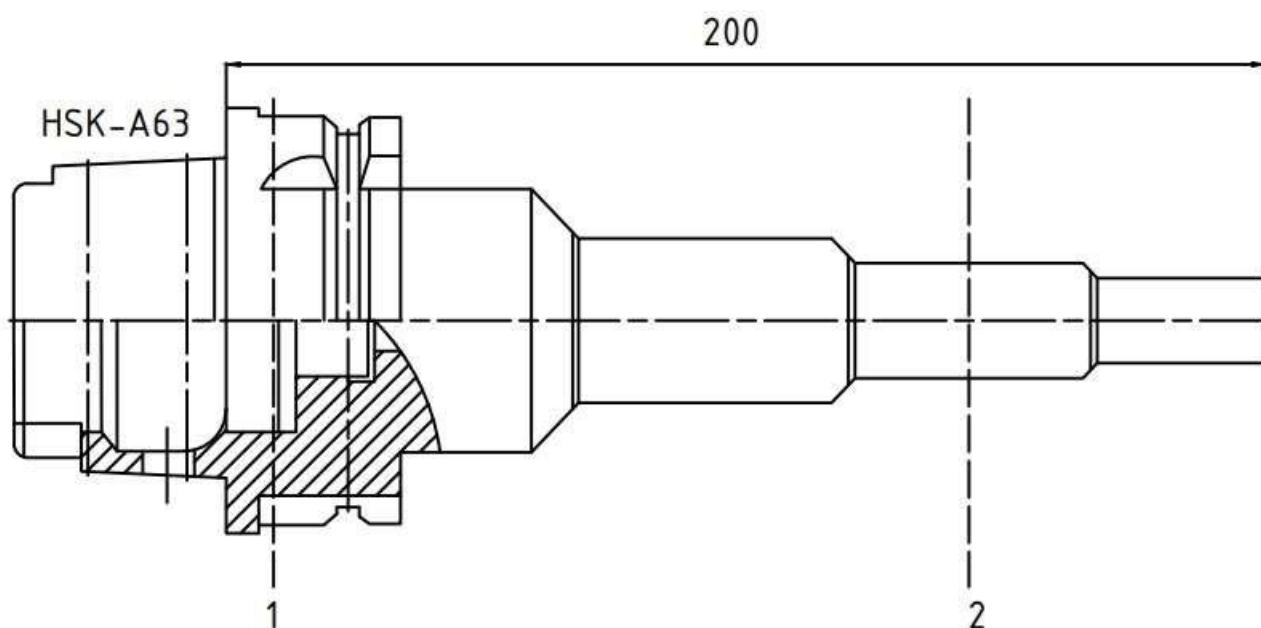


Рисунок 1.23 – Инструментальная наладка, для которой требуется балансировка в двух плоскостях 1 и 2 [55]

Балансировку осесимметричного инструмента, а также сборных фрез, все части которых были отбалансированы по-отдельности, согласно настоящему стандарту, разрешается не производить. Тем не менее, любой инструмент должен удовлетворять требованиям безопасности по ISO 1940-1 и иметь качество балансировки не ниже G40. Данный класс соответствует качеству балансировки автомобильных колес и очевидно, что современный инструмент отвечает указанным требованиям априори.

Для определения требуемого качества балансировки инструментальной наладки согласно требованиям DIN 69888 в стандарте предложены диаграммы зависимости допустимого остаточного дисбаланса от скорости вращения шпинделя (рисунок 1.24). Серая область внизу диаграммы – качество балансировки, которое по различным причинам добивается нецелесообразно либо недостижимо для данного инструментального интерфейса; сплошная линия – качество балансировки, рекомендуемое для стандартной обработки; штрихпунктирная – для чистовой; пунктирная – для обеспечения условий безопасности по G40.

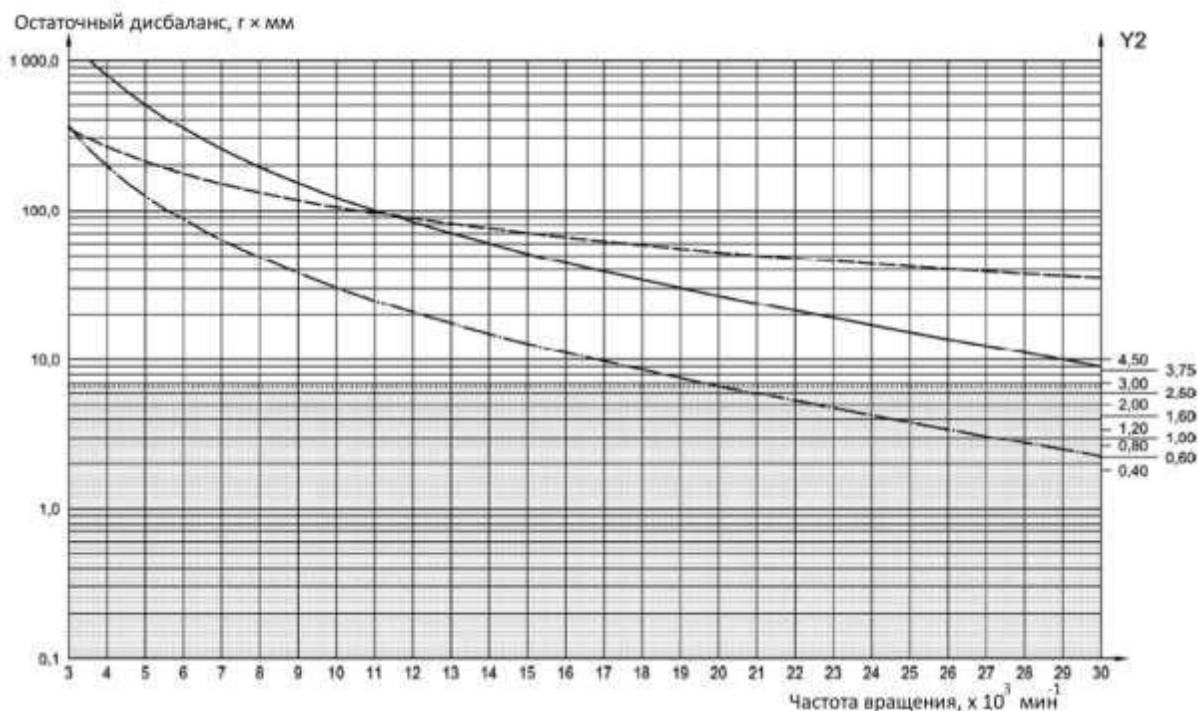


Рисунок 1.24 – Допустимый остаточный дисбаланс инструментальной оснастки с интерфейсом HSK63 [55]

По сравнению с действующим международным стандартом на балансировку жестких роторов этот стандарт устанавливает менее жесткие требования к качеству балансировки инструментальных наладок. Так, например инструмент с интерфейсом HSK63 и массой 1 кг для стандартной обработки на 23000 мин⁻¹ по DIN 69888 должен иметь остаточный дисбаланс 11 г·мм, что для тех же параметров приблизительно по ISO 1940-1 соответствует классу балансировки G30. Минимально целесообразный дисбаланс для такого инструмента составляет 7 г·мм по DIN 69888, что соответствует классу балансировки G16 по ISO 1940-1.

1.5.6 Сравнение действующих стандартов на балансировку

На данный момент для расчета допустимого остаточного дисбаланса ротора применяются 2 основных стандарта ISO/FDIS 1940-1:2002(E) и DIN 69888:2008-09. Стандарт DIN 69888 содержит требование балансировки систем вращающегося инструмента с учетом фактической нагрузки на подшипники шпинделя от неуравновешенности инструмента. DIN 69888 устанавливает – нагрузка на подшипник, вызываемая неуравновешенностью, не должна превышать 1% его динамической несущей способности. В этом стандарте все допустимые остаточные неуравновешенности указаны в [г×мм] и не отнесены к специфическому уровню качества класса G согласно ISO 1940-1 – Требования к качеству балансировки для роторов в постоянном (жестком) состоянии.

При балансировке инструмента согласно ISO 1940-1, класс балансировки G 2.5 при 25 000 мин⁻¹, допускается иметь дисбаланс 1 г×мм/кг. Это означает, что стандарт ISO 1940-1 допускает большую неуравновешенность на тяжелых держателях инструмента, чем на легких, при той же самой скорости вращения. Эта, хотя и различная, остаточная неуравновешенность вызывает различные силы дисбаланса и нагрузки на подшипники. Постоянная нагрузка в системе не достигается. Однако динамическая неуравновешенность не зависит от массы инструмента, а только от неуравновешенности инструментальной системы и усилий при обработке.

Одна из особенностей ISO 1940-1 состоит в том, что даже обычных требований достаточно, чтобы превысить возможные пределы для того, что может быть измерено с помощью обычных балансировочных машин, и поэтому не может быть и компенсировано.

Даже если инструмент отбалансирован до допустимого остаточного эксцентриситета (уменьшенного до отклонения, вызванного сборкой), условие неуравновешенности не может быть достигнуто воспроизводимым способом после установки в шпиндель. При вставке инструмента HSK в соответствии с ISO 12164 в шпиндель может быть достигнута точность соединения от 2 до 4 мкм (в зависимости от размера HSK).

Даже минимальные загрязнения в значительной степени ухудшают результат. Общий дисбаланс фрезерного шпинделя складывается из многих компонентов:

- дисбаланс шпинделя как отдельного узла,
- дисбаланс вследствие радиального биения шпинделя, (ось симметрии не совпадает с осью вращения),
- радиальное биение монтируемых деталей шпинделя,
- боковое смещение системы зажатия (пакет пружин, тяга),
- радиальное биение и перекося инструментальной державки в шпинделе,
- дисбаланс инструментальной державки как отдельной детали,
- радиальное биение натяжного болта,
- радиальное биение инструмента,
- дисбаланс монтируемых деталей инструментальной державки.

Такие факторы, как износ и биение шпинделя, могут привести к снижению точности соединения. В результате может появиться остаточный дисбаланс всей системы. Это относится в особенности к инструментам с различными точками резания и/или разделения, например при поперечной зажимной поверхности. Точность зажима и соединения этим ухудшается.

В ряде случаев соблюдение требований, установленных по величине остаточного дисбаланса, не представляется возможным.

Например, инструмент HSK40 массой 0,35 кг должен иметь остаточный дисбаланс 1 г×мм, чтобы соответствовать требованию G 2,5 при 15 000 мин⁻¹, т.е. эксцентриситет центра тяжести должен быть не больше 2,8 мкм. На практике шпиндели новой конструкции имеют радиальное биение до 5 мкм (соответствует эксцентриситету $e = 2,5$ мкм).

$$e_{\text{допуст}} = \frac{U_{\text{допуст}}}{M} = \frac{1 \text{ г} \times \text{мм}}{350 \text{ г}} = 0,0028 \text{ мм} = 2,8 \text{ мкм} \quad (6)$$

Из этого следует, что допустимый остаточный дисбаланс менее 1 г×мм на практике недостижим.

С повышением механических характеристик современных режущих материалов и инструментов скорости в резании металлов за последние годы возросли. Это потребовало ужесточить требования к балансировке всей системы (шпиндель станка, зажимное устройство и инструмент). Требования стандарта ISO 1940-1 к качеству балансировки для роторов с постоянным (жестким) состоянием нельзя применить к таким системам по следующим причинам:

- шпиндели станка, зажимные устройства и инструменты имеют базовые характеристики, отличающие их от других роторов с постоянным (жестким) состоянием (таких, как электромоторы, роторы и т.п.),
- шпиндель, зажимное устройство и инструмент образуют систему с частично высокими временными отклонениями, например частой сменой инструмента в обрабатывающих центрах,
- из-за радиальных и угловых неточностей зажима, повторяющиеся смены инструмента в шпинделе приводят к изменению дисбаланса всей системы.
- посадочные допуски индивидуальных деталей (шпиндель, зажимное устройство и инструмент) ограничивают процесс балансировки,
- в неточности зажима системы инструмента и системы комплекта шпинделя. Это специфические ограничения воспроизводимости условий балансировки, если балансировка.

1.6 Выходные показатели фрезерования

1.6.1 Качество поверхности

Качество поверхности деталей машин определяется совокупностью характеристик шероховатости и волнистости, физико-механических, химических свойств и микроструктуры поверхностного слоя. В процессе изготовления детали на ее поверхности возникают неровности, в поверхностном слое изменяется структура, фазовый и химический состав, возникают остаточные напряжения.

Шероховатость относится к микрогеометрии поверхности, отклонения формы – к макрогеометрии; волнистость занимает между ними промежуточное поло-

жение. Макрогеометрические отклонения рассматриваются на больших участках реальной поверхности деталей и характеризуют точность детали (конусообразность, овальность, вогнутость и др.). Микрогеометрия оценивается на малых участках реальной поверхности с длиной стороны квадрата от 1 мкм до 10 мкм.

Отклонения формы поверхностей условно различают в зависимости от отношения шага S к высоте неровностей H : при $S/H > 1000$ – макрогеометрические отклонения, при $S/H = 50 \div 1000$ – волнистость поверхности; при $S/H < 50$ – шероховатость поверхности.

Шероховатостью поверхности называется совокупность неровностей с относительно малыми шагами, выделенная, например, с помощью базовой длины. Шероховатость поверхности после механической обработки – это прежде всего геометрический след режущего инструмента (металлического или абразивного), искаженный в результате пластической и упругой деформаций и сопутствующей процессу резания вибрации технологической системы.

Шероховатость поверхности определяют по ее профилю, который образуется в сечении этой поверхности плоскостью, перпендикулярной к номинальной поверхности (рисунок 1.25). При этом профиль рассматривается на длине базовой линии, относительно которой определяются и оцениваются параметры шероховатости поверхности.

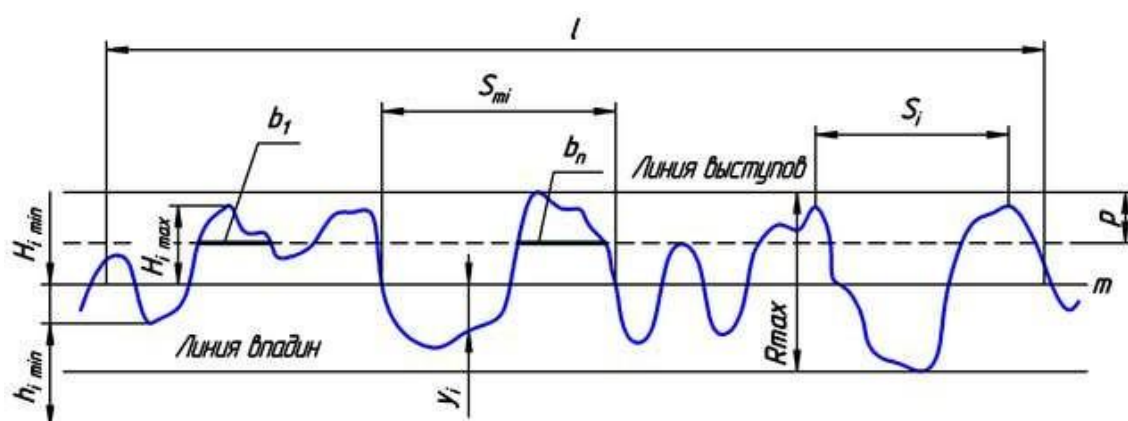


Рисунок 1.25 – Нормальный профиль и параметры шероховатости поверхности

ГОСТ 2789-73 регламентирует шесть параметров шероховатости:

- Среднее арифметическое отклонение профиля R_a – это среднее арифметическое из абсолютных значений отклонений профиля y в пределах базовой длины l :

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |y(x)| dx. \quad (7)$$

- Высота неровностей профиля по десяти точкам R_z – сумма средних абсолютных значений высот пяти наибольших выступов профиля y_p и глубин пяти наибольших впадин профиля y_v в пределах базовой длины:

$$R_z = \frac{\sum_{i=1}^5 |y_{pi}| + \sum_{i=1}^5 |y_{vi}|}{5}. \quad (8)$$

- Наибольшая высота неровностей профиля R_{max} – расстояние между линией выступов профиля и линией впадин профиля в пределах базовой длины.
- Средний шаг неровностей профиля S_m – среднее значение шага неровностей профиля в пределах базовой длины.
- Средний шаг местных выступов S – среднее значение шагов местных выступов профиля, находящихся в пределах базовой длины.
- Относительная опорная длина профиля t_p – отношение опорной длины профиля b к базовой длине l :

$$t_p = \frac{1}{l} \sum_{i=1}^n b_i. \quad (9)$$

Определение шероховатости поверхности возможно бесконтактным (визуальное сравнение шероховатости поверхности с шероховатостью образцов или анализ профиля при помощи микроскопа), либо контактном с использованием профилометра.

1.6.2 Вибрации

Вибрация – движение точки (или тела) относительно исходного положения, повторяющееся точно через определенные промежутки времени (периодически). Простейшую форму периодического колебания представляют собой гармонические колебания, график которого в зависимости от времени и представляет собой

синусоиду (рисунок 1.26). Время между двумя последующими, в точности схожими положениями колеблющейся точки (или тела) называют периодом колебания T .

Величина колебания может быть описана, согласно ГОСТ 10816-1-99, тремя основными параметрами: вибросмещением s , виброскоростью v и виброускорением a . Эти параметры имеют определенные математические соотношения друг к другу при рассмотрении гармонических колебаний. Если вибрация имеет чисто продольную форму колебаний вдоль одной оси, то вибросмещение от исходного положения может быть описано математическим уравнением:

$$s = S_{\text{пик}} \sin(\omega t), \quad (10)$$

где $\omega = 2\pi f$ – угловая частота колебаний.

Виброскорость v и виброускорение a находятся как, соответственно, первая и вторая производная от вибросмещения:

$$v = \omega S_{\text{пик}} \cos(\omega t), \quad (11)$$

$$a = -\omega^2 S_{\text{пик}} \sin(\omega t). \quad (12)$$

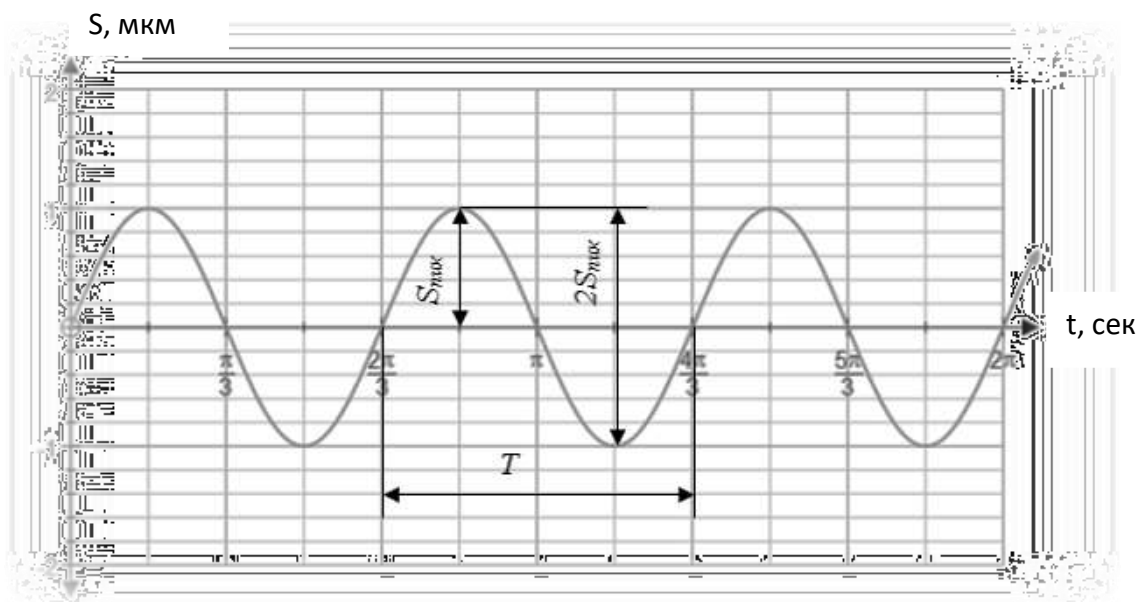


Рисунок 1.26 – Простейшие гармонические колебания

Среднее арифметическое абсолютное значение амплитуды колебания характеризует общую интенсивность вибрации, однако используется при анализе колебаний за очень большой промежуток времени (сутки, несколько суток), в основном в стационарных системах мониторинга оборудования. Поэтому эта величина особого практического интереса не представляет.

Другой величиной амплитуды колебаний является среднеквадратичное значение (СКЗ). СКЗ является важной характеристикой амплитуды вибрации:

$$X_{\text{эфф}} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T x^2(t) dt}. \quad (13)$$

На практике при анализе процесса фрезерования возникающие вибрации определяют либо, исходя из колебаний сил резания при помощи динамометра, либо записывая и анализируя звуковой спектр.

1.7 Основные выводы, постановка цели и задач исследования

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

1. Формирование поверхности в результате концевого фрезерования представляет собой сложный процесс, определяемый геометрическими параметрами инструмента, вибрационными характеристиками и режимами резания.

2. Требования для инструментальных наладок должны рассчитываться с учетом порождаемых дисбалансом нагрузок на подшипниковые опоры шпинделя. Остаточный дисбаланс наладки в составе шпинделя не должен оказывать значительного влияния на результаты обработки.

3. Анализ нормативных документов, регламентирующих процесс балансировки, показал, что резонанс с собственными частотами – параметр, специфичный для конкретной комбинации инструмента и конструктивных элементов металлорежущего оборудования и, следовательно, его влияние не поддается учету. Нормируемым параметром может являться непосредственно величина дисбаланса U , г×мм. Также не имеет смысла сопоставлять данный параметр с классами баланси-

ровки по ISO 1940-1, поскольку масса инструмента не оказывает влияние на динамические нагрузки несбалансированной инструментальной наладки.

Исходя из вышеизложенного, была сформулирована **цель диссертационной работы:** повышение качества поверхностного слоя деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов при высокоскоростном фрезеровании за счет обеспечения заданных параметров шероховатости обработанных поверхностей.

Достижение данной цели возможно при условии решения следующих задач:

1. Экспериментальная оценка влияния величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки на процесс концевое фрезерование и шероховатость обработанной поверхности детали.

2. Разработка алгоритма расчета мгновенного значения толщины срезаемого слоя и формирования микропрофиля обработанной поверхности при концевом фрезеровании.

3. Установление эмпирической зависимости шероховатости обработанной поверхности от величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки.

4. Разработка рекомендаций по балансировке инструментальных наладок, направленных на сокращение времени подготовки инструмента и обеспечивающих получение обработанной поверхности с заданной шероховатостью.

2 Математическое моделирование процесса концевое фрезерования

2.1 Стратегии обеспечения стабильного процесса обработки

Вибрации при обработке возникают из-за отсутствия динамической жесткости компонентов технологической системы. Вынужденные колебания постоянно сопровождают процесс фрезерования, ввиду переменной толщины срезаемого слоя, а также прерывистого характера резания в целом.

Необходимо контролировать уровень вибраций во избежание появления таких негативных последствий как:

- плохое качество обработанной поверхности;
- снижение точности обработки;
- шум;
- снижении стойкости инструмента;
- снижение производительности;
- снижение ресурса металлообрабатывающего оборудования.

Наиболее распространенными являются регенеративные вибрации [101]. Авторами работ [76,102,103,104] описываются способы борьбы с ними, позволяющие обеспечить стабильное резание путем активного или пассивного изменения поведения системы, а также путем моделирования процесса обработки [105,106,107,108]. Перечисленные методы заключаются в прогнозировании, оценке и определении областей стабильного резания (рисунок 2.1), а также в проведении ряда экспериментов.

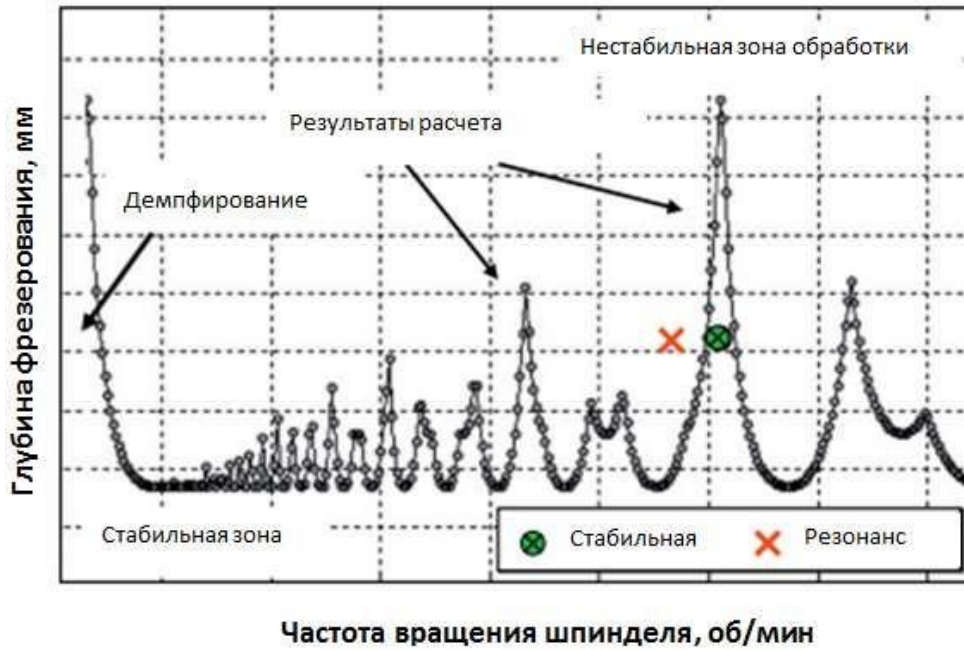


Рисунок 2.1 – Диаграмма стабильного резания [82]

Диаграмма, представленная выше, позволяет выбрать комбинации глубины фрезерования и частоты вращения шпинделя станка, которые бы обеспечивали стабильную работу. В качестве исходных данных для построения диаграммы стабильного резания выступают функция частотного отклика инструмента (рисунок 2.2), его диаметр, число зубьев, высота зуба, радиус при вершине, передний угол, задний угол, угол подъема винтовой канавки, ширина фрезерования, подача на зуб и коэффициент обрабатываемости материала [28].

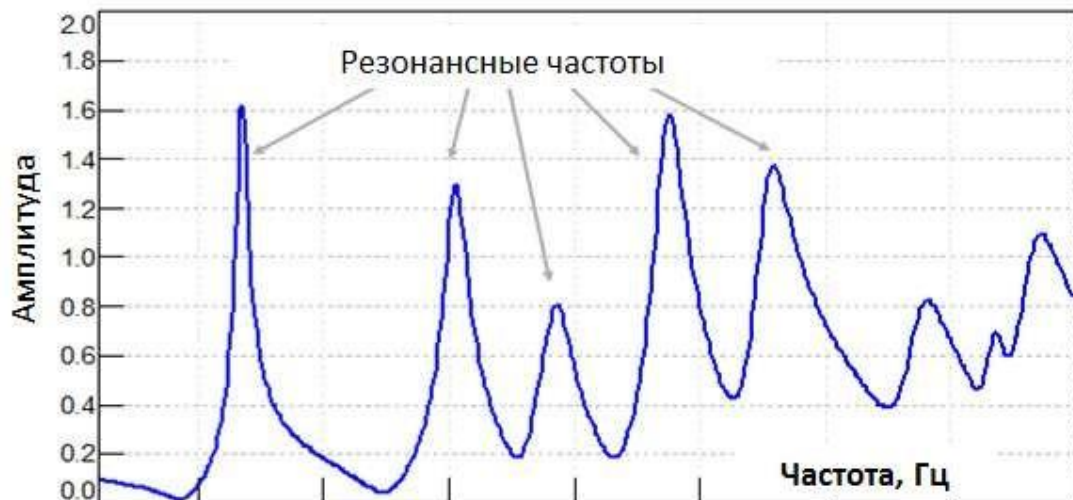


Рисунок 2.2 – Функция частотного отклика исследуемой системы [75]

При построении функции частотного отклика можно наблюдать следующие явления:

- резонансные частоты – пики, указывающие на наличие собственных частот;
- демпфирование – пропорционально линейному размеру пиков по оси абсцисс.

2.2 Описание математической модели

Особый интерес представляет интенсификация режимов резания для осевого инструмента. Исследователи предлагают различные подходы в моделировании процесса фрезерования. В большинстве работ математические модели учитывают механические свойства инструментальных наладок и обрабатываемых материалов, конструктивные параметры и геометрию режущей части инструмента [41-52]. Однако математические модели процессов резания в представленных выше работах не учитывают дисбаланс инструментальной наладки.

В работе [73] процесс фрезерования рассматривается авторами как система с 2-я степенями свободы в системе координат X-Y (рисунок 2.3).

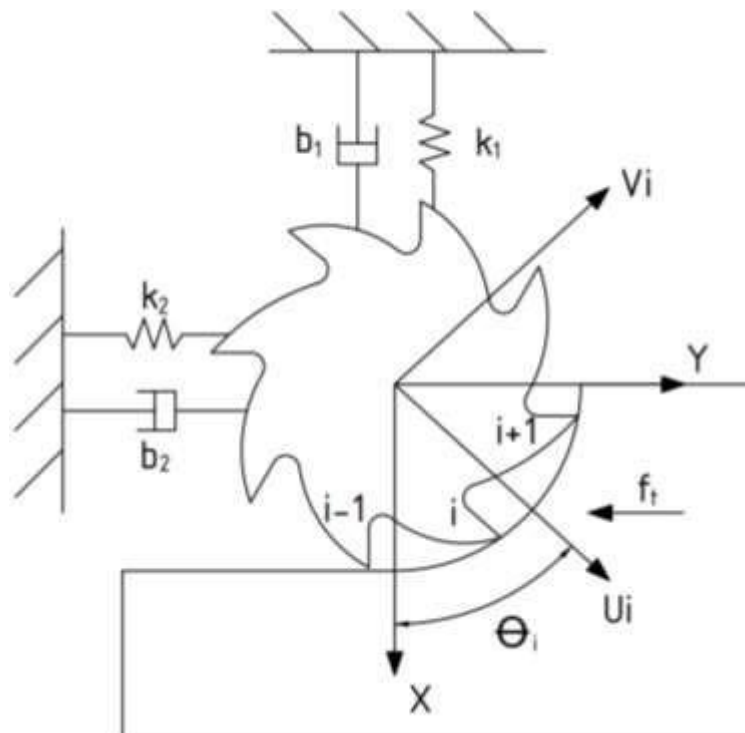


Рисунок 2.3 – Система с 2-я степенями свободы [73]

Динамика процесса описывается двумя уравнениями:

$$m_1\ddot{x} + b_1\dot{x} + k_1x = \sum_{i=0}^{n-1} F_{xt} \quad (14)$$

$$m_2\ddot{y} + b_2\dot{y} + k_2y = \sum_{i=0}^{n-1} F_{yt}, \quad (15)$$

где m_1, b_1, k_1, m_2, b_2 и k_2 – модальные параметры инструмента;
 F_{xt} и F_{yt} – компоненты силы резания, которая действует на i -ый зуб фрезы;
 n – число зубьев фрезы.

Исходя из рисунка 2.3 U_i и V_i выступают в качестве поворотных осей, благодаря которым мы можем определять мгновенное положения i -ого зуба фрезы, что дает нам возможность рассматривать каждый зуб как отдельный резец, соответственно полученные в дальнейшем уравнения могут быть, теоретически, использованы и для точения.

Угол θ_i определяет положение локальной системы координат $U_i - V_i$ относительно системы координат $X - Y$. Данный прием позволяет нам определить период врезания и выхода зуба из материала $T = 2\pi/n\Omega$.

$$\theta_i = \Omega t + i \frac{2\pi}{n} = \Omega(t + iT), \quad i = 0, 1, \dots, n - 1, \quad (16)$$

где Ω – угловая скорость вращения зуба фрезы.

Соответственно матрица, связывающая обе системы координат, принимает вид:

$$L = \begin{pmatrix} \cos\Omega(t + iT) & \sin\Omega(t + iT) \\ -\sin\Omega(t + iT) & \cos\Omega(t + iT) \end{pmatrix} \quad (17)$$

Толщина срезаемого слоя f будет определяться по формуле:

$$f_i = f_t \sin\theta_i = f_t \sin\Omega(t + iT), \quad (18)$$

где f_t – подача на зуб.

Рассматривая процесс изменения и формирования срезаемой поверхности (рисунок 2.4), необходимо ввести 2 новых параметра, а именно:

1) модуляция срезаемого слоя обрабатываемой поверхности u_i , параметр определяется по нормали к этой поверхности и представляет собой отклонение i -ого зуба от траектории, по которой он бы прошел, без приложения к нему какого-либо усилия;

2) параметр u_i^0 определяющий траекторию движения предыдущего зуба.

Такой подход позволяет нам учесть 2 простейших случая, возникающих во время обработки:

случай №1 – i -ый зуб находится в контакте с обрабатываемой поверхностью;

$$u_i - u_i^0 + f_t \sin \theta_i > 0$$

$$F_{ut} = -hg(\theta_i)[k_d(u_i - u_i^0 + f_t \sin \theta_i) + b_d \dot{u}_i] \quad (19)$$

$$F_{vt} = -hg(\theta_i)[k_{dc}(u_i - u_i^0 + f_t \sin \theta_i) + b_c \dot{u}_i],$$

где h – глубина резания a_p , k_d и b_d – коэффициенты определяющие показатели жесткости и демпфирования, $g(\theta_i)$ – функция, определяющая ненулевое значение составляющей силы резания;

$$g(\theta_i) = 1 \text{ при } 2\rho\pi + \theta_1 \leq \theta_i \leq 2\rho\pi + \theta_2 \quad \rho = 0, 1 \dots \quad (20)$$

в других случаях $g(\theta_i) = 0$

случай №2 - i -ый зуб потерял контакт с поверхностью;

$$u_i - u_i^0 + f_t \sin \theta_i < 0 \quad (21)$$

$$F_{ut} = F_{vt} = 0$$

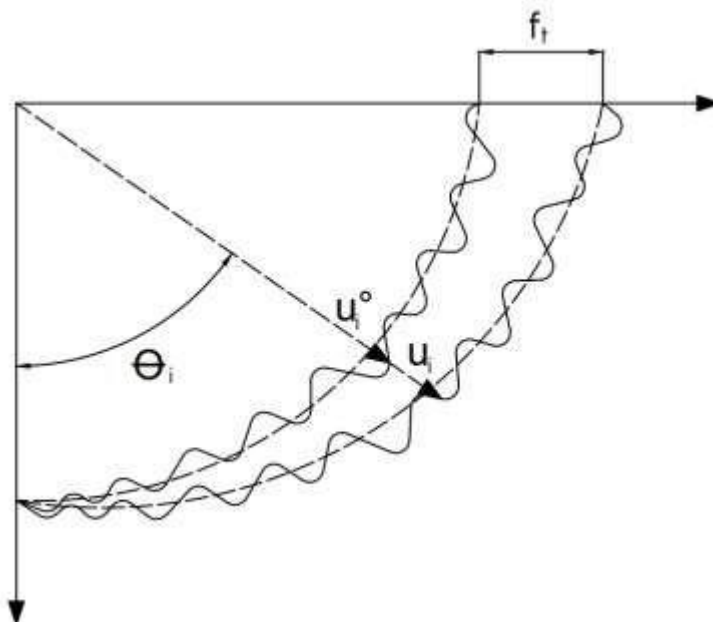


Рисунок 2.4 – Траектория движения i -ого зуба [73]

При выборе моделирования, как основного метода исследования, требуется, для начала, создать адекватную модель, которая наглядно бы отражала динамику

исследуемого объекта. Для получения подобной модели требуется описать обрабатываемую поверхность, деталь, инструмент и законы, по которым будут изменяться силы резания. Это базовые, но не всегда достаточные, блоки, которые должны присутствовать в модели. Такая модель не будет точна, а значит, она не подходит для выбора оптимальных режимов резания и корректировки управляющей программы станка с ЧПУ. Проблема точности решается путем усложнения модели, добавлением в нее таких дополнительных блоков как коррекция отклонений. Дальнейшее уточнение модели возможно при вводе дополнительных коэффициентов, полученных при корреляции с экспериментальными данными либо выведенных самостоятельно.

В случае моделирования процесса концевой фрезерования, математическая модель, в зависимости от её сложности, может учитывать ряд механизмов возбуждения вибраций, возникающих при обработке резанием [48,50]. Например:

- 1) резонанс при отламывании стружки;
- 2) автоколебания за счет совместного действия усилий резания и трения;
- 3) автоколебания за счет нелинейного ниспадающего характера сил резания в зависимости от скорости резания;
- 4) автоколебания за счет различия сил резания при входе и выходе зуба;
- 5) механизм координатной связи;
- 6) автоколебания при «резании по следу» – механизм запаздывания.

Особенности последнего пункта подробно описаны в работах авторов И.С. Амосова, J.Plusty, S.Tobias, H. Merritt. Механизм запаздывания является ключевым для рассматриваемого нами процесса. Он был взят за основу при моделировании. В общем виде процесс регенерации поверхности, за счет которого реализуется запаздывание, показан на рисунке 2.5.



Рисунок 2.5 – Процесс регенерации поверхности

2.3 Алгоритм формирования обработанной поверхности

Формирование обработанной поверхности, определение мгновенного значения толщины срезаемого слоя необходимы для оценки влияния регенеративных вибраций на процесс обработки и дальнейшего формирования микрорельефа получаемой поверхности.

В работах [61,65,66,67] авторами описывается процесс разработки, верификации и внедрения моделей для системы сил при фрезеровании. Представленные решения основываются на построении четких зависимостей между переменной толщиной срезаемого слоя и изменением сил резания в процессе обработки, также как и в работах [91,94,95,96,97]. Предложенные модели строились на основе полученных экспериментальным путем мгновенных и средних значений сил резания. Прогнозируемые моделью силовые характеристики проверяются на типовых операциях с варьированием подачи и глубины фрезерования.

Зачастую в работах по моделированию процесса фрезерования особое внимание уделяется способу определения значения мгновенной толщины срезаемого

слоя, так как на данном механизме, во многих случаях, завязана методика расчета сил резания. Авторами работ [74,78,78,79,81] предлагается общий метод, учитывающий изменения режущего инструмента, заготовки и угла врезания при расчете толщины удаляемого слоя и сил, описывается принцип регенерации поверхности при фрезеровании.

В литературе представлено множество путей решения данного вопроса с использованием различных программных продуктов. В большинстве моделей прослеживаются схожие принципы работы. Алгоритм должен быть построен таким образом, чтобы не возникало неопределенности или ошибки при определении положения зубьев фрезы относительно уже сформированной поверхности после прохождения предыдущим зубом. На рисунке 2.6 показана динамическая модель процесса концевое фрезерования.

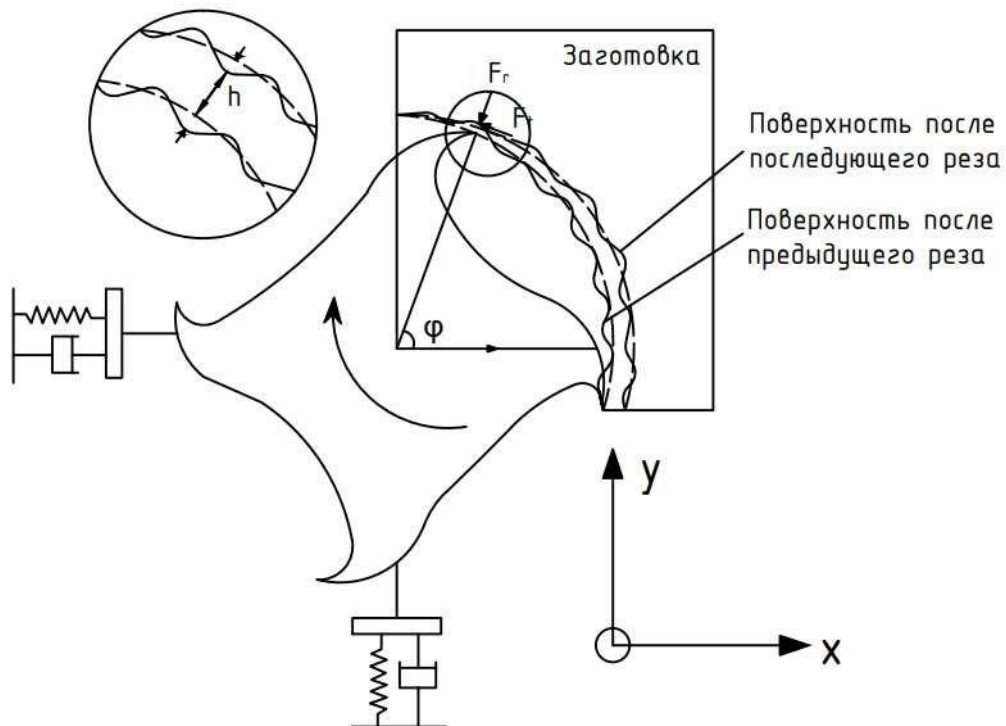


Рисунок 2.6 – Динамическая модель процесса обработки

Дифференциальное уравнение движение системы в общем виде имеет вид:

$$MV(t) + CV(t) + KV(t) = F[P, H, G, V(t), V(t - T)], \quad (22)$$

где:

M, C, K - матрицы, определяющие динамическую модель фрезы;

$F[P, H, G, V(t), V(t - T)]$ – усилия резания;

P - параметры обрабатываемого материала;

H - параметры режима резания;

G - параметры геометрии фрезы;

$V(t)$ – динамические перемещения фрезы;

$V(t - T)$ – динамические перемещения фрезы с запаздыванием;

Аналитический расчет сил резания основывается на методике, предложенной в работе [43]. Определим выражения тангенциальной и радиальной сил резания, действующих на j зуб:

$$dF_{t,j}(\varphi_j, z) = [K_{tc} \cdot h(\varphi_j(z)) + K_{te}] \cdot dz ; \quad (23)$$

$$dF_{r,j}(\varphi_j, z) = [K_{rc} \cdot h(\varphi_j(z)) + K_{re}] \cdot dz , \quad (24)$$

где K_{tc}, K_{te} – постоянные коэффициенты тангенциальной силы резания; K_{rc}, K_{re} – постоянные коэффициенты нормальной силы резания; dz – дискретный шаг по оси инструмента.

Текущая толщина срезаемого слоя зубом j определяется по формуле:

$$h(\varphi_j(z)) = f_t \cdot \sin \varphi_j(z) , \quad (25)$$

где f_t – это подача на зуб; $\varphi_j(z)$ - текущий угол режущей кромки j , относительно оси инструмента ($j=1, \dots, n$), n - число режущих кромок.

Расчет текущего угла режущей кромки j выполняется по формуле:

$$\varphi_j(z) = \varphi_{(j-1)} + j \cdot \varphi_p - \psi , \quad (26)$$

где φ_p - центральный угол между режущими кромками инструмента, определяющийся как: $\varphi_p = 2\pi/n$.

При фрезеровании инструментом, имеющим угол наклона винтовой линии режущей кромки β , точка на ее поверхности будет отставать от точки на предыдущем шаге по оси инструмента, т.е. иметь запаздывание [43] (рисунок 2.7).

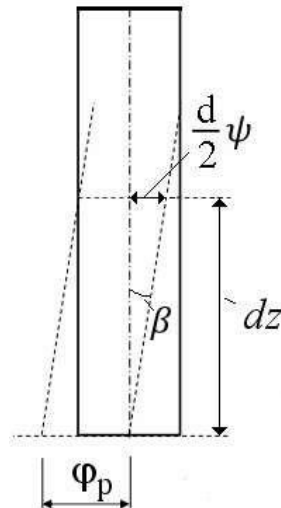


Рисунок 2.7 – Схема определения угла запаздывания

Угол запаздывания ψ при шаге dz по оси инструмента диаметром d определяется из условия:

$$\tan(\beta) = \frac{d \cdot \psi}{2 \cdot dz}, \text{ отсюда } \psi = \frac{2 \cdot \tan(\beta)}{d} \cdot dz. \quad (27)$$

Проекции сил резания на оси x и y , определяются по формулам:

$$dF_{x,j}(\varphi_j, z) = -dF_{t,j} \cos \varphi_j(z) - dF_{r,j} \sin \varphi_j(z); \quad (28)$$

$$dF_{y,j}(\varphi_j, z) = dF_{t,j} \sin \varphi_j(z) - dF_{r,j} \cos \varphi_j(z). \quad (29)$$

Принимается, что процесс формирования толщины стружки активен, когда соблюдается следующее условие:

$$F_x(\varphi), F_y(\varphi), F_z(\varphi) > 0, \text{ когда } \varphi_s \leq \varphi_j(z) \leq \varphi_{ex}, \quad (30)$$

где φ_s - угол входа и φ_{ex} - угол выхода режущих кромок.

В процессе резания выделяются 3 основных случая (рисунок 2.8):

- 1) когда зуб фрезы находится в металле;
- 2) когда зуб фрезы находится между выходом и врезанием;
- 3) когда зуб фрезы вышел из металла.

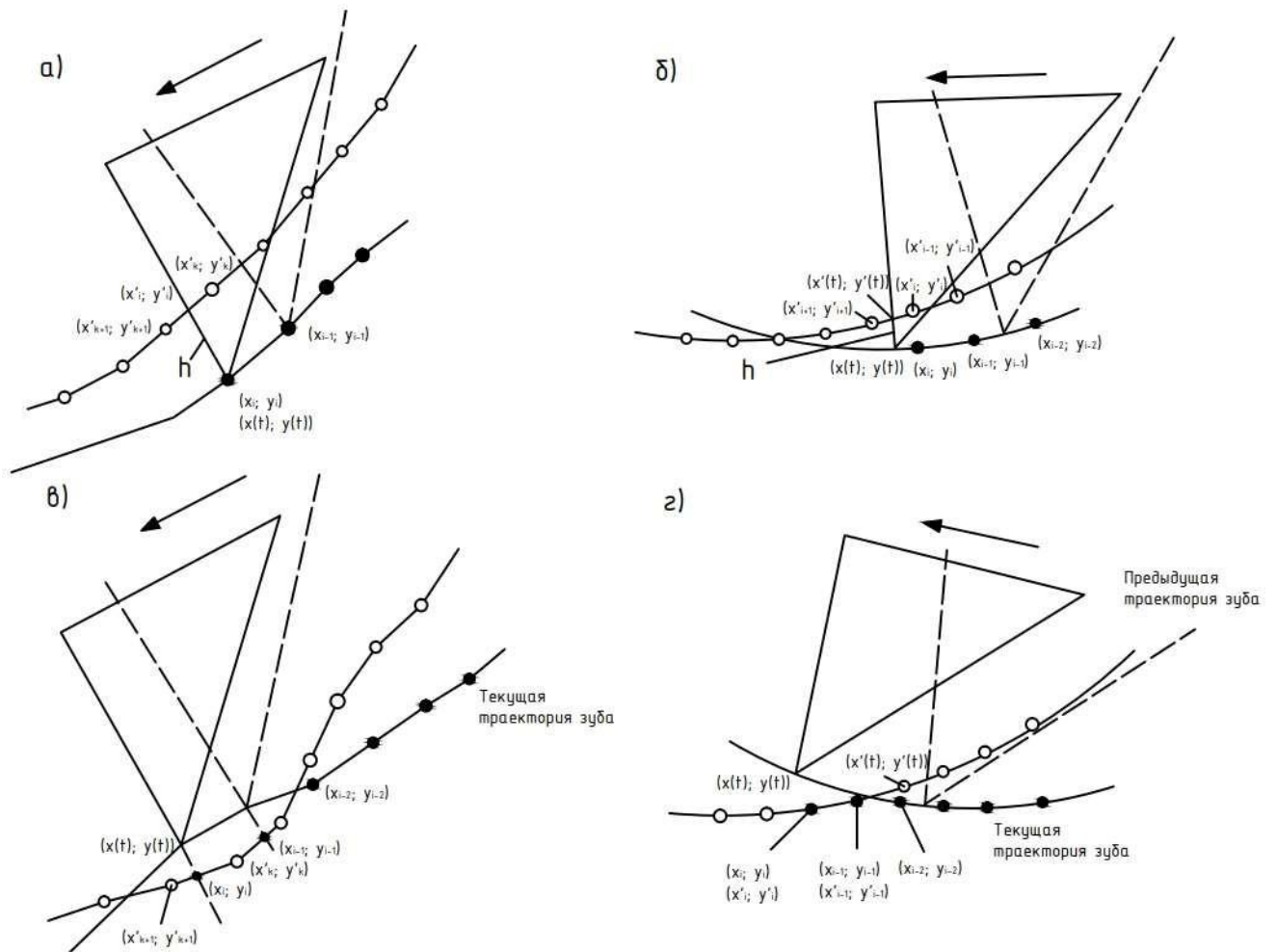


Рисунок 2.8 – Алгоритм формирования поверхности: а – зуб фрезы находится в металле, б – зуб фрезы находится между выходом и врезанием, в – зуб фрезы находится за пределами обрабатываемого материала, г – зуб фрезы вышел из металла [36]

Закрашенными точками описывается сформированная поверхность после текущего прохода, не закрашенными – после предыдущего.

Вероятность появления случая, описанного на рисунке 2.8, вынуждает разбивать поверхность на большее количество участков во избежание ошибки. Это повышает точность моделирования, но, в свою очередь, существенно снижает быстродействие.

В настоящей работе применен метод «Имитационного моделирования» [48,50]. Он заключается в численном интегрировании уравнения движения системы. Для этого применяется алгоритм геометрического моделирования с опреде-

лением мгновенных значений толщины срезаемого слоя с учетом запаздывания. Это возможно благодаря сохранению истории формирования поверхности.

Запаздывание в системе образуется за счет регенерации поверхности. Чтобы исключить ошибку при формировании обработанной поверхности необходимо учитывать моменты, когда происходит врезание и выход инструмента из материала. Для этого в алгоритме перед расчетом толщины срезаемого слоя и сил резания происходит учет взаимного положения режущих кромок и поверхности детали, проверяя тем самым, находятся ли зуб фрезы в металле или нет.

При моделировании процесса концевого фрезерования расчет упругих перемещений инструмента производится для момента вхождения зуба фрезы в заготовку (с учетом заданных параметров демпфирования, жесткости и массы) при формировании обработанной поверхности. По вновь сформированной поверхности проходит следующий зуб. Подобный подход позволяет учесть переменную толщину срезаемого слоя, а, следовательно, и смоделировать регенеративные вибрации при резании. Это позволит в дальнейшем получить адекватную картину обработки.

Данный алгоритм реализован на практике при помощи программы Matlab (Приложение Б). Алгоритм, определяющий мгновенное значение величины срезаемого слоя представлен на рисунке 2.9.

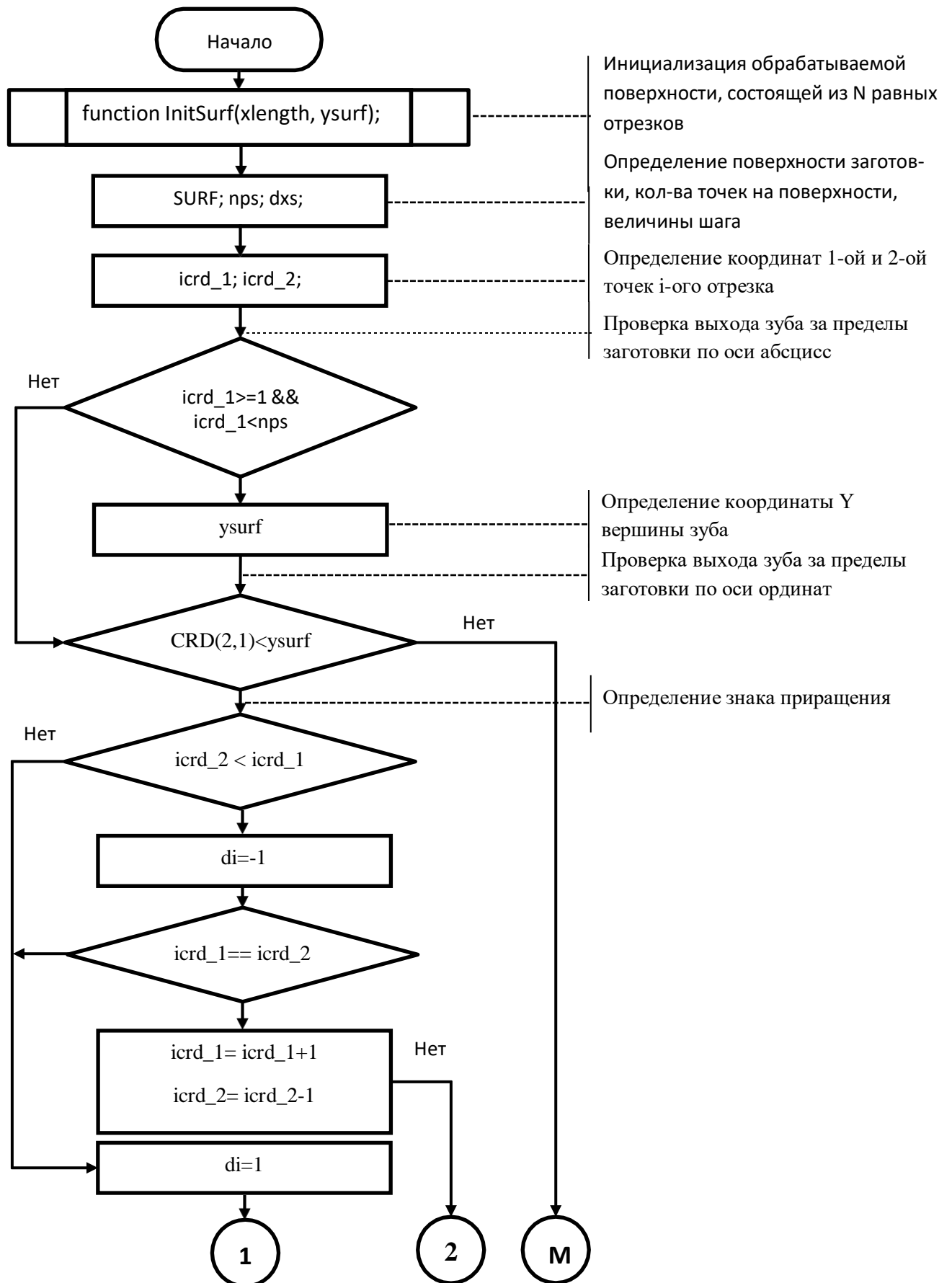
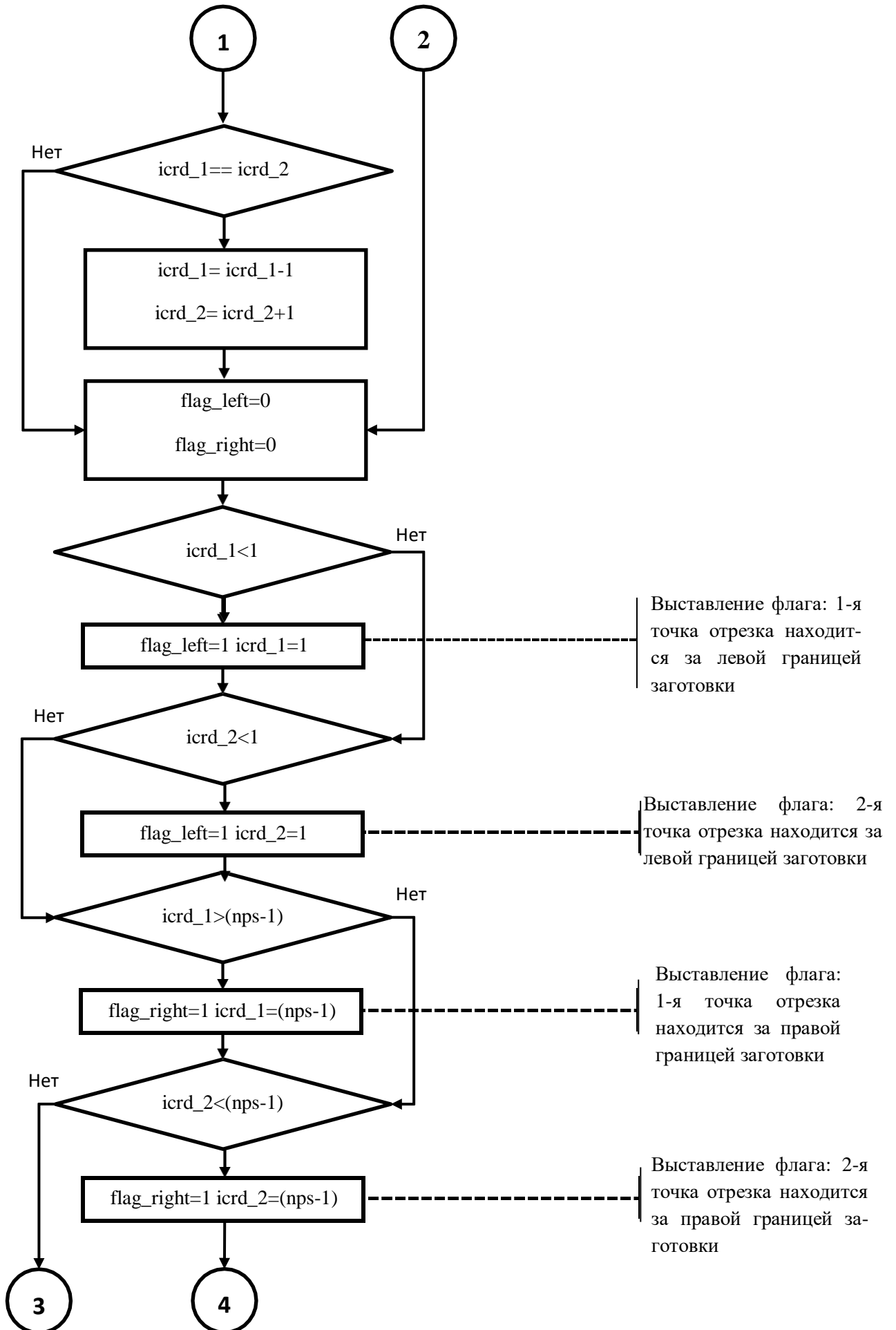


Рисунок 2.9 – Алгоритм формирования поверхности (начало рисунка)



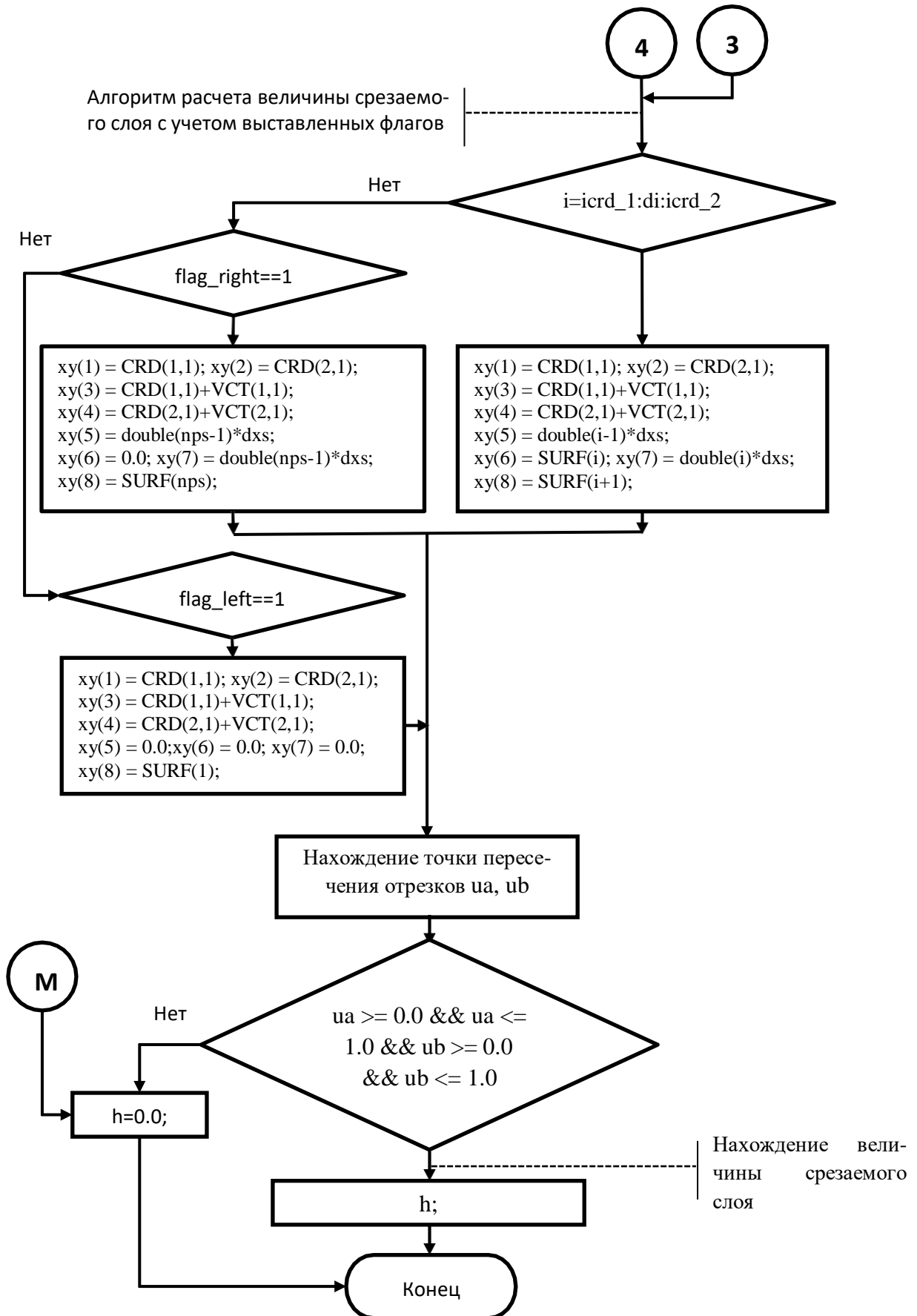


Рисунок 2.9 – Алгоритм формирования поверхности (окончание рисунка)

Алгоритм взаимодействует с буфером данных, который содержит в себе историю формирования поверхности, что и позволяет получить микрорельеф обработанной поверхности. Схема процесса показана на рисунке 2.10.

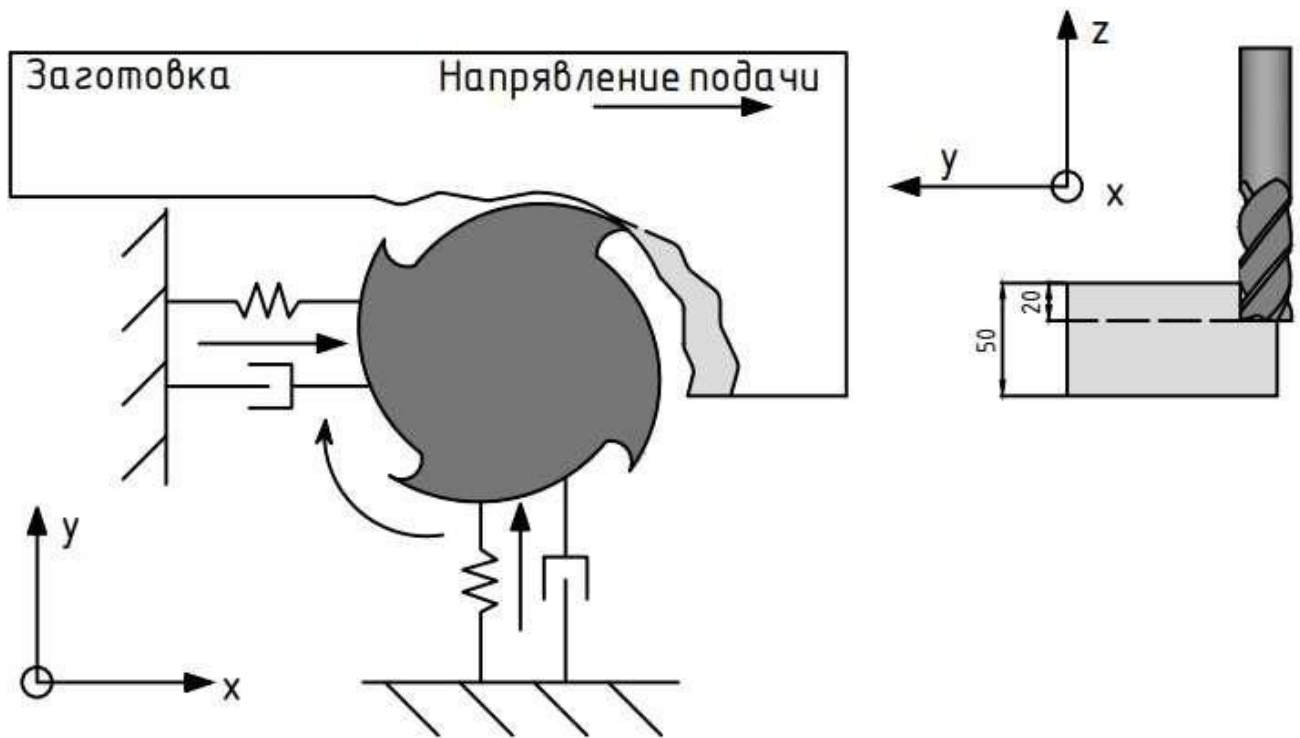


Рисунок 2.10 – Расчетная схема для моделирования формирования микропрофиля при концевом фрезеровании

На выходе получаем расчетную профилограмму поверхности (рисунок 2.11) после концевом фрезерования, что позволяет определить параметры шероховатости.

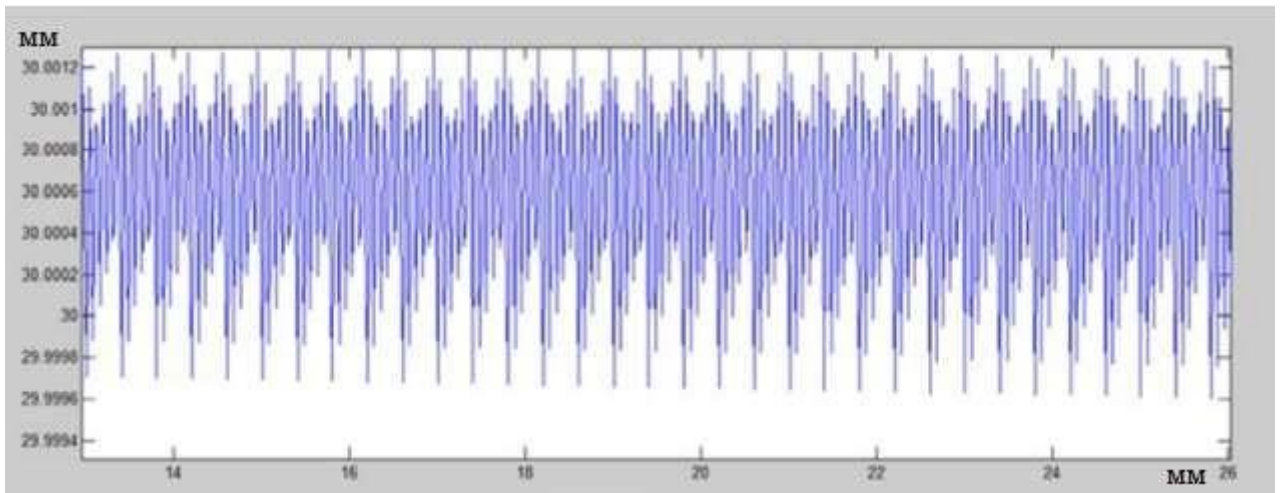


Рисунок 2.11 – Микропрофиль поверхности при моделировании

На рисунке 2.12 показана профилограмма, полученная экспериментально.

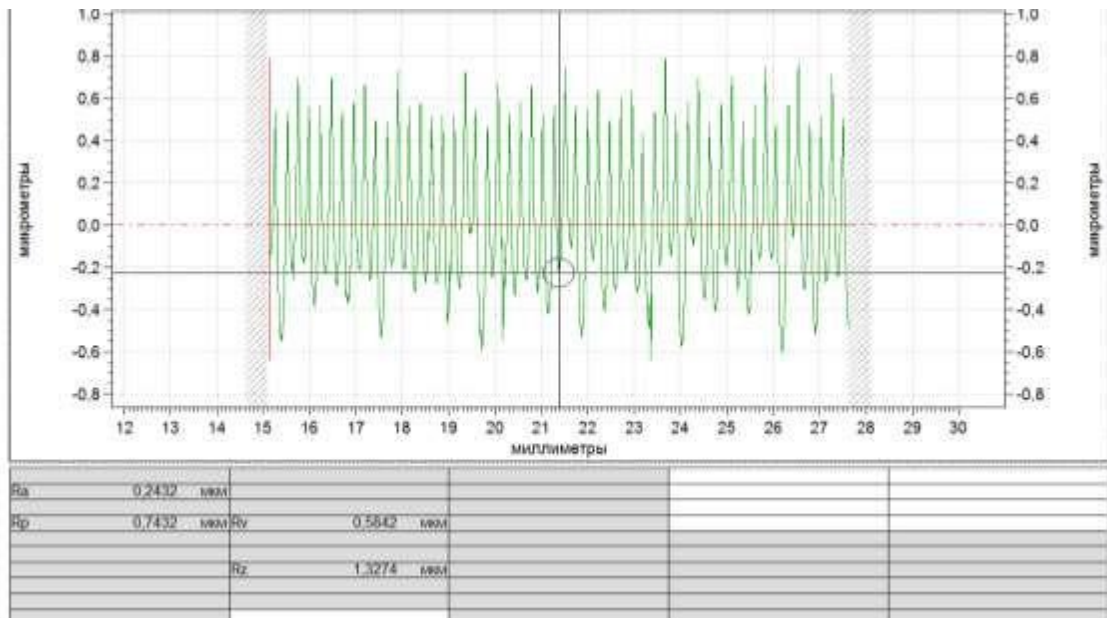


Рисунок 2.12 – Микропрофиль поверхности при эксперименте

Сравнение расчетных и экспериментальных данных (рисунок 2.13), с учетом особенностей представления результатов моделирования программой, проводилось по наибольшей высоте неровностей профиля R_{max} .

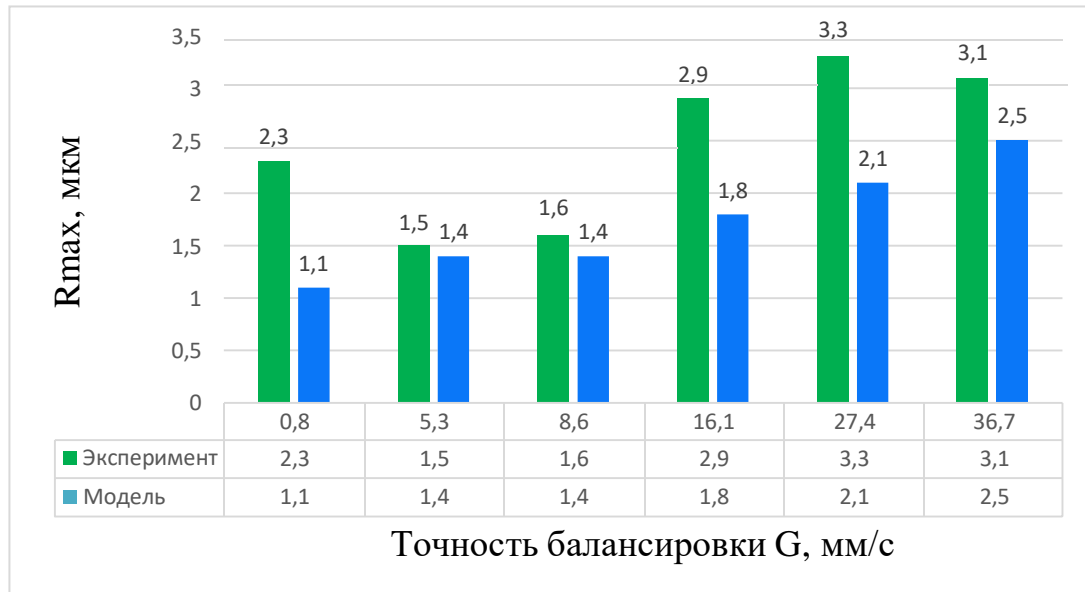


Рисунок 2.13 – Сравнение результатов моделирования

2.4 Выводы по второй главе

1. На основе анализа существующих математических моделей и механизмов возбуждения вибраций при моделировании процесса фрезерования разработанный алгоритм расчета мгновенного значения толщины срезаемого слоя и формирования микропрофиля обработанной поверхности при концевом фрезеровании позволяет учитывать остаточный дисбаланс и вибрационные характеристики инструментальной наладки, модальную жесткость технологической системы, геометрические параметры режущего инструмента. В основе разработанного алгоритма лежит механизм запаздывания. Запаздывание в системе образуется за счет регенерации поверхности.

2. Алгоритм для построения обработанной поверхности, разработанный на основе метода «Имитационного моделирования», показал удовлетворительную сходимость с экспериментальными данными.

3. Причиной отклонения от полученных в результате исследований данных при ряде значений остаточного дисбаланса может являться несвоевременное удаление стружки из зоны резания, из-за чего она повреждает вновь обработанную поверхность.

4. Разработанная математическая модель, с учетом вышеизложенного, отражает общую картину процесса резания при концевом фрезеровании, а именно

формирование обработанной поверхности при прохождении каждого зуба фрезы с учетом дисбаланса инструментальной наладки. Применение разработанной модели позволяет прогнозировать состояния поверхности при концевом фрезеровании.

3 Экспериментальная оценка влияния остаточного дисбаланса инструментальной наладки на качество обработанной поверхности детали.

3.1 Измерение остаточного дисбаланса инструментальной наладки на базе корпусной фрезы R790-032C5S2-16M

Согласно рекомендациям производителя, сборная фреза CoroMill 790 (рисунок 3.1) с тремя режущими кромками со сменными твердосплавными пластинами является лучшим выбором для обработки материалов группы ISO-N: цветных сплавов и алюминия. Данное решение для фрезерования уступов должно обеспечить высокое качество обработки.



Рисунок 3.1 – Сборная фреза R790 со сменными твердосплавными пластинами

Данный инструмент используется при обработке деталей фюзеляжей авиационной техники из высокопрочных алюминиевых сплавов, глубоких полостей, черновой и получистовой обработки.

Среди преимуществ и важных технических особенностей данного инструмента можно выделить:

- малое биение,
- открытое позиционирование режущих пластин для свободной эвакуации стружки при резании на тяжелых режимах,

- рифленые базовые поверхности гнезда и пластины для точного позиционирования и надежного закрепления,
- внутренний подвод СОЖ.

Инструментальная наладка включает в себя элементы системы Capto C5: базовый держатель C5 для инструментального конуса HSK-63A с втулкой для внутреннего подвода СОЖ и фрезу R790-032C5S2-16M со сменными твердосплавными пластинами R790-160408PH-NM H13A.

Перед применением инструментальной наладки производилась проверка исходного качества балансировки согласно требованиям стандартов ISO 1940-1 (рисунок 3.2) и DIN 69888 (рисунок 3.3) для чистовой обработки с максимальной частотой вращения шпинделя равной 28000 min^{-1} . Согласно рекомендациям DIN 69888 производилась статическая балансировка инструментальной наладки в одной плоскости, несмотря на то, что длина наладки в сборе от торца шпинделя до конца фрезы превышает 2,2 базовых диаметра (см. пункт 1.5.5) $D_{B_HSK63} = 63 \text{ мм}$ инструментального конуса $177,971 \text{ мм} > 138,6 \text{ мм}$.

Качество балансировки инструментальных наладок можно определять напрямую через величину остаточного дисбаланса: чем меньше полученный результат, тем точнее проведена балансировка. Рисунки 3.2, 3.3 выполнены в программе ToolDynamic 2009 на балансировочной машине Haimer TD2009 Comfort Plus.



Рисунок 3.2 – Качество статической балансировки инструментальной наладки R790-032C5S2-16M согласно требованиям ISO 1940-1

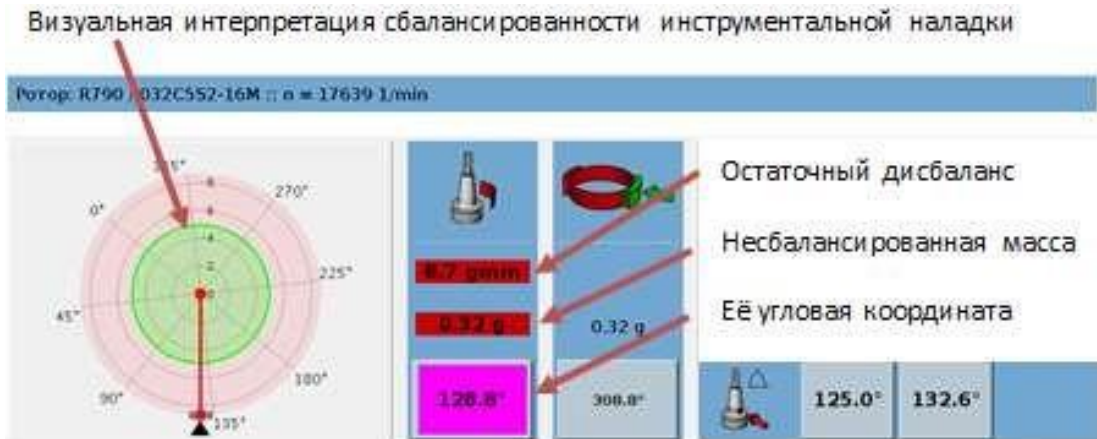


Рисунок 3.3 – Качество статической балансировки инструментальной наладки R790-032C5S2-16M согласно требованиям DIN 69888

3.2 Измерение остаточного дисбаланса инструментальной наладки с концевой твердосплавной фрезой AZ-3D16R6L65

В рамках настоящей работы было условно выбрано обозначение инструмента, отражающее его геометрию. Инструмент представляет собой цельную концевую трехзубую фрезу из твердого сплава группы обрабатываемости K40 по ISO диаметром 16 мм (рисунок 3.4).



Рисунок 3.4 – Фреза AZ-3D16R5L65

Инструментальная наладка включает в себя элементы системы Carpo C5: базовый держатель C5 для инструментального конуса HSK-63A с втулкой для внутреннего подвода СОЖ и адаптер на базе гидравлического патрона CoroGrip, а

также переходную цангу с внешним и внутренним диаметрами равными 20 и 16 мм соответственно, а также цельную твердосплавную фрезу AZ-3D16R6L65.

Перед применением производилась проверка исходного качества балансировки инструментальной наладки согласно требованиям стандартов ISO 1940-1 (рисунок 3.5) и DIN 69888 (рисунок 3.6) для чистовой обработки с максимальной частотой вращения шпинделя равной 28000 мин^{-1} . Производилась динамическая балансировка, поскольку фреза рассчитана на высокие (до 2000 м/мин) окружные скорости резания, а также, поскольку длина наладки в сборе от торца шпинделя до конца фрезы превышает 2,2 базовых диаметра $D_{B_HSK63} = 63 \text{ мм}$ инструментального конуса $228,945 \text{ мм} > 138,6 \text{ мм}$.

Очевидно, что стандарт ISO 1940-1 предъявляет гораздо более жесткие требования к балансировке инструмента: так только что собранная наладка имеет в обеих плоскостях балансировки дисбаланс порядка $30 \text{ г} \times \text{мм}$. Согласно ISO 1940-1 подобный дисбаланс означает класс балансировки G33.0 для 28000 мин^{-1} , либо класс G1.0 но только для 846 мин^{-1} . Использование такого инструмента по требованиям ISO 1940-1 недопустимо. Стандарт DIN 69888 напротив, допускает использование данной инструментальной наладки для чистовой обработки деталей уже на частоте вращения 22306 мин^{-1} .

Как показала практика, балансировка гидромеханических патронов CoroGrip сопряжена с определенными трудностями. Дело в том, что при вращении инструментальной наладки в балансировочной машине до 1100 мин^{-1} из дюз для закачки масла начинают сочиться его остатки под действием центробежных сил. Если на начальном этапе при остаточном дисбалансе $32 \text{ г} \times \text{мм}$ и классе балансировки G33.0 данный факт не оказывает значительного влияния, то уже по достижении класса G3-G5 дисбаланс, вносимый каплями масла, становится сопоставим с реальным дисбалансом наладки. Игнорирование данного явления приводит к принятию неверных решений в процессе балансировки, а искомый класс G2,5 может быть недостижим.

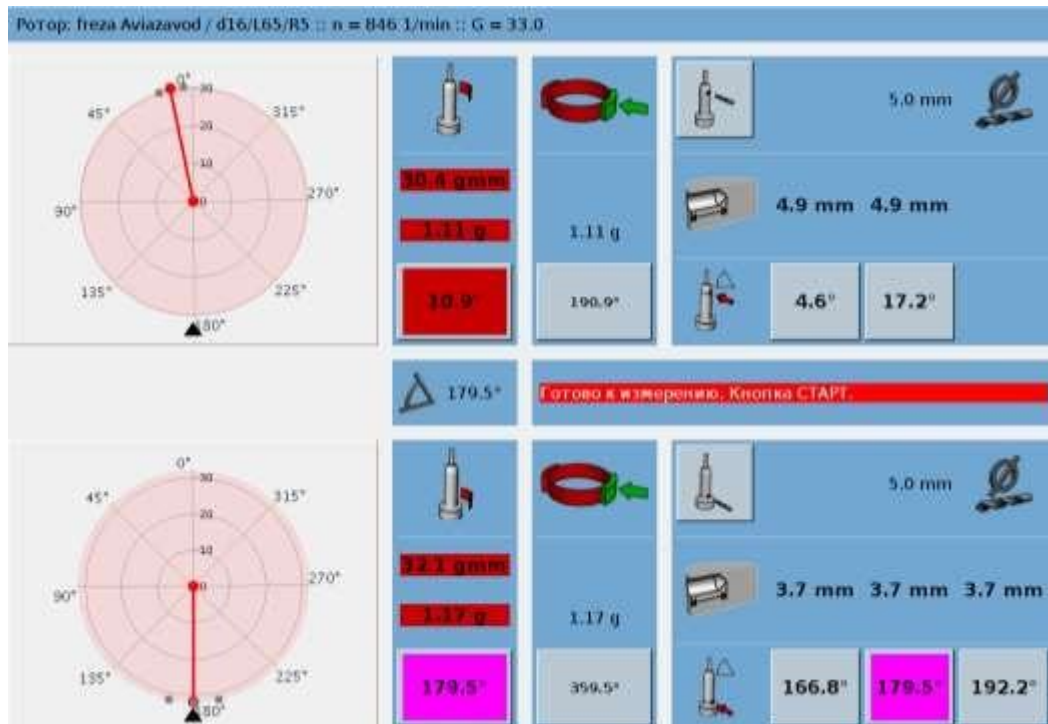


Рисунок 3.5 – Качество динамической балансировки инструментальной наладки AZ-3D16R6L65 согласно требованиям ISO 1940-1



Рисунок 3.6 – Качество динамической балансировки инструментальной наладки AZ-3D16R6L65 согласно требованиям DIN 69888

3.3 Результаты сборки и балансировки инструментальных наладок

Была поставлена задача отбалансировать инструмент по наивысшему достижимому классу балансировки по ISO 1940-1, но не ниже используемого на практике класса G1.0.

В результате работ по сборке и балансировке вышеописанных инструментальных наладок были получены следующие характеристики (таблица 3.1).

Таблица 3.1 - Размерные характеристики инструментальных наладок

Инструмент	Длина от торца шпинделя L, мм
R790-032C5S2-16M	177,971
AZ-3D16R6L65	228,945

Удалось добиться класса балансировки G0,5 (рисунок 3.7) и G0,8 (рисунок 3.8) при работе на частоте вращения 28000 мин^{-1} для сборной со сменными пластинами и цельной твердосплавной фрез соответственно. Достигнутое качество является априори избыточным, и его достижение на практике связано с определенными трудностями.

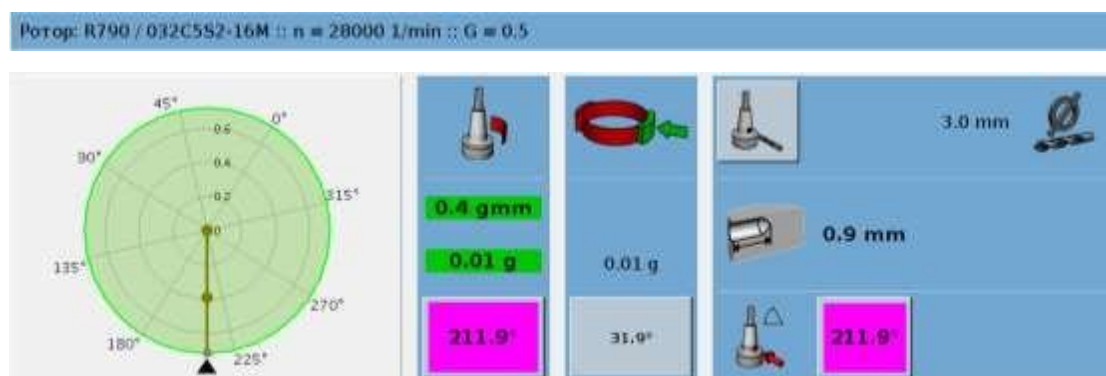


Рисунок 3.7 – Результат балансировки инструментальной наладки фрезы R790-032C5S2-16M

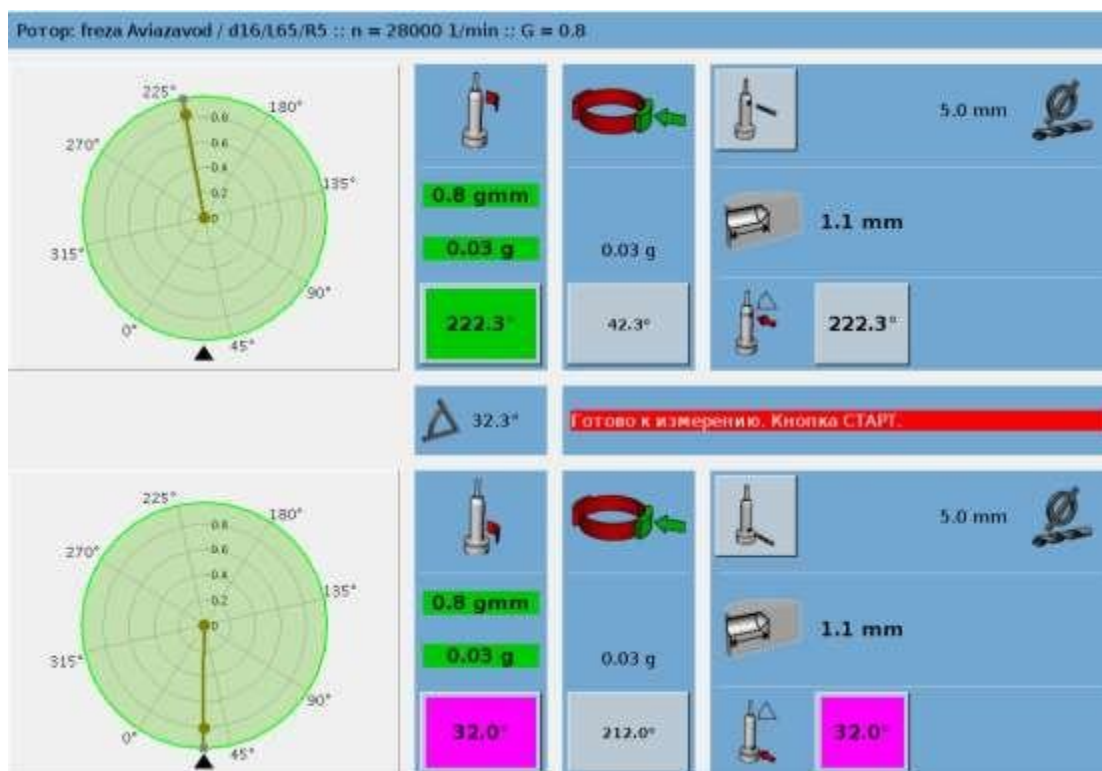


Рисунок 3.8 – Результат балансировки инструментальной наладки фрезы AZ-3D16R6L65

Во-первых, неточности и ошибки в процессе балансировки могут быть связаны с неоднозначной посадкой инструментального конуса HSK-63A в адаптер балансировочной машины, а также эксцентриситетом посадки в целом [9]. Конструктивно интерфейс HSK-63A предусматривает посадку по поверхности конуса и двум торцам на два кулачка различной конфигурации. Измерение предполагает поворот инструментальной наладки на 180° в процессе балансировки и, следовательно, свободную и неплотную посадку на кулачки. Для достижения лучших результатов необходимо на всех этапах балансировки соблюдать выбранный способ установки инструментальной наладки в адаптер балансировочной машины и подворачивать до соприкосновения с кулачком всегда в одну сторону. Таким образом, можно минимизировать влияние эксцентриситета посадки на итоговое качество балансировки, переведя погрешность, связанную с ним в разряд статических. Для уменьшения статических погрешностей регулярно проводится калибровка балансировочной машины.

Как это уже было отмечено выше, значительное влияние на качество балансировки до классов выше G5.0 оказывает чистота посадочных поверхностей наладки и адаптера и инструментальной наладки в целом. Любое загрязнение, будь то капли оставшегося масла, сочащиеся из дюз патрона CoroGrip, или не полностью удаленная стружка после высверливания избыточной массы, или другие источники загрязнения, например, капли СОЖ, или брэнд-стикер [32], может сыграть при балансировке роль дополнительной массы и привести к неверной интерпретации состояния инструментальной наладки балансировочной машиной. Поэтому необходимо постоянно следить за чистотой всей участвующей в процессе балансировки оснастки.

3.4 Определение режимов резания

При проведении экспериментальных исследований фрезерование производилось попутно с обдувом воздухом и без применения СОЖ. За основу были приняты режимы, рекомендуемые справочной литературой [33], а также используемые на практике (таблица 3.2). В дальнейшем для выбора режимов резания было принято решение воспользоваться методом модального анализа и проводить эксперимент согласно его результатам.

Таблица 3.2 - Режимы резания

Инструмент	Глубина резания a_p , мм	Ширина резания a_e , мм	Продольная подача V_f , мм/мин	Окружная скорость резания v_c , м/мин	Частота вращения шпинделя s , мин ⁻¹	Подача f_z , мм/зуб
R790-032C5S2-16M	12	37,5	2482	650	4138	0,2
AZ-3D16R6L65	20	4,8	6720	1407,4	28000	0,08

3.4.1 Проведение модального анализа для исследуемых инструментальных наладок

Инструментальная наладка, зажатая в шпиндель станка, представляется в виде комбинированного органа, который обладает массой, эластичностью, упруго-

стью и способностью кратковременно изменять форму под воздействием сил резания. Вибрацию наладки, которая отвечает этим свойствам можно разделить на три основных категории: свободная, вынужденная и вибрация самовозбуждения.

Свободные колебания возникают при длительном отсутствии внешней силы возбуждения. Это результат некоторых начальных условий, наложенных на систему, таких как смещение от положения равновесия.

Свободные колебания возникают на одной или нескольких частотах системы. Так как все физические структуры имеют ту или иную степень демпфирования, свободные колебания происходят с относительно короткой продолжительностью.

Вынужденные колебания возникают в результате непрерывного внешнего воздействия на систему. В то время как свободные колебания часто представлены во временной области, вынужденные колебания, как правило, анализируются в частотной области, что дает наглядное представление амплитуды и зависимости фазы от частоты и позволяет определить собственные частоты. Колебания с относительно большой амплитудой возникают тогда, когда частота вынужденных колебаний близка по значению к частоте собственных колебаний. Это состояние называется резонансом.

Вибрация самовозбуждения возникает после некоторого внешнего воздействия на систему, как при вынужденных колебаниях, с частотой, равной одной из собственных частот системы, как при свободных колебаниях.

Входными данными для модального анализа, независимо от типа инструмента, являются его основные геометрические характеристики. Для концевых фрез это: диаметр, число зубьев, высота зуба, радиус при вершине, передний угол, задний угол, угол подъема винтовой канавки. Помимо этого, задаются такие параметры резания, как: обрабатываемый материал, ширина фрезерования и подача на зуб. Предполагается, что при фрезеровании система имеет две степени свободы, поэтому определяющими исходными данными при модальном анализе являются передаточные функции системы, полученные в результате единичного импульсного воздействия на систему, направленного вдоль осей X и Y (так называемый Tapе-test (рисунок 3.9)) [28].



Рисунок 3.9 – Таре-тест инструментальной наладки AZ-3D16R6L65 в обрабатывающем центре HSC 75 linear

Результатом модального анализа является диаграмма зависимости глубины стабильного резания от частоты вращения шпинделя. Резание на режимах, попадающих в область выше линии графика нестабильно, и сопровождается вибрациями, ниже – теоретически должно быть стабильным за счет минимизации вибрационной составляющей сил резания.

Для участвующего в эксперименте инструмента были получены графики стабильных режимов резания. Для фрезы AZ-3D16R6L65 область I на рисунке 3.10 соответствует режимам резания, реализация которых на практике невозможна в силу ограничения частоты вращения шпинделя станка (28000 мин^{-1}), а также максимальной глубины резания, равной длине зуба фрезы (20 мм для AZ-3D16R6L65 и 12 мм для R790-032C5S2-16M).

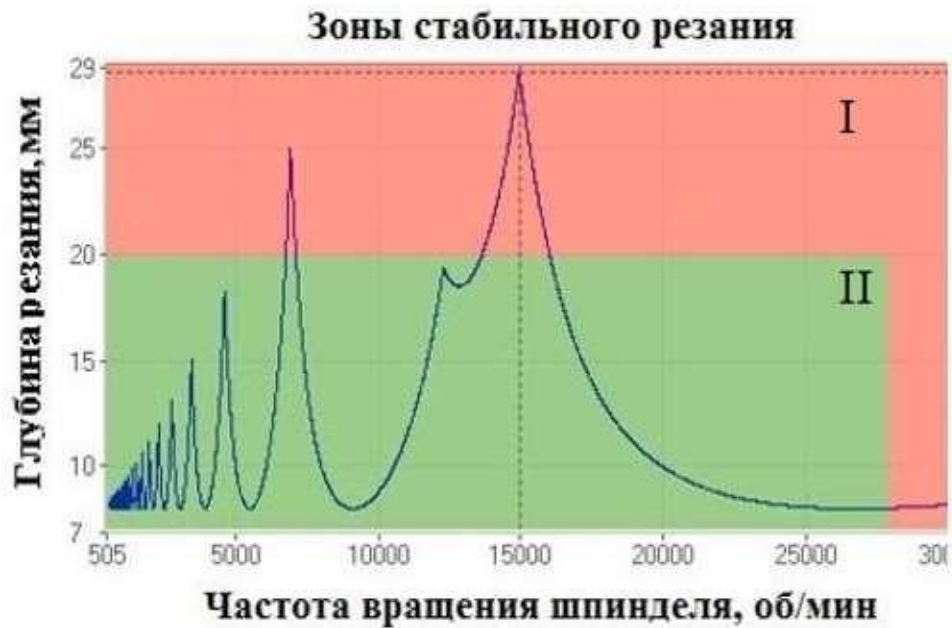


Рисунок 3.10 – График областей стабильного резания для фрезы AZ-3D16R6L65

Для фрезы R790-032C5S2-16M область III на рисунке 3.11 соответствует режимам резания, при работе, в которой будут превышены рекомендации производителя на максимальную окружную скорость резания для данных пластин (635 м/мин).



Рисунок 3.11 – График областей стабильного резания для фрезы R790-032C5S2-16M

При этом, чем большая глубина резания, является согласно результатам анализа стабильной, тем меньше ожидаемые при резании на данном режиме вибрационные воздействия.

Для того, чтобы исключить перегрузку шпинделя станка, глубина резания для фрезы R790 была подобрана исходя из расчета требуемого момента шпинделя (рисунок 3.12), а также по результатам пробных проходов. Величина $a_e = 7$ мм обеспечивает 90% загрузку шпинделя.

Рисунок 3.12 – Расчет требуемого момента шпинделя для данного режима резания в программе CoroGuide

Исходя из всего вышесказанного, для проведения эксперимента были выбраны следующие режимы (таблица 3.3).

Таблица 3.3 – Режимы резания по результатам модального анализа

Инструмент	Глубина резания a_p , мм	Ширина резания a_e , мм	Продольная подача V_f , мм/мин	Окружная скорость резания v_c , м/мин	Частота вращения шпинделя s , мин ⁻¹	Подача f_z , мм/зуб
R790-032C5S2-16M	7	24	12120	2029	20200	0,2
AZ-3D16R6L65	20	0,3	3600	754	15000	0,08
AZ-3D16R6L65	20	0,5	3600	754	15000	0,08

Для упрощения процесса проведения эксперимента была разработана управляющая программа (таблица 3.4) для системы ЧПУ Sinumerik 840D sl. Для корректной работы программы необходимо выполнение некоторых условий:

1. Работа ведется со второй нулевой точкой (G55), относительно которой должны быть заданы координаты X, Y, Z верхнего левого угла заготовки (TEST_X0, TEST_Y0, TEST_Z0).
2. В шпинделе должен быть необходимый инструмент.
3. Выполняется продольное фрезерование уступа перемещением шпинделя станка в положительном направлении оси Y. Заготовка находится слева от инструмента.
4. Смена инструмента производится вручную через шпиндель. Инструмент должен быть измерен.
5. После вывода инструмента в стартовую позицию у оператора есть 15 секунд для включения измерительного оборудования.
6. Потенциометр подачи должен быть установлен в позицию «100%».

Для большей жесткости кинематической системы станка оси B и C устанавливаются на тормоз (зажимаются).

Таблица 3.4 – Управляющая программа для системы ЧПУ Sinumerik 840D sl

Управляющая программа	Комментарии
DEF REAL TEST_X0=0, TEST_Y0=0, TEST_Z0=0, TEST_AE, PRIPUSK	Начальные условия
DEF INT R790, AZ	Определение внутренних номеров инструмента
R790=GETT(“R790-032_nik”,1) AZ=GETT(“AZ-3D16R6L65_nik”,1)	
IF \$P_TOOLNO==R790 PRIPUSK=0,75*2*\$P_TOOLR TEST_AE=7 S20200 F12120	Режим работы с фрезой R790-032C5S2-16M
ELSEIF \$P_TOOLNO==AZ PRIPUSK=0,3 TEST_AE=20 S15000 F3600	Режим работы с фрезой AZ-3D16R6L65
ELSE	Останов программы, если в

MSG(“WRONG ACTIVE TOOL”) M30 ENDIF	шпинделе неверный инструмент
M10 M210 G71 G55	Зажим осей В,С, метрическая система, 2-я нулевая точка
G0 Z150	Отвод на безопасную высоту
M3 M25 M26	Пуск шпинделя по ЧС, воздух через дюзы и через шпиндель
G41 G0 X=TEST_X0+PRIPUSK Y=2,5*\$P_TOOLR	Быстрый ход в стартовую позицию, коррекция на радиус инструмента слева
Z=TEST_Z0-TEST_AE	Быстрый ход к плоскости фрезерования
MSG(“START MEASURE”)	Информационной сообщение
G4 F15	Задержка 15 секунд
G1 Y432	Фрезерование уступа
G0 Z150	Отвод на безопасную высоту
M5	Стоп шпинделя
T0 D0 M6	Извлечь инструмент из шпинделя
M30	Конец программы

3.5 Результаты испытаний корпусной фрезы R790-032C5S2-16M

Производилось продольное фрезерование уступа глубиной 7 мм и шириной 24 мм (75% D_c). Частота вращения шпинделя 20200 мин⁻¹, подача 12120 мм/мин (0,2 мм/зуб). Варьировалось качество балансировки инструмента от G0,5 до G37,4 по ISO 1940-1. В таблице приложения В.1 приведены результаты измерения сил резания и вибраций.

Качество балансировки инструмента, как уже было указано выше, для таких режимов резания заведомо избыточное (рисунок 3.13).

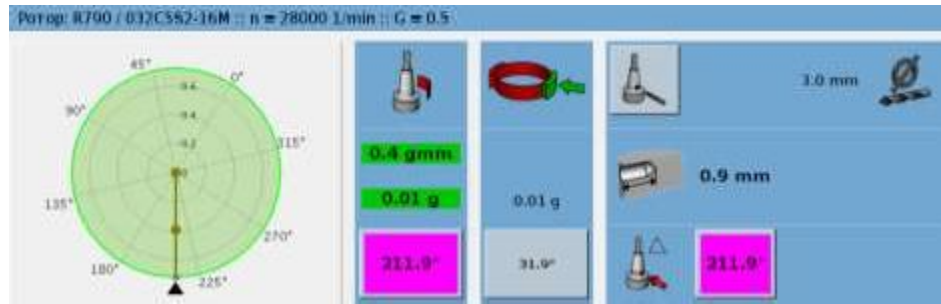


Рисунок 3.13 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки R790-032C5S2-16M, качество балансировки для частоты вращения 28000 мин⁻¹

В результате пробного прохода не было зафиксировано вибраций, связанных непосредственно с обработкой. Пики в низкочастотной области спектра соответствуют частотам собственных колебаний системы. Монотонное возрастание (убывание для оси Y) сил резания связано с тем, что привязка системы координат производилась относительно детали, которая в свою очередь была закреплена на динамометрической плите несоосно. В таком положении было сделано несколько проходов с различным остаточным дисбалансом наладки. Такое рассогласование в дальнейшем было устранено.

Качественные характеристики обработанной поверхности представлены на рисунках ниже (рисунки 3.14, 3.15).

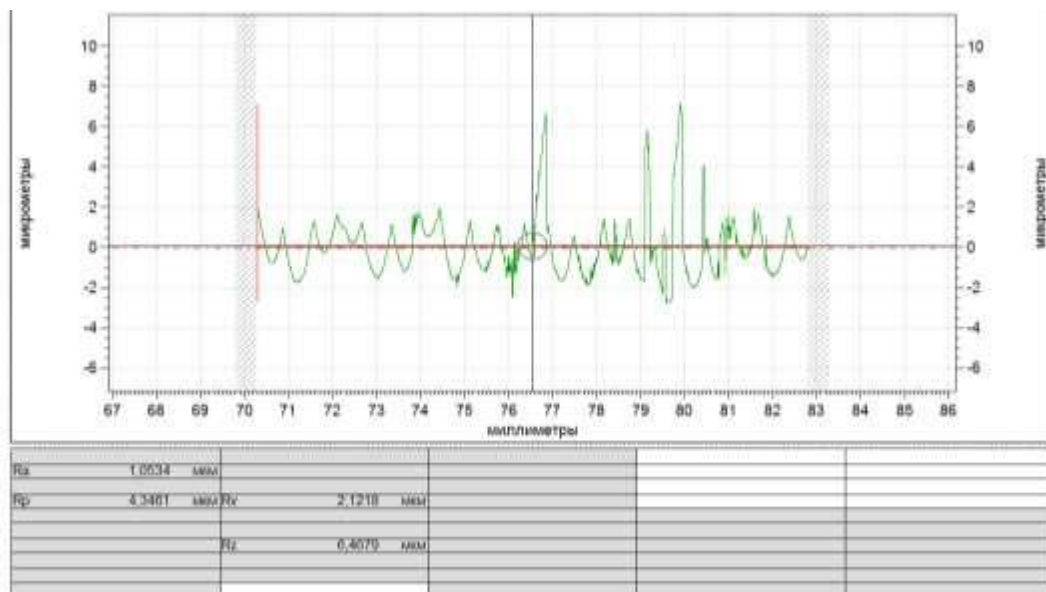


Рисунок 3.14 – Профилограмма стенки обработанного уступа

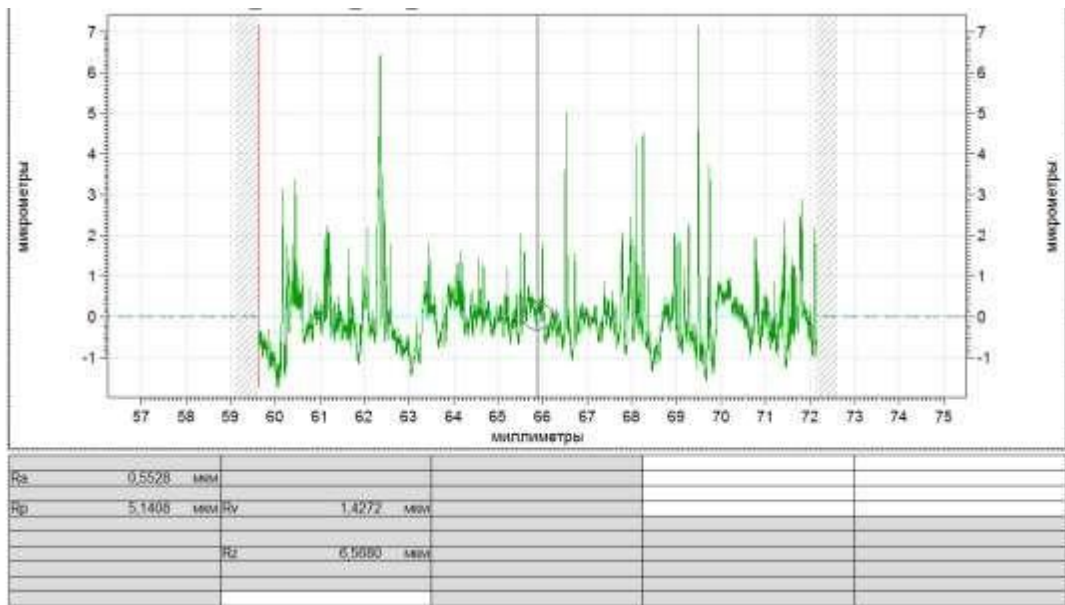


Рисунок 3.15 – Профилграмма дна обработанного уступа R790-032C5S2-16M G8,4

После изменения качества балансировки инструментальной наладки до G8,4 (рисунок 3.16) и повторения эксперимента на частотном спектре появляются вибрации на частоте порядка 8000 Гц, связанные с процессом резания.



Рисунок 3.16 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки R790-032C5S2-16M, качество балансировки для частоты вращения 20200 мин⁻¹

Изменения величины сил резания отмечено не было. Смена знака силы резания по оси X связано со сменой направления рабочей подачи (фрезеровалась противоположная сторона заготовки без поворота стола). Качество поверхности (рисунок 3.17) ухудшилось.

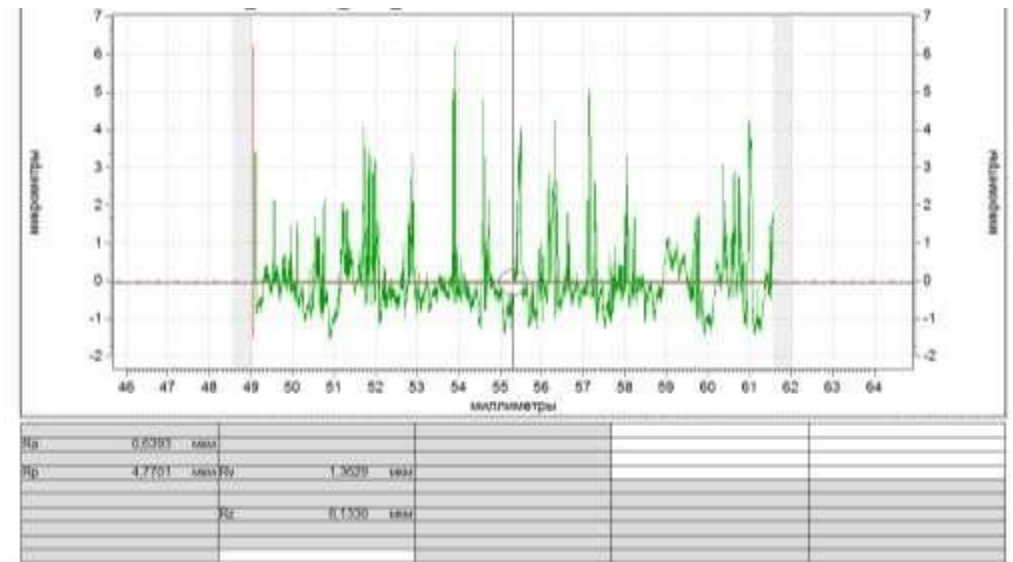


Рисунок 3.17 – Профилограмма дна обработанного уступа R790-032C5S2-16M G16,7

Дальнейшее искусственное ухудшение качества балансировки до G16,7 (рисунок 3.18) не вызвало изменений: измерения показали наличие вибраций той же амплитуды и частоты, что и в предыдущем опыте, абсолютные значения сил резания не изменились, качество поверхности соответствует результатам безвибрационного резания (рисунок 3.19, 3.20).

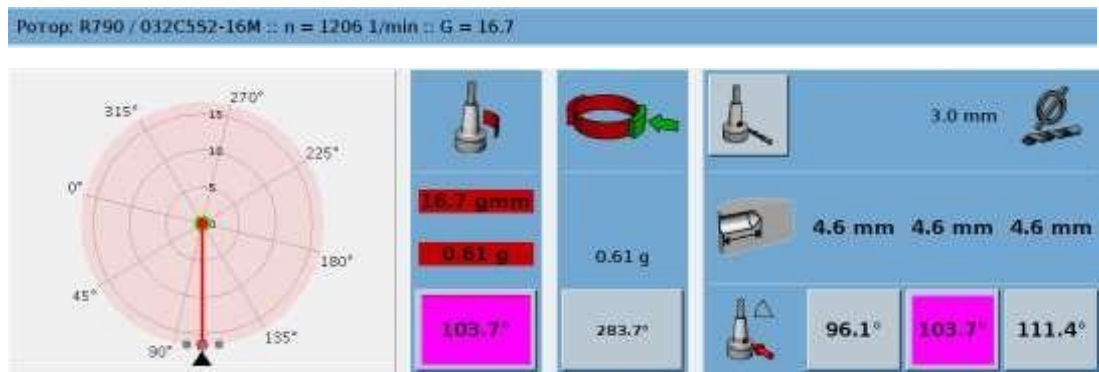


Рисунок 3.18 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки R790-032C5S2-16M, качество балансировки для частоты вращения 20200 мин⁻¹

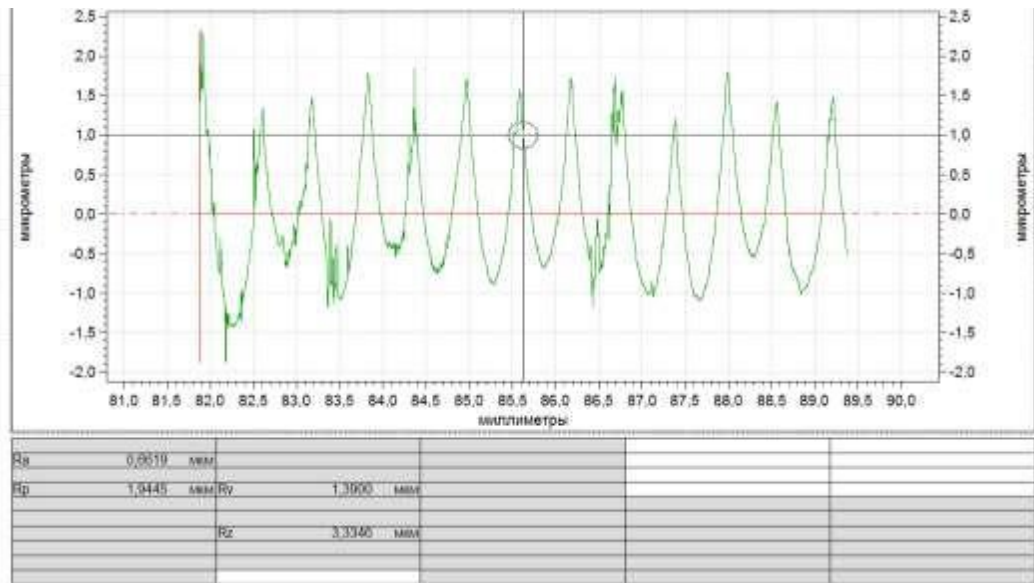


Рисунок 3.19 – Профилограмма стенки обработанного уступа

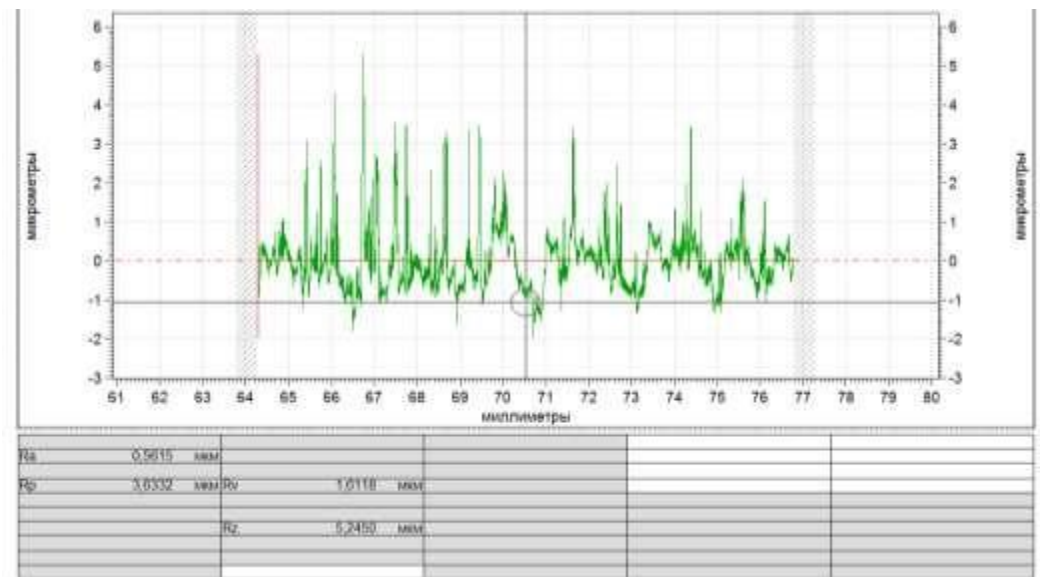


Рисунок 3.20 – Профилограмма дна обработанного уступа

При снижении качества балансировки инструментальной наладки до G21,7 (рисунок 3.21) была отмечена незначительная осцилляция сил резания в плоскости XOY. Ухудшилось качество поверхности стенки уступа (рисунок 3.22). Отмечено наличие вибраций той же амплитуды и частоты. Профиль неровностей дна обработанного уступа показан на рисунке 3.23.

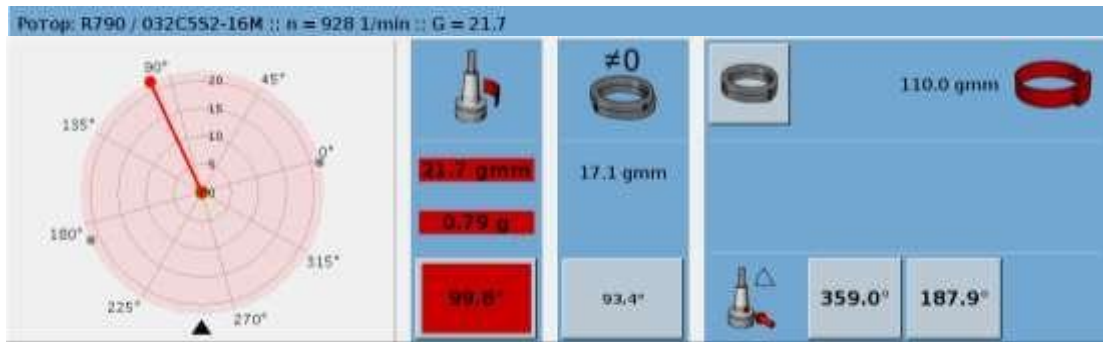


Рисунок 3.21 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки R790-032C5S2-16M, качество балансировки для частоты вращения 20200 мин⁻¹

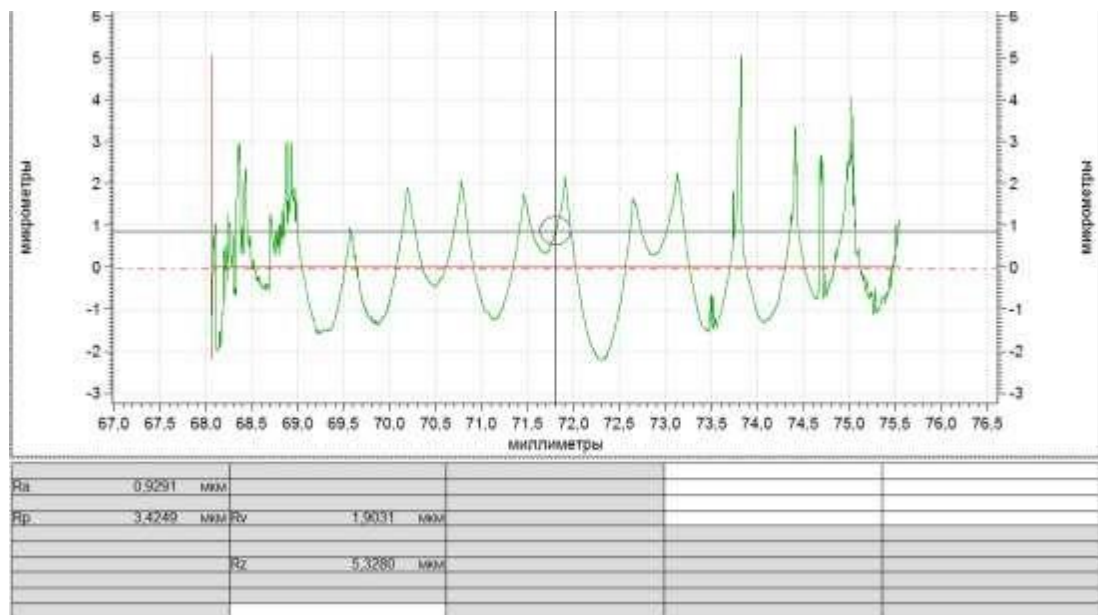


Рисунок 3.22 – Профилограмма стенки обработанного уступа

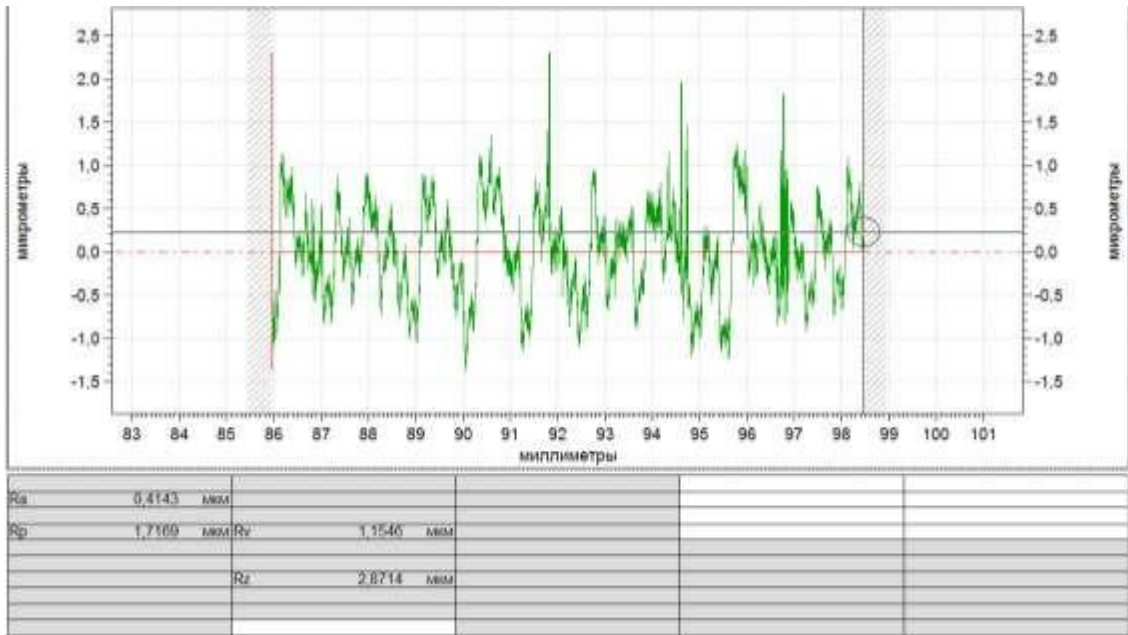


Рисунок 3.23 – Профилограмма дна обработанного уступа

При качестве балансировки инструментальной наладки G29,4 (рисунки 3.24-3.26) амплитуда вибраций возрастает в 4 раза (таблица В.1 приложения). Вибрации, вызванные процессом резания, превышают по амплитуде собственные колебания системы, оставаясь, значительными по абсолютным величинам. Ухудшилось качество поверхности стенки (рисунок 3.26).



Рисунок 3.24 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки R790-032C5S2-16M, качество балансировки для частоты вращения 20200 мин⁻¹

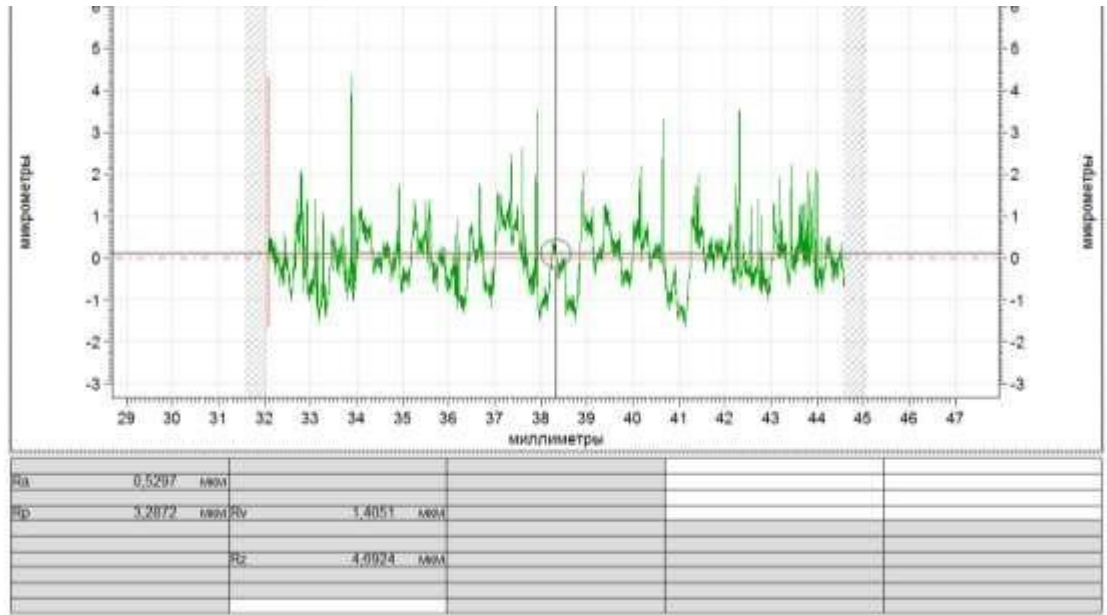


Рисунок 3.25 – Профилограмма дна обработанного уступа

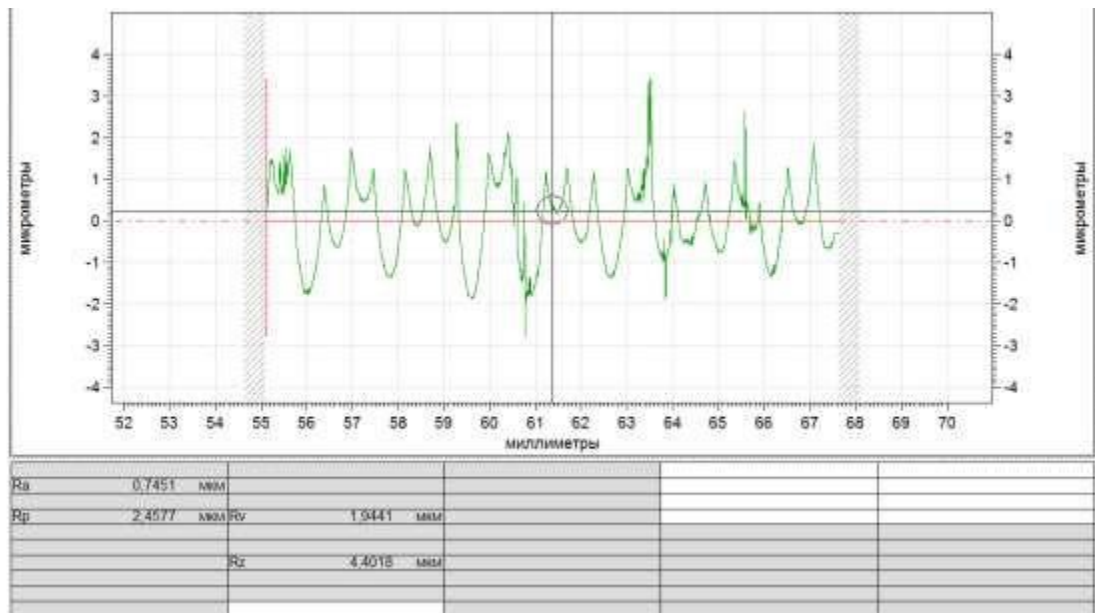


Рисунок 3.26 – Профилограмма стенки обработанного уступа

При фрезеровании инструментом с качеством балансировки близким к границе безопасности по DIN69888 (рисунки 3.27-3.29), не было отмечено существенных изменений выходных показателей.

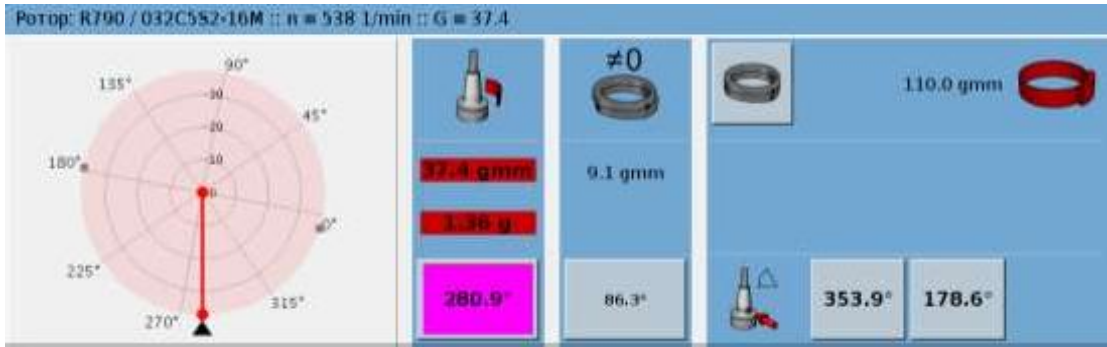


Рисунок 3.27 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки R790-032C5S2-16M, качество балансировки для 20200 мин⁻¹

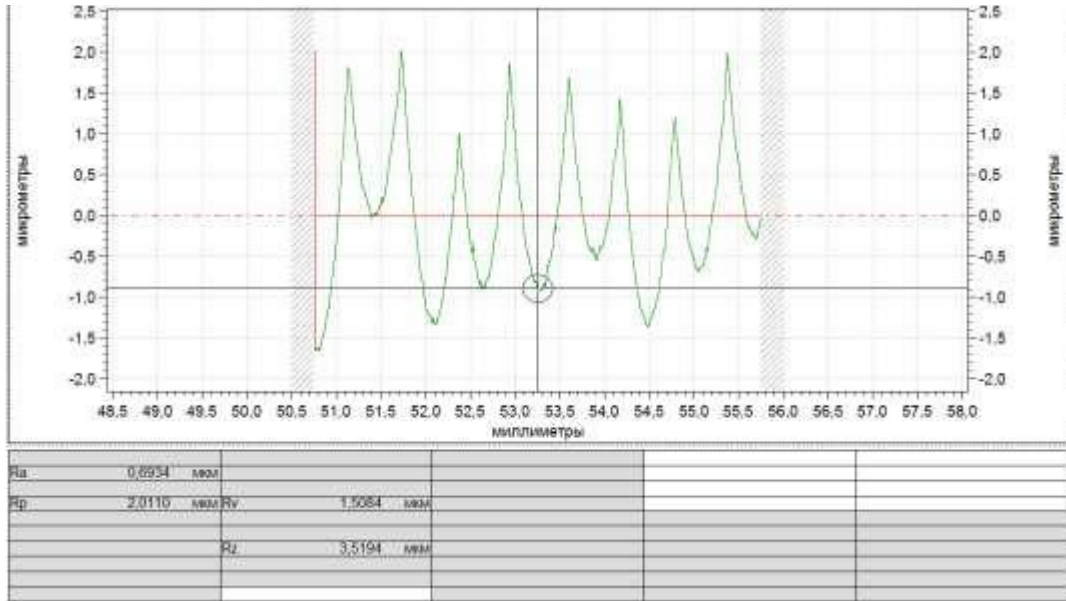


Рисунок 3.28 – Профилограмма стенки обработанного уступа

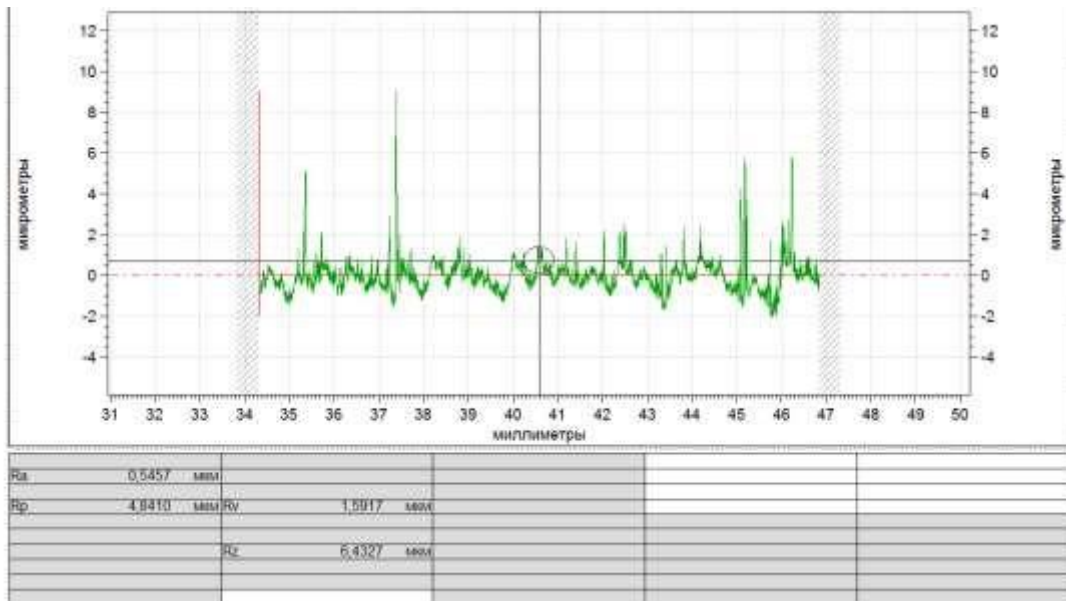


Рисунок 3.29 – Профилограмма дна обработанного уступа

3.5.1 Обобщение результатов, построение зависимостей

Сборная трехзубая фреза R790-032C5S2-16M показала стабильную работу на режимах, рассчитанных по результатам предварительно выполненного модального анализа. На рассмотренном диапазоне классов балансировки инструментальной наладки не было зафиксировано вибраций высокой амплитуды (рисунок 3.30).

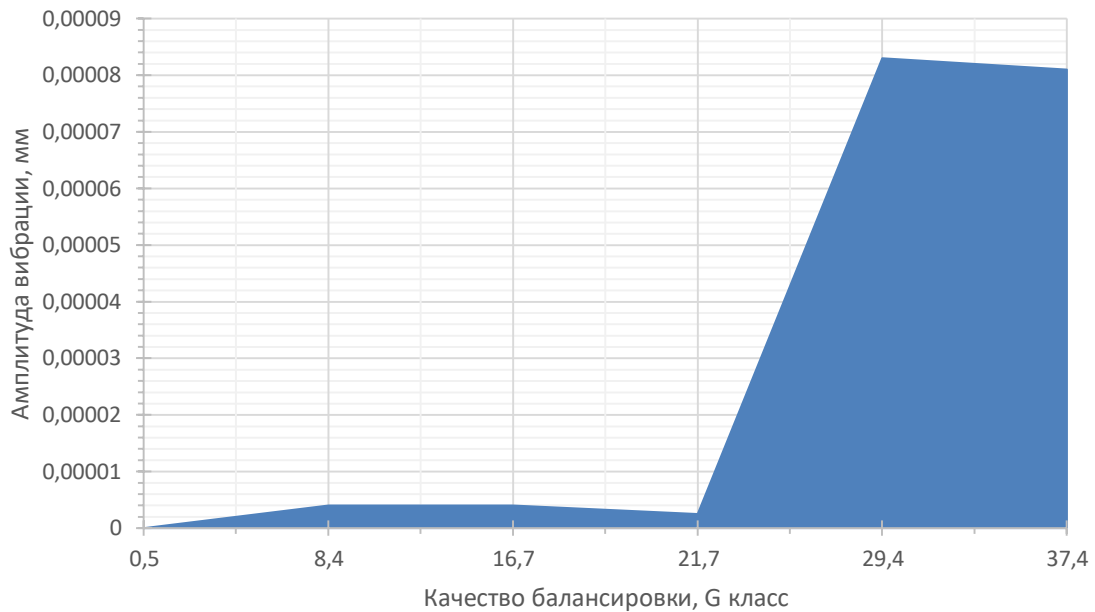


Рисунок 3.30 – Зависимость амплитуды вибраций от качества балансировки инструментальной наладки

Следует вывод – инструмент обладает высокой жесткостью и не нуждается в дополнительной балансировке после сборки. В таблицу 3.5 сведены результаты проведенных экспериментов.

Таблица 3.5 – Результаты испытаний корпусной фрезы R790-032C5S2-16M

Класс балансировки G, мм/с	Остаточный дисбаланс $U_{ост}$, Г×мм	Несбалансированная масса M_U , г	R_a , мкм		P,H		
			стенка	дно	X	Y	Z
0,5	0,4	0,01	1,05	0,55	75	600	2
8,4	8,4	0,31	0,89	0,64	20	593	18
16,7	16,7	0,61	0,66	0,56	25	597	19
21,7	21,7	0,79	0,93	0,42	40	586	5
29,4	29,4	1,06	0,74	0,53	60	603	4
37,4	37,4	1,36	0,69	0,55	33	597	10

На рисунках 3.31 и 3.32 показано влияние качество балансировки инструментальной наладки на шероховатость обработанной поверхности и средние амплитудные значения сил резания.

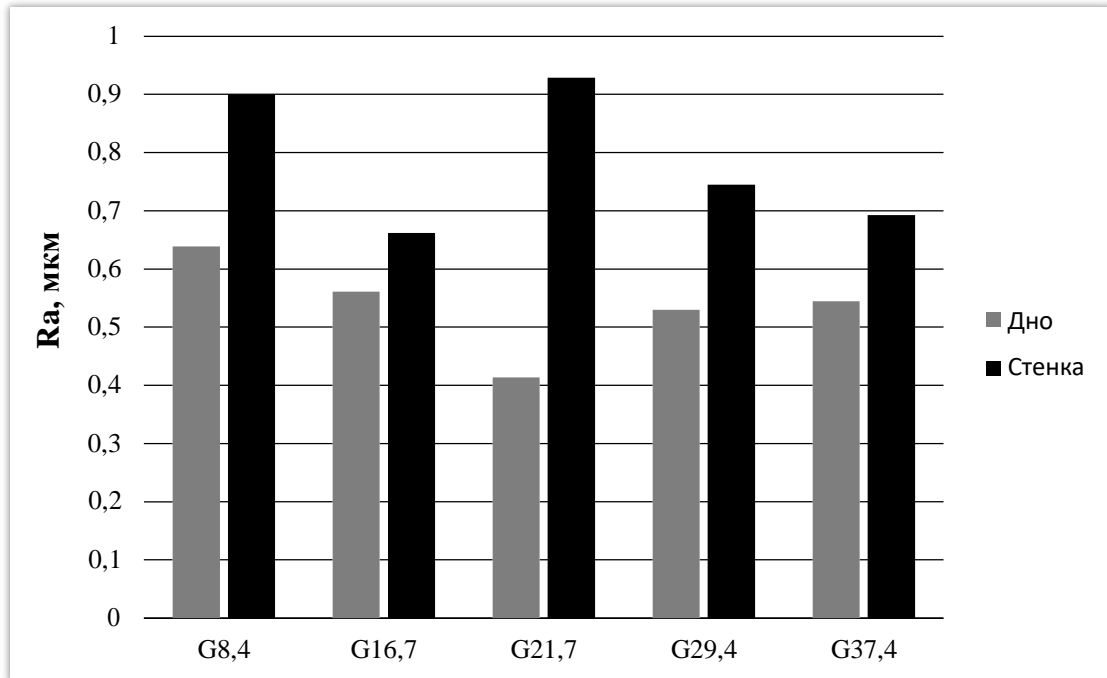


Рисунок 3.31 – Зависимость шероховатости обработанной поверхности от точности балансировки инструментальной наладки

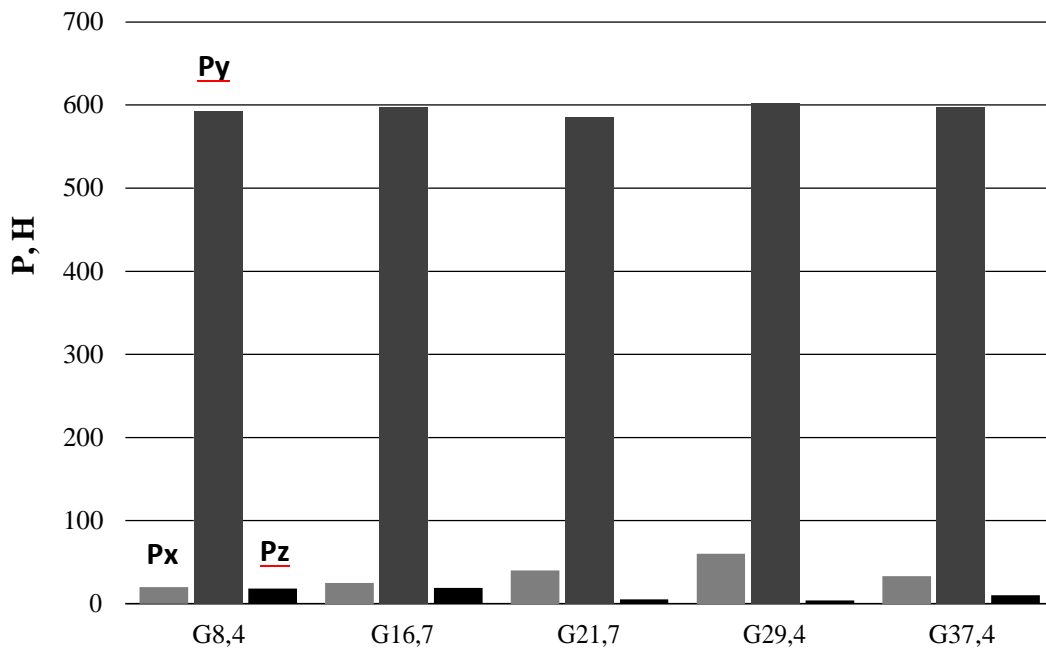


Рисунок 3.32 – Зависимость средних амплитудных значений сил резания от точности балансировки инструментальной наладки

На режимах резания, полученных на основе результатов модального анализа, в силу высоких окружной скорости и минутной подачи наблюдается частичный отрыв стружки вместо ее срезания (рисунок 3.33). Недостаток пространства при большом отношении ширины реза к диаметру фрезы приводит к тому, что стружка не удаляется из зоны резания своевременно и повреждает вновь обработанную поверхность (рисунок 3.34).



Рисунок 3.33 – Срезаемая стружка

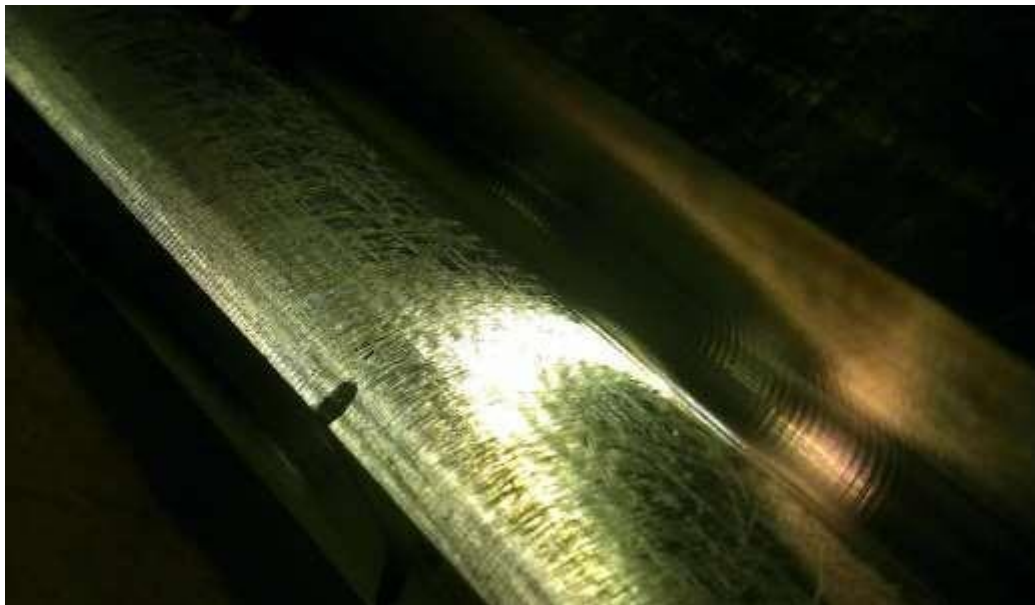


Рисунок 3.34 – Поверхность обработанного уступа

Вибрационное состояние системы шпиндель-инструментальная наладка соответствовало требованиям ISO 1940-1 на всем диапазоне исследованных классов балансировки инструмента (рисунок 3.35).

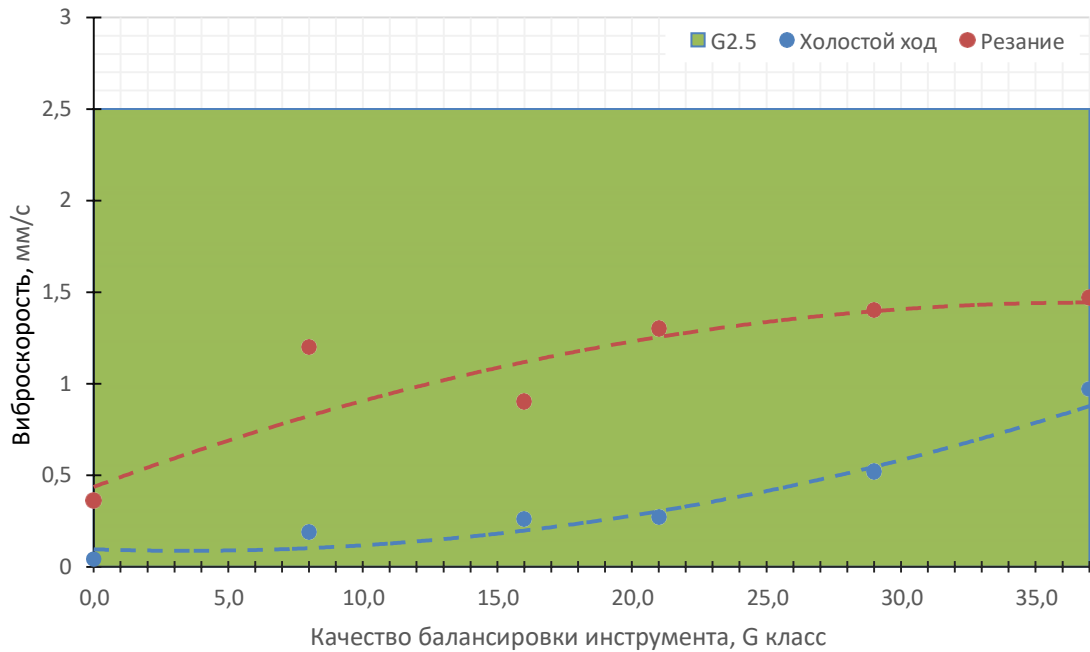


Рисунок 3.35 – Зависимость вибрационного состояния шпинделя станка от качества балансировки инструментальной наладки с фрезой R790-032C5S2-16M

Сборная трехзубая фреза R790-032C5S2-16M показала стабильную работу на режимах, рассчитанных с помощью модального анализа. В исследованном диапазоне классов балансировки инструментальной наладки не было зафиксировано вибраций, оказывающих негативное воздействие на качество обработанной поверхности. Инструмент не нуждается в дополнительной балансировке после сборки.

3.6 Результаты испытаний фрезы AZ-3D16R6L65, припуск 0,3 мм

Производилось удаление припуска на чистовую обработку величиной 0,3 мм с максимальной глубиной резания, предусмотренной конструкцией фрезы – 20 мм. При этом по результатам модального анализа частота вращения шпинделя по результатам модального анализа 15000 мин^{-1} , подача 3600 мм/мин (0,08 мм/зуб). Качество балансировки инструмента варьировалось от G0,8 до G36,7 по ISO 1940-1. В таблице приложения В.2 приведены результаты измерения сил резания и вибраций. Класс балансировки G0,8 для 28000 мин^{-1} (рисунки 3.36, 3.37) также является заведомо избыточным для обработки при данных режимах резания.



Рисунок 3.36 – Результаты балансировки инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 28000 мин^{-1}

Однако, даже такой класс балансировки не позволяет полностью избежать вибраций при обработке. Наличие вибраций можно наблюдать при анализе графиков сил резания и частотного спектра. Тем не менее, в результате обработки была получена поверхность высокого качества. Здесь и далее колебаниям на графике сил резания в начале и в конце прохода соответствует пуск и останов узлов станка (таблица В.2 приложения).

Допустимый остаточный дисбаланс зависит от рабочей частоты вращения данной инструментальной наладки, поэтому для достижения одного и того же

класса балансировки необходимо было оперировать большей массой балансировочных колец, использованных в данной работе для создания искусственного дисбаланса.

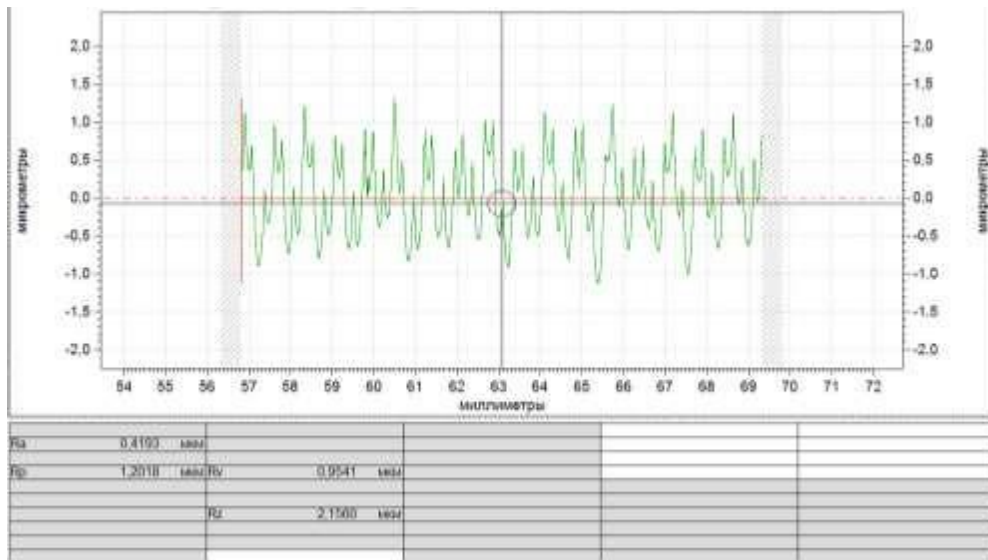


Рисунок 3.37 – Профилограмма обработанной поверхности

Несмотря на отсутствие изменений в частотном спектре вибраций и характере осцилляции сил резания, наблюдалось их увеличение, а также ухудшение качества поверхности (рисунки 3.38-3.41).

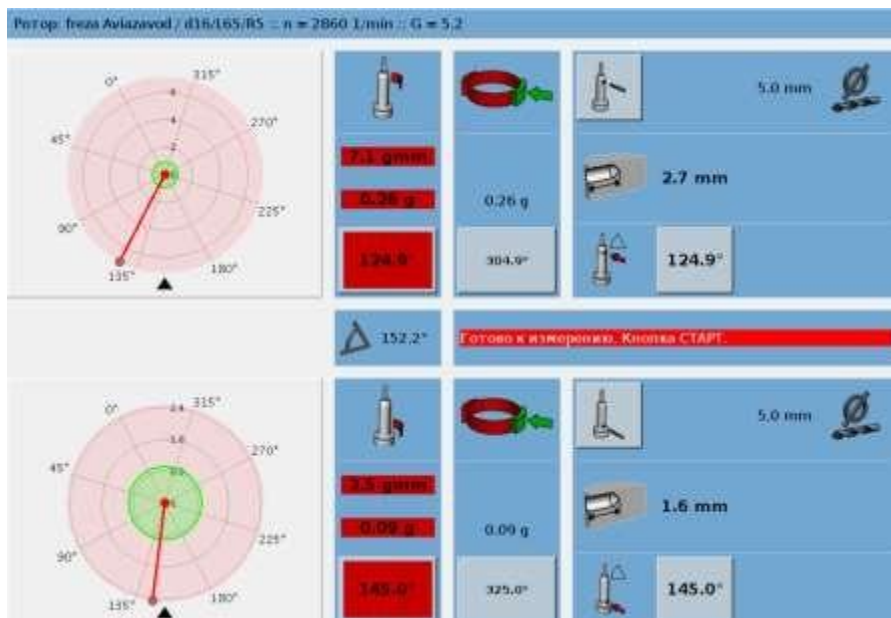


Рисунок 3.38 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин^{-1}

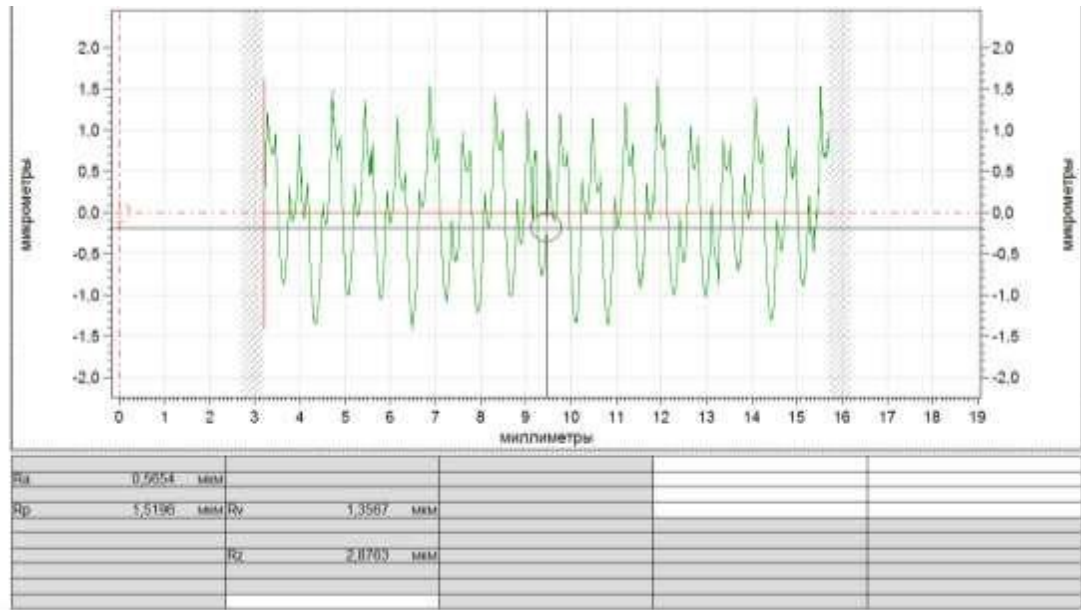


Рисунок 3.39 – Профилограмма обработанной поверхности

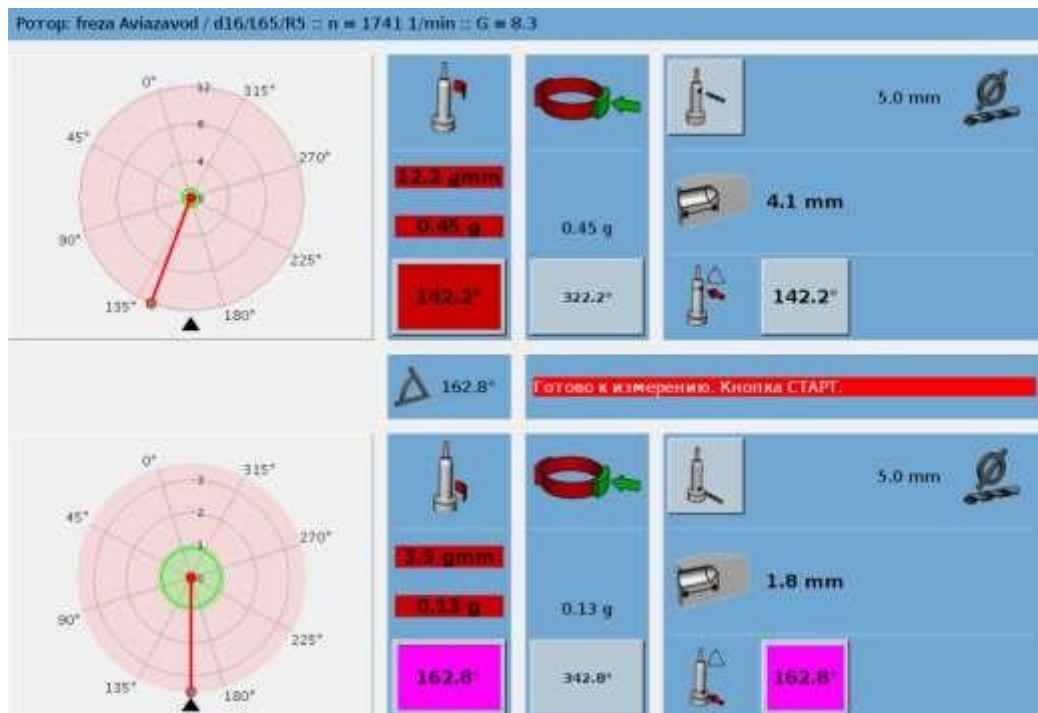


Рисунок 3.40 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин⁻¹

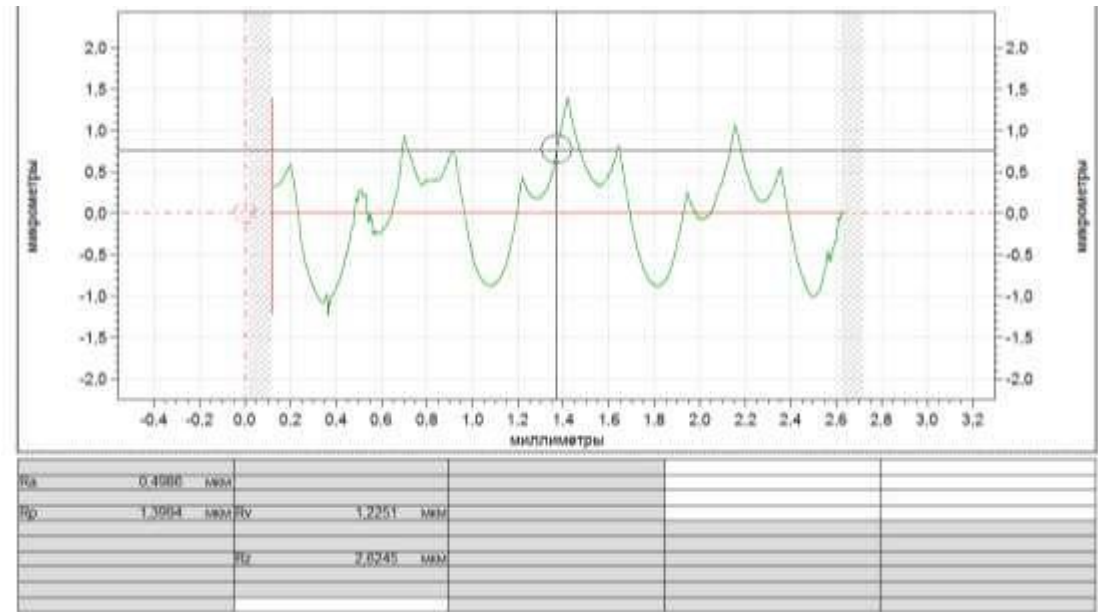


Рисунок 3.41 – Профилограмма обработанной поверхности

Ухудшение класса балансировки до G15,8 (рисунки 3.42, 3.43) не привело к видимым изменениям ни одной из выходных характеристик, кроме частотного спектра вибраций, на котором наблюдалось снижение амплитуды.

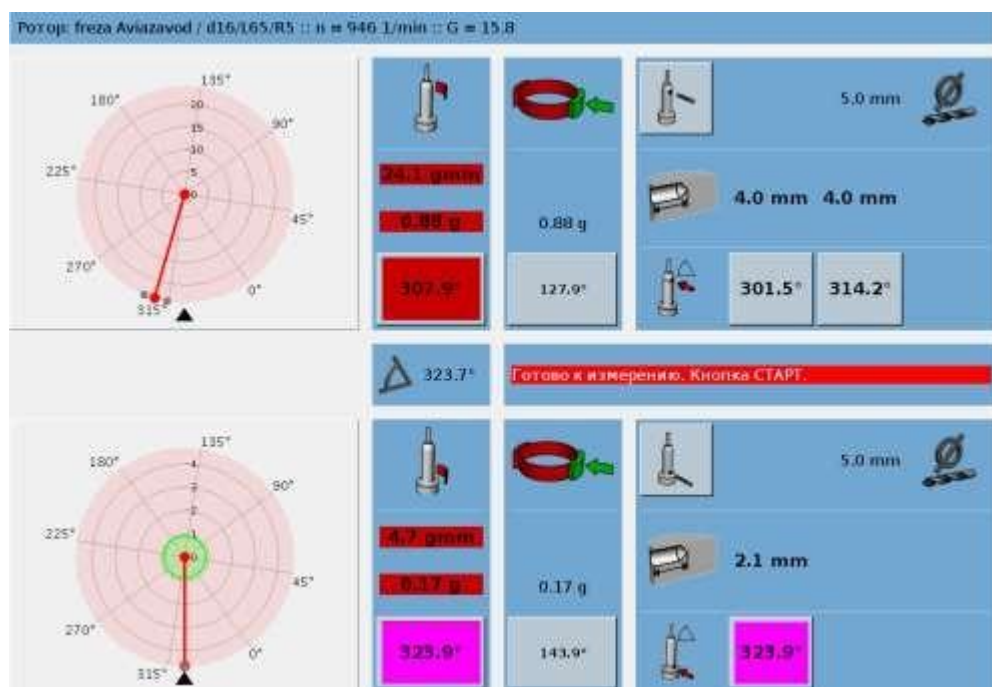


Рисунок 3.42 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин⁻¹

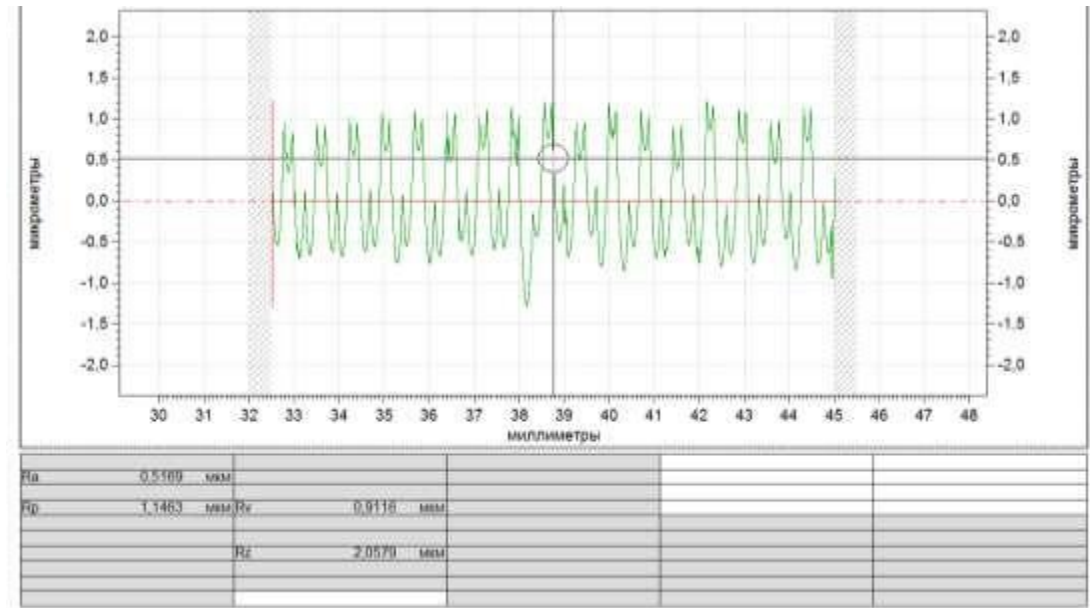


Рисунок 3.43 – Профилограмма обработанной поверхности

Увеличение остаточного дисбаланса инструментальной наладки до G27,8 (рисунки 3.44-3.45) привело к снижению уровня осцилляции сил резания и улучшению качества поверхности в 1,5 раза по сравнению с предыдущим опытом. Частотный спектр при этом, напротив, показывает увеличение уровня вибраций.

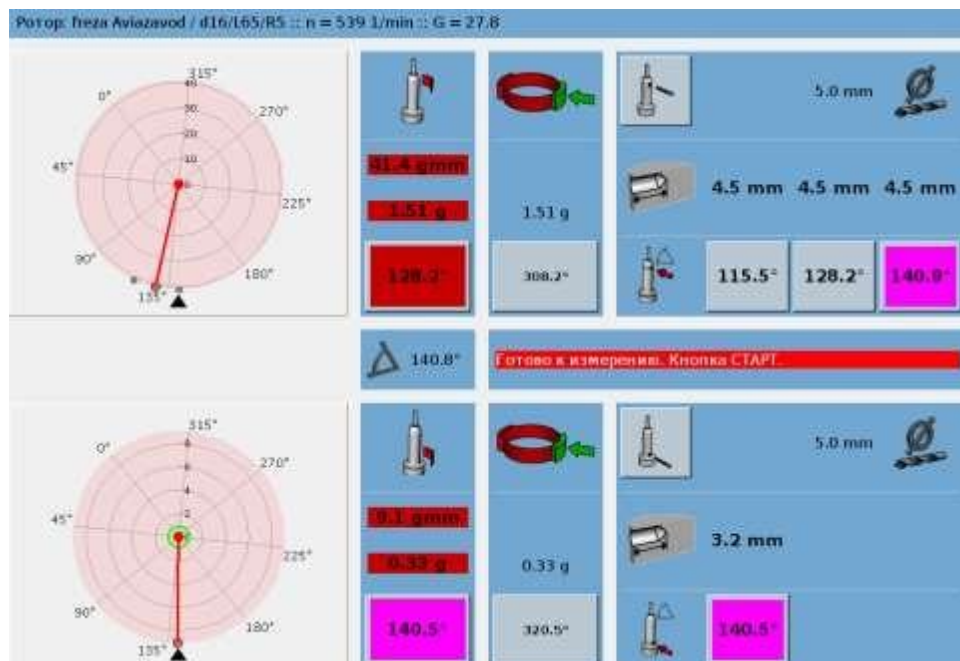


Рисунок 3.44 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин⁻¹

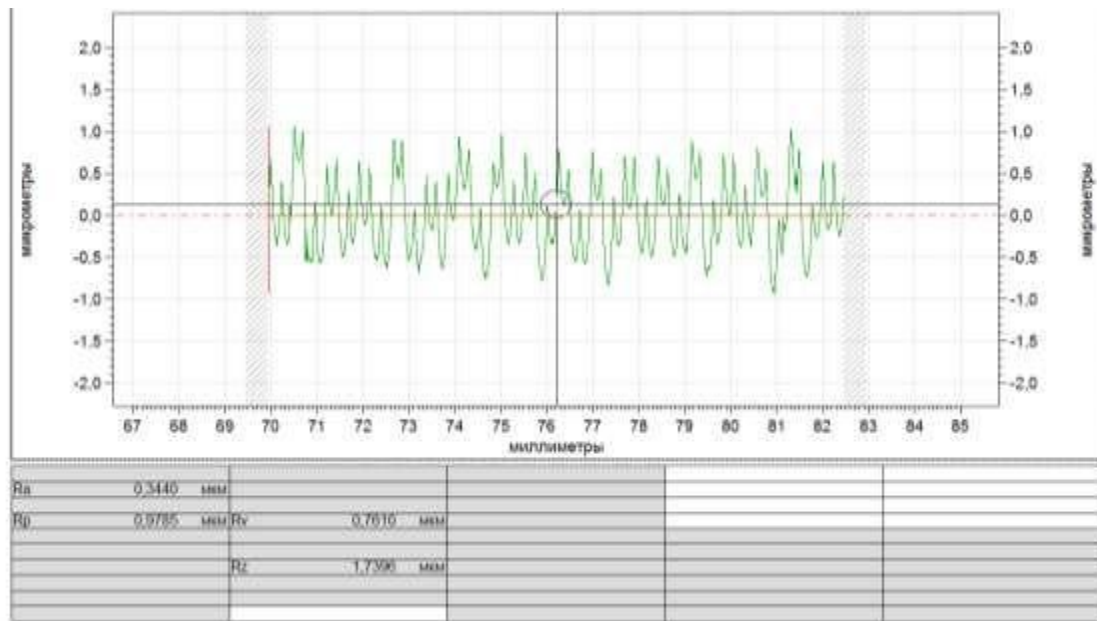


Рисунок 3.45 – Профилограмма обработанной поверхности

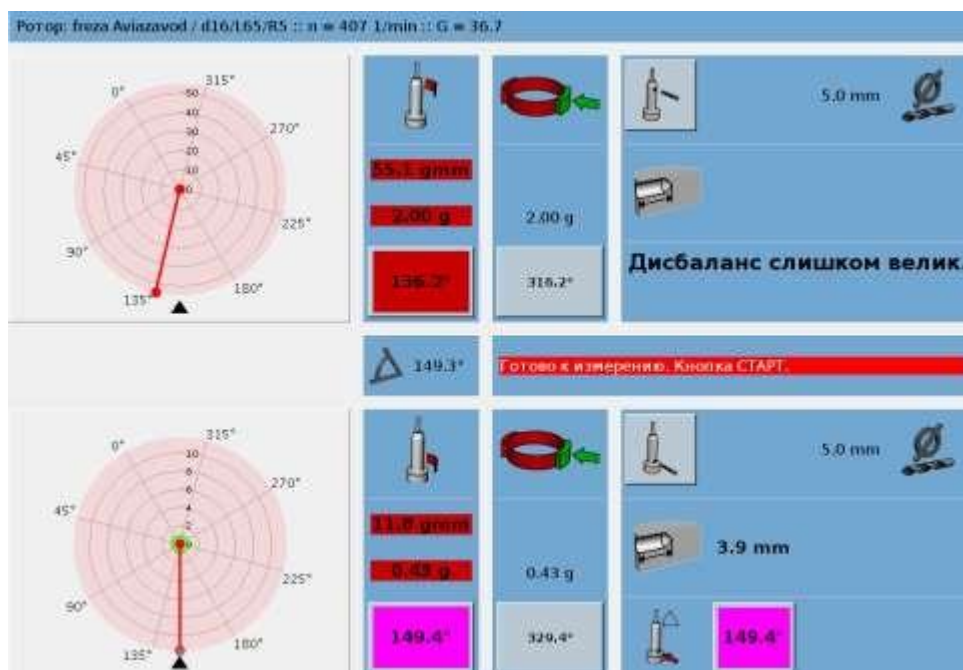


Рисунок 3.46 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин⁻¹

В результате чистового фрезерования инструментом с остаточным дисбалансом, близким к границе безопасности по DIN 69888 (рисунки 3.46-3.47) был зафиксирован рост сил резания, уменьшение амплитуды вибраций, ухудшение ка-

чества получаемой поверхности на 9%, по сравнению с инструментом близким к значению максимально достижимой точности балансировки.

«Ступенька» на графике сил резания (a_5 - a_6 в таблице В.2 приложения) и в последующих случаях обусловлена непостоянной глубиной реза на данном участке.

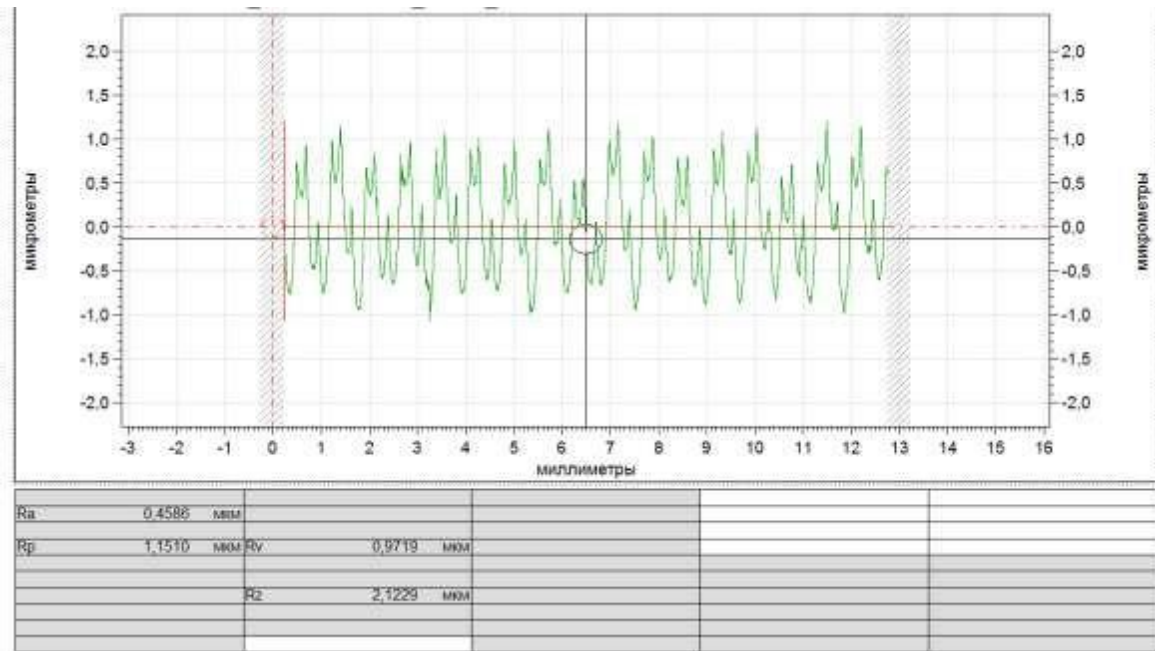


Рисунок 3.47 – Профилограмма обработанной поверхности

3.6.1 Обобщение результатов, построение зависимостей

Цельная твердосплавная трехзубая фреза AZ-3D16R6L65 стабильно отработала на режимах резания, назначенных по результатам модального анализа. В исследованном диапазоне классов балансировки инструментальной наладки были зафиксированы вибрации с относительно постоянной амплитудой. В таблицу 3.6 сведены результаты проведенных экспериментов. На рисунке 3.48 показана зависимость амплитуды вибраций от качества балансировки инструментальной наладки.

Таблица 3.6 – Результаты испытаний концевой твердосплавной фрезы при глубине фрезерования 0,3 мм

Класс балансировки G, мм/с	Остаточный дисбаланс $U_{ост}$, Г×ММ	Несбалансированная масса M_U , Г	R_a , мкм	P, H		
				X	Y	Z
0,8	0,8	0,03	0,42	19	14	3
	0,8	0,03				
5,2	7,1	0,26	0,56	22	17	4
	2,5	0,09				
8,3	12,2	0,45	0,50	24	19	4
	3,5	0,13				
15,8	24,1	0,88	0,52	26	21	4
	4,7	0,17				
27,8	41,4	1,51	0,34	25	21	3
	9,1	0,33				
36,7	55,1	2,00	0,46	27	24	4
	11,8	0,43				

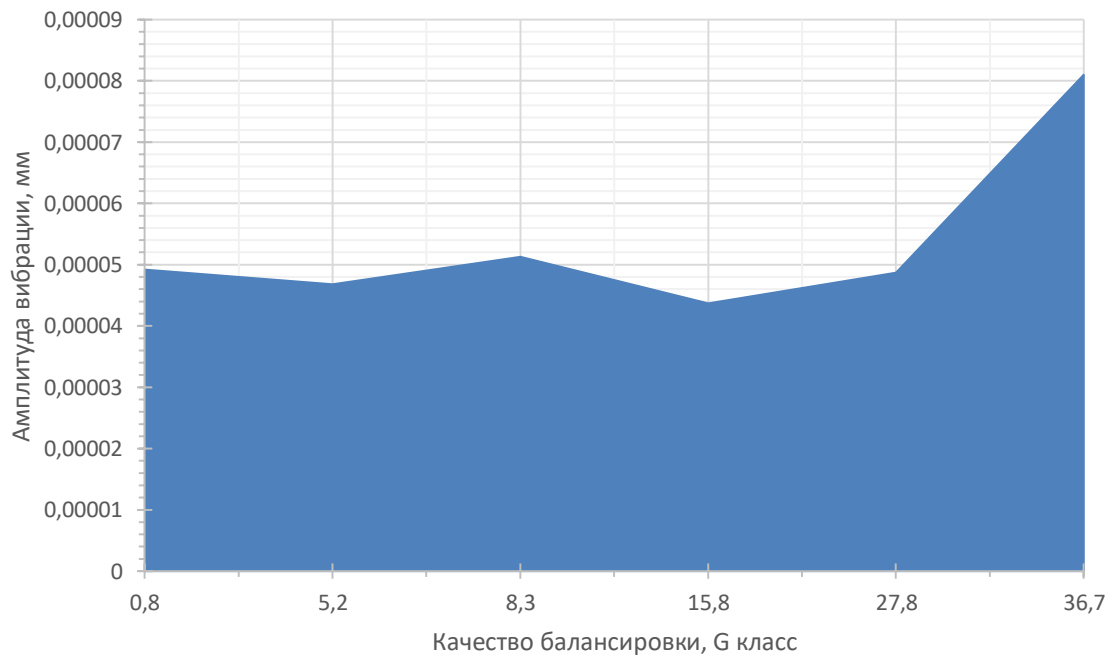


Рисунок 3.48 – Диаграмма амплитуд вибраций от качества балансировки инструментальной наладки

На рисунках 3.49 и 3.50 приведены диаграммы, определяющие качество балансировки инструментальной наладки.

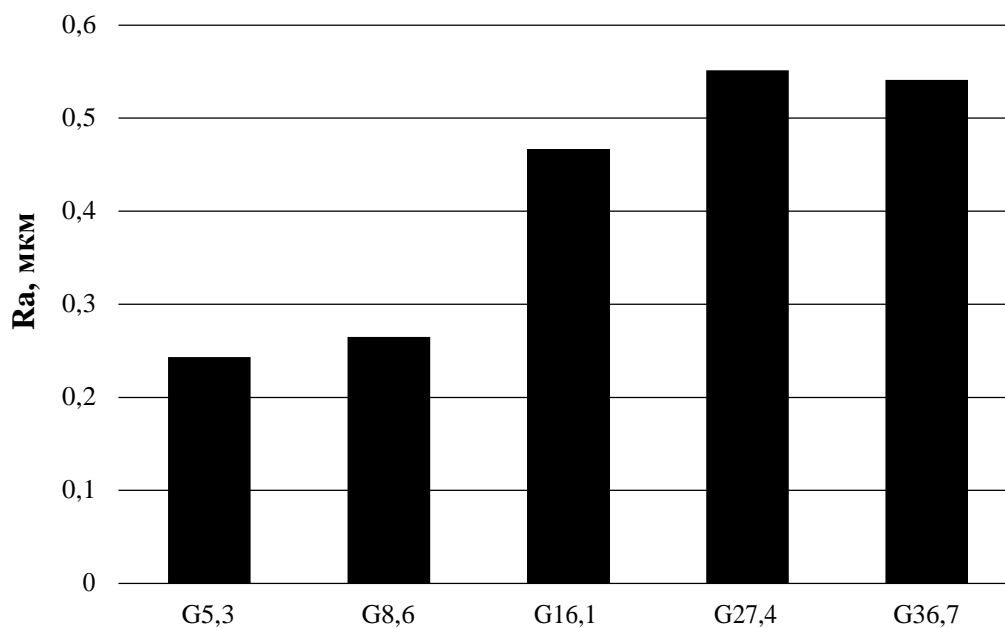


Рисунок 3.49 – Диаграмма шероховатости обработанной поверхности от точности балансировки инструментальной наладки

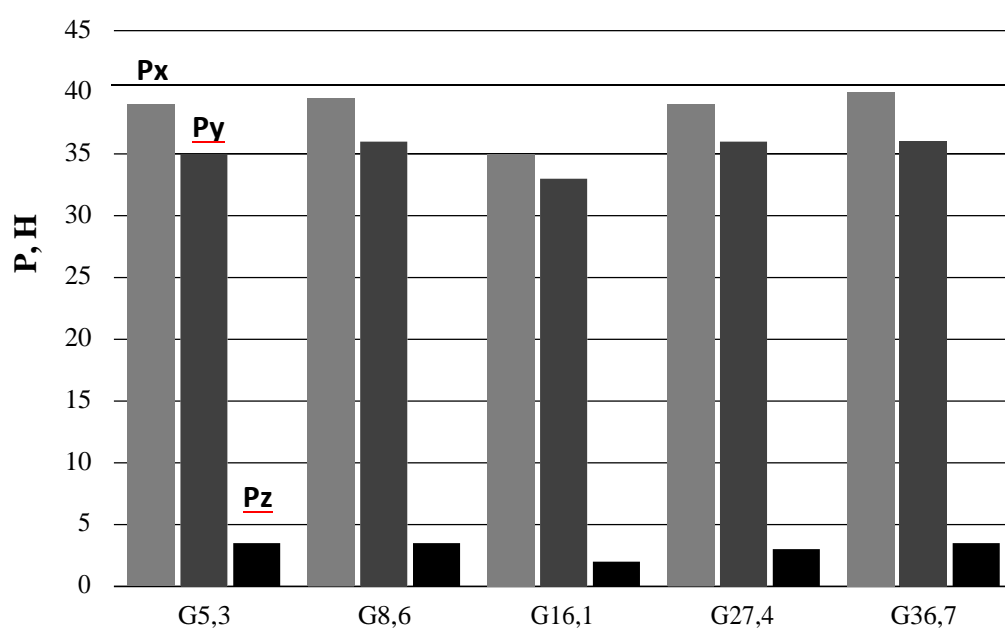


Рисунок 3.50 – Диаграмма средних амплитудных значений сил резания от точности балансировки инструментальной наладки

Вибрационное состояние системы шпиндель – инструментальная наладка отвечало требованиям ISO 1940-1 вплоть до класса балансировки инструмента G33 (рисунок 3.51).

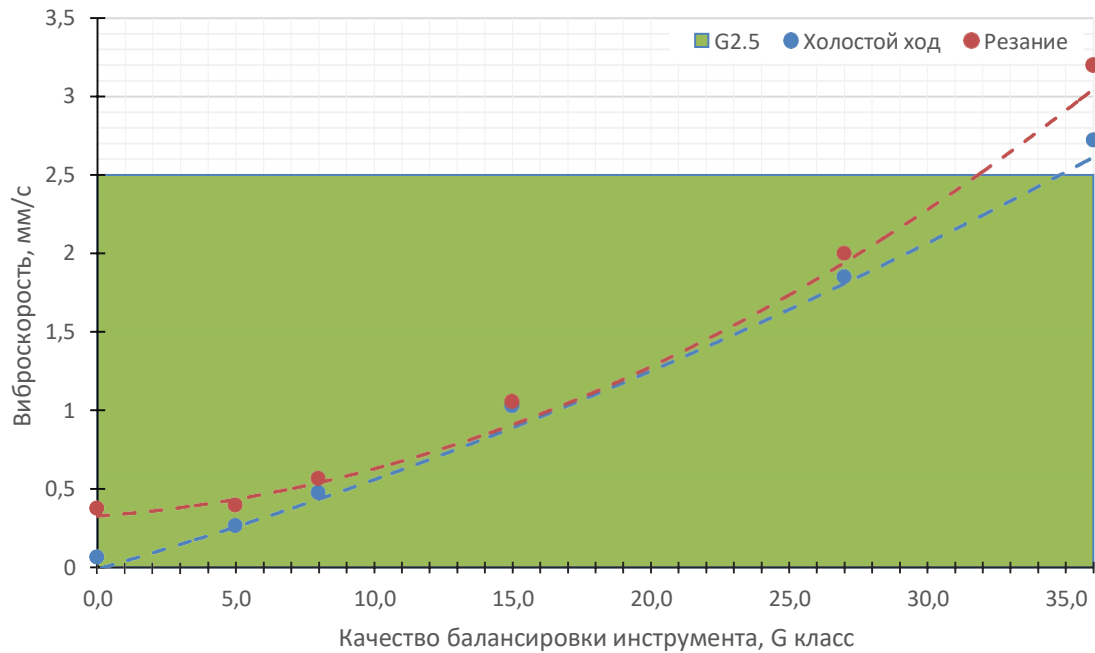


Рисунок 3.51 – Зависимость виброскорости шпинделя станка от качества балансировки инструментальной наладки с фрезой AZ-3D16R6L65 при $a_e=0,3$ мм

Инструмент близкий к значению максимально достижимой точности балансировки не имеет преимуществ перед инструментом, отвечающим минимальным требованиям безопасности по DIN 69888.

3.7 Результаты испытаний фрезы AZ-3D16R6L65, припуск 0,5 мм

Производилось удаление припуска на чистовую обработку величиной 0,5 мм с максимальной глубиной резания, предусмотренной конструкцией фрезы – 20 мм. Частота вращения шпинделя, полученная в результате выполнения модального анализа - 15000 мин^{-1} , подача - 3600 мм/мин (0,08 мм/зуб). Варьировалось качество балансировки инструмента от G0,8 до G36,7 (рисунки 3.52-3.63) по ISO 1940-1. В таблице приложения В.3 приведены результаты измерения сил резания и вибраций.

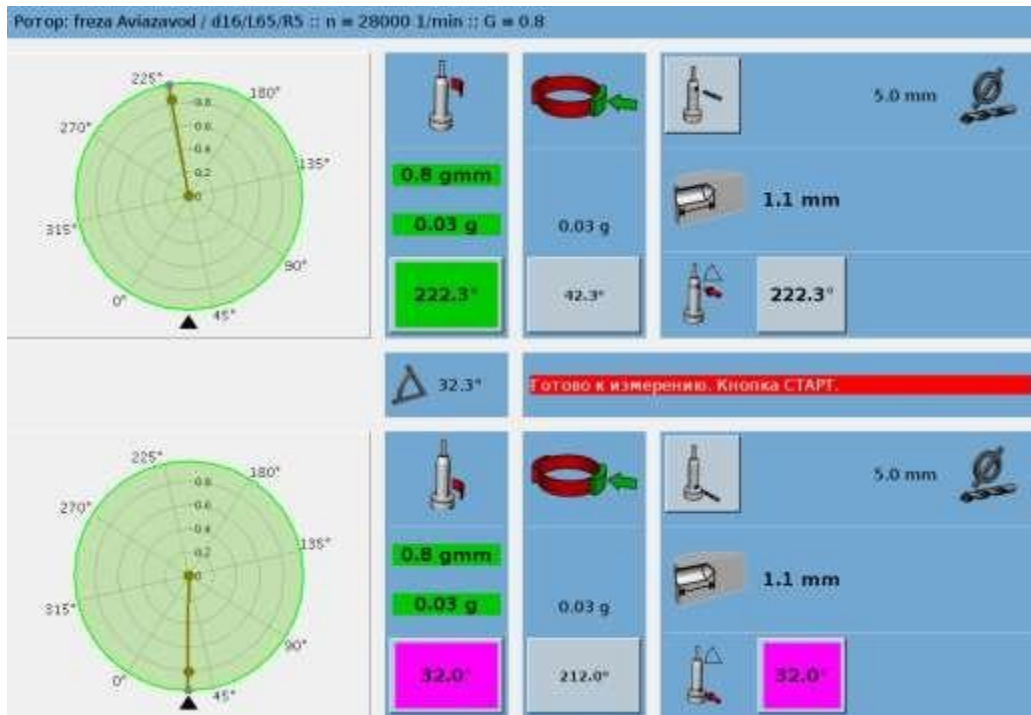


Рисунок 3.52 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 28000 мин⁻¹

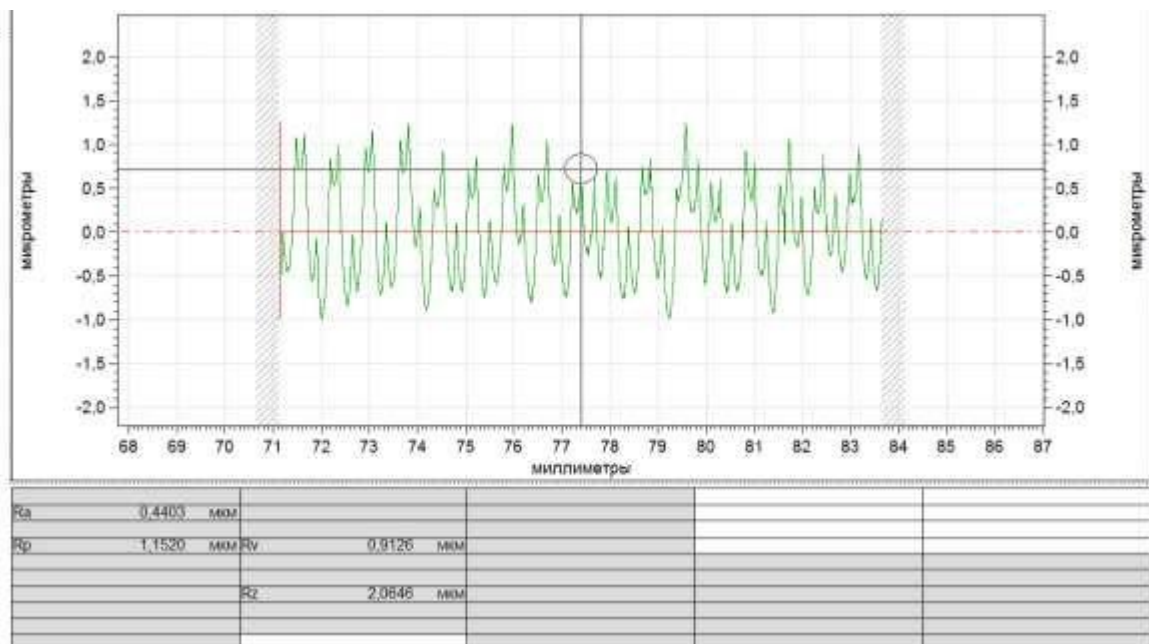


Рисунок 3.53 – Профилограмма обработанной поверхности

Искусственное увеличение дисбаланса до класса G5,3 (рисунок 3.54) привело, с одной стороны, к увеличению сил резания и появлению вибраций аналогичных, полученных в предыдущем эксперименте с данным инструментом, с другой – к уменьшению параметров шероховатости Ra и Rz (рисунок 3.55).

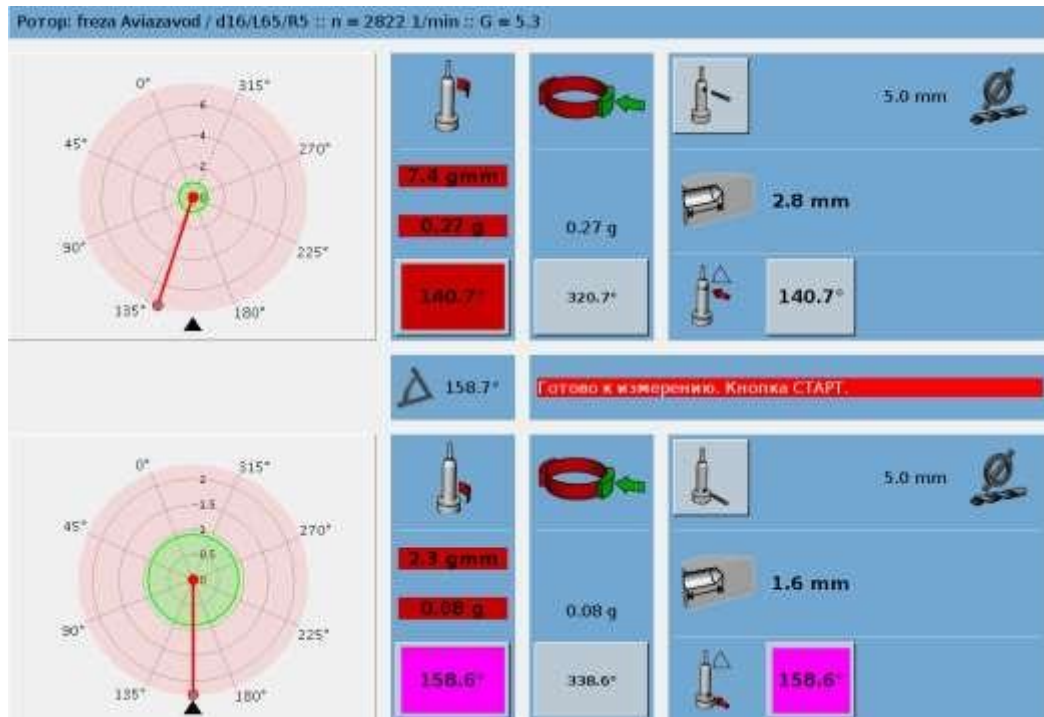


Рисунок 3.54 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин^{-1}

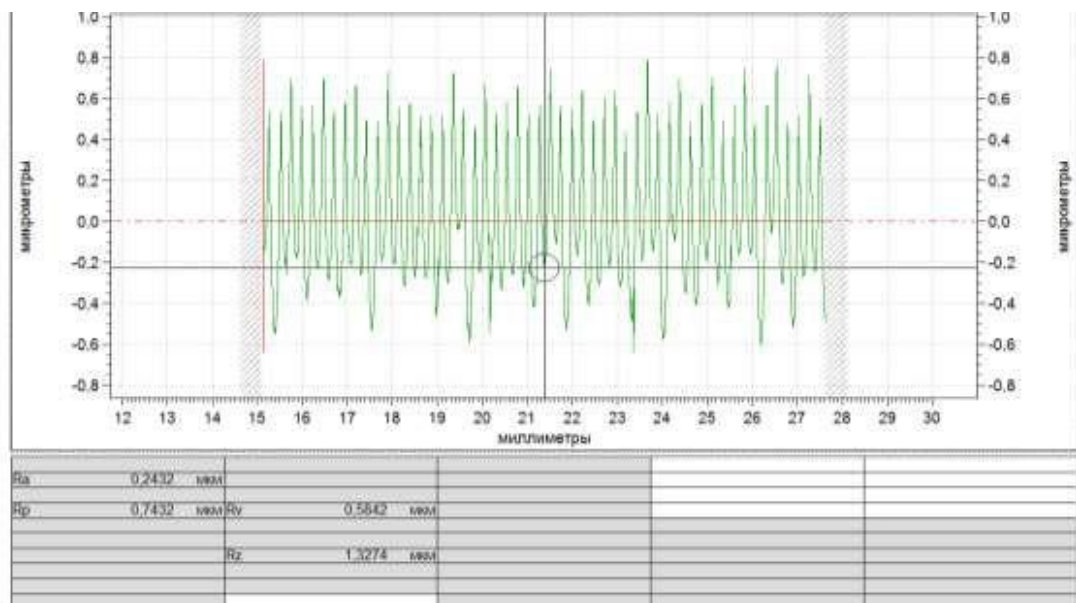


Рисунок 3.55 – Профилограмма обработанной поверхности

Дальнейшее увеличение остаточного дисбаланса инструментальной наладки до G8,6 (рисунок 3.56) вызвало увеличение амплитуды вибраций и появление осцилляции сил резания и увеличение шероховатости обработанной поверхности (рисунок 3.57).

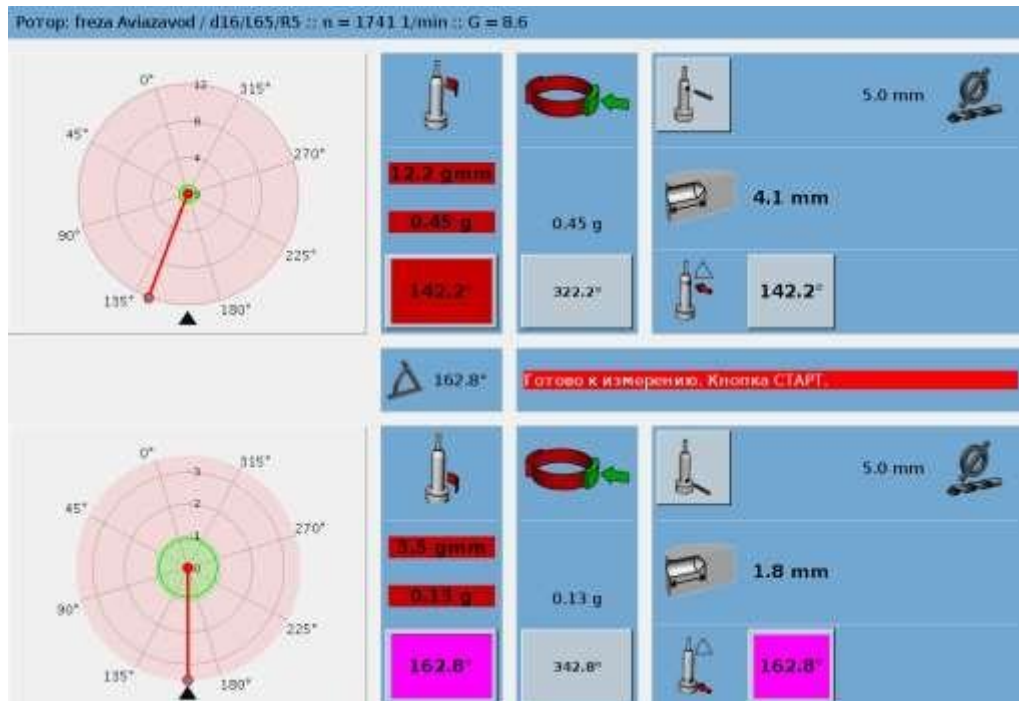


Рисунок 3.56 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин⁻¹

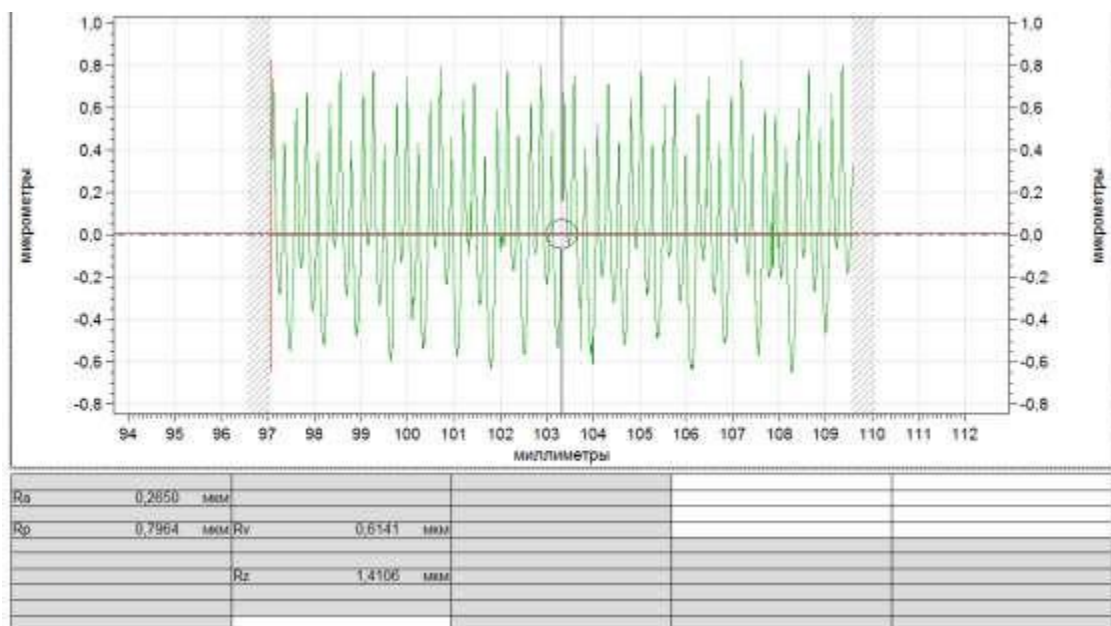


Рисунок 3.57 – Профилограмма обработанной поверхности

В ходе обработки инструментом, имеющим класс балансировки G16,1 (рисунок 3.58) было отмечено дальнейшее возрастание амплитуды вибраций, уменьшение сил резания, а также увеличение параметров Ra и Rz (рисунок 3.59).

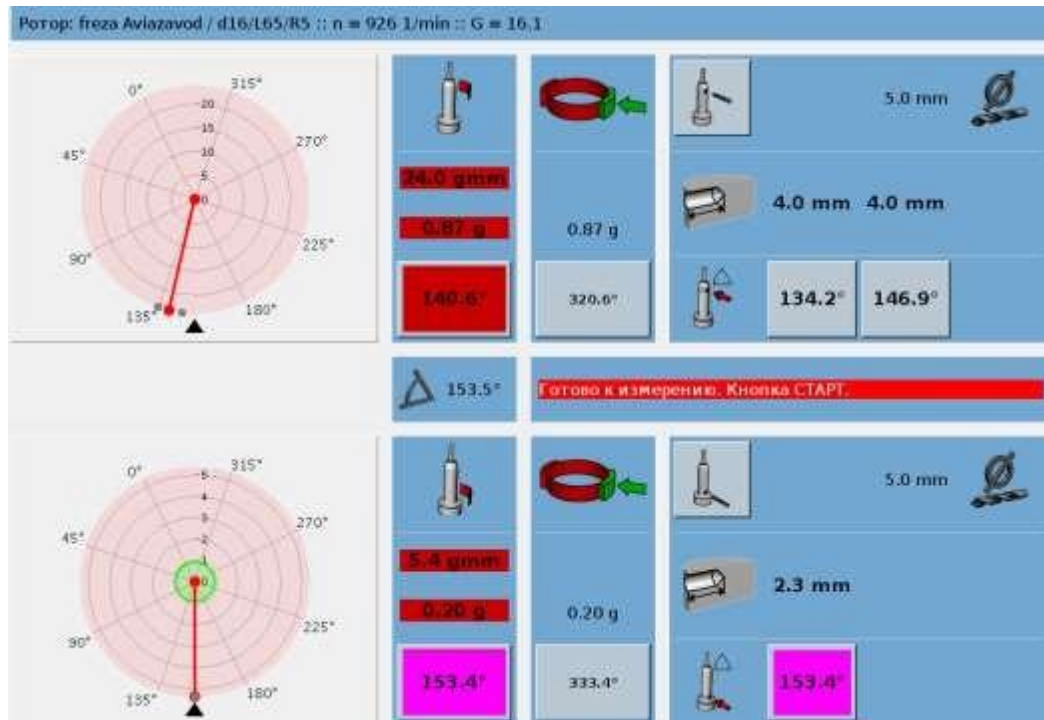


Рисунок 3.58 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин^{-1}

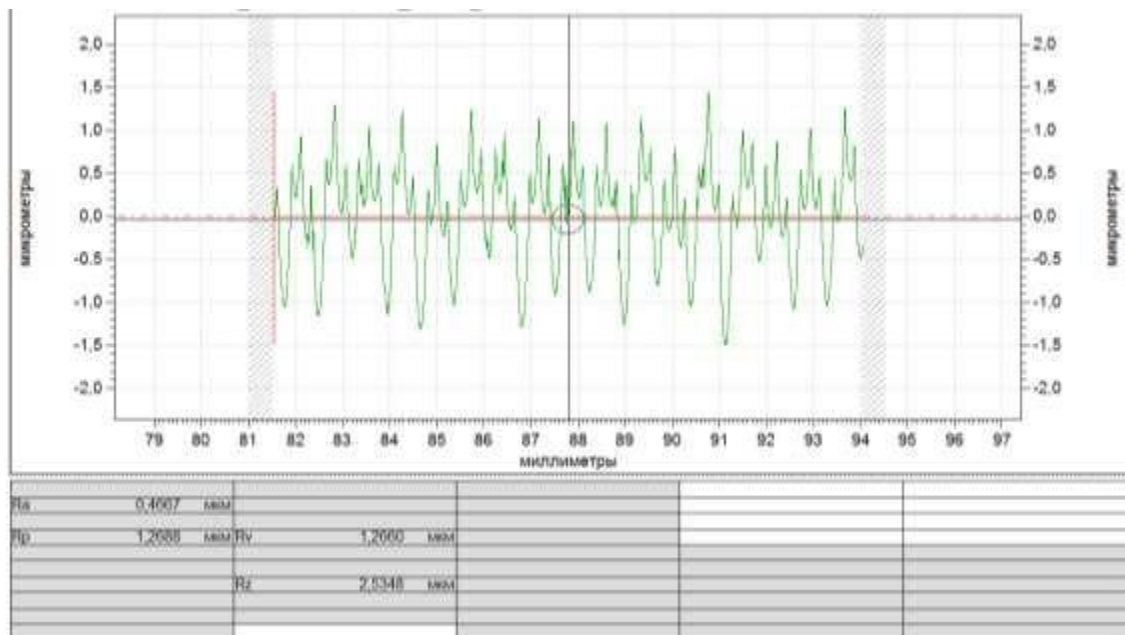


Рисунок 3.59 – Профилограмма обработанной поверхности

Снижение класса балансировки инструментальной наладки до G27,4 (рисунок 3.60) привело к осцилляции сил резания и увеличению параметров Ra и Rz (рисунок 3.61).

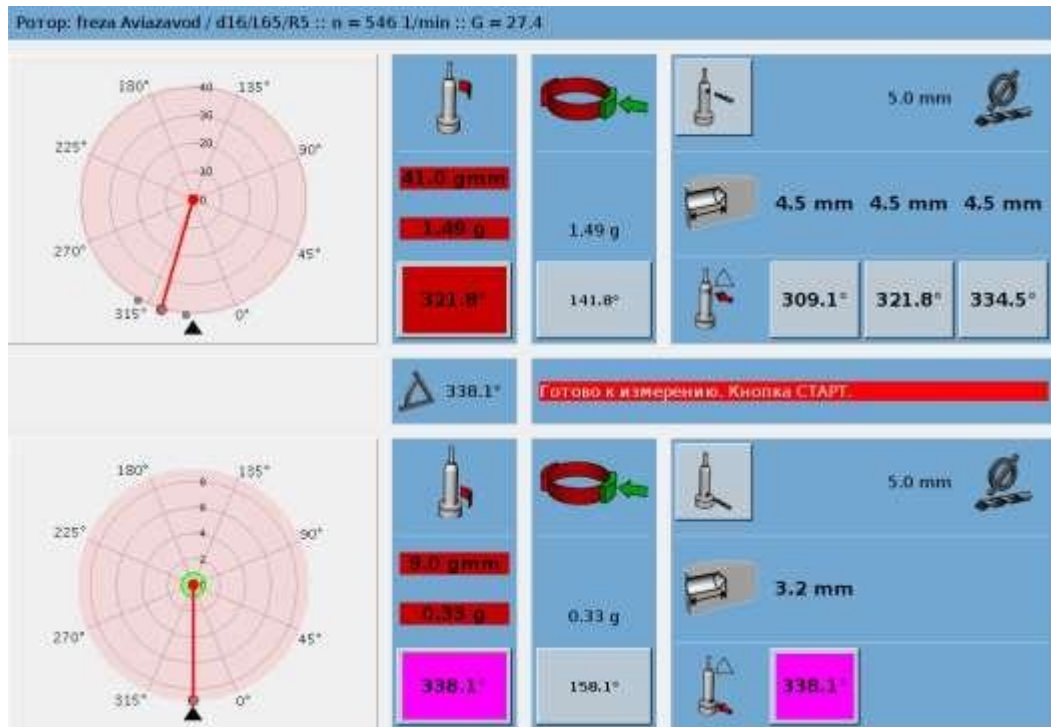


Рисунок 3.60 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин⁻¹

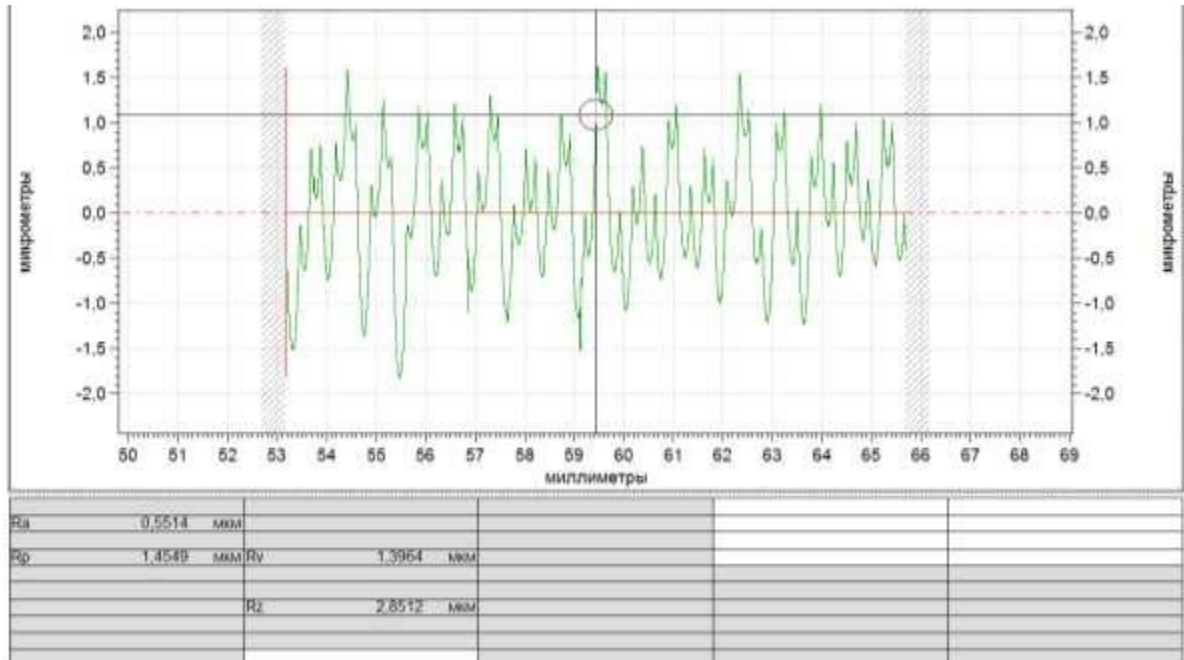


Рисунок 3.61 – Профилограмма обработанной поверхности

Обработка инструментом с классом балансировки G36,7 (рисунок 3.62) привела к увеличению амплитуды вибраций и сил резания. Качество поверхности не изменилось (рисунок 3.63).

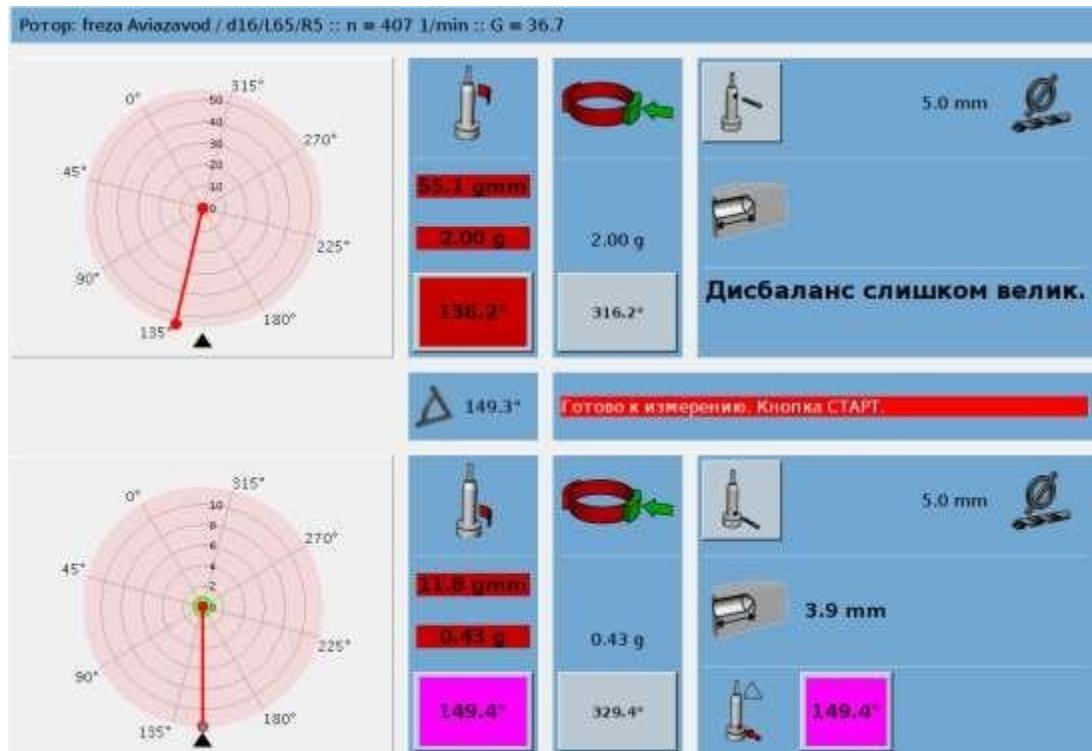


Рисунок 3.62 – Остаточный дисбаланс инструментальной наладки AZ-3D16R6L65, качество балансировки для частоты вращения 15000 мин^{-1}

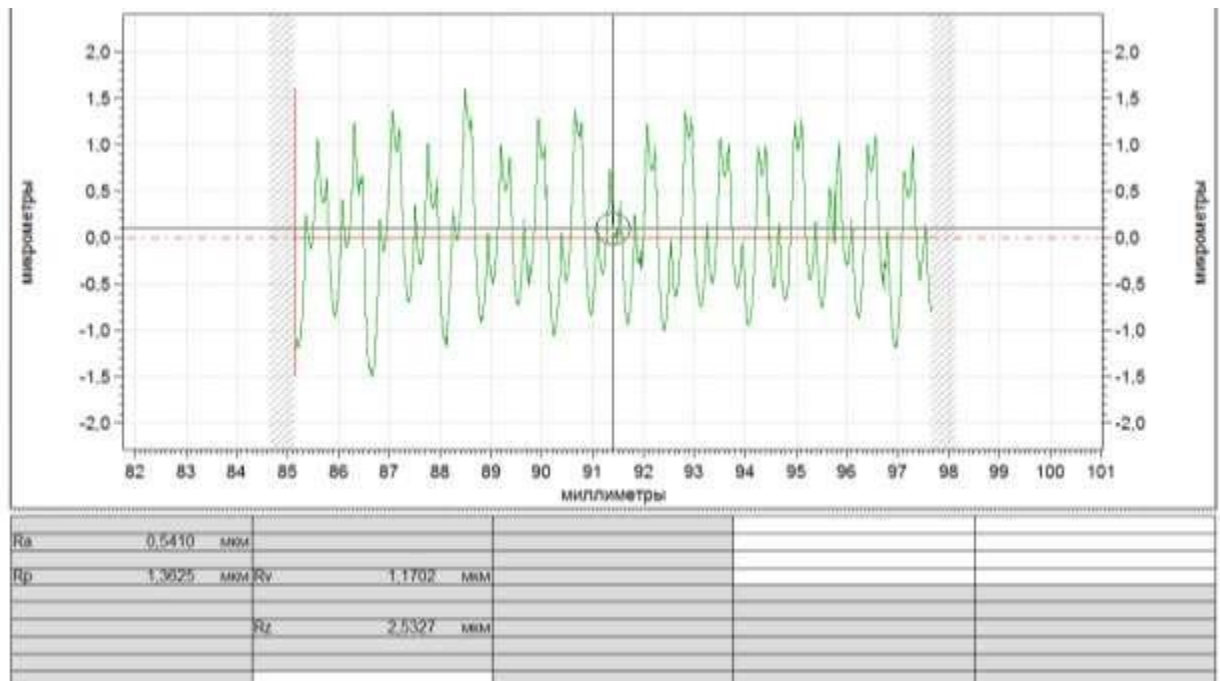


Рисунок 3.63 – Профилограмма обработанной поверхности

3.7.1 Обобщение результатов, построение зависимостей

В таблицу 3.7 сведены результаты испытаний концевой твердосплавной фрезы при глубине фрезерования 0,5 мм.

Таблица 3.7 – Результаты испытаний при обработке заготовки концевой твердосплавной фрезой при глубине фрезерования 0,5 мм

Класс балансировки G, мм/с	Остаточный дисбаланс $U_{ост}, \Gamma \times \text{мм}$	Несбалансированная масса M_U, Γ	$R_a, \text{мкм}$	P,Н		
				X	Y	Z
0,8	0,8	0,03	0,44	37	34	3
	0,8	0,03				
5,2	7,4	0,27	0,24	39	35	3,5
	2,3	0,08				
8,6	12,2	0,45	0,26	39,5	36	3,5
	3,5	0,13				
16,1	24,0	0,87	0,47	35	33	2
	5,4	0,20				
27,4	41,0	1,49	0,55	39	36	3
	9,0	0,33				
36,7	55,1	2,00	0,54	40	36	4
	11,8	0,43				

Цельная твердосплавная трехзубая фреза AZ-3D16R6L65 стабильно отработала на режимах резания, назначенных в соответствии с рекомендациями модального анализа. Как и при работе с меньшим припуском, в исследованном диапазоне классов балансировки инструментальной наладки были зафиксированы вибрации с относительно постоянной амплитудой от 0,010 мкм до 0,055 мкм (рисунок 3.64). Зависимость амплитуды вибраций от класса балансировки инструментальной наладки не установлена.

На рисунках 3.65 и 3.66 показана зависимость R_a обработанной поверхности от класса балансировки инструментальной наладки и средних амплитудных значений сил резания от качества балансировки инструментальной наладки, соответственно.

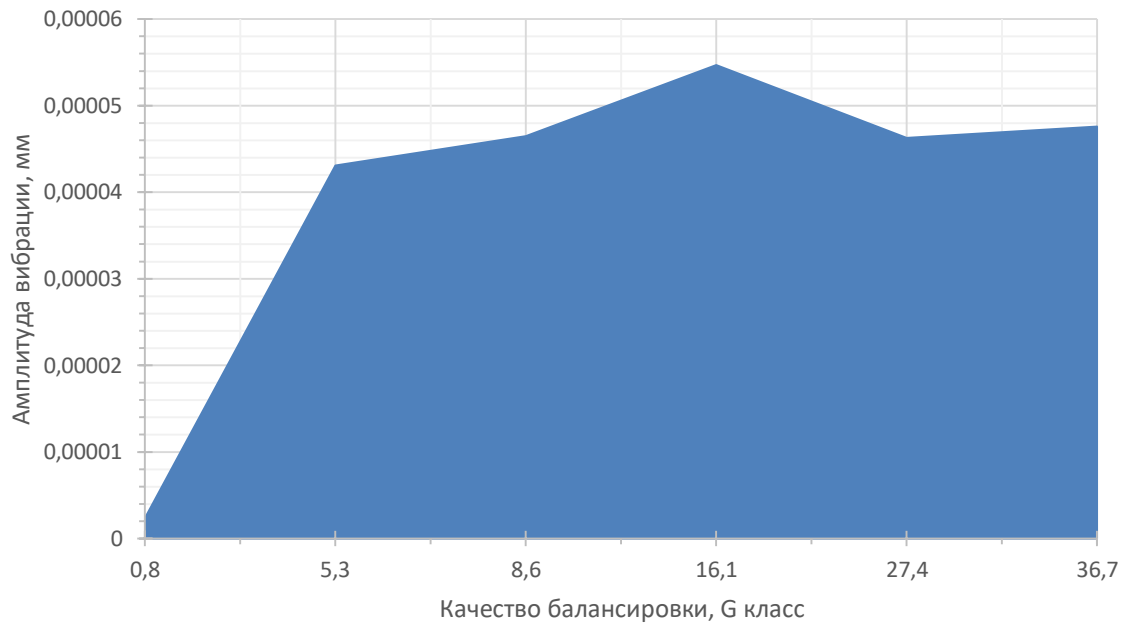


Рисунок 3.64 – Зависимость амплитуды вибраций от Ra балансировки инструментальной наладки

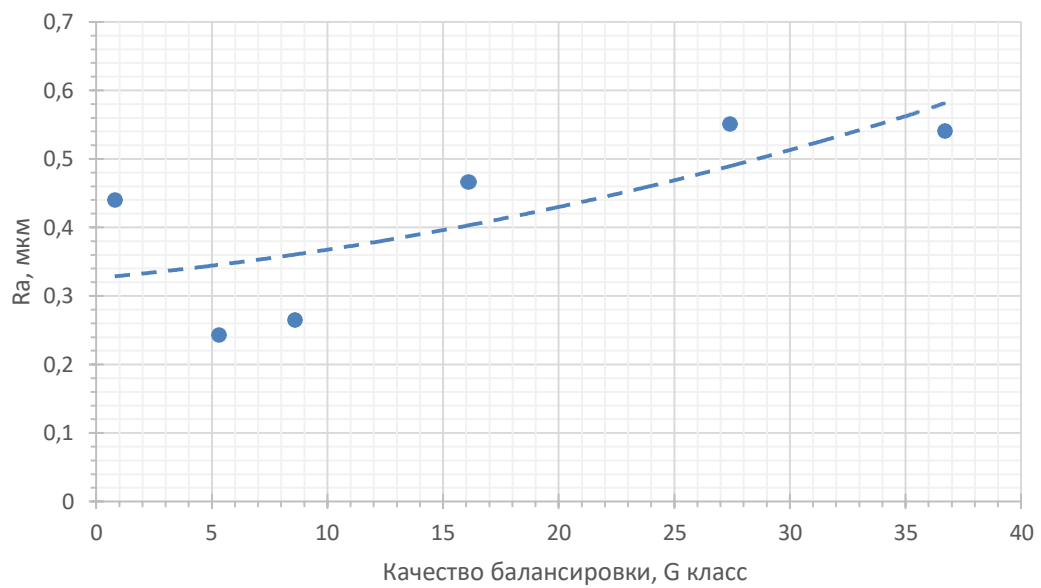


Рисунок 3.65 – Зависимость качества обработанной поверхности от класса балансировки инструментальной наладки

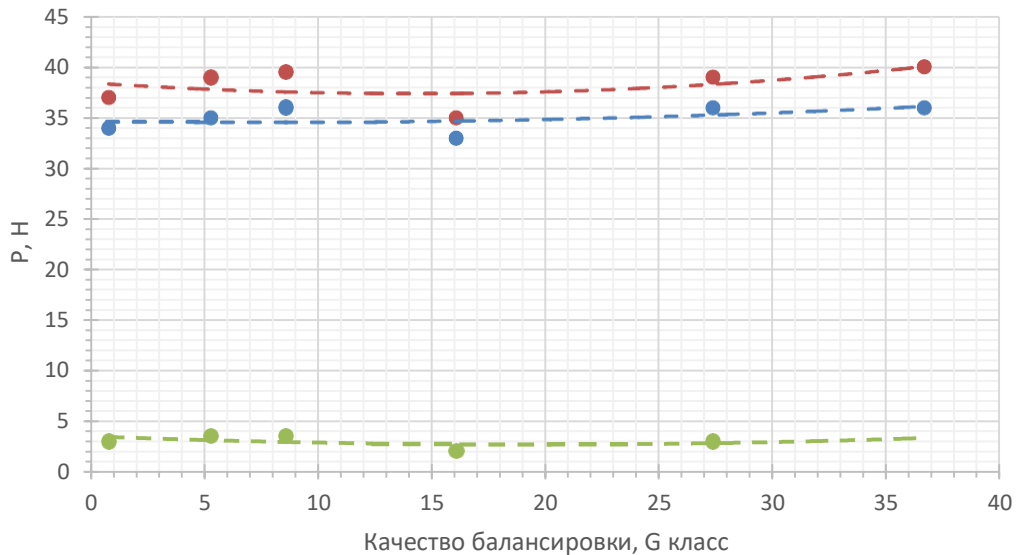


Рисунок 3.66 – Зависимость средних амплитудных значений сил резания от качества балансировки инструментальной наладки

Вибрационное состояние системы шпиндель – инструментальная наладка отвечает требованиям ISO 1940-1 вплоть до класса балансировки инструмента G33 (рисунок 3.67).

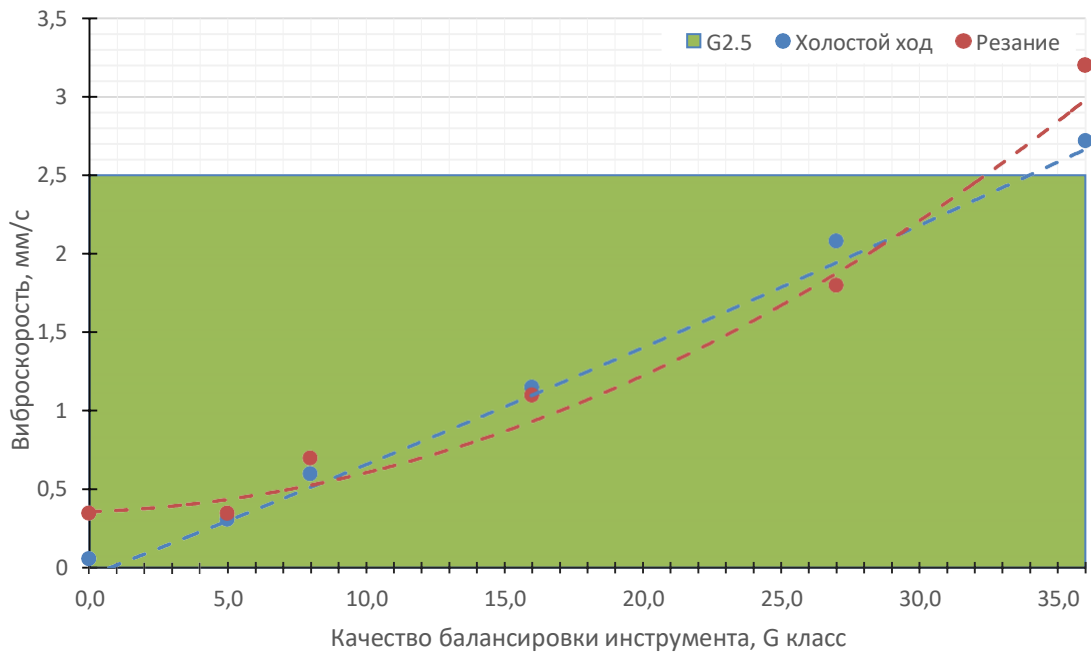


Рисунок 3.67 – Зависимость виброскорости шпинделя станка от качества балансировки инструментальной наладки с фрезой AZ-3D16R6L65 при $a_e=0,5$ мм

3.8 Выводы по третьей главе

1. Для уменьшения систематической погрешности, связанной с неоднозначной посадкой инструментального конуса в адаптер балансировочной машины, необходимо, для достижения лучших результатов, на всем этапе балансировки соблюдать выбранный способ установки инструментальной наладки в адаптер балансировочной машины и подворачивать базовый держатель до соприкосновения с кулачком всегда в одну сторону.

2. Серьезное влияние на качество балансировки до классов выше G5.0 оказывает чистота посадочных поверхностей наладки и адаптера и инструментальной наладки в целом. Любое загрязнение, будь то капли оставшегося масла, сочащиеся из дюз патрона или не полностью удаленная стружка после высверливания избыточной массы, или другие источники загрязнения, например, капли СОЖ, может сыграть при балансировке роль дополнительной массы и привести к неверной интерпретации состояния инструментальной наладки балансировочной машиной. Поэтому необходимо постоянно следить за чистотой всей вовлеченной в процесс балансировки оснастки.

3. Проведен модальный анализ для 2-х инструментальных наладок с цельным твердосплавным инструментом и сборной фрезой. Определены зоны стабильного резания.

4. Сборная трехзубая фреза R790-032C5S2-16M показала стабильную работу на режимах, рассчитанных при помощи модального анализа. В исследованном диапазоне классов балансировки инструментальной наладки не было зафиксировано вибраций, оказывающих негативное воздействие на качество обработанной поверхности. Инструмент не нуждается в дополнительной балансировке после сборки.

5. Цельная твердосплавная трехзубая фреза AZ-3D16R6L65 стабильно работала на режимах резания, назначенных в соответствии с рекомендациями модального анализа. В рассмотренном диапазоне классов балансировки инструментальной наладки были зафиксированы вибрации постоянной амплитуды.

б. С увеличением остаточного дисбаланса в пределах от 0,8 до 55,1 г×мм шероховатость обработанных поверхностей изменялась в диапазоне 0,42 – 0,56 мкм. Ra поверхности соответствовало поверхности после чистового фрезерования.

4 Теоретико-вероятностный подход для вывода эмпирической зависимости параметров шероховатости обработанной поверхности от величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки

Для проверки корректности работы математической модели, а также для определения и формулировки основных рекомендаций по балансировке инструментальных наладок при скоростном фрезеровании были проведены экспериментальные исследования. Определение зависимости параметра шероховатости R_a обработанной поверхности от качества балансировки инструментальной наладки; состоящей из 3-х зубой концевой твердосплавной фрезы диаметром 16 мм и термоусадочного патрона Haimer A63.140.16, выполненного под инструментальную систему HSK (рисунок 4.1б). Выбор патрона обусловлен высокой точностью, радиальное биение составляет 0,006 мкм, а также возможностью производить балансировку инструментальной оснастки при помощи балансировочных винтов. Такое решение позволяет изменять величину остаточного дисбаланса в пределах рабочего диапазона, не прибегая к разрушающим методам балансировки.

Исследование проводилось по дробному 4-х факторному плану «Бокса-Бенкена» с 3 уровнями. В качестве исследуемого фактора для оценки влияния точности балансировки на шероховатость получаемой поверхности была выбрана величина остаточного дисбаланса инструментальной наладки. Данный параметр универсален и позволяет определить качество балансировки инструмента вне зависимости от используемого стандарта. Также для сравнительной оценки полученных результатов в качестве дополнительных факторов были выбраны параметры, которые оказывают наибольшее влияние на шероховатость и процесс обработки в целом, а именно: подача, ширина и глубина фрезерования.

4.1 Вывод эмпирической зависимости

Измерение сил и контроль вибраций проводились при попутном фрезеровании (рисунок 4.1 а). За основу были приняты режимы резания с учетом рекомен-

даций справочной литературы. По результатам проведенного модального анализа они были скорректированы (таблица 4.3).



Рисунок 4.1 – Рабочая зона станка HSC75V linear и исследуемая инструментальная наладка

Таблица 4.1 – Уровни факторов

Уровень фактора		Факторы			
		$U_{ocm}, \Gamma \times \text{мм}$	$f_z, \text{мм/зуб}$	$a_e, \text{мм}$	$a_p, \text{мм}$
x_{imax}	+1	14,7	0,15	10	2
x_{i0}	0	8,9	0,10	6	1,5
x_{min}	-1	3,7	0,05	2	1

Верхний уровень U_{ocm} соответствует максимально допустимому дисбалансу для вращающегося инструмента.

Нижний уровень U_{ocm} соответствует минимальной величине дисбаланса.

Таблица 4.2 – Ядро матрицы планирования эксперимента

№	x ₀	x ₁	x ₂	x ₃	x ₄	y
1	+	-	-	0	0	y ₁
2	+	+	-	0	0	y ₂
3	+	-	+	0	0	y ₃
4	+	+	+	0	0	y ₄
5	+	0	0	-	-	y ₅
6	+	0	0	+	-	y ₆
7	+	0	0	-	+	y ₇
8	+	0	0	+	+	y ₈
9	+	0	0	0	0	y ₉
10	+	-	0	0	-	y ₁₀
11	+	+	0	0	-	y ₁₁
12	+	-	0	0	+	y ₁₂
13	+	+	0	0	+	y ₁₃
14	+	0	-	-	0	y ₁₄
15	+	0	+	-	0	y ₁₅
16	+	0	-	+	0	y ₁₆
17	+	0	+	+	0	y ₁₇
18	+	0	0	0	0	y ₁₈
19	+	-	0	-	0	y ₁₉
20	+	+	0	-	0	y ₂₀
21	+	-	0	+	0	y ₂₁
22	+	+	0	+	0	y ₂₂
23	+	0	-	0	-	y ₂₃
24	+	0	+	0	-	y ₂₄
25	+	0	-	0	+	y ₂₅
26	+	0	+	0	+	y ₂₆
27	+	0	0	0	0	y ₂₇

Перевод натуральных факторов в безразмерные переменные будет выглядеть следующим образом:

$$x_i = \frac{2(\ln x_i - \ln x_{imax})}{\ln x_{imax} - \ln x_{imin}} + 1. \quad (31)$$

Для принятых значений $U_{ост}$, f_z , a_p , a_e получим:

$$x_1 = \frac{2(\ln x_1 - \ln x_{1max})}{\ln x_{1max} - \ln x_{1min}} + 1;$$

$$x_2 = \frac{2(\ln x_2 - \ln x_{2max})}{\ln x_{2max} - \ln x_{2min}} + 1;$$

$$x_3 = \frac{2(\ln x_3 - \ln x_{3max})}{\ln x_{3max} - \ln x_{3min}} + 1;$$

$$x_4 = \frac{2(\ln x_4 - \ln x_{4max})}{\ln x_{4max} - \ln x_{4min}} + 1.$$

Таблица 4.3 – Базовые режимы резания

$D_c, \text{мм}$	z	$V_c, \text{м/мин}$	$a_e, \text{мм}$	$a_p, \text{мм}$	$n, \text{мин}^{-1}$	$f_z, \text{мм/зуб}$	$V_f, \text{мм/мин}$
16	3	1256	10	2	25000	0,15	11250

Зависимость шероховатости R_a от исследуемых факторов можно представить уравнением регрессии степенного вида:

$$R_a = C_0 U_{\text{ост}}^a f_z^b a_e^c a_p^d, \quad (32)$$

где:

R_a – величина шероховатости поверхности, мкм;

C_0 – постоянный коэффициент;

$U_{\text{ост}}$ – остаточный дисбаланс инструментальной наладки, $\text{г}^*\text{мм}$;

a_p – глубина фрезерования, мм;

a_e – ширина фрезерования, мм;

a, b, c, d – неизвестные показатели степени.

Приведем уравнение к линейному виду:

$$\ln(R_a) = \ln(C_0) + a \ln(U_{\text{ост}}) + b \ln(f_z) + c \ln(a_p) + d \ln(a_e). \quad (33)$$

Произведем замену:

$$\ln(R_a) = y; \ln(C_0) = b_0; a = b_1; b = b_2; c = b_3; d = b_4; \quad (34)$$

$$U_{\text{ост}} = x_1; f_z = x_2; a_p = x_3; a_e = x_4.$$

Получаем:

$$y = b_0 + b_1 \ln x_1 + b_2 \ln x_2 + b_3 \ln x_3 + b_4 \ln x_4. \quad (35)$$

Следовательно, уравнение регрессии принимает вид:

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_4 x_4 + b_{12} x_1 x_2 + b_{13} x_1 x_3 + b_{14} x_1 x_4 + b_{23} x_2 x_3 + b_{24} x_2 x_4 + b_{34} x_3 x_4 + b_{11} x_1^2 + b_{22} x_2^2 + b_{33} x_3^2 + b_{44} x_4^2. \quad (36)$$

Определение значений коэффициентов регрессии и оценка уровней их значимости выполняется в программном комплексе «Statistica» по следующему выражению:

$$B = (X^T \cdot X)^{-1} \cdot (X^T \cdot Y), \quad (37)$$

где X – представляет собой матрицу планирования эксперимента; Y – вектор столбец, содержащий значения отклика зависимой величины в логарифмическом масштабе.

Дисперсию коэффициентов регрессии определяем по формуле:

$$S^2\{b_i\} = c_{ii} S^2, \quad (38)$$

где c_{ii} диагональные элементы матрицы $(X \cdot X)^{-1}$.

Для определения среднего значения и дисперсии опыта используем вектор опытов в центре плана.

Среднее значение:

$$Y = \frac{1}{3} \sum_0^2 Y u_i, \quad (39)$$

где $Y u$ вектор значений функции отклика в центре плана.

Дисперсия:

$$S_j^2 = \frac{\sum_{j=1}^N (y_u - \bar{y})^2}{n-1}, \quad (40)$$

где S_j – дисперсия j -го опыта матрицы; n – номер параллельного опыта; N – количество параллельных опытов; y_u – значение выходного параметра в u -м параллельном опыте.

На заключительном этапе выполняется проверка адекватности модели.

Эта проверка производится по F – критерию Фишера:

$$F_p = \frac{S_{ад}^2}{S_y^2}; \quad S_{ад}^2 = \frac{n \sum_{j=1}^N (\bar{y}_j - \bar{y}')^2}{m - N'}; \quad S_y^2 = \frac{\sum_{i=1}^N S_j^2}{N}, \quad (41)$$

где S_y^2 – дисперсия выходного параметра; $S_{ад}^2$ – дисперсия адекватности;

N' – число значимых членов в уравнении регрессии;

n – число параллельных опытов;

\bar{y}_j – среднее арифметическое значение выходного параметра из n параллельных опытов в j -й точке матрицы планирования;

y'_j – значение выходного параметра в j -м опыте;

m – общее число экспериментов.

Модель считается адекватной с соответствующей доверительной вероятностью, если расчетное значение, F_p меньше табличного значения F_T .

Полученные данные в ходе проведения и обработки результатов эксперимента представлены в таблице 4.4.

Таблица 4.4 – Результаты эксперимента

Номер опыта	x_1		x_2		x_3		x_4		Ra, МКМ
	код	$U_{ост},$ Г×ММ	код	$f_z,$ ММ/зуб	код	$a_e,$ ММ	код	$a_p,$ ММ	
1	-1	3,7	-1	0,05	0	6	0	1,5	0,09
2	1	14,7	-1	0,05	0	6	0	1,5	0,13
3	-1	3,7	1	0,15	0	6	0	1,5	0,32
4	1	14,7	1	0,15	0	6	0	1,5	0,43
5	0	8,9	0	0,1	-1	2	-1	1	0,16
6	0	8,9	0	0,1	1	10	-1	1	0,41
7	0	8,9	0	0,1	-1	2	1	2	0,35
8	0	8,9	0	0,1	1	10	1	2	0,51
9	0	8,9	0	0,1	0	6	0	1,5	0,15
10	-1	3,7	0	0,1	0	6	-1	1	0,15
11	1	14,7	0	0,1	0	6	-1	1	0,34
12	-1	3,7	0	0,1	0	6	1	2	0,16
13	1	14,7	0	0,1	0	6	1	2	0,27
14	0	8,9	-1	0,05	-1	2	0	1,5	0,11
15	0	8,9	1	0,15	-1	2	0	1,5	0,21
16	0	8,9	-1	0,05	1	10	0	1,5	0,28
17	0	8,9	1	0,15	1	10	0	1,5	0,41
18	0	8,9	0	0,1	0	6	0	1,5	0,15
19	-1	3,7	0	0,1	-1	2	0	1,5	0,31
20	1	14,7	0	0,1	-1	2	0	1,5	0,27
21	-1	3,7	0	0,1	1	10	0	1,5	0,19
22	1	14,7	0	0,1	1	10	0	1,5	0,54
23	0	8,9	-1	0,05	0	6	-1	1	0,18
24	0	8,9	1	0,15	0	6	-1	1	0,22
25	0	8,9	-1	0,05	0	6	1	2	0,14
26	0	8,9	1	0,15	0	6	1	2	0,63
27	0	8,9	0	0,1	0	6	0	1,5	0,15

На рисунке 4.2 представлена обработанная поверхность.



а



б

Рисунок 4.2 – Результаты проведения экспериментов: а – получаемая стружка; б – обработанная поверхность

С учетом значимости коэффициентов уравнение регрессии второго порядка шероховатости представляется в следующем виде:

$$y_1 = -1,10866 - 0,32494x_1^2 + 0,51964x_2 - 0,16239x_4 - 0,21369x_4 + 0,19569x_2x_3 + 0,26832x_2x_4; \quad (42)$$

Переходя к натуральным переменным, получим:

$$y_1 = -1,10866 - 0,32494(2,86 \ln x_1 - 18,74)^2 + 0,51964(1,82 \ln x_2 + 3,18) - 0,16239(1,83 \ln x_4 - 1,75) - 0,21369(1,83 \ln x_4 - 1,75)^2 + 0,19569(1,82 \ln x_2 + 3,18)(1,44 \ln x_3 - 2,67) + 0,26832(1,82 \ln x_2 + 3,18)(1,83 \ln x_4 - 1,75); \quad (43)$$

Или

$$\ln R_a = 34,831 \ln(x_1) - 0,859 \ln(x_2) + 0,896 \ln(x_3) + 2,632 \ln(x_4) - 2,657 \ln(x_1)^2 - 0,715 \ln(x_4)^2 + 0,512 \ln(x_2) \ln(x_3) + 0,893 \ln(x_2) \ln(x_4) - 117,096; \quad (44)$$

Потенцируя выражение 3.13, находим зависимость шероховатости поверхности от исследуемых факторов процесса фрезерования:

$$R_a = e^{-117,096} U_{ocm}^{34,831 - 2,657 \ln(U_{ocm})} f_z^{-0,859} a_p^{0,896 + 0,512 \ln(f_z)} \cdot a_e^{2,632 - 0,715 \ln(a_e) + 0,893 \ln(f_z)}; \quad (45)$$

Адекватность уравнения проверяем по критерию Фишера. Согласно табличному значению критерия Фишера для точности 5% и трех степеней свободы

составляет 9,28 – что значительно больше рассчитанного значения. Из этого следует, что полученное уравнение адекватно.

$$F_P = 6,32 < F_T = 9,28. \quad (46)$$

В результате статистической обработки данных, выполненных по плану «Бокса-Бенкена», получена математическая модель, характеризующая зависимость шероховатости обработанной поверхности от режимов обработки.

4.2 Анализ корректности математической модели

Для проверки корректности модели был проведён анализ остатков. Анализ остатков – анализ разности фактических значений отклика и значений, предсказанных по уравнению регрессии. Для корректной работы должны быть соблюдены 2 основных правила:

- 1) остатки нормально распределены;
- 2) остатки не зависят от предсказанных по уравнению регрессии значений отклика.

Для проверки первого правила рассмотрим частотную гистограмму и нормально-вероятностный график остатков на рис. 4.3 *a* и *b* соответственно.

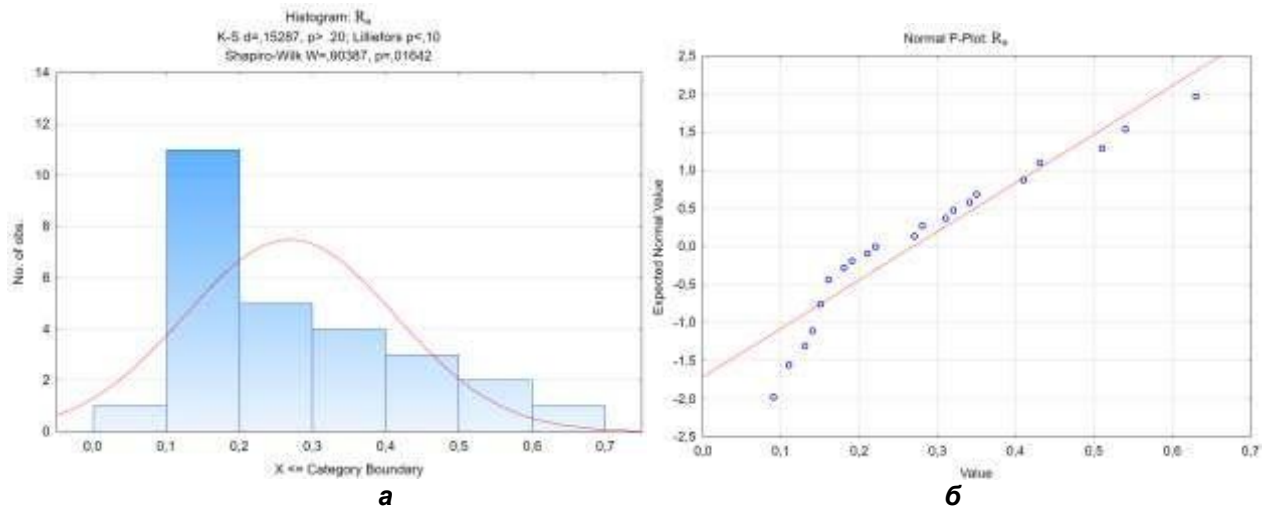


Рисунок. 4.3 – Анализ остатков: а – частотная гистограмма; б – нормально-вероятностный график

Частотная гистограмма обладает унимодальным распределением с относительно небольшой положительной асимметрией. Фактические значения не систе-

матически отклоняются от теоретической нормальной линии, что свидетельствует об отсутствии противоречия гипотезе нормальности остатков. Для проверки второго правила рассмотрим диаграмму рассеяния на рисунке 4.4.

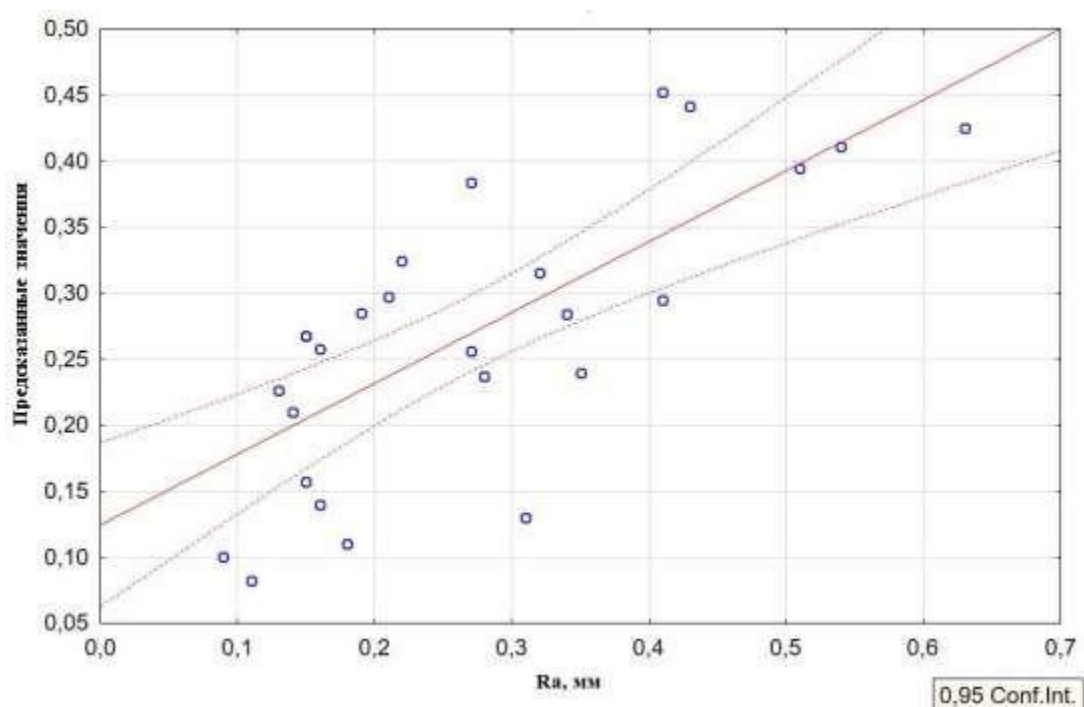


Рисунок 4.4 – Диаграмма рассеяния

На диаграмме рассеяния не наблюдается определенной систематичности в расположении точек (реальных значений), что говорит об отсутствии зависимости остатков от предсказанных по уравнению регрессии значений отклика.

4.3 Множественный регрессионный анализ и построение поверхностей отклика

Множественная регрессия позволяет определять наилучшего предиктора исследуемого процесса. На рисунке 4.5 представлены результаты регрессионного анализа полученных данных. Анализ и построение поверхностей отклика, представленных на рисунке 4.6, выполнены в программе STATISTICA 6.0.

Multiple Regression Results

Dependent: Ra	Multiple R = ,73293991	F = 6,384207
	R ² = ,53720091	df = 4,22
No. of cases: 27	adjusted R ² = ,45305562	p = ,001441
	Standard error of estimate: ,106311404	
Intercept: -,316010909	Std.Error: ,1315986	t(22) = -2,401 p = ,0252

U _{ост} b* = ,298	f _z b* = ,508	ae b* = ,366
ap b* = ,236		

Рисунок 4.5 – Результаты множественного регрессионного анализа

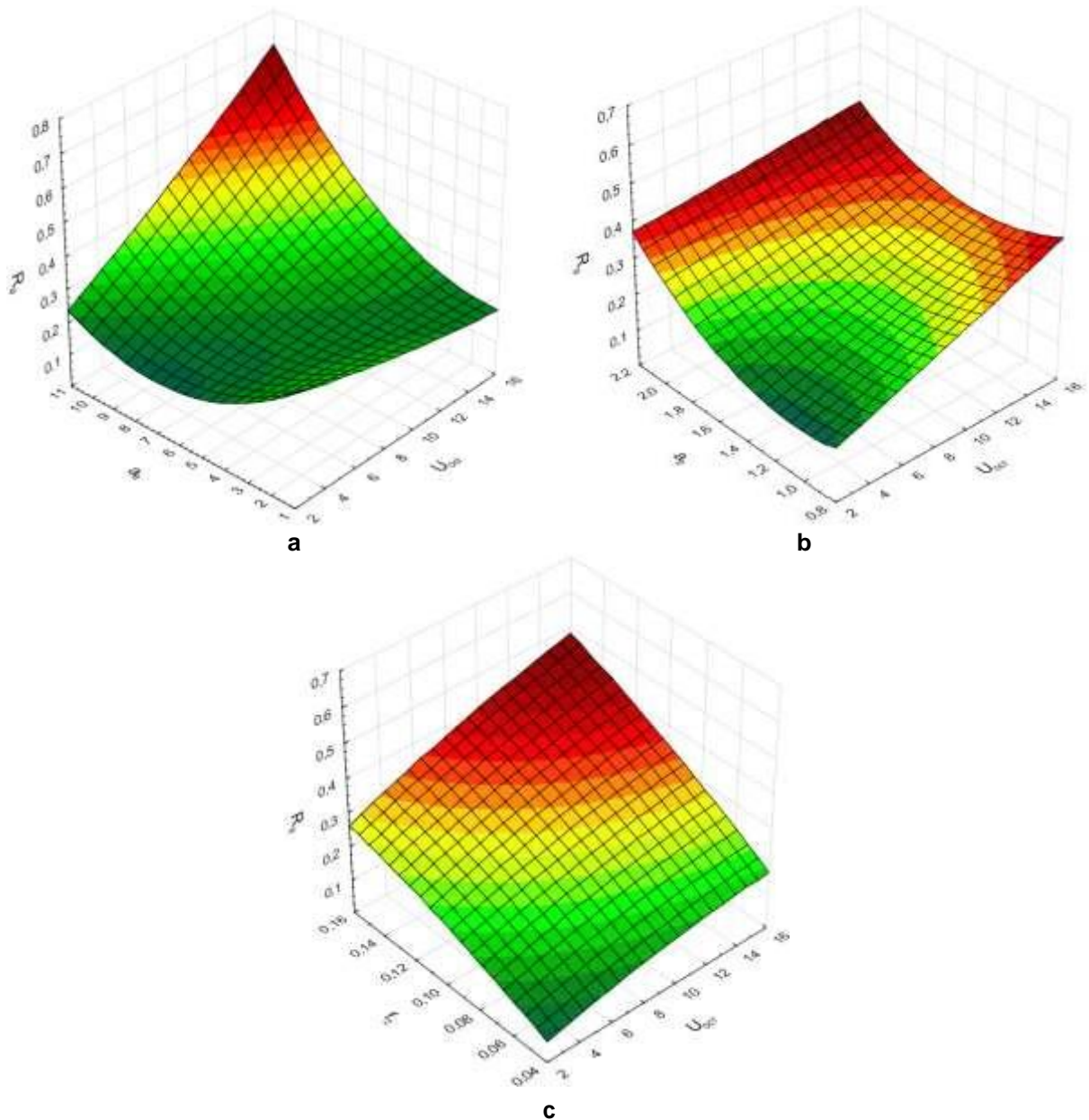


Рисунок 4.6 – Поверхности отклика параметров шероховатости обработанной поверхности от остаточного дисбаланса: а – зависимость параметра R_a от $U_{ост}$ и ae ; б – зависимость параметра R_a от $U_{ост}$ и ap ; с – зависимость параметра R_a от $U_{ост}$ и f_z

Согласно положениям, представленным в работах Адлера Ю.П., Маркова Е.В., Грановской Ю.В. расчетная модель может считаться адекватной при значении коэффициента уровня значимости $\langle p \rangle < 0,05$, а также коэффициенте детерминации $\langle R \rangle > 0,3$, т.е. изменение отклика происходит под воздействием представленных в модели факторов. Данные коэффициенты показывают долю изменяемости отклика, происходящую под одновременным воздействием всех факторов. Другими словами, результаты регрессионного анализа говорят об адекватном подборе факторов, а также о целесообразности прогнозов по данной модели.

4.4 Технологические рекомендации

4.4.1 Основные положения

Технологические рекомендации нацелены на решение задачи получения заданной шероховатости поверхности при обработке концевыми фрезами. Данные рекомендации предназначены для подготовки инструментальных наладок, используемых при скоростном фрезеровании на высокопроизводительных станках с числовым программным управлением, а именно для проведения процесса балансировки инструментальной наладки вне станка.

Под инструментальной наладкой понимается оснастка, состоящая из базового держателя, переходников, удлинителей, держателей инструмента, металлорежущего инструмента, собранная и настроенная в соответствии с технологическим процессом и предназначенная для использования на высокопроизводительном оборудовании.

Балансировка представляет собой процесс устранения дисбаланса, применяющийся для минимизации вредного влияния динамических нагрузок, действующих на опоры быстровращающихся деталей машин в результате их неуравновешенности.

Рекомендации составлены на основе экспериментальных данных, полученных с помощью 5-и координатного обрабатывающего центра HSC 75V linear при обработке алюминиевого сплава марки 1933.

4.4.2 Требования, предъявляемые к режущему инструменту и системе крепления

Система крепления инструмента должна обеспечивать максимальную точность, жёсткость. Для зажима вращающегося инструмента 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. Учитывая необходимость использования высокоточной инструментальной оснастки с радиальным биением в пределах 0,006 мм и хвостовиком под h6, рекомендуется использовать интерфейсы по типу HSK-A/E/F.

Указанным требованиям отвечают гидропластовые, гидромеханические, термоусадочные зажимные патроны, также допускается использование их в составе модульной инструментальной оснастки системы Capto. Перед балансировкой каждый элемент оснастки должен быть проверен на отсутствие механических повреждений, а также загрязнений способных повлиять на результаты измерения точности балансировки (капли масла, не полностью удаленная стружка или другие источники загрязнения).

4.4.3 Требования, предъявляемые к измерительному оборудованию

Применяемое балансировочное оборудование должно удовлетворять ряду требований:

- 1) иметь надежно закрепленную тумбу с возможностью регулировки по уровню и спец. столом для гашения вибраций;
- 2) оптическую индикацию дисбаланса;
- 3) лазерную маркировку для определения дисбаланса и корректировки (как в горизонтальном, так и вертикальном направлениях);

- 4) циклы для балансировки разрушающими методами (радиального и осевого сверления, фрезерования)
- 5) возможность компенсации погрешностей измерения с заданием угла индексирования;
- 6) циклы для балансировки неразрушающими методами (винтами и балансировочными кольцами)
- 7) методы расчета альтернативных позиций для корректировки и задания запрещенных секторов;
- 8) защитный кожух (высотой до 700 мм и диаметром около 400 мм).

В таблице 4.5 представлены базовые ТТХ типовой балансировочной машины.

Таблица 4.5 – ТТХ балансировочной машины

Параметр	Значение
Габариты, мм	1100 x 1500 x 820
Вес, кг	450
Диапазон рабочих оборотов шпинделя, об/мин	300-1100
Точность измерения, гмм	< 0,5
Параметры сети, В/Гц	230 / 50-60
Мощность, кВт	0,4
Давление пневматики для зажатия наладок, бар	6
Макс. длина инструмента, мм	400-700
Макс. диаметр инструмента, мм	380-425
Макс. вес инструмента, кг	15-30

Подготовительный участок должен быть оборудован настольными весами, предназначенными для проведения операции взвешивания инструментальных наладок. Весы должны соответствовать III классу точности. Для наладок до 6 кг предел взвешивания должен быть от 0,04 до 6 кг, для наладок свыше от 6 до 12 кг. - от 0,1 до 15 кг.

Кроме этого, балансировочная машины должна иметь набор сменных адаптеров под инструментальные системы, соответствующих номенклатуре, применя-

емых на обслуживаемых станках. Наборы балансировочных колец, винтов М6 с минимальной массой винта в наборе $\leq 0,43$ г.

4.4.4 Особенности балансировки инструментальных наладок

Нормируемым параметром при балансировке должна являться непосредственно величина дисбаланса U , г \times мм. Следует избегать сопоставления величины дисбаланса с классами балансировки по ISO 1940-1, поскольку масса инструмента не оказывает влияние на динамические нагрузки несбалансированной инструментальной наладки. В противном случае, необходимо учитывать, что при отдельной балансировке шпинделя обрабатывающего центра и инструментальной наладки погрешности посадки обуславливают стабильно повторяющийся дисбаланс системы, специфический для конкретного инструментального интерфейса.

Требования необходимо рассчитывать исходя из обусловленных дисбалансом инструментальной наладки нагрузок на подшипниковые опоры шпинделя, а также таким образом, чтобы вибрации инструмента от остаточного дисбаланса наладки в составе шпинделя не оказывали значительного влияния на процесс резания. Тем самым при выставлении допусков на балансировку следует также учитывать тип обработки (рисунок 4.7), особенности инструментального интерфейса (таблица 4.6).

Серая область внизу диаграммы – качество балансировки, которое нецелесообразно либо недостижимо для данного инструментального интерфейса; сплошная линия – качество балансировки, рекомендуемое для получистовой обработки; штрихпунктирная – для чистовой; пунктирная – для черновой.

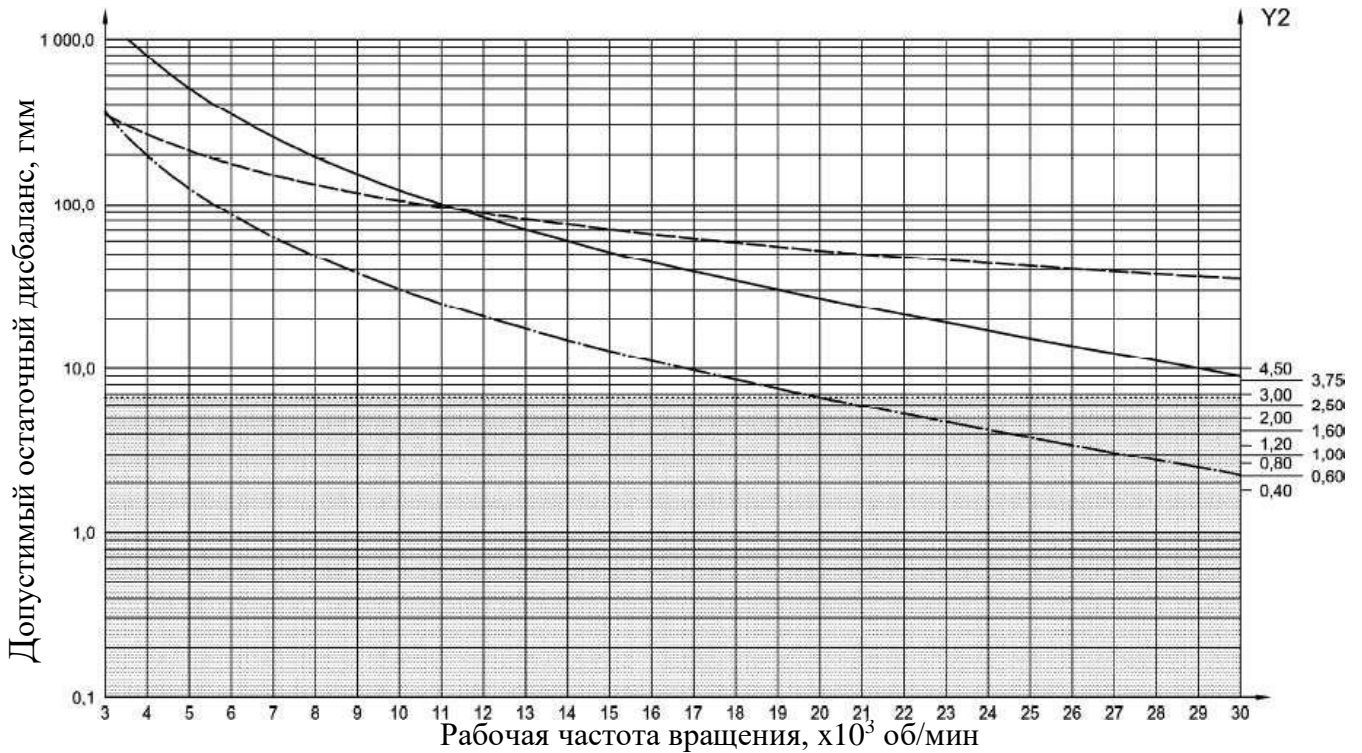


Рисунок 4.7 – Допустимый остаточный дисбаланс наладки на базе инструментальной системы HSK63 [55]

Инструмент с интерфейсом HSK63 и массой 1 кг для полустойковой обработки на 23000 мин^{-1} может иметь остаточный дисбаланс $11 \text{ г}\cdot\text{мм}$. Минимально целесообразный дисбаланс для такого инструмента составляет $7 \text{ г}\cdot\text{мм}$.

Таблица 4.6 – Характеристики инструментальных интерфейсов HSK.

	HSK32	HSK40	HSK50	HSK63	HSK80
C_{dyn}, H	8800	12200	17600	25000	30000
a мм	25	35	45	60	60
b , мм	200	230	300	415	650
$e_{HSK}, \text{мкм}$	2	2	2	2	3

В таблице a и b – ориентировочные расстояния от торца шпинделя до подшипниковых опор, C_{dyn} – усилие зажима патрона в шпинделе.

При выборе метода устранения дисбаланса в приоритете должен стоять неразрушающий метод балансировки (балансировка кольцами или винтами) за исключением тех случаев, когда мы ограничены конструктивными особенностями оснастки.

Применения внешних балансиров, балансировочных противовесов и магнитов при частоте свыше 8000 об/мин не допустимо.

При скорости $V_c < 1000$ м/мин балансировка может быть проведена в 1 плоскости (статическая балансировка).

Если вылет инструментальной наладки превышает 2,2 базовых диаметра инструментального конуса $L \geq D_B \cdot 2,2$, то необходимо производить динамическую балансировку в двух плоскостях. Так для HSK63 условие выглядит следующим образом:

$$L_{HSK63} \geq 63 \cdot 2,2 = 138,6 \text{ мм.} \quad (47)$$

На рисунках 4.8, 4.9 показана инструментальная наладка, не нуждающаяся в динамической балансировке и нуждающаяся, соответственно.

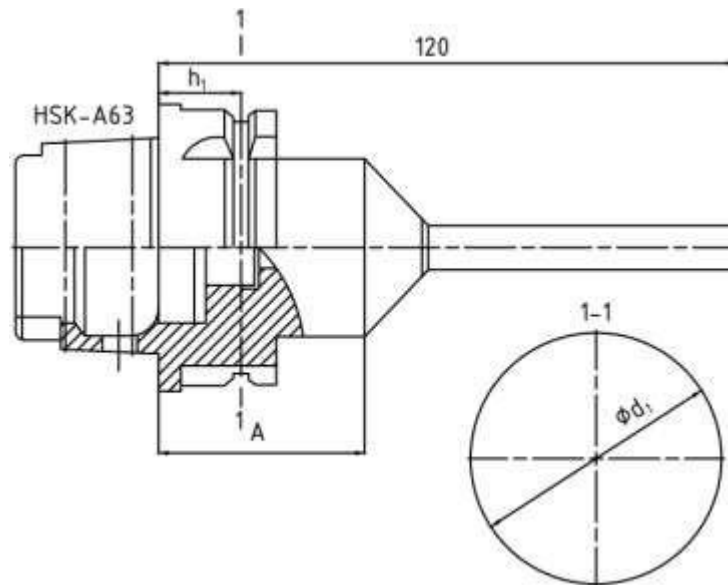


Рисунок 4.8 - Инструментальная наладка, для которой достаточно балансировки в одной плоскости, расположенной в интервале А [55]

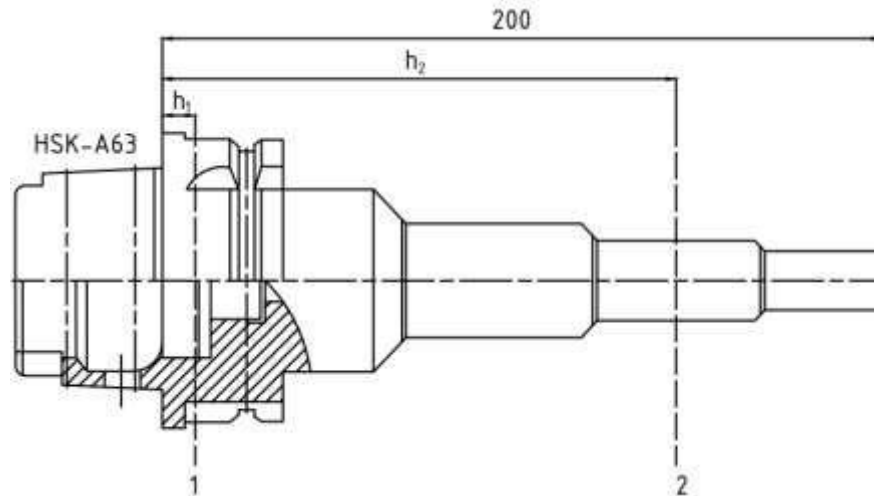


Рисунок 4.9 - Инструментальная наладка, для которой требуется балансировка в двух плоскостях 1 и 2 [55]

Неточности и ошибки в процессе балансировки могут быть связаны с неоднозначной посадкой инструментального конуса в адаптер балансировочной машины, а также эксцентриситетом посадки в целом. Для достижения лучших результатов необходимо на всем этапе балансировки соблюдать выбранный способ установки инструментальной наладки в адаптер балансировочной машины до соприкосновения с кулачком всегда в одну сторону. Таким образом, можно минимизировать влияние эксцентриситета посадки на итоговое качество балансировки, переведя погрешность, связанную с ним в разряд систематических. Для эффективного устранения погрешностей служит регулярно проводимая процедура калибровки балансировочной машины.

Существенное влияние на качество балансировки до классов выше G5.0 оказывает чистота посадочных поверхностей наладки и адаптера и инструментальной наладки в целом. Любое загрязнение, будь то капли оставшегося масла, сочащиеся из дюз патрона или не полностью удаленная стружка после высверливания избыточной массы, или другие источники загрязнения, например, капли СОЖ, может сыграть при балансировке роль дополнительной массы и привести к неверной интерпретации состояния инструментальной наладки балансировочной машиной. Поэтому необходимо постоянно следить за чистотой всей вовлеченной в процесс балансировки оснастки.

Руководствуясь опытом балансировки гидромеханических патронов, рекомендуется перед ее проведением удалять излишки масла из дюз патрона. В противном случае масло будет удаляться случайным образом под действием центробежных сил и приводить к неточностям в определении качества балансировки инструментальной наладки.

4.5 Выводы по четвертой главе

Методика балансировки инструментальных наладок, описанная в представленных технологических рекомендациях, обеспечивает сокращение времени подготовки инструмента и повышение качества поверхностного слоя деталей путем получения заданной шероховатости обработанной поверхности.

1. Выведенная эмпирическая зависимость шероховатости обработанной поверхности от величины остаточного дисбаланса инструментальной наладки позволяет спрогнозировать величину параметра R_a обработанной поверхности в зависимости от выбранных режимов резания.

2. Результаты регрессионного анализа представленной модели, подтверждают ее работоспособность.

3. Расчетные и экспериментальные данные свидетельствуют о влиянии точности балансировки инструментальной наладки на шероховатость обработанной поверхности. При изменении остаточного дисбаланса с 3,7 до 14,7 г×мм шероховатость поверхности увеличилась с 0,09 до 0,56 мкм. Наиболее заметное ухудшение состояния поверхности наблюдалось при значениях остаточного дисбаланса > 9 г×мм.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертационной работе на основе проведенных исследований обоснована возможность повышения качества поверхностного слоя и эффективности подготовки производства, процесса высокоскоростного фрезерования деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов за счет снижения трудоемкости балансировки инструментальных наладок, обеспечивающей заданные параметры шероховатости обработанных поверхностей. В ходе исследований получены следующие научные и практические результаты.

1. Методика устранения дисбаланса, разработанная на основе технологических рекомендаций по балансировке инструментальных наладок, обеспечивающая заданную шероховатость поверхности, позволит сократить время на подготовку инструмента в 2-3 раза, а также снизить трудоемкость работ по подготовке инструментальных наладок с одновременным обеспечением заданной шероховатости поверхности деталей без снижения производительности процесса фрезерования, стойкости инструмента и ресурса дорогостоящего оборудования.

2. Выполнена оценка влияния точности балансировки инструментальной наладки на шероховатость обработанной поверхности детали при концевом фрезеровании.

3. Эмпирическая зависимость, выведенная на основе экспериментальных исследований, даёт возможность оценить влияние остаточного дисбаланса инструментальной наладки и режимов резания на параметр шероховатости R_a обработанной поверхности деталей из высокопрочных алюминиевых сплавов при высокоскоростном фрезеровании.

4. На основе анализа существующих математических моделей и механизмов возбуждения вибраций при моделировании процесса фрезерования разработанный алгоритм расчета мгновенного значения толщины срезаемого слоя и формирования микропрофиля обработанной поверхности при концевом фрезеровании позволяет учитывать остаточный дисбаланс и вибрационные характеристики инструментальной наладки, модальную жесткость технологической системы, гео-

метрические параметры режущего инструмента. В основе разработанного алгоритма лежит механизм запаздывания. Запаздывание в системе образуется за счет регенерации поверхности.

5. Проведенные исследования позволяют сделать вывод, что требования стандарта DIN 69888 к качеству балансировки вращающегося инструмента обоснованы. Рекомендуется руководствоваться ими и отказаться от практики оценки качества балансировки параметром G. При оценке точности балансировки инструментальной наладки следует руководствоваться допустимой величиной остаточного дисбаланса.

6. Ужесточение требований к остаточному дисбалансу инструментальных наладок приводит к высоким затратам на подготовку производства. При средней продолжительности процесса балансировки в 10 минут время проведения операций для соблюдения требования дисбаланса в 1 г×мм может возрасти до 2,5-3 раз. С учетом эксцентриситета шпинделей станков $e = 2,5$ мкм, достижение подобных требований не имеет смысла. В случаях, требующих проверки качества балансировки инструментальной наладки, следует руководствоваться требованиями стандарта DIN 69888 взамен действующего ISO 1940-1. Действующий же стандарт ISO 1940-1 в практике механообработки рекомендуется использовать только для балансировки инструментальных наладок в составе шпинделя станка.

7. При анализе вибраций, вызванных остаточным дисбалансом инструментальной наладки, рекомендуется пользоваться встроенными средствами фрезерного обрабатывающего центра для контроля вибрационного состояния опор шпинделя.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. М.: Наука, 1976. 280 с
2. Вильсон А.Л., Иорданян Р.В., Великовский В.А. Оценка динамического качества станка по параметрам волнистости поверхности обработанных деталей в производственных условиях: Методические рекомендации / Под ред. Б.И. Черпакова. - М.: ЭНИМС. – 1987. – 32 с.
3. Горбунов И.В. Особенности моделирования процессов механической обработки в САЕ-системах/ Горбунов //Известия Самарского научного центра Российской академии наук. – 2013. – Т. 15, № 4(4). – С. 846-853.
4. Григорьев С.Н. Инструментальная оснастка станков с ЧПУ / С.Н. Григорьев, М.В. Кохомский, А.Р. Маслов // Справочник под общ. ред. Маслова А.Р. М.: Машиностроение. – 2006. – 544 с.
5. Гуськов А.М. Численный анализ динамики цилиндрического фрезерования. Проблемы динамики и прочности исполнительных механизмов и машин // Материалы научной конференции. Астрахань, – 2002. – С. 119-122.
6. Драчев О.И. Технология вибрационной обработки и вибрационного точения мало жестких деталей // Сер. Управление качеством технологических процессов в машиностроении, Ирбит. – 2015.
7. Дроздов Н. А. К вопросу о вибрациях станка при токарной обработке // Станки и инструмент. – 1937. – № 22. – С. 21-25.
8. Жарков И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом// Машиностроение. – 1986. – 184 с.
9. Киселев И.А. Моделирование динамики процесса фрезерования тонкостенных сложнопрофильных деталей: автореф. дис. канд. тех. наук: 01.02.06 М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2013. 21 с.
10. Косилова А.Г., Мещерякова Р.К. Справочник технолога-машиностроителя. Т. 1. М: Машиностроение, 1986. 656 с.
11. Каталог: Новые инструменты от Sandvik Coromant. – 2005.

12. Каширин А. И. Исследование вибраций при резании // Изд-во: АН СССР. - 1944. – 262 с.
13. Кожевников Д.В. Резание материалов / Д.В. Кожевников, С.В. Кирсанов // М.: Машиностроение, – 2007. –304 с.
14. Кокрен У. Методы выборочного исследования / У. Кокрен // Пер с англ. Сони́на И.М. под ред Волкова А.Г., Статистика. – 1976. – 440 с.
15. Кораблев П.А. Влияние жесткости технологической системы на износ режущего инструмента / П.А. Кораблев // Труды. МАТИ. – 1961. – № 52. – С. 45-51.
16. Николаева Е.П., Никулин Д.С. Применение инновационных средств для контроля качества инструмента из быстрорежущих сталей // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2016. № 2 (50). С. 73-80.
17. Новик Ф.С. Математические методы планирования эксперимента в металлведении. Раздел 1. Общие представления о планировании экспериментов. Планы первого порядка // М: МИСиС. – 1972. – 106 с.
18. Орликов М.Л. Динамика станков / М.Л. Орликов // 2-е изд. Высшая шк. - 1989. – 272с.
19. Официальный сайт ООО"Фишер Шпиндель Технолоджи" [Электронный ресурс]. URL: <http://fischerspindle.ru/> (дата обращения: 26.02.2018).
20. Петраков Ю.В., Драчёв О.И. Моделирование процессов резания. Старый Оскол: ТНТ, 2011. 240 с.
21. Петрухин, В.В. Основы вибродиагностики и средства измерения вибрации / В.В. Петрухин, С.В. Петрухин // М.: Инфра-Инженерия. – 2010. – 176 с.
22. Потапов В.А. Проблемы вибрации при высокоскоростном фрезеровании алюминия в авиакосмической промышленности и способы их решения / В.А. Потапов // Modern machine shop. – 2001. – №1. – С. 10-20.
23. Потапов В.А. Оценка реального качества балансировки инструментов [Электронный ресурс]// Rstanok.ru [сайт]. URL:www.Rstanjk.ru/articles/13.-2005
24. Пятых А.С., Савилов А.В. Определение коэффициентов сил резания для моделирования процессов механообработки // Известия Самарского научного центра

Российской академии наук. 2015. Т. 17. № 2. С. 211-216.

25. Пярых А.С., Савилов А.В. Определение коэффициентов сил резания для моделирования процесса сверления // Системы. Методы. Технологии. 2016. № 2 (30). С. 69-73. DOI: 10.18324/2077-5415-2016-2-69-73
26. Савилов А.В., Николаев Д.Ю., Николаев А.Ю. Исследование влияния дисбаланса инструментальных наладок на выходные показатели фрезерования / /Вестник Иркутского государственного технического университета. 2015. № 7 (102). С. 81-91.
27. Савилов А.В., Пярых А.С., Тимофеев С.А. Современные методы оптимизации высокопроизводительного фрезерования // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2013. Т. 15. № 6-2. С. 476-479.
28. Савилов А.В., Пярых А.С., Тимофеев С.А. Оптимизация процессов механообработки на основе модального и динамометрического анализа // Наука и технологии в промышленности. 2013. № 1-2. С. 42-46.
29. Савилов А.В. Современные методы оптимизации высокопроизводительного фрезерования//Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2013. №6(2). С. 476-479.
30. Савилов А.В. Современное состояние производства высокопроизводительного режущего инструмента из порошковых быстрорежущих сталей и твердых сплавов //Вестник ИрГТУ №6(77)2013. – С. 26-33.
31. Свинин В.М. Исследование механизма регенеративного возбуждения колебаний и возможностей их гашения при постоянной и переменной скорости резания / В.М. Свинин, С.В. Савоськина // Вестник ЧитГТУ: Вып. 29. Чита: ЧитГТУ. - 2003. – С. 16-23.
32. Справочник «Sandvik Coromant», Высокопроизводительная обработка металлов резанием. М.: Издательство «Полиграфия». 2003. 301 с.
33. Справочник-каталог по точению, фрезерования, сверлению «CoroKey» фирмы «Sandvik Coromant». – 2009. – 346 с.
34. Тимофеев С.А. Высокопроизводительное фрезерование авиационных деталей из алюминиевых сплавов по критерию заданной электропроводности // Высо-

коэффициентные технологии производства летательных аппаратов: сб. докл. Иркутск: Изд-во ИрГТУ. – 2012. – С. 25-33.

35. Регрессионный анализ результатов однофакторного эксперимента [Электронный ресурс]. URL: http://libraryno.ru/2-6-regressionnyu-analiz-rezultatovodnofaktornogo-eksperimenta-osn_plan_exp/ (03.05.2019)

36. Пярых А.С. Исследование зажимных патронов для сверления точных отверстий / А.С. Пярых, А.В. Савилов, А.Ю. Николаев // Системы. Методы. Технологии. – 2016. – №4(32). – С. 70-74.

37. Справочник по фрезерованию «Machinig methods» фирмы «CONICAL». – 2018. – 60 с.

38. Справочник-каталог по фрезерованию «Machining guidebook» фирмы «Helical Solutions». – 2016. – 70 с.

39. Губанов А.Е. Разработка методики определения составляющих силы резания при фрезеровании авиационных материалов / Москвитин А.А., Дуюн Т.А. // Вестник Иркутского государственного технического университета. –2019. №4 (147). –С. 678-688.

40. Ерыгин Е.В. Прогнозирование шероховатости поверхности при чистовом фрезеровании с использованием нейронных сетей / Ерыгин Е.В., Дуюн Т.А. // Вестник Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова. –2019. №10. –С. 135-141.

41. Бешевли О.Б. Имитационное моделирование динамических характеристик модуля для обработки крупногабаритных подшипников скольжения / О.Б. Бешевли, Д.А. Бушуев, Т.А. Дуюн, В.Г. Рубанов // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. – 2017. – №8. – С.149-156

42. Должиков Д.С. Обеспечение точности формы при изготовлении лонжерона с учетом технологической наследственности / Д.С. Должиков, Т.А. Дуюн // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. – 2017. – №8. – С.149-157

43. Altintas Y. Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design. Cambridge University Press. 2012. 366 p.

44. Altintas Y. A General Mechanics and Dynamics Model for Helical End Mills / Y. Altintas, P. Lee // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. - 1998. - P. 684-692.
45. Altintas, Y. Stability Prediction and Design of Variable Pitch Cutters / Y. Altintas, S. Engin, E. Budak // 1999. *ASME J. Manuf. Sci. Eng.* - P. 173-178.
46. Ahmadi K., Savilov A. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Modeling the mechanics and dynamics of arbitrary edge drills, 2015. Vol. 89. pp. 208-220.
47. Ahmadi K., Altintas Y. Identification of Machining Process Damping Using Output-Only Modal Analysis, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2014. Vol. 136. 13pp.
48. Balachandran B., Zhao M.X. A Mechanics Based Model for Study of Dynamics of Milling Operations // *Meccanica*. March 2000. Vol. 35. Issue 2. pp 89-109.
49. Bobyr M., Luneva M., Yakushev A. An algorithm for controlling of cutting speed based on soft calculations. *MATEC Web of Conference*. V. 129 (2017) DOI:10.1051/mateconf/201712901064
50. Campomanes M.L., Altintas Y. An Improved time domain simulation for dynamic milling at small radial immersions // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 125, Issue 3. pp 416-422.
51. Campatelli G. Prediction of milling cutting force coefficients for Aluminum 6082-T4 / G. Campatelli, A. Scippa // *Conference on High Performance Cutting – 2012*. - P. 563 - 568.
52. Cempel C. Determination of vibration symptom limit value in diagnostics of machinery / C. Cempel // *Maintenance management international*. – № 5. – 1985. – P. 297-204.
53. Cempel C. Limit value in practice of vibration diagnostics of machines / C. Cempel // *9-th EFNMS Congress, Helsinki*. – 1988. - P. 154-173.
54. Doolan P. Computer Design of a Vibration Free Face Milling Cutter / P. Doolan, M.S. Phadke, S.M. Wu // *ASME J. Eng. Indus.* – 1975. – vol. 97. – №. 3. - pp.925-930.

55. DIN 69888:2008-09. Auswuchtsanforderungen an rotierende Werkzeugsysteme. 2008. 37 pp.
56. Engin S. Mechanics and Dynamics of general milling cutters. Part 1: helical end mills / S. Engin, Y. Altintas // International Journal of Machine Tools and Manufacture - 2001. – P. 2195-2212.
57. Fussel B.K., Jerard R.B., Hemmett J.G. Modeling of cutting geometry and forces for 5-axis sculptured surface machining // University of New Hampshire. pp 333-346
58. ISO/FDIS 1940-1:2002(E). 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. 36 pp.
59. Jayaram S. Stability and Vibration Analysis of Turning and Face-Milling processes / S. Jayaram // PhD thesis. University of Illinois at Urbana-Champaign. - 1996.
60. Jayaram S. Analytical stability analysis of variable spindle speed machining / S. Jayaram, S.G. Kapoor, R.E. Devor // ASME J. Eng. Indus. – 2000. – vol. 122. – pp. 391-397.
61. Jensen S. A. Stability Analysis in Face Milling Operations. Part 1: Theory of stability lobe prediction / S.A. Jensen, Y.C. Shin // ASME J. Eng. Indus. – 1999. – vol. 121. – pp. 600-605.
62. Jensen, S.A. Stability Analysis in Face Milling Operations, Part 1: Theory of Stability Lobe Prediction; Part 2: Experimental Validation and Influencing Factors. / S.A. Jensen, Y.C. Shin // ASME J. Manuf. Sci. Eng. 1999. – Vol. 121. - P. 600-614.
63. Kiselev I.A. Cutting process modelling geometric algorithm 3MZBL: working surface description approach // Engineering Journal: Science and Innovation. 2012. No. 6. P. 158-175. DOI: 10.18698/2308-6033-2012-6-269
64. Khramov A., Kiselev E., Leksin E. The high-performance machining of the curved surfaces with the progressive cutting geometry of the end mill. MATEC Web of Conference. V. 129 (2017) DOI:10.1051/matecconf/201712901057
65. Kline W.A., DeVor R.E., Lindberg J.R. The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts. // Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 22, №1, 1982, p. 7.

66. Kondo Y., Kawano O., Sato H. Behavior of self excited chatter due to multiple regenerative effect/ *ASME J. Eng. Indus.*, 1981, 103, №3, pp.324-329.
67. Kubica E. G., Ismail F. Active Suppression of Chatter in Peripheral Milling. Part.II. Application of Fuzzy Control // *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 1996. – №12. – P. 236-245.
68. Lee A.C., Liu C.S. Analysis of chatter vibration in the end milling process, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, Vol.31, No. 4, 1991, pp. 471-479.
69. Lee A.C., Liu C.S., Chiang S.T. Analysis of Chatter Vibration in a Cutter-Workpiece System// *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, Vol.31, No. 2, 1991, pp.221 234.
70. Li, H. A Comprehensive Dynamic End Milling Simulation Model. / H. Li, Y.C. Shin // *ASME J. Manuf. Sci. Eng.* 2006. – Vol. 128. – P. 86-95.
71. Lin S.C., DeVor R.E., Kapoor S.G. The Effects of Variable Speed Cutting on Vibration Control in Face Milling. / *ASME J. Eng. Indus.*, 1990, Vol. 112, P. 1.
72. Liang S. Y. Detection of Cutting Tool Wear Using Time Series Modeling of Acoustic Emission Signals / S. Y. Liang, D. A. Dornfeld // *ASME J. Eng. Ind.* – 1989. – № 111. – P. 199-205.
73. Minis L., Yanushevsky R., Tembo A. Analysis of Linear and nonlinear chatter in milling // *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. December 1990. Vol. 39(1). pp 459-462.
74. Mann, B.P. Simultaneous Stability and Surface Location Error Predictions in Milling. / B.P. Mann, K.A. Young, T. L. Schmitz, Dilley // *ASME J. Manuf. Sci. Eng.* – 2005. Vol. 127. – P. 446-453.
75. Matsubara T., Yamamoto H., Mizumoto H. Study on Regenerative Chatter with Dynamic Cutting Force.//*Bull. Japan Soc. of Eng.*, 1985. Vol. 19, No.4, pp.260-265.
76. Merritt H. E. Theory of Self-Excited Machine Tool Chatter. /*ASME J. Eng. Indus.*, 1965, Vol. 87, pp. 447-454.
77. Nikolaeva E.P., Vlasov D.B. Effect of heat treatment conditions on structure and properties of high-speed steel // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. V. 177 (2017) DOI:10.1088/1757-899X/177/1/012113 EID: 2-s2.0-85016178504

78. Nikolaeva E P, Nikulin D S (2016) The application of innovative means for quality control of the high-speed steel tools MTSAM 50: 73-80
79. Nikolaeva E.P., Vlasov D.B. Effect of heat treatment conditions on structure and properties of high-speed steel // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. V. 177 (2017) DOI:10.1088/1757-899X/177/1/012113 EID: 2-s2.0-85016178504
80. Ota H., Kondo E., Yamada T. Regenerative chatter vibrations of turning workpieces (two degrees of freedom and their stability criteria)/ JSME Intern. J., ser. III, 1989, 32, №1, pp.142-149.
81. Ota H., Kono K. On Chatter Vibrations of Machine Tool or Work Due to Regenerative Effect and Time Lag.// ASME J. Eng. Indus., 1974, Vol. 96, No. 4, pp.1337 - 1346.
82. Quintana G., Ciurana J. Chatter in machining processes// International Journal of Machine Tools & Manufacture. 51 (2011), pp. 363-376.
83. Roukema J.C., Altintas Y. Generalized modeling of drilling vibrations. Part I: Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2007. Vol. 47. №. 9. pp. 1455-1473. selected papers [Online]. Available: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0890695506002756>
84. Richard Y. Chiou Analysis of acoustic emission in chatter vibration with tool wear effect in turning / Y. Chiou Richard, Y. Liang Steven // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2000. – № 40. – P. 114-118.
85. Radulescu R. A. General Cutting Process Model for High Speed Machining Dynamic and Thermal Considerations. PhD Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1993.
86. Serebrennikova A.G., Nikolaeva E.P., Savilov A.V., Timofeev S.A., Pyatyh A.S. Research Results Of Stress-Strain State Of Cutting Tool When Aviation Materials Turning. IOP Conf. Series: Journal of Physics: V. 944 (2018) DOI: 10.1088/1742-6596/944/1/012104 Information on <http://iopscience.iop.org/article/10.1088/1742-6596/944/1/012104/meta>

87. Schmitz T.L., Smith K.S. Machining dynamics // Springer. 2009. P. 303
88. Sastry S. Chatter stability analysis of the variable speed face-milling process / S. Sastry, S.G. Kapoor, R.E. Devor // ASME J.130. Eng. Indus. – 2001. – vol. – 123. pp. 753-756.
89. Schulz H. High-speed machining. CIRP Annals / H. Schulz, T. Moriwaki // Manufacturing Technology. – 1992. – № 41(2). – P. 637-643.
90. Serebrennikova A.G., Nikolaeva E.P., Savilov A.V., Timofeev S.A., Pyatyh A.S. Research Results Of Stress-Strain State Of Cutting Tool When Aviation Materials Turning. IOP Conf. Series: Journal of Physics: V. 944 (2018) DOI: 10.1088/1742-6596/944/1/012104 Information on <http://iopscience.iop.org/article/10.1088/1742-6596/944/1/012104/meta>
91. Stepan, G. Nonlinear Regenerative Machine Tool Vibrations. / G. Stepan, T. Kalmar-Nagy // Proceedings of the 1997 ASME Design Engineering Technical Conference, Sacramento, CA
92. Voronov S.A., Kiselev I.A. Cutting process modeling geometric algorithm 3MZBL: Algorithm of surface modification and instantaneous chip thickness determination // Engineering Journal: Science and Innovation. 2012. No. 6. P. 70-83. DOI: 10.18698/2308-6033-2012-6-261
93. Voronov S.A., Kiselev I.A., Arshinov S.V. Dynamics numerical simulation application procedure of multi-axis die-milling at process design // Engineering Journal: Science and Innovation. 2012. No. 6. P. 50-66. DOI: 10.18698/2308-6033-2012-6-260
94. Takemura T, Kitamura, Hoshi T. Active suppression of chatter by programmed variation of spindle speed. / Annals of CIRP, 1974. Vol. 23, pp. 121-122,
95. Tlusty J. What's new in metalcutting research. / American machinist and automated manufacturing, 1987, 131, №10, pp. 74-75.
96. Tlusty J, Ismail F. Basic non-linearity in machining chatter // CIRP Ann, 1981,30. №1, pp. 299-304.
97. Tlusty J., MacNeil P. Dynamics of cutting forces in end milling // CIRP Ann., 1975. 24. №1, pp. 21-25.

98. Tlustý J., Poláček M. The Stability of Machine Tools Against Self-Excited Vibrations in Machining /ASME International Research in Production Engineering, 1963, pp. 465-474.
99. Tlustý J., Zaton W., Ismail F. Stability Lobes in Milling.//Annals of the CIRP., 1983, Vol. 32, No. 1, pp.309-313.
100. Tobias S. A., Fishwick W. A. The Chatter of Lathe Tools Under Orthogonal Cutting Conditions./ Trans, of ASME, 1958, Vol. 80, pp. 1079-1088.
101. Tobias S.A., Fishwick W. Theory of regenerative machine tool chatter, The engineer 1958258.
102. Tlustý J., Poláček M. The stability of machine tools against self-excited vibrations in machining, International Research in Production Engineering (1963) 465–474.
103. Tonshoff H. K., Bußmann W. Schwingungseinfluß auf die Standzeit beim Stirnfräsen // VDI Zeitschrift. – 1990. - №8. – P. 68-75.
104. Week M., Beer C., Gnoyke R. Erhöhung der Prozessstabilität durch ungleichgeteilte Fräser// VDI-Zeitschrift.-1991. – №7. – P. 64-70.
105. Wiercigroch, M. Sources of Nonlinearities, Chatter Generation and Suppression in Metal Cutting. / M. Wiercigroch, E. Budak //Phil. Trans. Soc, Lond. A. 2001. – Vol. 359. – P. 663-693.
106. Yucesan G. Prediction of Ball end Milling Force / G. Yucesan, Y. Altintas // Journal of Engineering For Industry. – 1996. – P. 95-104.
107. Yilmas A. Machine Tool Chatter Suppression by Multi-Level Random Spindle Speed Variation. / A. Yilmas, E. Al-Regib, J. Ni // ASME J. Manuf. Sci. Eng. 2002. – Vol. 124. – P. 208-216.
108. Altintas Y. Machine Tool Chatter Suppression by Multi-Level Random Spindle Speed Variation. / Altintas Y., Stepan G., Budak E., Schmitz T., Kilic Z.M. // ASME J. Manuf. Sci. Eng. 2020. –Vol. 142. – P. 1-18. DOI: 10.1115/1/4047391

Приложение А

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 Пятых 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.
Ответственный исполнитель

Савилов А.В.

От ИАЗ – филиала
ПАО «Корпорация «Иркут»Главный технолог
Богданов К.В.
Начальник отдела
механической обработки

Крючкин А.В.

Приложение Б

Алгоритм определения мгновенного значения величины срезаемого слоя на языке Matlab:

```
function [ h ] = ChipThick( CRD, VCT )%CRD-массив с координатами вершины зу-
ба, VCT-вектор толщины срезаемого слоя
h = 0.0;

global SURF;%Повехрность заготовки

global nps;%Кол-во точек на поверхности

global dxs;%Величина шага

icrd_1 = int32( CRD(1,1)/dxs )+1; %1-ая точка i-ого отрезка

icrd_2 = int32( (CRD(1,1)+VCT(1,1))/dxs )+1;%2-ая точка i-ого отрезка

if ( icrd_1 >=1 && icrd_1 < nps )%Проверка выхода зуба за пределы заготовки по
оси абцисс

    alfa = (CRD(1,1) - double(icrd_1-1)*dxs)/dxs;%пропорциональность

    ysurf = SURF(icrd_1) + alfa*(SURF(icrd_1+1) - SURF(icrd_1));%Нахождение ко-
ординаты Y вершины зуба

    if ( CRD(2,1) < ysurf )%Проверка выхода зуба за пределы заготовки по оси Ор-
динат

        if ( icrd_2 < icrd_1 )%Определение знака приращения

            di = -1;

            if (icrd_1 == icrd_2)

                icrd_1 = icrd_1 + 1;

                icrd_2 = icrd_2 - 1;

            end

        else

            di = 1;

            if (icrd_1 == icrd_2)
```

```
        icrd_1 = icrd_1 - 1;
        icrd_2 = icrd_2 + 1;
    end
end
flag_left = 0;
flag_right = 0;
if ( icrd_1 < 1 )%1-ая точка отрезка за левой границей заготовки
    flag_left = 1;
    icrd_1 = 1;
end
if ( icrd_2 < 1 )%2-ая точка отрезка за левой границей заготовки
    flag_left = 1;
    icrd_2 = 1;
end
if ( icrd_1 > (nps-1) )%1-ая точка отрезка за правой границей заготовки
    flag_right = 1;
    icrd_1 = (nps-1);
end
if ( icrd_2 > (nps-1) )%2-ая точка отрезка за правой границей заготовки
    flag_right = 1;
    icrd_2 = (nps-1);
end
xy = zeros(8,1);
for i = icrd_1:di:icrd_2 %Алгоритм нахождения точки пересечения
    xy(1) = CRD(1,1);
```

```

xy(2) = CRD(2,1);
xy(3) = CRD(1,1)+VCT(1,1);
xy(4) = CRD(2,1)+VCT(2,1);
xy(5) = double(i-1)*dxs;
xy(6) = SURF(i);
xy(7) = double(i)*dxs;
xy(8) = SURF(i+1);

ua = ((xy(7) - xy(5))*(xy(2) - xy(6)) - (xy(8) - xy(6))*(xy(1) - xy(5)))/ ((xy(8)-
xy(6))*(xy(3)-xy(1)) - (xy(7)-xy(5))*(xy(4)-xy(2)));

ub = ((xy(3) - xy(1))*(xy(2) - xy(6)) - (xy(4) - xy(2))*(xy(1) - xy(5)))/ ((xy(8)-
xy(6))*(xy(3)-xy(1)) - (xy(7)-xy(5))*(xy(4)-xy(2)));

if ( ua >= 0.0 && ua <= 1.0 && ub >= 0.0 && ub <= 1.0 )%нахождение вели-
чины срезаемого слоя при пересечении отрезка

    h = ua*sqrt( VCT(1,1)*VCT(1,1) + VCT(2,1)*VCT(2,1) );

    break;

end

end

if (flag_left == 1) %Проверка левого торца заготовки

xy(1) = CRD(1,1);
xy(2) = CRD(2,1);
xy(3) = CRD(1,1)+VCT(1,1);
xy(4) = CRD(2,1)+VCT(2,1);
xy(5) = 0.0;
xy(6) = 0.0;
xy(7) = 0.0;
xy(8) = SURF(1);

```

```

    ua = ((xy(7) - xy(5))*(xy(2) - xy(6)) - (xy(8) - xy(6))*(xy(1) - xy(5)))/ ((xy(8)-
xy(6))*(xy(3)-xy(1)) - (xy(7)-xy(5))*(xy(4)-xy(2)));

```

```

    ub = ((xy(3) - xy(1))*(xy(2) - xy(6)) - (xy(4) - xy(2))*(xy(1) - xy(5)))/ ((xy(8)-
xy(6))*(xy(3)-xy(1)) - (xy(7)-xy(5))*(xy(4)-xy(2)));

```

```

    if ( ua >= 0.0 && ua <= 1.0 && ub >= 0.0 && ub <= 1.0 )

```

```

        h = ua*sqrt( VCT(1,1)*VCT(1,1) + VCT(2,1)*VCT(2,1) );

```

```

    end

```

```

end

```

```

if (flag_right == 1) %Проверка правого торца заготовки

```

```

    xy(1) = CRD(1,1);

```

```

    xy(2) = CRD(2,1);

```

```

    xy(3) = CRD(1,1)+VCT(1,1);

```

```

    xy(4) = CRD(2,1)+VCT(2,1);

```

```

    xy(5) = double(nps-1)*dxs;

```

```

    xy(6) = 0.0;

```

```

    xy(7) = double(nps-1)*dxs;

```

```

    xy(8) = SURF(nps);

```

```

    ua = ((xy(7) - xy(5))*(xy(2) - xy(6)) - (xy(8) - xy(6))*(xy(1) - xy(5)))/ ((xy(8)-
xy(6))*(xy(3)-xy(1)) - (xy(7)-xy(5))*(xy(4)-xy(2)));

```

```

    ub = ((xy(3) - xy(1))*(xy(2) - xy(6)) - (xy(4) - xy(2))*(xy(1) - xy(5)))/ ((xy(8)-
xy(6))*(xy(3)-xy(1)) - (xy(7)-xy(5))*(xy(4)-xy(2)));

```

```

    if ( ua >= 0.0 && ua <= 1.0 && ub >= 0.0 && ub <= 1.0 )

```

```

        h = ua*sqrt( VCT(1,1)*VCT(1,1) + VCT(2,1)*VCT(2,1) );

```

```

    end

```

```

end

```

```

end

```


end

end

Функция формирования обработанной поверхности:
function ChangeSurf(ibuf)

global SURF;

global nps;

global dxs;

global CUTBUF;

global flCUTBUF;

global ncbuf;

global dbuf;

global ntooth;

global gysurf;

i1 = ibuf-dbuf;

if (i1<1)

 i1 = ncbuf + i1;

end

i2 = i1+1;

if (i2>ncbuf) % расчет кругового индекса

 i2 = 1;

end

if (flCUTBUF(i1) == 1 && flCUTBUF(i2) == 1)

 for it=1:ntooth

 CRD = CUTBUF(i1,((it-1)*2+1):((it-1)*2+2));

```
VCT = CUTBUF(i2,((it-1)*2+1):((it-1)*2+2))' - CUTBUF(i1,((it-1)*2+1):((it-1)*2+2))';
```

```
lab = sqrt( VCT(1,1)*VCT(1,1) + VCT(2,1)*VCT(2,1) );
```

```
icrd_1 = int32( CRD(1,1)/dxs )+1;
```

```
icrd_2 = int32( (CRD(1,1)+VCT(1,1))/dxs )+1;
```

```
if ( (icrd_1 >= 1 || icrd_2 >= 1) && (icrd_1 < nps || icrd_2 < nps) )
```

```
    if ( CRD(2,1) < gysurf || (CRD(2,1)+VCT(2,1)) < gysurf)
```

```
        if ( icrd_2 < icrd_1 )
```

```
            di = -1;
```

```
            icrd_2 = icrd_2 + 1; %исключение поиска в лишних точках поверхно-
```

сти

```
        else
```

```
            di = 1;
```

```
            icrd_1 = icrd_1 + 1;
```

```
        end
```

```
    if ( icrd_1 < 1 )
```

```
        icrd_1 = 1;
```

```
    end
```

```
    if ( icrd_2 < 1 )
```

```
        icrd_2 = 1;
```

```
    end
```

```
    if ( icrd_1 > nps )
```

```
        icrd_1 = nps;
```

```
    end
```

```
    if ( icrd_2 > nps )
```

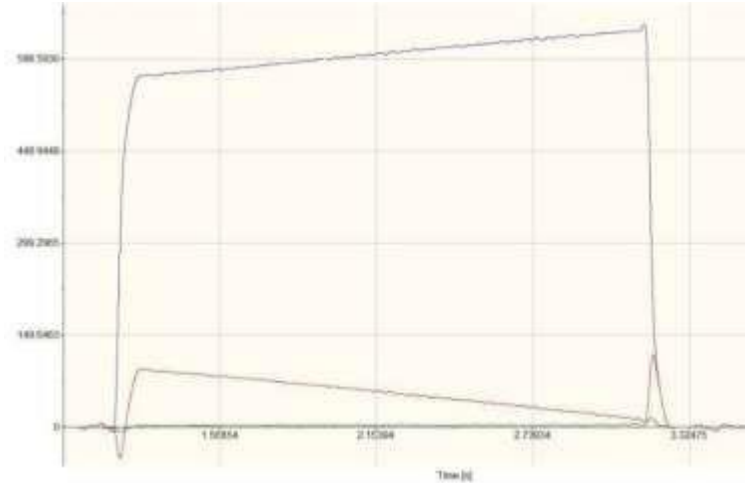
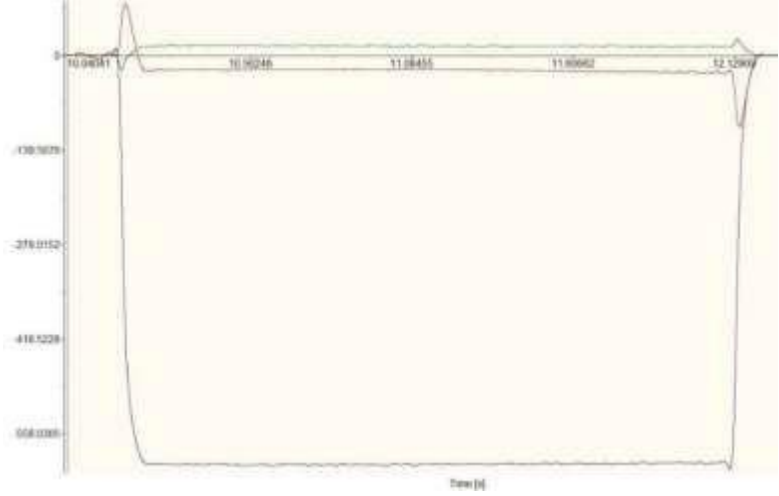
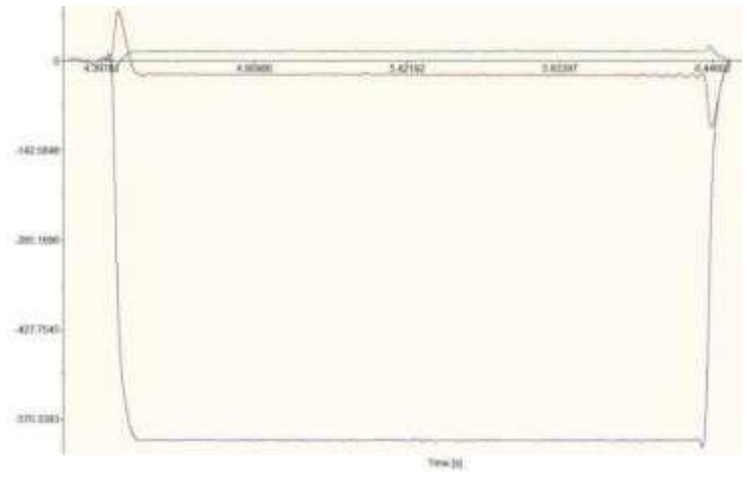
```
        icrd_2 = nps;
```

```
end
for i = icrd_1:di:icrd_2
    xs = double(i-1)*dxs;
    ys = SURF(i);

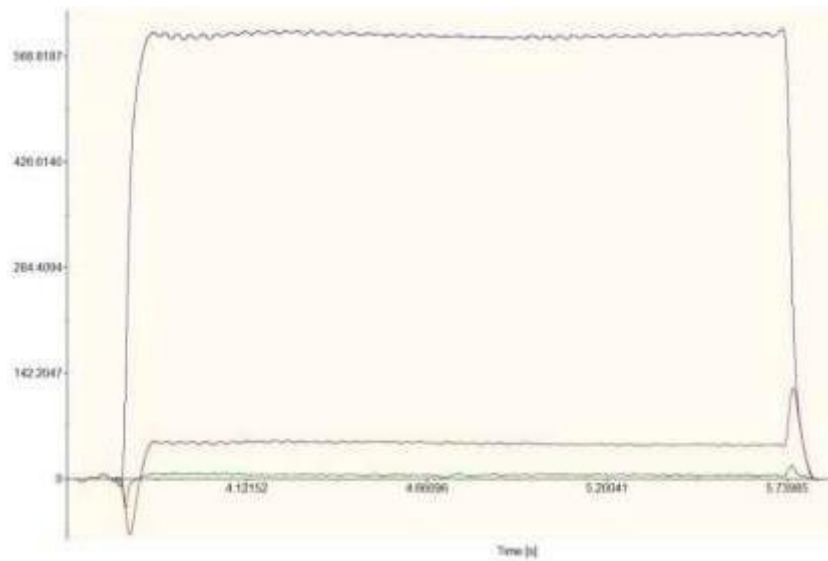
    alfa = ( xs - CRD(1,1) )/( VCT(1,1) );
    yAB = CRD(2,1) + alfa*VCT(2,1); % ордината предполагаемого нового
положения поверхности
    if ( yAB < ys ) %материал срезан
        SURF(i) = yAB;
    end
end
end
end
end
end
end
end
```

Приложение В

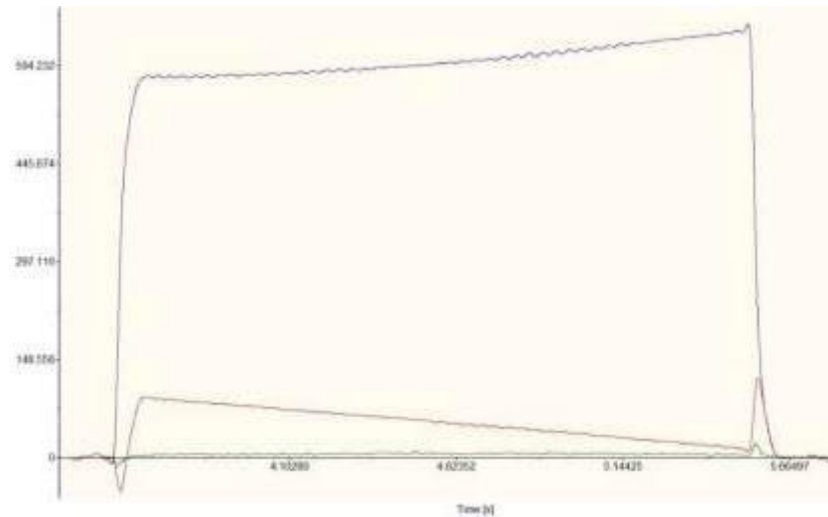
Таблица В.1 - Результаты анализа экспериментальных данных при фрезеровании уступа корпусной фрезой R790-032C5S2-16M

a ₁) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G0,5

a ₂) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G8,4

a ₃) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G16,7


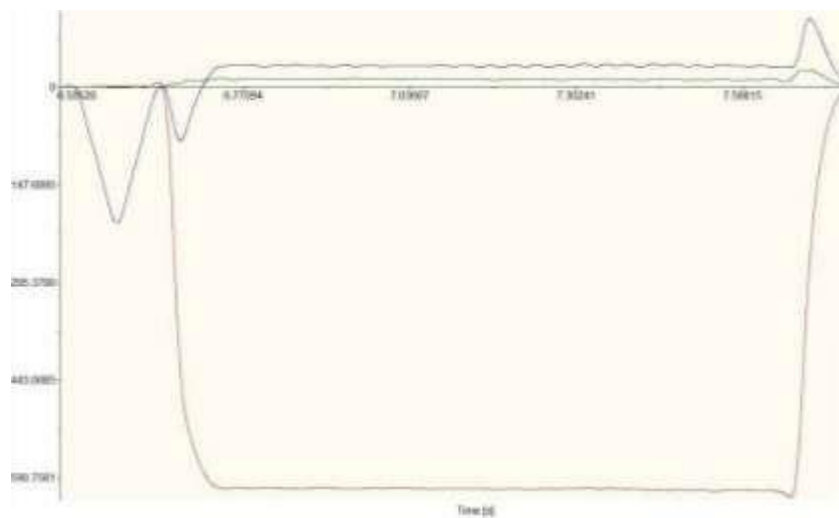
a4) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G21,7

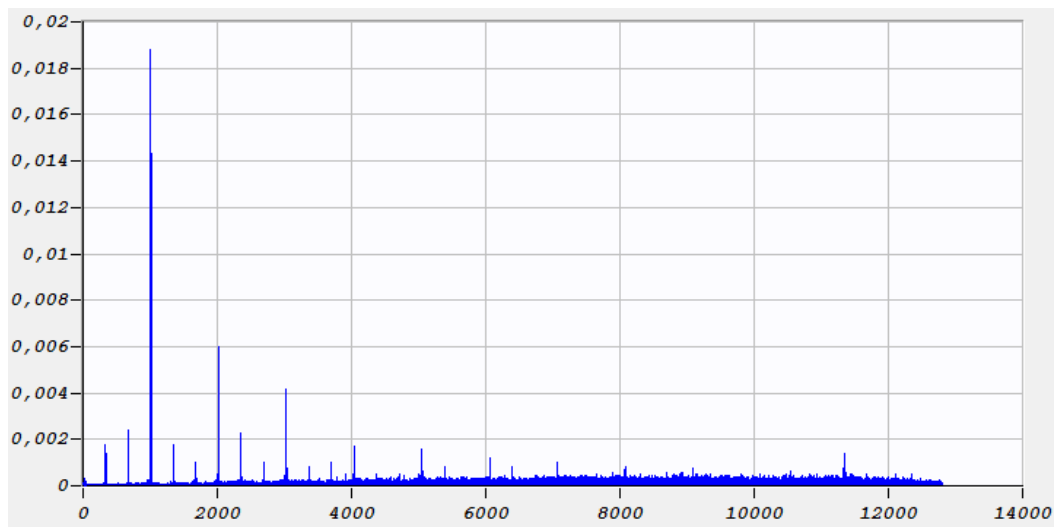
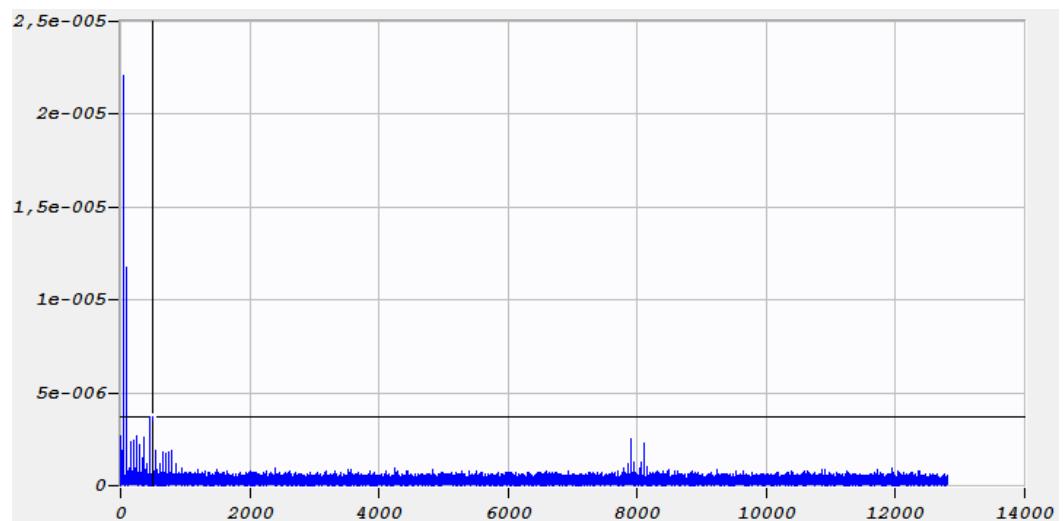
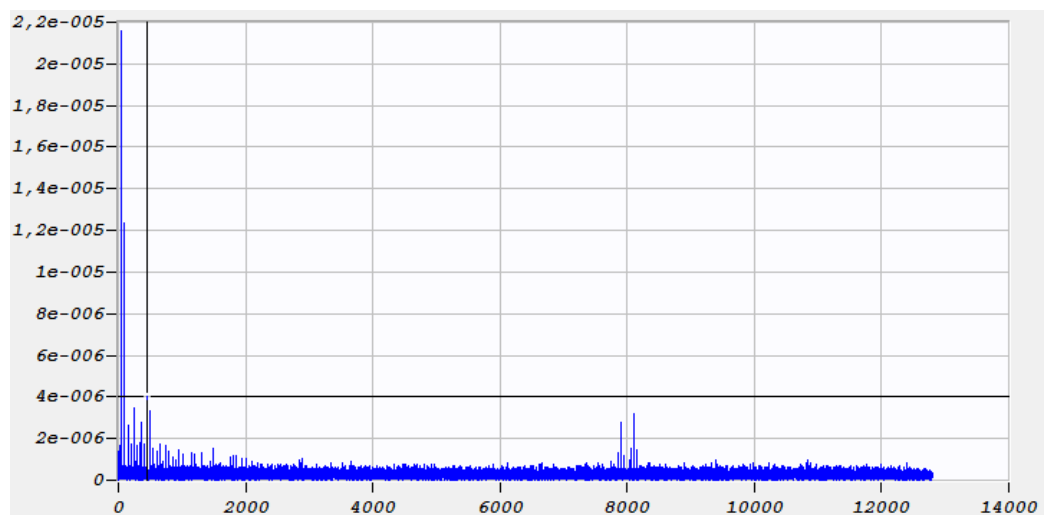


a5) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G29,4



a6) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G37,4



б₁) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G0,5б₂) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G8,4б₃) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G16,7

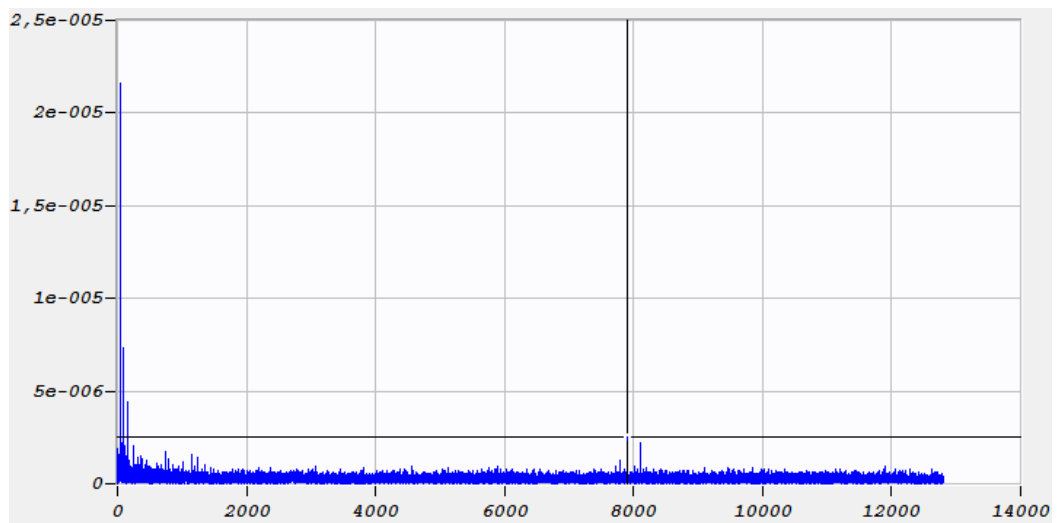
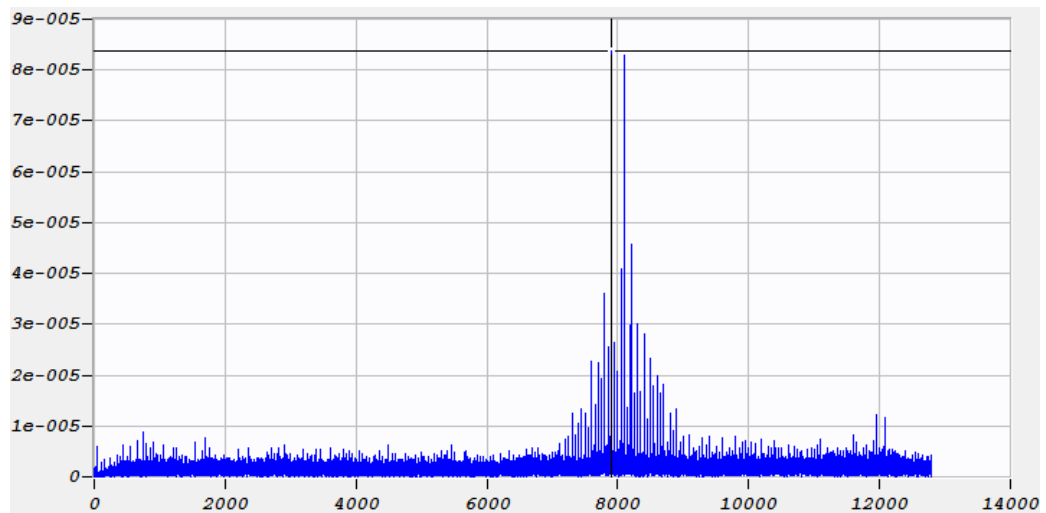
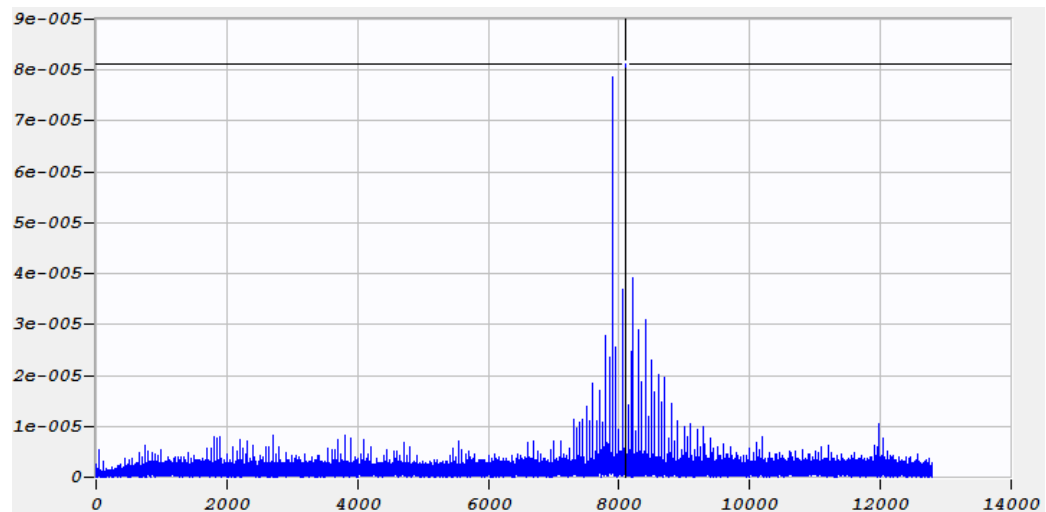
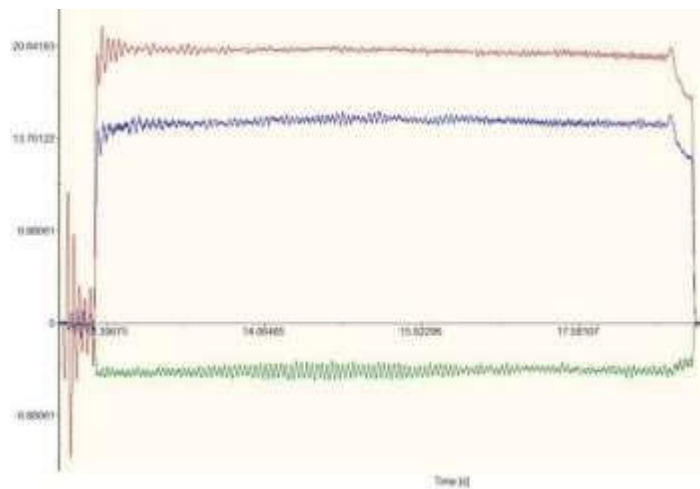
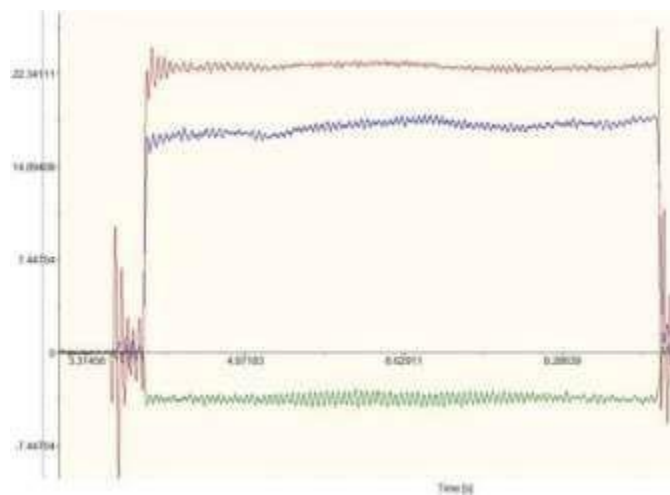
б₄) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G21,7б₅) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G29,4б₆) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G37,4

Таблица В.2 - Результаты анализа экспериментальных данных при фрезеровании уступа концевой твердосплавной фрезой с глубиной фрезерования 0,3 мм

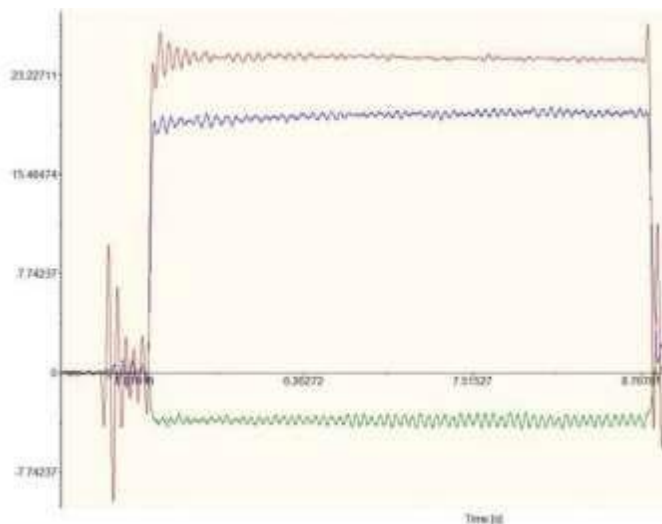
а₁) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G0,8



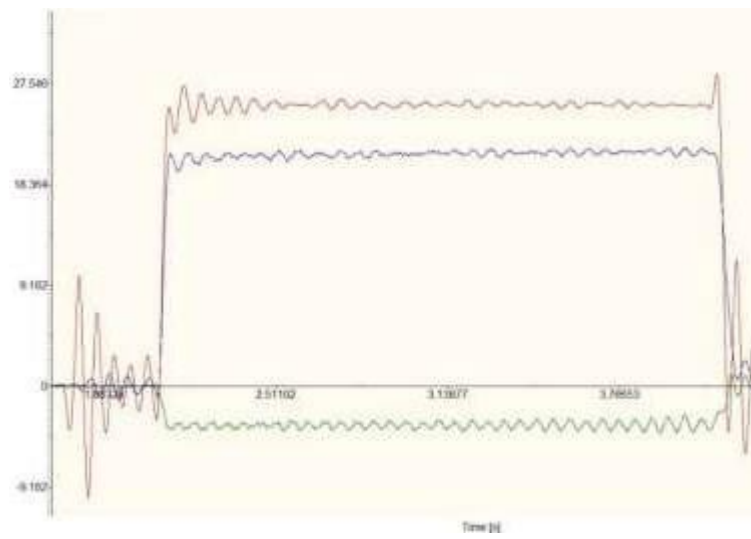
а₂) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G5,2



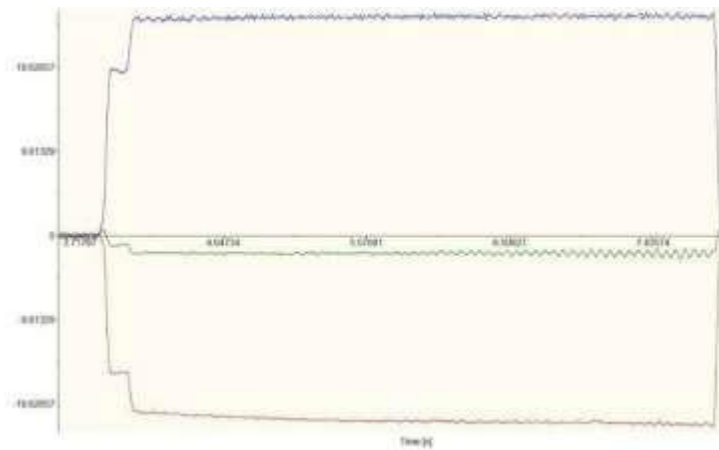
а₃) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G8,3



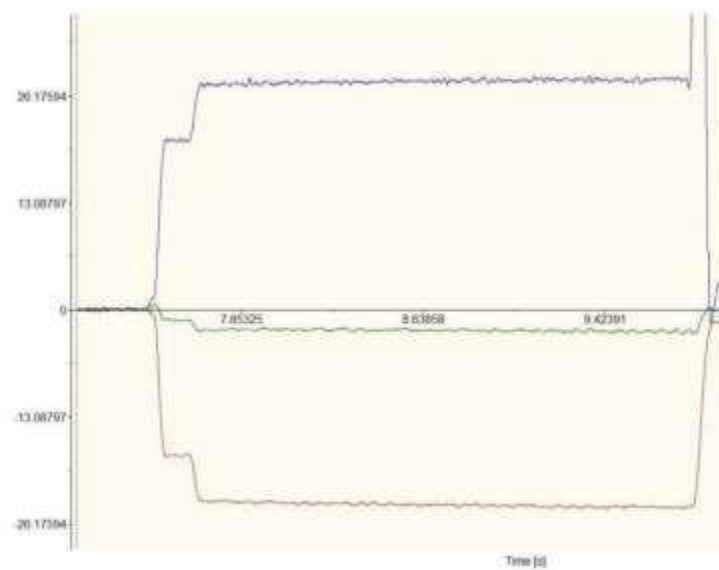
a4) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G15,8

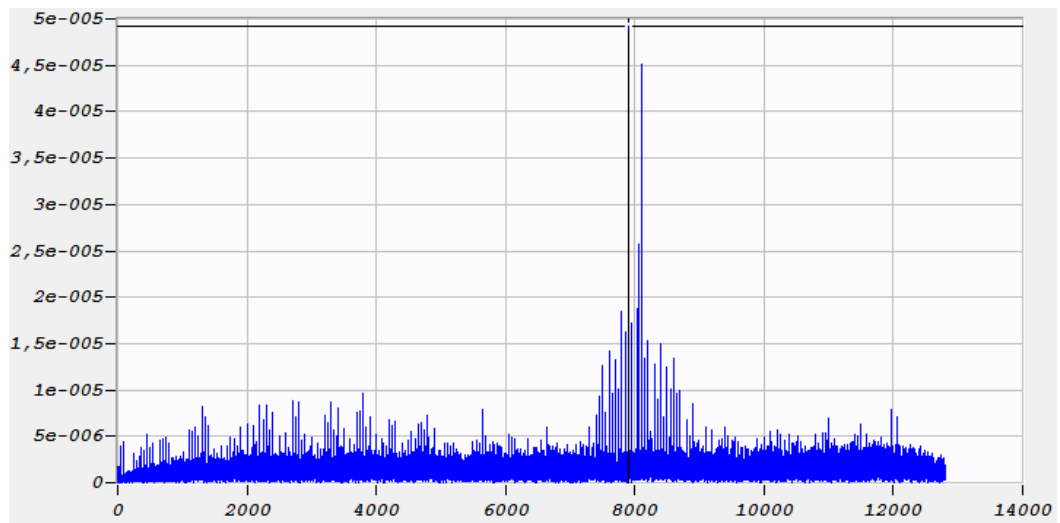
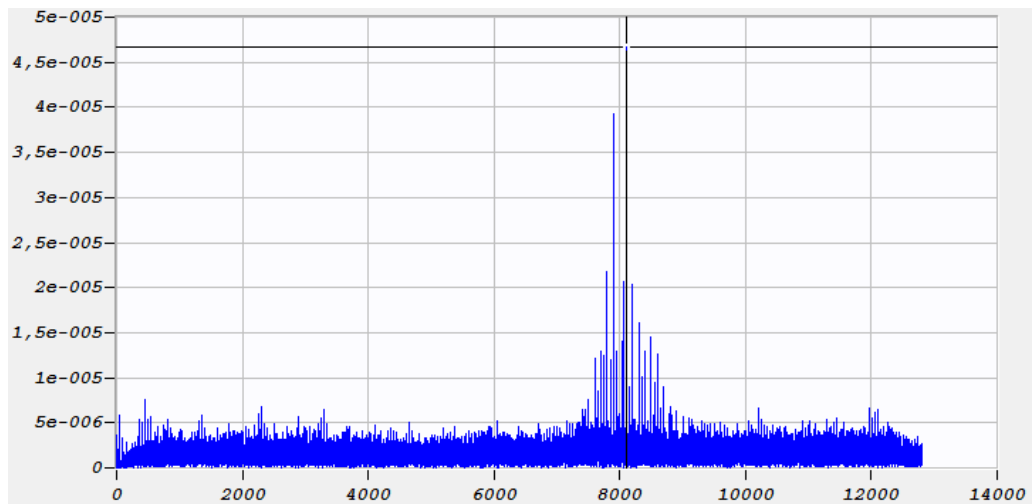
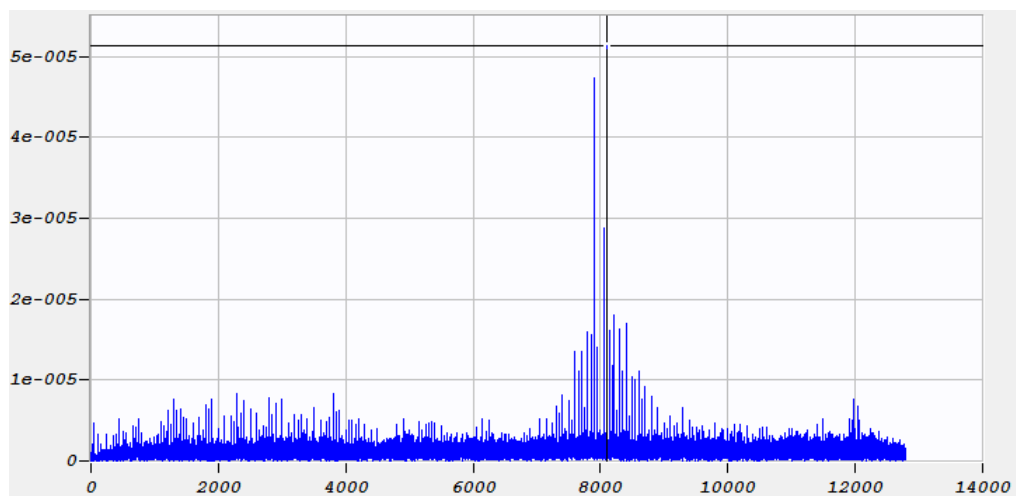


a5) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G27,8



a6) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G36,7



б₁) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G0,5б₂) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G5,2б₃) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G8,3

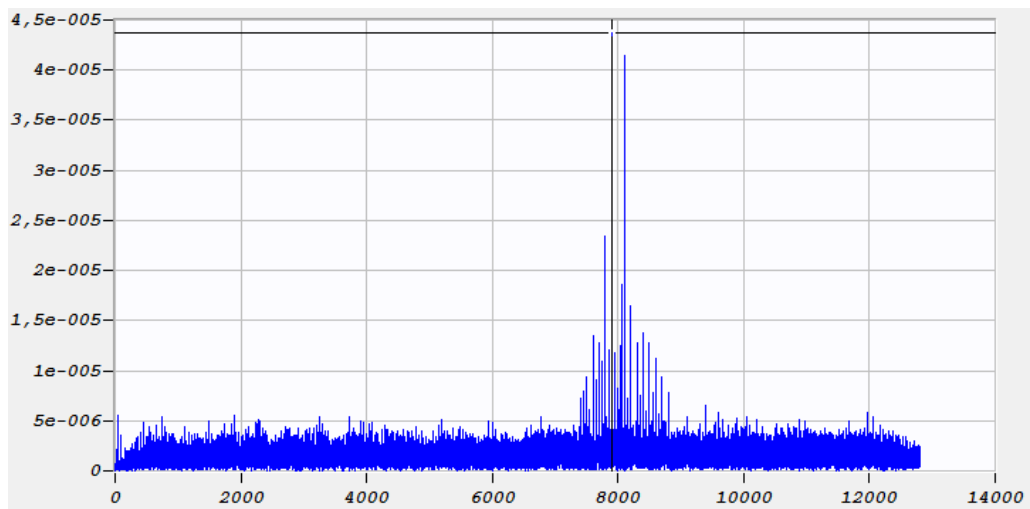
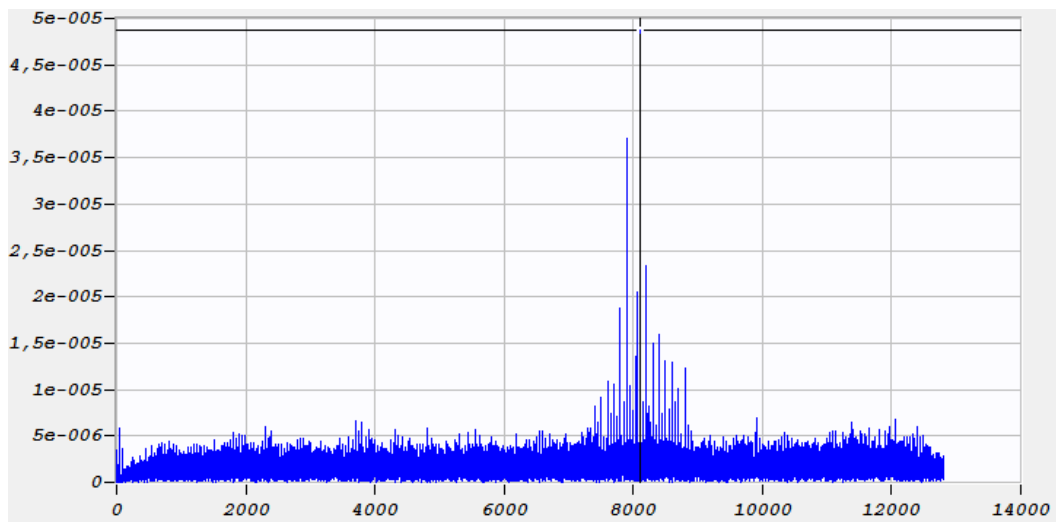
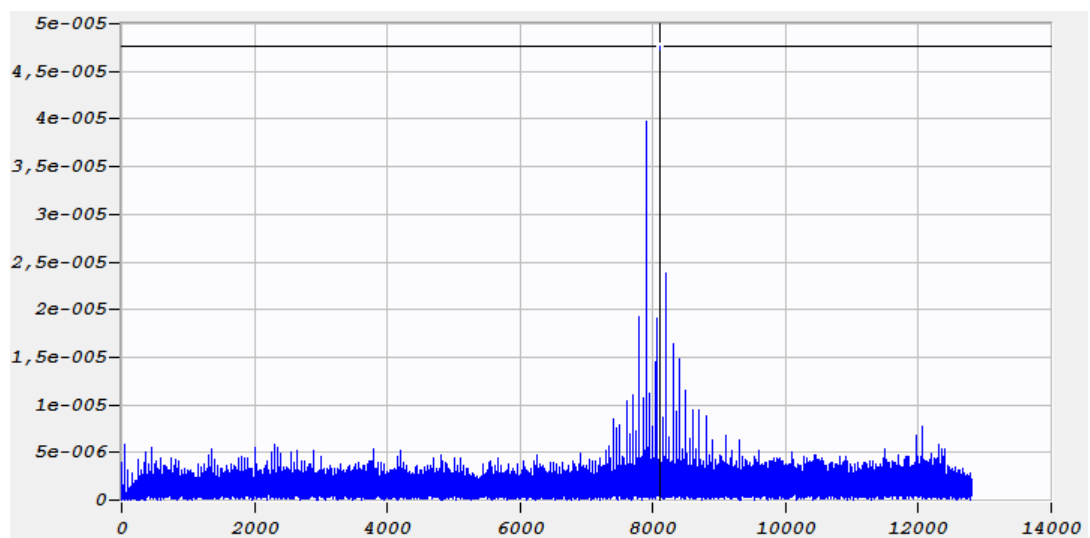
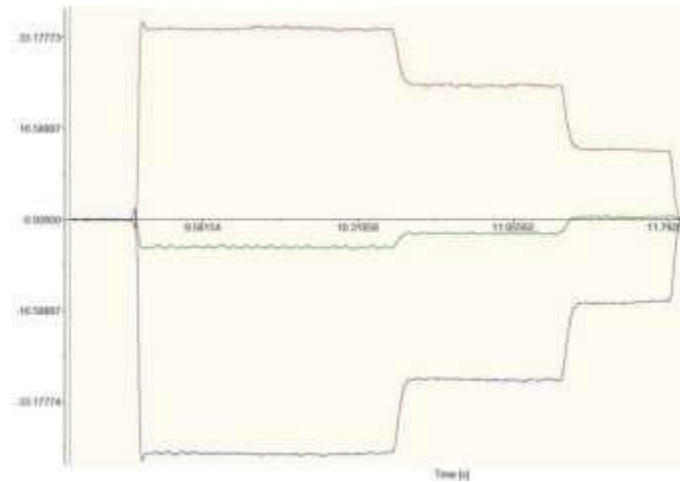
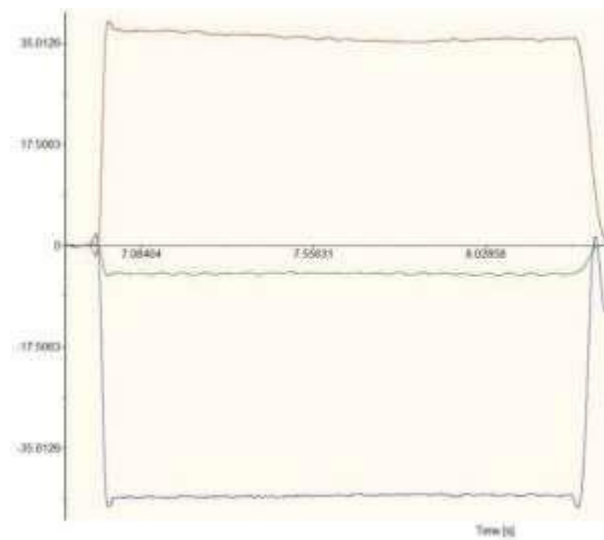
б₄) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G15,8б₅) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G27,8б₆) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G36,7

Таблица В.3 - Результаты анализа экспериментальных данных при фрезеровании уступа концевой твердосплавной фрезой с глубиной фрезерования 0,5 мм

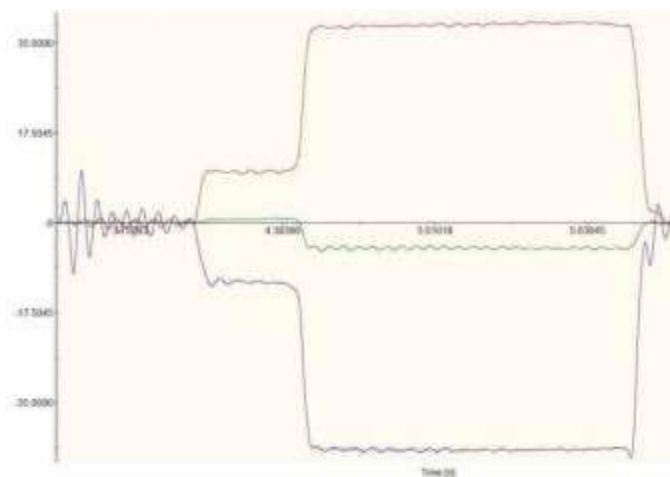
а₁) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G0,8

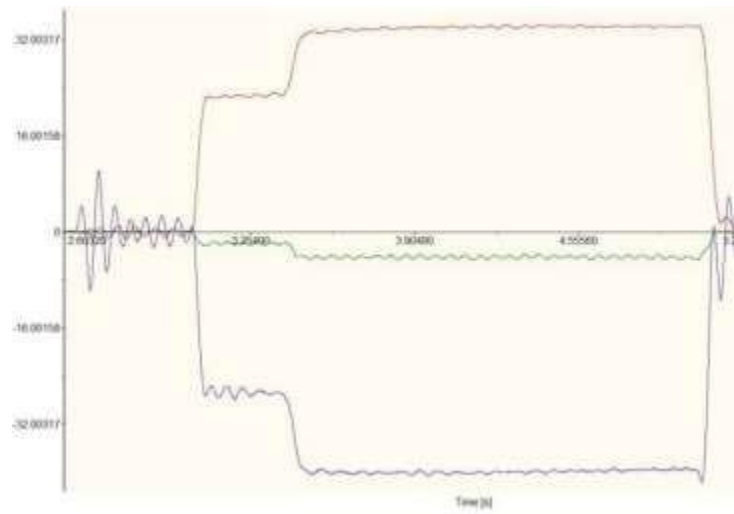
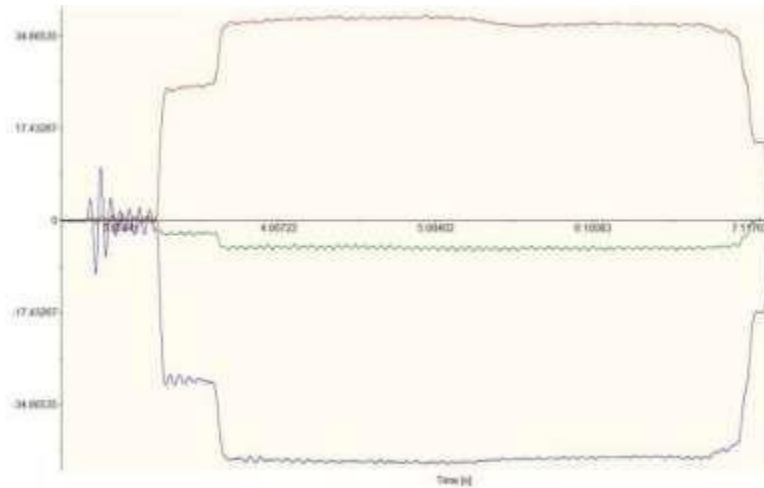
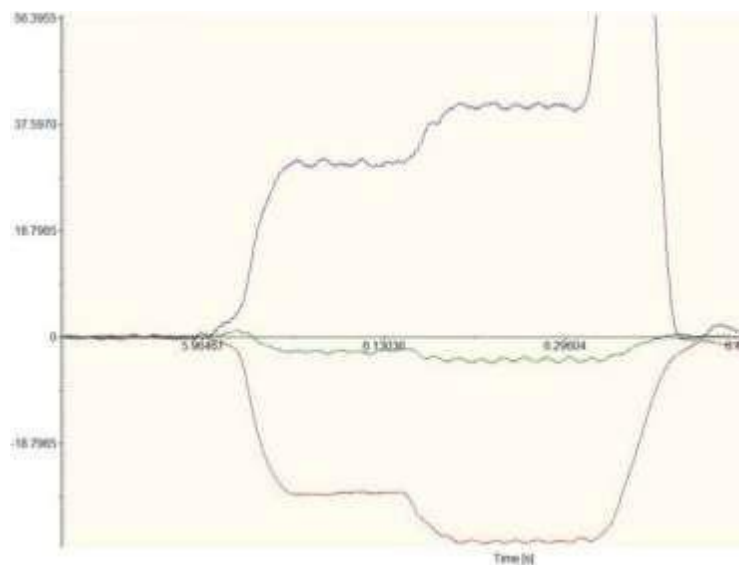


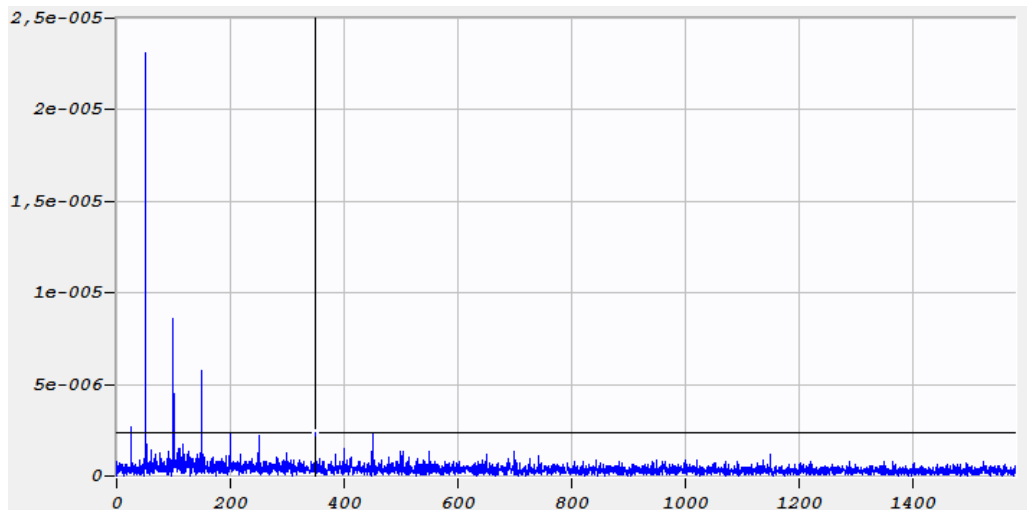
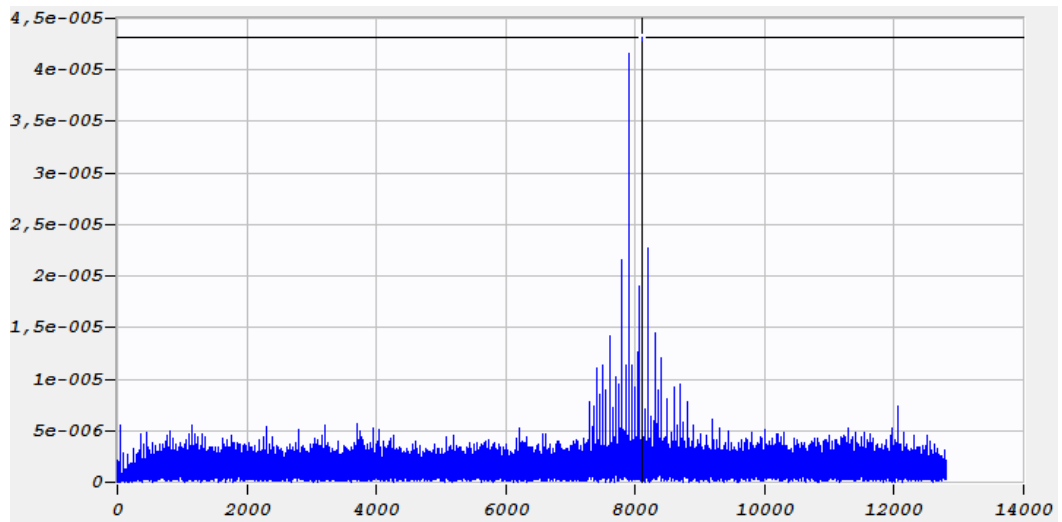
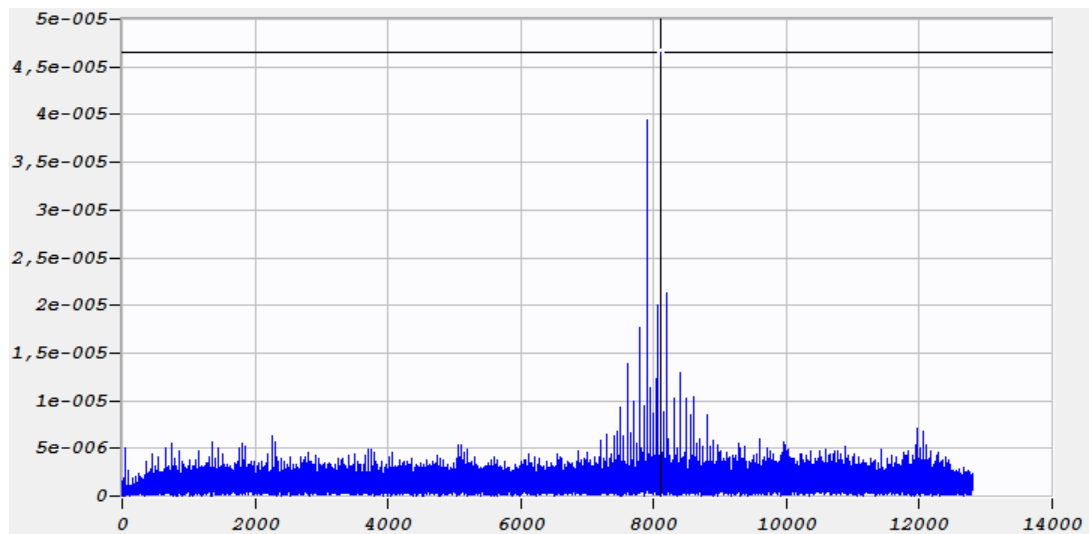
а₂) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G5,3

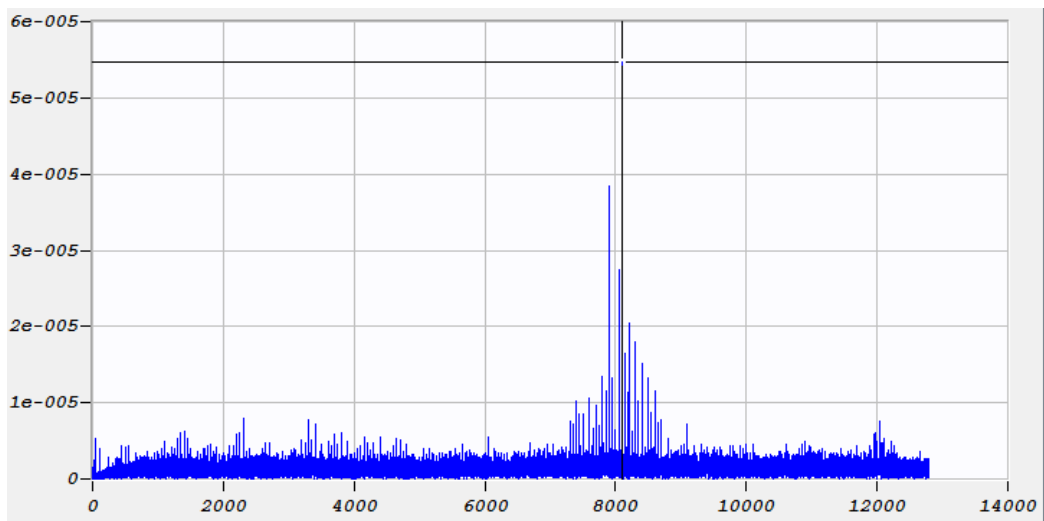
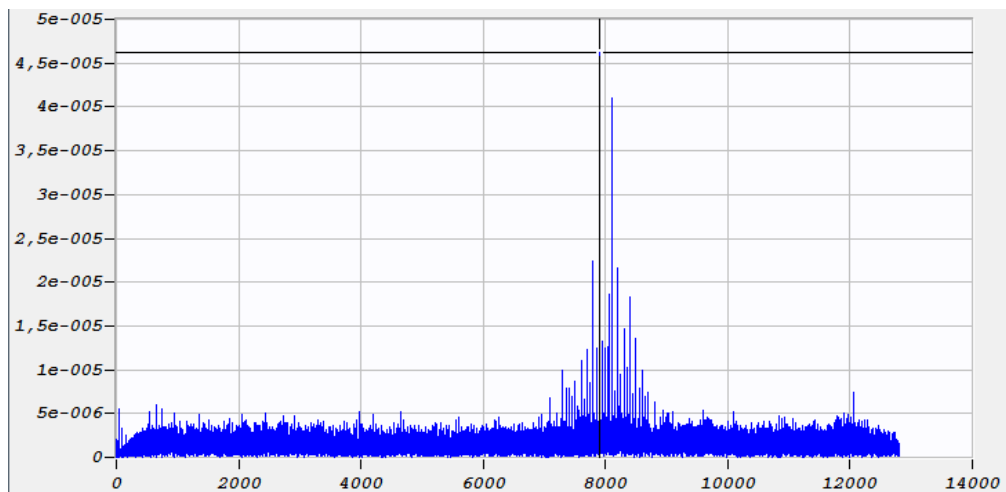
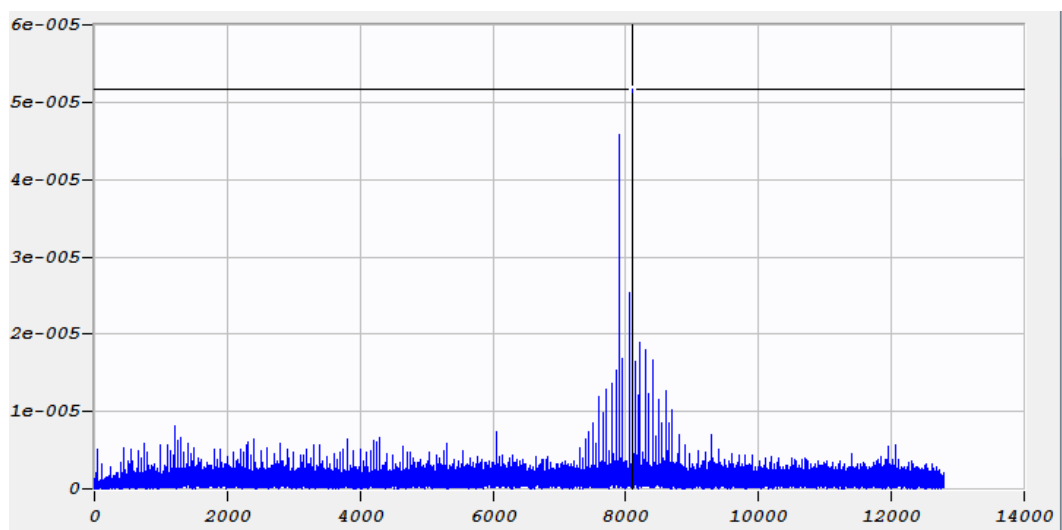


а₃) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G8,6



a₄) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G16,1a₅) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G27,4a₆) Результаты покомпонентного измерения сил резания при G36,7

б₁) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G0,8б₂) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G5,3б₃) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G8,6

б₄) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G16,1б₅) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G27,4б₆) Частотный спектр вибраций в ходе обработки при G36,7

Приложение Г

Копия акта внедрения результатов работы в учебный процесс

УТВЕРЖДАЮ

Проректор по учебной работе

ФГБОУ ВО ИРНИТУ



Смирнов В.В.

2019 г.

АКТ

внедрения в учебный процесс результатов диссертационной работы по теме «Обеспечение заданной шероховатости при высокоскоростном фрезеровании алюминиевых деталей с учетом дисбаланса инструментальных наладок»

В рамках подготовки диссертации на соискание учёной степени кандидата технических наук по теме «Обеспечение заданной шероховатости при высокоскоростном фрезеровании алюминиевых деталей с учетом дисбаланса инструментальных наладок», аспирантом Николаевым А.Ю. были разработаны методические указания для выполнения лабораторных работ «Балансировка инструментальных наладок на машине HAIMER TD2002» по курсу «Инструментообеспечение станков с ЧПУ» для магистрантов направления 15.04.05 «Конструкторско-технологическое обеспечение машиностроительных производств». Методические указания внедрены в учебный процесс и применяются для подготовки магистрантов программ «Механообработка деталей на высокопроизводительном оборудовании» и «Обработка и ремонт изделий из композиционных материалов».

Настоящий акт предназначен для предъявления в ВАК Минобрнауки.

Зав. кафедрой
«Технологии и оборудования
машиностроительных производств»

Пашков А.Е.

Директор института
авиамашиностроения и транспорта

Ахатов Р.Х.