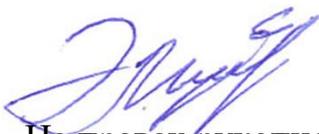


Министерство науки и высшего образования Российской Федерации  
Федеральное государственное бюджетное образовательное  
учреждение высшего образования  
«Московский государственный технологический университет «СТАНКИН»



На правах рукописи

Мустафаев Энвер Серверович

**ПОВЫШЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ  
КОНЦЕВЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ МИКРОФРЕЗ ЗА СЧЕТ ПЛАЗМЕННО-  
ПУЧКОВОЙ МОДИФИКАЦИИ ПОВЕРХНОСТИ**

Специальность

2.5.5. Технология и оборудование механической и физико-технической обработки  
(технические науки)

Диссертация на соискание ученой степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель:  
доктор физико-математических наук,  
доцент А.С. Метель

Москва – 2023

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<b>ВВЕДЕНИЕ</b> .....	4
<b>ГЛАВА 1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР ОСОБЕННОСТЕЙ ПРОЦЕССА МИКРОФРЕЗЕРОВАНИЯ И МЕТОДОВ МОДИФИКАЦИИ И НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ НА МИКРОИНСТРУМЕНТЫ</b> .....	10
1.1. Области технологического применения и особенности процесса микрофрезерования.....	10
1.2. Проблемы достижения высокого качества поверхностного слоя деталей, обрабатываемых микрофрезерованием.....	18
1.2.1. Образование заусенцев при микрофрезеровании.....	18
1.2.2. Шероховатость поверхности, формируемая при микрофрезеровании.....	24
1.3. Силы резания, возникающие при микрофрезеровании.....	26
1.4. Основные методы нанесения покрытия на микроинструменты.....	27
1.4.1. Химическое осаждение из паровой фазы (CVD).....	28
1.4.2. Физическое осаждение из паровой фазы (PVD).....	32
1.4.3. Особенности роста покрытий, осаждаемых на микроинструменты.....	40
1.5. Влияние модификации поверхности концевых микрофрез на их эксплуатационные показатели .....	43
1.6. Особенности метода обработки режущих инструментов пучками быстрых атомов.....	47
1.7. Выводы.....	52
<b>ГЛАВА 2. РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИНЦИПОВ И ТЕХНОЛОГИИ КОМПЛЕКСНОЙ ПЛАЗМЕННО-ПУЧКОВОЙ МОДИФИКАЦИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ МИКРОФРЕЗ</b> .....	54
2.1. Влияние обработки пучками быстрых атомов аргона на радиус скругления режущих кромок твердосплавных концевых фрез.....	54
2.2. Разработка метода и оборудования для комплексной плазменно-пучковой модификации твердосплавных концевых микро фрез.....	60
2.3. Практическая реализация комплексной плазменно-пучковой модификации твердосплавных концевых микрофрез диаметром 1 мм....	63
2.3.1. Заточка твердосплавных концевых микрофрез быстрыми атомами.....	63
2.3.2. Осаждение на предварительно заточенные микрофрезы износостойких покрытий из диборида титана.....	66

2.3.3. Технологический алгоритм комплексной плазменно-пучковой модификации твердосплавных концевых микрофрез.....	68
2.4. Выводы.....	71
<b>ГЛАВА 3. ИССЛЕДОВАНИЕ СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ КОНЦЕВЫМИ МИКРОФРЕЗАМИ.....</b>	<b>72</b>
3.1. Методика и оборудование для проведения испытаний микрофрез в процессе резания для измерения силовых параметров.....	72
3.2. Исследование силовых параметров и построение моделей для их расчета при фрезеровании концевыми твердосплавными микрофрезами деталей из латуни.....	75
3.3. Выводы.....	102
<b>ГЛАВА 4. ПРОВЕДЕНИЕ СТОЙКОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ ИСХОДНЫХ И МОДИФИЦИРОВАННЫХ КОНЦЕВЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ МИКРОФРЕЗ ПРИ ОБРАБОТКЕ КАНАВОК В ДЕТАЛЯХ ИЗ ЛАТУНИ И ОЦЕНКА ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ.....</b>	<b>104</b>
4.1. Методика стойкостных испытаний концевых твердосплавных микрофрез.....	104
4.2. Влияние комплексной плазменно-пучковой модификации на эксплуатационные показатели концевых твердосплавных микрофрез.....	106
4.3. Выводы.....	112
<b>ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....</b>	<b>113</b>
<b>СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....</b>	<b>115</b>

## ВВЕДЕНИЕ

**Актуальность темы.** Микрофрезерование является высокоточной и гибкой технологией изготовления изделий сложной геометрии из различных материалов (металлов и их сплавов, полимеров, керамики, графита, композитов и т.д.) с относительно высокой скоростью съема материала. В настоящее время микрофрезы в основном используются для микрообработки ответственных изделий для нужд оптики, медицины, ядерной энергетики, аэрокосмической промышленности и микроэлектроники. В качестве характерных примеров применения микрофрез можно привести следующие: обработка радиаторов для микросхем, микросопел для двигателей микроспутников, каналов в устройствах подачи лекарственных средств и др.

Учитывая, что постобработка деталей после микрофрезерования чрезвычайно сложна, микрофрезерование в большинстве случаев является заключительным этапом производственного цикла изготовления изделий и поэтому к состоянию их поверхностного слоя предъявляются высокие требования.

Для повышения износостойкости дорогостоящих микрофрез на практике используются различные технологии модификации поверхности и нанесения износостойких покрытий. Осаждение покрытий на микрофрезы с использованием традиционных технологий направлено на повышение износостойкости контактных площадок инструмента, но при этом значительно увеличивает радиус скругления режущих кромок и изменяет исходные геометрические параметры микроинструмента. Увеличение радиуса скругления кромок приводит к деформации поверхностного слоя обрабатываемой заготовки в процессе резания, неблагоприятно влияет на условия стружкообразования, что заметно ухудшает состояние поверхности обработанной детали – повышается шероховатость и увеличивается размер заусенцев.

Разработка и исследование новых методов модификации поверхности микроинструментов, не приводящих к изменению их геометрических параметров

и обеспечивающих повышение эксплуатационных показателей дорогостоящих микрофрез, в настоящее время является актуальной научно-практической задачей.

**Степень разработанности темы.** Проблемы, связанные с повышением стойкости микроинструментов, рассмотрены в трудах Балыкова А.В., Маслова А.Р., Козочкина М.П., Григорьева С.Н., Теплова Т.Б., Дьяконова А.А., Дервянко Д.И. и других российских ученых. Большой вклад в развитие знаний в области микрообработки внесли зарубежные исследователи Han J., Malayath G., Ma Y., Sahoo P., Patra K., Sun Q., Takács M., Aurich J.C., Wang F., Chen N. и др. Ими исследовано влияние модификации поверхности инструмента на размерную точность обрабатываемых деталей, изучены вопросы выбора рациональных толщин износостойких покрытий для повышения стойкости микроинструментов, выполнен анализ влияния покрытий на силовые параметры процесса резания и стружкообразование.

На сегодняшний день мало исследованными (для микрофрез диаметром не более 1 мм) являются вопросы влияния радиуса скругления режущих кромок на качество поверхности обработанных деталей, недостаточно изучено влияние различных процессов модификации на радиус скругления режущих кромок микрофрез и составляющие силы резания, возникающие при фрезеровании деталей. Кроме того, остаются востребованными эффективные и технологически доступные решения в области поверхностной модификации и нанесения износостойких покрытий, обеспечивающие повышение эксплуатационных показателей дорогостоящих микрофрез при сохранении их исходных геометрических параметров.

**Объектом исследования** являются твердосплавные концевые микрофрезы диаметром 1 мм, подвергнутые комплексной плазменно-пучковой модификации, включающей заострение режущих кромок пучками быстрых атомов и последующее осаждение износостойких покрытий из диборида титана ( $TiB_2$ ).

**Предметом исследования** являются эксплуатационные показатели (стойкость инструмента и качество обработанной поверхности) концевых

микрофрез, подвергнутых комплексной плазменно-пучковой модификации, при обработке деталей из латуни.

**Целью настоящей работы** является повышение эксплуатационных показателей концевых твердосплавных микрофрез при обработке изделий из латуни за счет разработки технологии комплексной плазменно-пучковой модификации поверхностного слоя инструмента, включающей обработку пучками быстрых атомов аргона и нанесение вакуумно-плазменных износостойких покрытий  $TiV_2$ .

Для достижения указанной цели в работе необходимо решить **научные задачи**, перечисленные ниже.

1. Разработать и исследовать технологические возможности применения пучков быстрых атомов аргона для заострения режущих кромок твердосплавных концевых микрофрез (в том числе, диаметром не более 1 мм).

2. Разработать и реализовать технологию комплексной плазменно-пучковой модификации поверхностного слоя твердосплавных микрофрез, включающую заострение режущих кромок пучками быстрых атомов аргона и нанесение вакуумно-плазменных износостойких покрытий  $TiV_2$ .

3. Усовершенствовать вакуумно-плазменное оборудование и разработать технические решения для возможности проведения в едином технологическом цикле комплексной плазменно-пучковой модификации концевых микрофрез диаметром не более 1 мм.

4. Разработать модели для расчета силовых параметров при фрезеровании концевыми твердосплавными микрофрезами деталей из латуни, учитывающие влияние факторов, связанных с размером радиуса скругления режущих кромок инструмента и режимами резания.

5. Выполнить стойкостные испытания исходных и модифицированных микрофрез при обработке канавок в деталях из латуни и провести сравнительную оценку их эксплуатационных показателей.

**Научная новизна работы** состоит в следующих результатах.

1. Разработаны и реализованы принципы заострения быстрыми атомами аргона режущих кромок твердосплавных концевых микрофрез, обеспечивающие для инструмента диаметром 1 мм снижение радиуса скругления с 4 мкм до 1 мкм.

2. Разработана и реализована технология комплексной плазменно-пучковой модификации твердосплавных концевых микрофрез, заключающаяся в заострении их режущих кромок воздействием пучками быстрых атомов аргона и нанесении на их рабочие поверхности износостойких покрытий на основе диборида титана ( $TiB_2$ ), позволившая увеличить эксплуатационные показатели микроинструмента (стойкость инструмента и качество обработанных канавок в деталях из латуни).

3. Установлены зависимости составляющих силы резания при микрофрезеровании деталей из латуни от факторов, связанных с размером радиуса скругления режущих кромок концевых микрофрез диаметром 1 мм и режимами резания.

**Теоретическая значимость** диссертации заключается в разработке принципов заострения быстрыми атомами аргона режущих кромок твердосплавных концевых микрофрез диаметром не более 1 мм, обеспечивающих снижение радиуса скругления с 4 мкм до 1 мкм.

**Практическая значимость работы** обусловлена следующим.

1. Усовершенствовано вакуумно-плазменное оборудование и разработаны технические решения, позволившие в едином цикле выполнять комплексную плазменно-пучковую модификацию твердосплавных концевых микрофрез за счет заострения кромок пучками быстрых атомов и последующего магнетронного осаждения износостойких покрытий  $TiB_2$ .

2. Установлены рациональные режимы выполнения комплексной плазменно-пучковой модификации твердосплавных микрофрез диаметром не более 1 мм.

**На защиту выносятся следующие положения:**

- Взаимосвязи радиуса режущих кромок твердосплавных концевых

микрофрез и качества обработанной поверхности деталей из латуни.

- Зависимости влияния факторов, связанных с размером радиуса скругления режущих кромок концевых микрофрез и режимов резания (подача, скорость резания, глубина), на составляющие силы резания, возникающие при микрофрезеровании деталей из латуни.

- Метод и технологические решения для комплексной плазменно-пучковой модификации концевых микрофрез, включающей заострение режущих кромок пучками быстрых нейтральных атомов аргона и последующее осаждение покрытий из  $TiB_2$ , обеспечивающих повышение эксплуатационных показателей инструмента.

**Методы исследования.** Фундаментальной базой при выполнении исследований являлись положения теории резания материалов, принципы генерации пучков быстрых атомов аргона с использованием плазмы тлеющего разряда и вакуумно-плазменного (магнетронного) осаждения износостойких покрытий.

При проведении экспериментальных исследований использовались сертифицированные методики и оборудование: определение толщины покрытий на микрофрезах осуществлялось посредством профилометрии на стилусном профилометре Dektak XT производства «Bruker»; измерения радиуса скругления режущих кромок выполнялись с использованием оптической измерительной системы MikroCAD premium+ производства «GF Messtechnik GmbH»; микроструктуру поверхностного слоя микрофрез изучали посредством сканирующей электронной микроскопии на оборудовании PHENOM G2 PRO производства «PHENOM».

**Степень достоверности** подтверждается согласованием результатов теоретических исследований и экспериментальных данных. Для получения и обоснования результатов исследований в работе выполнен анализ большого массива научно-технической информации в области модификации поверхностного слоя изделий, который отражает результаты исследований

наиболее авторитетных отечественных и зарубежных ученых.

**Апробация работы.** Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации на проведение научных исследований в рамках государственного задания (проект № FSFS-2021-0006).

Основные положения диссертационной работы докладывались автором и обсуждались на следующих международных научно-технических конференциях:

- 5-я Международная конференция «Моделирование нелинейных процессов и систем» (MNPS - 2020), Москва, Россия, 16-20 ноября 2020 г.;
- 15-я Международная конференция «Пленки и покрытия – 2021», Санкт-Петербург, Россия, 18-20 мая 2021 г.;
- 16th International Conference on Modification of Materials with Particle Beams and Plasma Flows (EFRE-2022), Томск, Россия, 2-8 октября 2022 г.;
- XIV Международная научно-техническая конференция «Трибология – машиностроению 2022», Москва, Россия, 12-14 октября 2022 г.

**Публикации.** Основные результаты исследований изложены в 20 научных работах, опубликованных в рецензируемых журналах и изданиях, индексируемых международными базами данных «Web of Science» и «Scopus». На технические решения, разработанные в рамках выполнения исследований, получены 6 патентов Российской Федерации на изобретения (№ 2726187, № 2726223, № 2752877, № 2778246, № 2794524, № 2797697).

**Соответствие паспорту специальности.** По теме и содержанию материалов диссертационная работа соответствует научной специальности 2.5.5 – «Технология и оборудование механической и физико-технической обработки» в части п.2, п.3 и п.6 раздела «Направления исследований» её паспорт.

**Структура и объём работы.** Диссертация состоит из введения, четырех глав, списка использованной литературы, содержит 134 страницы машинописного текста, в том числе 111 страниц основного текста, 63 рисунка, 20 таблиц и список литературы из 190 наименований.

# **Глава 1. АНАЛИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР ОСОБЕННОСТЕЙ ПРОЦЕССА МИКРОФРЕЗЕРОВАНИЯ И МЕТОДОВ МОДИФИКАЦИИ И НАНЕСЕНИЯ ПОКРЫТИЙ НА МИКРОИНСТРУМЕНТЫ**

## **1.1. Области технологического применения и особенности процесса микрофрезерования**

Повышение точности и производительности процессов производства миниатюрных компонент являются актуальными направлениями исследований в связи с огромным спросом на них в микроэлектронике, биомедицине, аэрокосмической промышленности и т. д. [1,2].

Миниатюрные компоненты могут быть изготовлены с помощью электроэрозионной обработки [3–6], лазеров [7–9], литографии, гальваники [10, 11], технологии глубокого реактивного ионного травления [12, 13], глубокой УФ-литографии [14, 15] или механической микрообработки [16–20]. С помощью этих технологий можно достичь исключительно точных геометрических характеристик и небольших допусков; однако время их работы и стоимость часто чрезвычайно высоки. Механическая микрообработка является одним из наиболее экономичных методов изготовления миниатюрных 3D-компонентов, в основном из-за относительно высокой скорости съема материала. Процессы механической микрообработки можно классифицировать по аналогии с технологиями обработки изделий обычных размеров: микрофрезерование, микросверление, микротокарная обработка и т. д. Одной из наиболее часто применяемых технологий механической микрообработки является микрофрезерование [21–24].

Микрофрезерование — это точная и гибкая технология изготовления сложной трехмерной геометрии из различных материалов (металлы и их сплавы, полимеры, керамика, графит, композиты и т. д. [25, 26–37]) с относительно высокой скоростью съема материала. «Кинематика микрофрезерования похожа с процессом фрезерования обычных размеров, но большим отличием является:

размер режущего инструмента (диаметр 25 мкм [38] или 50 мкм [39]), поэтому отношение длины к диаметру часто имеет большую величину. Из-за малых размеров микроинструмента возникающие в процессе резания вибрации и биения могут привести к его поломке [40]. Толщина несрезанной стружки часто имеет тот же порядок величины, что и радиус режущей кромки или размер зерна материала заготовки [32, 41, 42]. Поэтому в механизмах деформации материала часто преобладает эффект вспашки [43, 44], а качество поверхности часто бывает неудовлетворительным [41, 45]» [46]. Кроме того, значение теоретической толщины стружки часто близко к размеру минимальной толщины стружки [43, 45, 47], что может предотвратить образование стружки на каждом входе кромки [48, 49]. Отношение размера заусенца к размеру обработанных элементов выше, чем оно используется в случае обычных операций механической обработки, поэтому затраты и время, необходимые для процессов микроудаления заусенцев, больше влияют на конечный результат и себестоимость продукции [50, 51]. Кроме того, чрезвычайно трудно удалить заусенцы на элементах микроразмера [32, 52]. Жесткость, затухание и точность микрофрезерного станка оказывают значительное влияние на качество деталей. Кроме того, фрезерные станки требуют чрезвычайно высоких скоростей вращения шпинделя (до 450 000 об/мин [53]), чтобы обеспечить надлежащие скорости резания. Однако современные модели микрофрезерных станков часто обеспечивают максимальную скорость вращения шпинделя 200 000 об/мин выпускаемые компанией KUGLER GmbH [54].

Широкое применение также может указывать на уникальность микрофрез по сравнению с обычными макроинструментами. Микрофрезы в основном использовались для изготовления дорогостоящих изделий в области оптики, медицинских, ядерных, аэрокосмических, биомедицинских и микроэлектромеханических систем [55], где функции и характеристики изделий в значительной степени зависят от 2D и 3D микрофункций [56]. Материалами заготовок для микрофрез в большинстве случаев являются твердые сплавы, или мягко-хрупкие (например, техническая керамика, стекло, кремний), а также

труднообрабатываемые металлы или сплавы с размерами микроструктуры 10–5000 мкм [57] со строгими допусками по размерам (приблизительно 0,1–5 мкм) [58], высоким качеством поверхности ( $Ra = 10\text{--}100\text{ нм}$ ) [59, 60] и хорошей целостностью поверхностного слоя, остаточными напряжениями, фазовыми превращениями и кристаллическими дефектами [61]. Учитывая, что постобработка микрофрезерованных деталей чрезвычайно сложна, микрофрезерование в большинстве случаев является заключительным этапом производственной цепочки. В зависимости от целей обработки типичные области применения микрофрез могут включать (рисунок 1.1) [59, 60, 62, 63]:

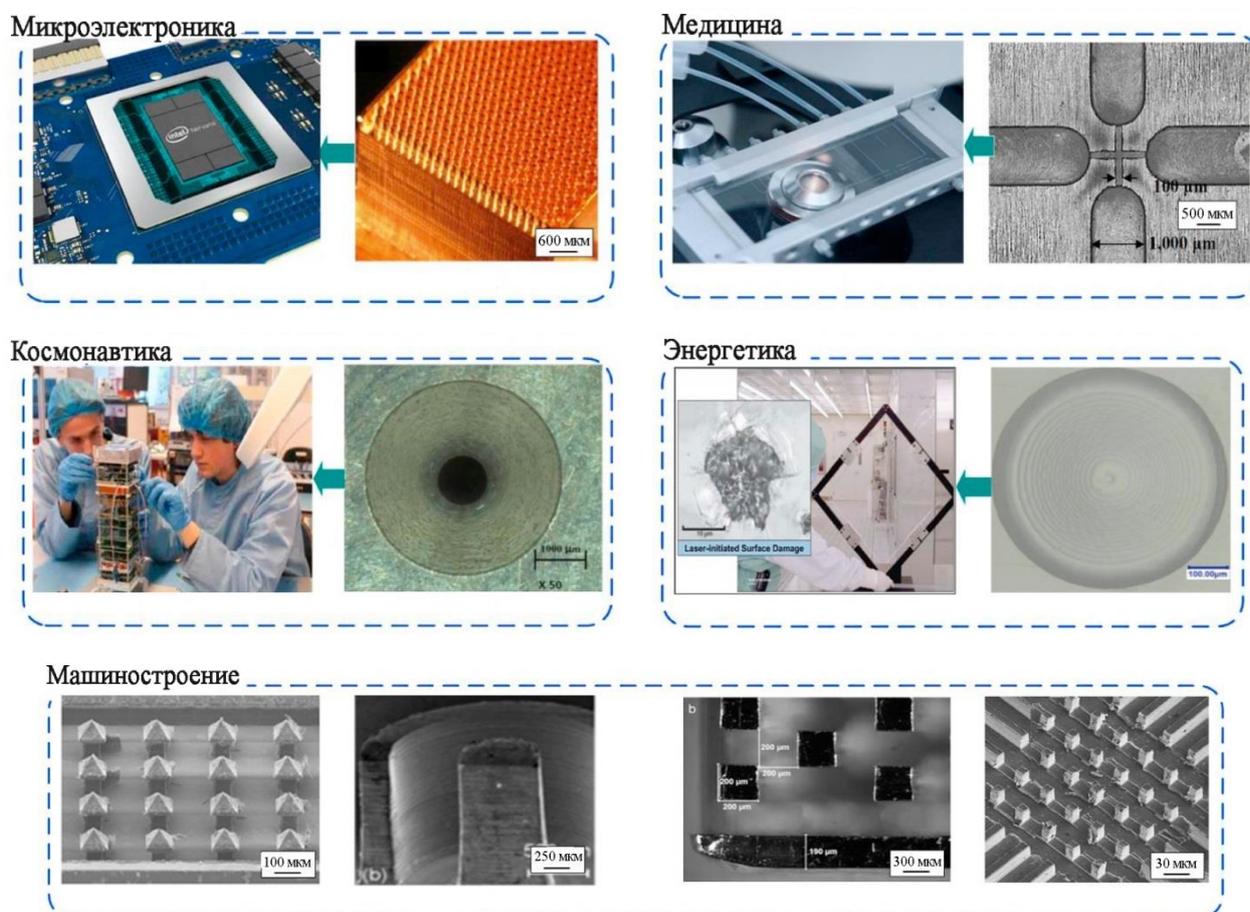


Рисунок 1.1 – Применение микрообработки концевых микрофрез в промышленности

*Отверстия с размерами от 10 до 1000 мкм и точностью менее 2 мкм, и шероховатостью  $Ra/Sa$  менее 100 нм [64].* Типичными применениями являются микроканавки и отверстия в корпусе смартфона из алюминиевого сплава или керамики для вставки разъема для гарнитуры и в целях охлаждения [65].

*Микроповерхности произвольной формы с размерами элементов от 20 до 3000 мкм с точностью размеров менее 5 мкм [66] и шероховатостью Ra/Sa менее 100 нм [67].* Типичными областями применения являются микросопла из полиметилметакрилата или сплавов на основе никеля, используемые в микродвигателях и микроспутниках [68].

*Микроматричные структуры с размерами элементов от 10 до 500 мкм с размерной точностью менее 5 мкм [69] и шероховатостью Ra/Sa менее 100 нм [70].* Типичными областями применения являются каналы медицинских микроматриц из Co-Cr-Mo или алюминиевых сплавов в медицинских датчиках потока [71], штифты или каналы микроматриц из меди или керамики, в радиаторах и отверстиях для чипов и т. д. [59, 60, 62, 65, 72, 73], в машиностроении.

«Для обеспечения высокой точности изделия необходимо знание механизма удаления стружки, в основном зависящий от типа материала (металлические материалы, полимеры, керамика, композиты) и его свойств, от геометрии инструмента (передний угол, радиуса режущей кромки, заднего угла, диаметр и т. д.), от масштаб механической обработки (макро-, микро- или нано) и основных параметров процесса резания (скорость резания, подача, глубина резания) [74–84]» [46]. Например, доминирующим механизмом удаления стружки при макрообработке сплава Ti-6Al-4V является сдвиг в первичной зоне [85], в то время как доминирующим механизмом удаления стружки при макрообработке композитов из армированного углеродным волокном полимера являются изгиб, расслаивание, дробление и сдвиг, зависящие в основном от угла среза волокна и переднего угла инструментов [35, 86, 87].

«При механической обработке толщина снимаемого слоя материала ограничена; этот предел называется минимальной толщиной стружки ( $h_{\text{мин}}$ ). Если толщина недеформированной стружки ( $h$ ) меньше, чем  $h_{\text{мин}}$ , режущий инструмент деформирует материал, а не удаляет ее. Это явление чаще вызывает трудности при микрофрезеровании, чем при обработке инструментом больших размеров» [46]. По данным Випиндас и др. [88], радиус режущей кромки оказывает наиболее

существенное влияние на размер минимальной толщины стружки, что было подтверждено Войцехофским и др. [48]. Минимальную толщину стружки можно оценить с помощью эмпирической модели [42, 45].

Как уже подробно обсуждалось исследователями, в механизмах удаления стружки из однородных (например, металлических) материалов в основном преобладает сдвиг [89], но на микрообработку композитов часто влияет в основном эффект вспашки. Согласно Арамхароен и Мотивенга [90], причина этого в отрицательном кинематическом переднем угле режущего инструмента, вызванном относительно большим радиусом режущей кромки по сравнению с толщиной несрезанной стружки. Отрицательный эффективный передний угол режущей кромки сжимает верхнюю часть материала, и он пластически деформируется. Механизмы удаления микростружки показаны на рисунке 1.2 [41, 90].

«Если значение  $h$  меньше значения  $h_{\text{мин}}$  (рисунок 1.2 а), режущий инструмент только вдавливают материал ниже режущей кромки, и он возвращается обратно без образования стружки. В этом случае материал деформируется преимущественно упруго и повреждает структуру поверхности (за счет пластической деформации), что приводит к ухудшению качества поверхности [45]. Если значение  $h$  сравнимо со значением  $h_{\text{мин}}$  (рисунок 1.2 б), стружка начинает формироваться за счет сдвигового эффекта в зоне первичного сдвига. Кроме того, удельная пассивная сила резания высока из-за относительно большого эффекта вспашки» [46]. В случае, когда  $h$  больше  $h_{\text{мин}}$  (рисунок 1.2 в), стружка непрерывно образуется за счет устойчивой пластической деформации в зоне сдвига, а упруго деформированный материал отпружинивает. Тем не менее коэффициент упругого восстановления ниже. Толщина недеформированной стружки ( $h$ ) часто превышает толщину удаленного материала [91]. Этот механизм наиболее близок к механизму удаления макростружек квазиоднородных материалов.

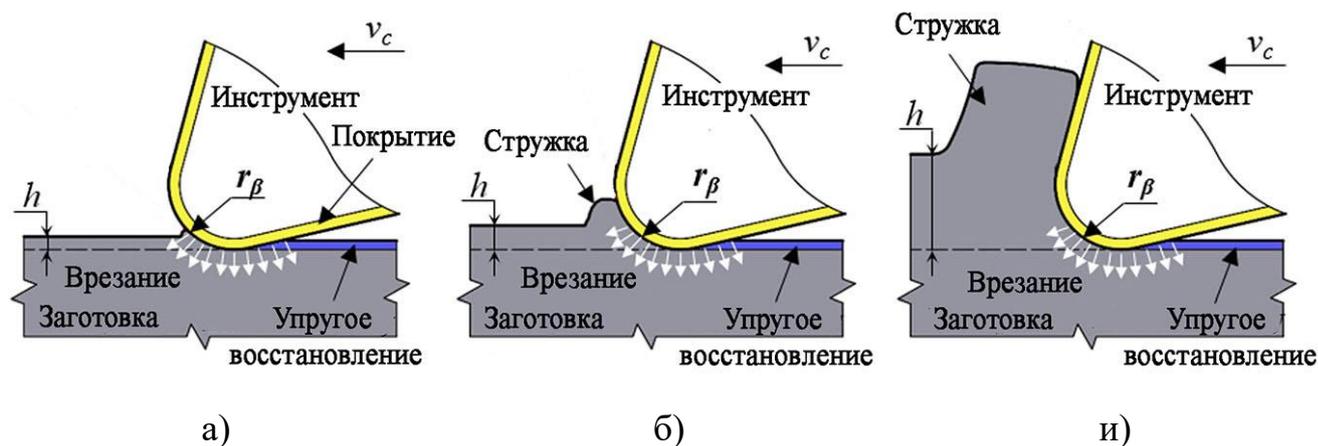


Рисунок 1.2 – Схема механизмов удаления микростружки:

а) –  $h \ll h_{\text{мин}}$ ; б) –  $h \approx h_{\text{мин}}$ ; в) –  $h \gg h_{\text{мин}}$

$h$  – толщина недеформированной стружки);  $h_{\text{мин}}$  – минимальная толщина стружки

Толщина недеформированной стружки почти постоянна при ортогональной обработке, если не учитывать вибрации и регенеративный эффект. Однако при фрезеровании она непостоянна: ее величина изменяется при вращении инструмента. Поэтому может случиться так, что проявляются и характеризуют процесс удаления материала все вышеупомянутые случаи (рисунок 1.2 а, б и в) [25]. Кроме того, малая подача и/или относительно большой изгиб инструмента могут привести к тому, что в некоторых случаях стружка не образуется, а материал деформируется в основном упруго [25, 48].

При механической микрообработке существенное влияние оказывает микроструктура материала (дефекты материала, плотность, тип, положение, ориентация и размер зерен/волокон/частиц) [80, 92, 93]. Влияние микроструктуры анизотропного и неоднородного материала показано на рисунке 1.3 [41, 89, 90]. Если микрочастица (зерно, волокно и т. д.) материала расположена (рисунок 1.3) ниже – область (а) или выше – область (б) теоретической глубины резания, влияние микрочастицы незначительно. Тем не менее, микрочастицы оказывают значительное влияние на механизм удаления стружки если они расположены на теоретической глубине резания – области (в) и (г) на рисунке 1.3. Энергия необходимая для резания микрочастиц часто выше, чем у матрицы [80], поэтому для деформирования или дробления частиц требуется больше энергии резания,

что может привести к более высоким вибрациям, более быстрому износу инструмента, большему образованию заусенцев и худшему качеству поверхности.

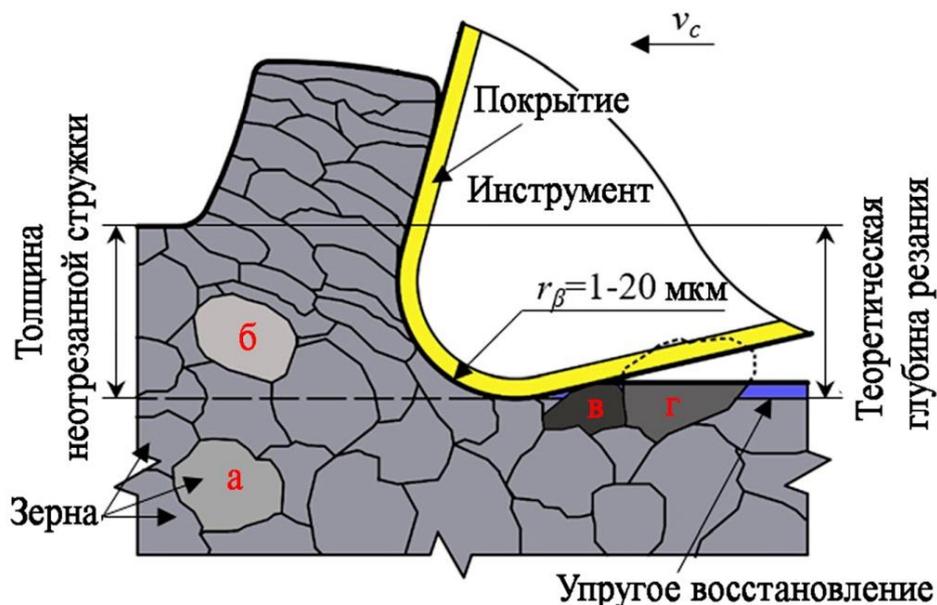


Рисунок 1.3 – Схема влияния положения частиц на процесс микрообработки. Микрочастица расположена: (а) – полностью внизу, (б) – полностью вверху, (в) – близко и (г) на уровне теоретической глубины резания

«Глубокие технологические знания и опыт, приобретенные при фрезеровании обычных размеров (макрофрезерование), не могут быть непосредственно применены к процессу микрофрезерования, главным образом, из-за размерного эффекта (явления, связанные с обработкой, и характеристики процесса не коррелируют линейно с размером инструмента) и относительно высокого отклонения инструмента [25]. Поэтому механизмы удаления микростружки и микрофрезерования квазиоднородных материалов ранее исследовались многими исследователями с помощью теоретических [94–96], экспериментальных [41, 97–99] и имитационных [98, 100, 101] подходов» [46]. Биссакко и др. [102] исследовали пределы размерного эффекта при микрофрезеровании, которые разделяют механизмы удаления микро- и макростружки. Арамхароен и Мотивенга [90] провели эксперименты по микрообработке закаленной, очень мелкозернистой стали H13 и обнаружили, что отношение  $h_{\text{мин}}/r_{\beta}$  минимальной толщины стружки ( $h_{\text{мин}}$ ) к радиусу режущей

кромки ( $r_\beta$ ) является ключевым параметром, который существенно влияет на процесс микрообработки. Согласно их исследованиям, размерный эффект значителен, когда отношение меньше 1. Радиус режущей кромки микрофрезерного инструмента составляет примерно 1–20 мкм [38], что примерно соответствует той же величине, что и используется на инструментах обычных размеров. Величина радиуса режущей кромки зависит в основном от материала инструмента, размера частиц, точности изготовления и степени износа инструмента [92]. Согласно Биссакко с соавторами [25], вышеупомянутое отношение  $h_{\text{мин}}/r_\beta$  оказывает большое влияние на относительную точность обработки, образование заусенцев и качество поверхности. Кроме того, положительно влияет на качество обрабатываемых деталей, а также на состояние инструмента увеличение подачи на зуб ( $f_z$ ). Тем не менее, процесс оптимизации величины подачи на зуб должен включать анализ сил резания и прогиба инструмента.

Миан и др. [103] исследовали микрообработку сплава Inconel 718. Они указали, что не только соотношение  $h_{\text{мин}}/r_\beta$ , но и скорость резания являются важным параметром с точки зрения размерного эффекта и оптимизации процесса микрофрезерования. Кроме того, они пришли к выводу, что для оценки величины размерного эффекта рекомендуется анализировать удельную энергию резания, толщину корня заусенца и качество поверхности. Пратап и др. [104] провели моделирование микрообработки сплава Ti-6Al-4V и обнаружили, что размер напряжения в первичной зоне сдвига был относительно высоким (2467 МПа), что объяснялось размерным эффектом.

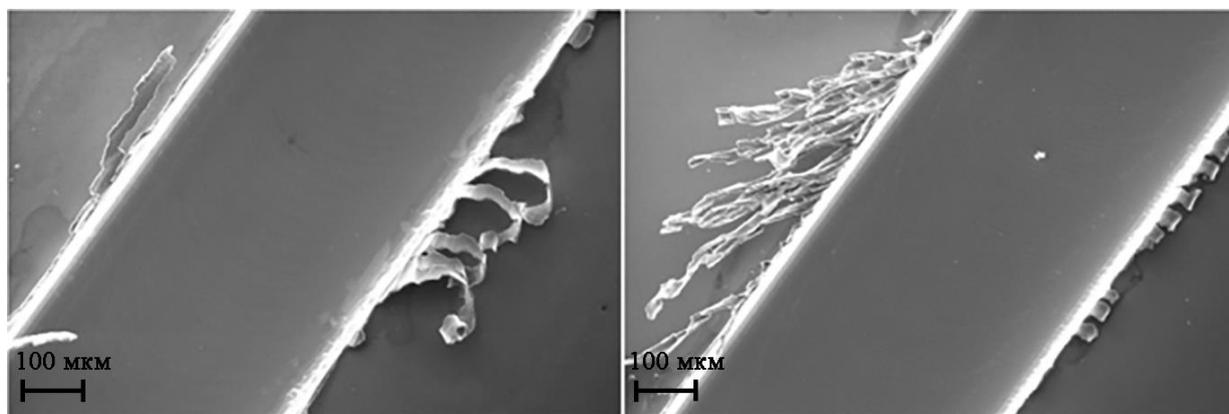
Для повышения стойкости микроинструмента, применяют напыления износостойких покрытий. Но из-за нанесенного покрытия увеличивается радиус режущей кромки микроинструмента, что сильно влияет на минимальную толщину стружки [105].

## 1.2. Проблемы достижения высокого качества поверхностного слоя деталей, обрабатываемых микрофрезерованием

### 1.2.1. Образование заусенцев при микрофрезеровании

Одним из геометрических дефектов, вызванных микрофрезерованием, является появление заусенцев на обработанных кромках материала. Конкретный размер заусенца обычно меньше, чем при обычном фрезеровании; поэтому их удаление является более сложной задачей [32, 52]. Заусенец не ослабляет материал, однако это сильно влияет на качество детали, так как его размер может быть сравним с диаметром инструмента [106] и ухудшает его работоспособность [32, 107].

Заусенцы образуются при обработке материала, когда происходит в процессе резания деформация инструментом не удаленного материала, это связано следующими причинами: (1) несрезанная стружка не поддерживается каким-либо материалом или специальными опорными приспособлениями [108], (2) большой радиус режущей кромки [47, 109], (3) значительный износ инструмента [47, 109], (4) сильные вибрации в процессе резания [100, 110, 111], (5) вид и положение микрочастиц детали неблагоприятны [80, 112]. Возникновение заусенцев, вызванных фрезерованием микроканавок, можно увидеть на рисунке 1.4 [41].



а)

б)

Рисунок 1.4 – Верхний заусенец на микрофрезерованной поверхности AISI H13. При  $v_c = 90$  м/мин,  $a_p = 100$  мкм; а) –  $f_z = 2$  мкм, б) –  $f_z = 6$  мкм

Как видно из рисунка, наблюдается появление большого количества заусенцев, а их размер сравним с размером диаметра инструмента. Однако заусенец может образовываться не только на верхних кромках материала, но часто наблюдается и на входной и выходной кромках [96]. На рисунке 1.5 [113, 114] показаны различные типы заусенцев и их расположение.

Можно выделить три основных механизма образования заусенцев, которые относятся к процессам микрофрезерования [114, 115, 116]: первый – материал сжимается, в основном из-за эффекта вспашки, и поэтому пластически выпячивается по бокам материала. Этот механизм назван пуассоновским (рисунок 1.6а); второй – несрезанная стружка отрывается от материала, а не удаляется четко (рисунок 1.6б) и третий – неразрезанная стружка скорее сгибается, чем удаляется. Этот механизм получил название опрокидывания (рисунок 1.6в). На образование заусенцев существенное влияние оказывает состояние инструмента, которое постоянно меняется по мере выполнения резания.

■ Типы заусенцев при встречном фрезеровании    ■ Типы заусенцев при попутном фрезеровании

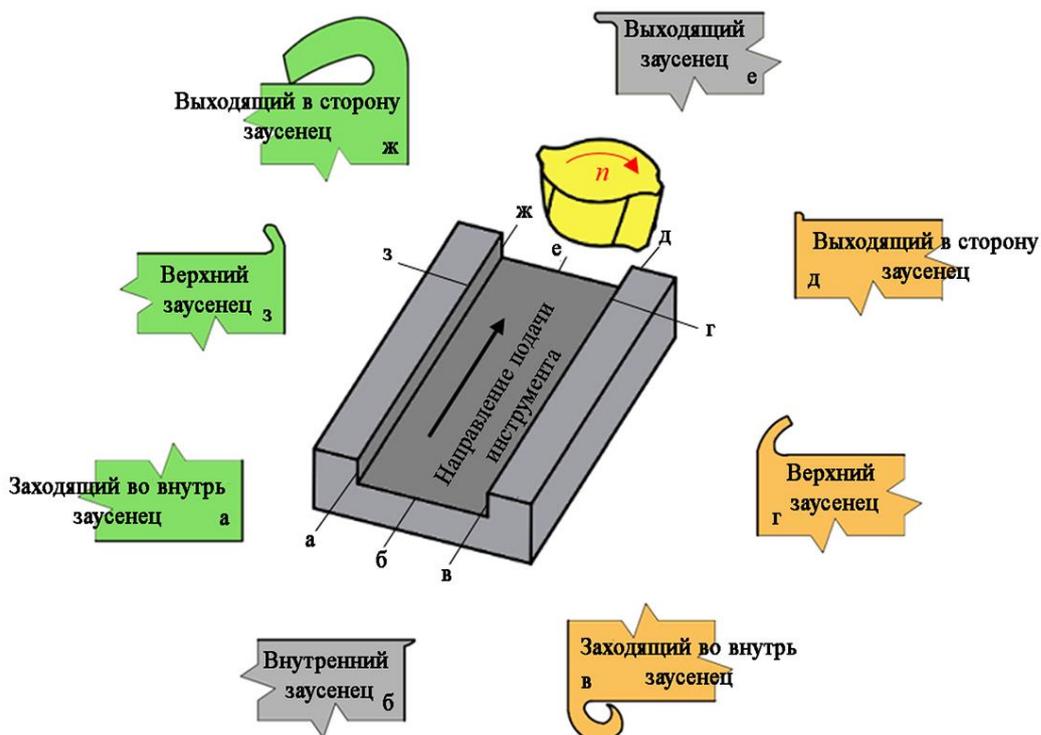


Рисунок 1.5 – Различные типы заусенцев и их расположение

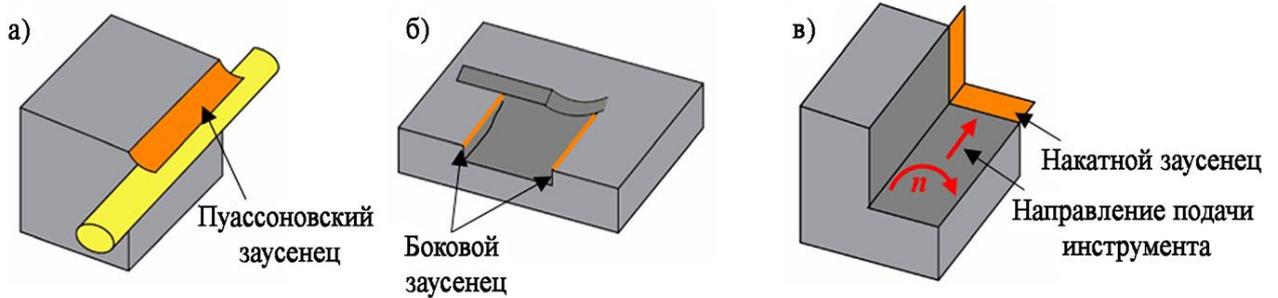


Рисунок 1.6 – Схема механизмов образования заусенцев:

а) – пуассоновского, б) – разрывного и в) – переворачивающего

Для выбора соответствующих параметров важно знать фактическое состояние инструмента [106], так как заусенцы увеличиваются по мере износа [106, 117] (рисунок 1.7).

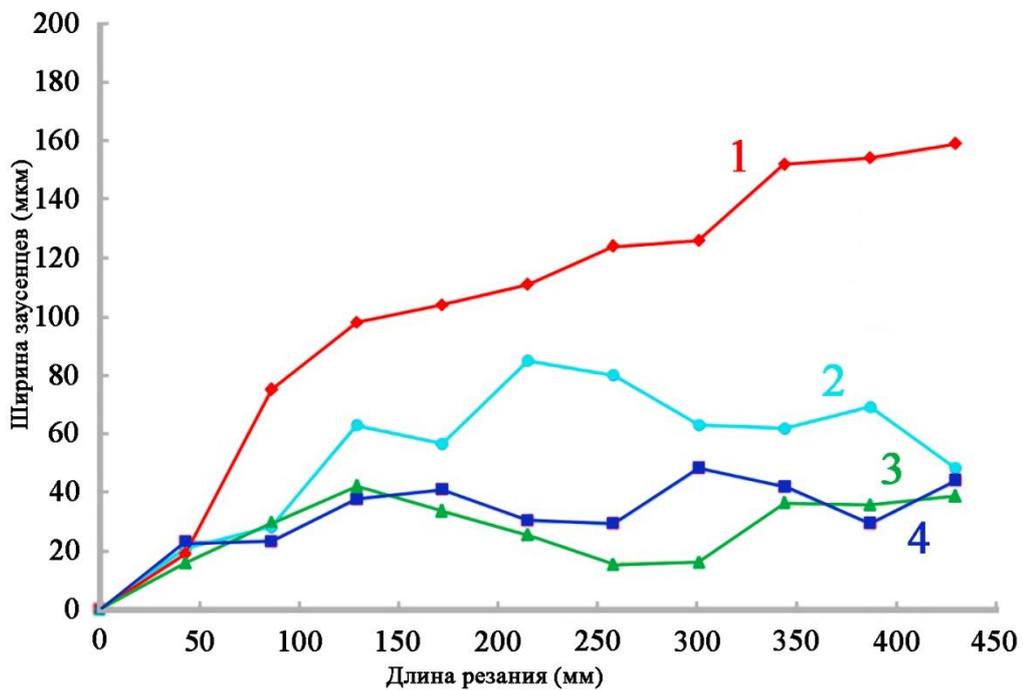


Рисунок 1.7 – Изменение максимальной ширины заусенцев в зависимости от длины резания и типа покрытия

Олиаие и Карпат [118] в исследовании влияние нароста на образование заусенцев не было обнаружено, но было выявлено, что при более высоких усилиях резания приводят к большему размеру заусенца.

Для устранения заусенцев возникших в процессе микрофрезерования предлагается два способа: 1 – удаление заусенцев после обработки; 2 — уменьшение размеров заусенцев в процессе обработки. Второй способ экономически выгоден; поэтому оптимизация процессов микрофрезерования имеет важное значение. Согласно [119], неправильный дизайн удаления заусенцев или неправильный выбор параметров резания может привести к значительной погрешности размеров, микроповреждениям, дефектам поверхности или остаточным напряжениям.

Многие исследователи изучали влияние на образование заусенцев стратегии фрезерования: встречное фрезерование (обычное фрезерование) оказалось идеальным с точки зрения минимизации заусенцев на материалах OFHC [120], Inconel 718 [103],  $Ti_6Al_4V$  [117], AA1100 [106], AISI 1045 [121], Al6061-T6 [119], X5CrNi18-10 [122]. Хаджихамади [50] наблюдал меньшую высоту заусенца при встречном фрезеровании AISI 316L, чем при попутном (также известном как попутное фрезерование) верхних кромок. Тем не менее, толщина заусенцев была меньше на краях, обработанных при попутном фрезеровании. Пикард и др. [123] обнаружили более тонкий и широкий заусенец на стороне с попутным фрезерованием.

Ву и др. [120] предложили дополнительный процесс фрезерования со стратегией встречного фрезерования с небольшой шириной резания для удаления образовавшегося заусенца. Миан и др. [103] заметили, что геометрия заусенца, полученная при попутном фрезеровании, более однородна, чем геометрия заусенца, полученная при восходящем фрезеровании. Биерманн и Штейнер [122] показали, что качество микрообработанной боковой стенки заготовки лучше при применении попутного фрезерования, однако размер заусенцев оказался больше, что и было подтверждено Саптаи и Сабхия [119]. Миан и др. [103] предположили, что толщиной корня заусенца можно эффективно управлять путем оптимизации

скорости резания, а так же отношением толщины стружки к радиусу кромки. Согласно Кумару и др. [107], параметры резания, свойства материала заготовки, геометрия инструмента, покрытия и смазочно-охлаждающие жидкости также значительно влияют на образование заусенцев при микрофрезеровании. Пикард и др. [123] проанализировали процесс микрофрезерования и обнаружили, что на размер заусенца существенно влияют подача на зуб и ширина резания. Они также обнаружили, что более высокая подача на зуб и меньшие значения ширины резания положительно влияют на механизм образования заусенцев.

Арамхароен и Мативенга [90] наблюдали уменьшение размера заусенцев на закаленной стали H13 по мере увеличения отношения толщины недеформированной стружки к радиусу режущей кромки. Они объясняли это явление уменьшающейся вспашкой. Чен и др. [124] предложили уменьшить отношение глубины резания к диаметру инструмента, чтобы свести к минимуму образование заусенцев. Повышение скорости резания и подачи на зуб также положительно сказалось на образовании заусенцев в диапазонах параметров  $v_c = 40\text{--}90$  м/мин и  $f_z = 1\text{--}4$  мкм [121]. Кумар и др. [32] исследовали боковой выход заусенца и обнаружили, что он неблагоприятен на фрезерованных сторонах. Тем не менее, Кисванто и др. [106] также наблюдали значительное образование выходных заусенцев на сторонах с попутным фрезерованием. Кроме того, они не смогли найти каких-либо существенных различий между формами заусенцев на стороне фрезерования вверх и вниз. Гилбин и др. [28] провели эксперименты по микрофрезерованию 42NiCrMo16 с использованием концевой фрезы диаметром 500 мкм. «Они показали, что увеличение подачи оказалось наиболее подходящим для уменьшения заусенцев на выходе, хотя, в отличие от макрофрезерования, это не оказало существенного влияния на качество поверхности. Напротив, согласно Биерманн и Штейнер [122], увеличение подачи может привести к увеличению высоты верхнего заусенца в X5CrNi18-10 возможно, из-за того, что увеличенное количество материала не может быть удалено непрерывно только за один проход. Они также пришли к выводу, что увеличение скорости резания из-за «упрочнения материала с более высокой скоростью деформации» и использование острых

инструментов с положительным передним углом и большим углом спирали выгодно для уменьшения размера верхнего заусенца» [46].

«Кумар и др. [32] изучали микрообработку Ti-6Al-4V и смогли уменьшить высоту выходного заусенца, уменьшив скорость резания с 314 м/мин до 79 м/мин. Арамчароэн и др. [125] подвергли микрообработке AISI H13 и обнаружили, что для уменьшения размера заусенцев подходят большинство покрытий. Суэйн и др. [97] провели эксперименты по микрообработке сплава Nimonic 75 и сравнили режущую способность инструмента с наноструктурным покрытием TiAlN и инструмента без покрытия. Они обнаружили, что инструменты работают почти одинаково в начале резания, но с увеличением длины резания — из-за различных характеристик износа — заусенцы увеличиваются быстрее в случае применения режущего инструмента без покрытия» [46].

«Согласно Комацу и др. [126], уменьшая размер зерна материала, можно уменьшить размер заусенца. При нормальных размерах зерна (~ 9 – 10 мкм) сила резания резко снижается в конце реза с переменным первичным углом сдвига, и на кромках образуется крупный заусенец» [46]. Напротив, в случае материалов со сверхмелкими зёрнами (~ 1,5 мкм) уменьшение усилия в конце отделения стружки происходит постепенно. Ву и др. [120] методом конечных элементов и экспериментально провели исследования обработки бескислородной меди алмазным инструментом и показали, что заусенец Пуассона вызван боковым движением неподвижного материала на нижнем участке режущей кромки. В их исследованиях радиусы режущей кромки составляли 1, 2 и 5 мкм, что было как меньше, так и больше толщины неразрезанной стружки. Они заметили, что из-за преобладающего эффекта вспашки область максимального напряжения сместилась от верхнего угла режущей кромки к нижнему углу. Все это привело к увеличению пуассоновского заусенца.

По мнению авторов, образование заусенцев минимально, если толщина несрезанной стружки уменьшается до величины радиуса режущей кромки. Однако дальнейшее уменьшение толщины стружки приводит к обратному эффекту. Согласно Аурих и др. [39], наклонный шпиндель приводит к

совершенно другим условиям удаления материала, чем обычный. «Из-за наклона режущего инструмента можно свести к минимуму эффективный угол наклона спирали, что может оказать положительное влияние на образование заусенцев. Коу и др. [127] рекомендовали использовать поддерживающий материал для увеличения жесткости края заготовки» [46]. В случае их нового метода на опорном материале образуется заусенец, который легче удалить с детали. Процедура проверена экспериментально. Саптаджи и др. [119, 128] доказали, что конические инструменты могут уменьшить верхний заусенец, а также заусенец на выходе из-за наклонных стенок. Чтобы уменьшить заусенцы, они рекомендовали для пластичных материалов инструмент из монокристалла алмаза с малым радиусом режущей кромки, который для эффективного использования дополнительно требует высокой точности и хорошего контроля вибрации.

### **1.2.2. Шероховатость поверхности, формируемая при микрофрезеровании**

Шероховатость поверхности является одним из наиболее важных свойств качества обработанной поверхности изделия, поэтому многие исследования были сосредоточены на факторах, оказывающих на него влияния. Ульманн и др. [129] провели эксперименты по микрофрезерованию X13NiMnCuAl4-2-1-1 и обнаружили, что радиус режущей кромки существенно влияет на шероховатость поверхности обрабатываемой детали. «Хорошо известно [131], что по мере процесса резания радиус кромки увеличивается. По мнению Чжу и Ю [23], повреждение инструмента также влияет на целостность поверхности и геометрию изделия. Олиаи и Карпат [118] изучали микрообработку Ti-6Al-4V и обнаружили, что увеличение скорости резания не улучшает площадь поверхности. Однако в работе [130] на SKD 61 обнаружили, что ни скорость резания, ни подача ( $v_c \approx 37,5\text{--}75,4$  м/мин,  $f_z = 1\text{--}2$  мкм) не оказывают существенного влияния на качество обработанной поверхности» [46]. Кусванто и др. [106] численно изучили процесс микрофрезерования, сосредоточились на производительности и предположили,

что рекомендуются высокие скорости подачи, поскольку они не приводят к значительному ухудшению свойств поверхности (диапазон параметров исследования  $v_c \approx 22-59,7$ ). м/мин,  $f = 0,05-1$  мм/с).

Миан и др. [85] исследовали результаты шероховатости поверхности с помощью дисперсионного анализа (ANOVA). В отличие от рассмотренных ранее исследований было установлено, что помимо отношения теоретической толщины стружки к радиусу кромки, на шероховатость поверхности существенное влияние оказывает также скорость резания. Она является наиболее значимым параметром для улучшения качества поверхности. Было установлено, что улучшение качества поверхности достигается за счет увеличения скорости резания.

«По данным Занг и др. [132], низкая жесткость инструмента в процессе микрофрезерования является одним из самых больших препятствий с точки зрения качества поверхности. Силы резания приводят к значительным деформациям инструмента, что сказывается на качестве обрабатываемых поверхностей, как это доказано Мамедовым и др. [133]. Ахмади и др. [134] обнаружили несколько лучшее качество поверхности в Ti-6Al-4V в случае более мелких зерен материала заготовки. При микрофрезеровании нержавеющей стали Stavak Олиаеи и Карпат [135] обнаружили, что для каждой ширины резания ( $a_e$ ) имеется предпочтительное значение подачи на зуб. Более низкие значения  $a_e$  приводят к меньшей шероховатости поверхности. При больших значениях ширины резания качество поверхности лучше при более высоких значениях подачи на зуб. Оптимум находится при  $a_e = 20\%$  и  $f_z = 4$  мкм» [46].

Биссакко и др. [102] подробно изучали влияние геометрии микрофрез на качество обработанной поверхности. При микрофрезеровании возникают следы за инструментов в виде небольших волн в направлении подачи, что сказывается на качестве поверхности. И для снижения возникающего эффекта предлагается снижение диаметра микрофрезы до ограниченного значения. В исследовании стратегий фрезерования Ti-6Al-4V, проведенном Ахмади и др. [134], на основе анализа с EBSD (Electron backscatter diffraction – Дифракции отражённых электронов), при попутном и встречном фрезерования привели к различной

текстуре поверхности. Было замечено, что при попутном фрезеровании происходит большая деформация сжатия, чем при прямом фрезеровании. Аурих и др. [39] исследовали влияние угла наклона шпинделя и, основываясь на своих экспериментах, показали, что наклон инструмента также ухудшает качество поверхности и геометрию, которая важна при микрофрезеровании.

### **1.3. Силы резания, возникающие при микрофрезеровании**

Ключевые различия между макро- и микрообработкой касаются силы резания. Из-за уменьшения размера при микрофрезеровании значения сил резания намного меньше, чем при макрофрезеровании.

В процессе резания необходимо контролировать силы резания. Так как с помощью них можно определить состояние инструмента, вибрации в процессе резания, формирование стружки и состояние инструмента [86, 92, 135]. Это позволяет прогнозировать износ микроинструмента.

Известно, что процесс резания происходит с сильно отрицательным передним углом инструмента, и соотношение между толщиной резания и радиусом кромки инструмента определяет механизм удаления стружки. И по мере работы микроинструмента происходит его износ и увеличение значения  $\rho$ , что влияет на силы резания, которые являются предметом многих исследований [94, 117]. Ву и др. [136] обрабатывали медь и обнаружили, что отношение силы  $P_h$  и  $P_v$  к основной силе резания составляло 55% и 45% соответственно. И с увеличением радиуса режущей кромки увеличивается сила резания. Пратап и др. [103] проанализировали силы резания при микрофрезеровании сплава Ti6Al4V. Они обнаружили, что более высокие силы резания вызваны главным образом ускоренным износом инструмента (более высоким радиусом режущей кромки), вызванным повышенными температурами резания. В этом случае увеличение силы происходит из-за более сильной деформации материала заготовки, которое возникает, когда значение толщины стружки ниже его минимального показателя

[137, 138]. Все эти явления часто способствуют непредсказуемому сроку службы инструмента [105].

Значительное увеличение удельной силы резания наблюдается при малых толщинах стружки из-за явления размерного эффекта [139]. Чжоу и др. [140] выполнили моделирование микрофрезерования стали NAK80 и обнаружили, что влияние скорости резания на силы резания незначительно в исследованном ими диапазоне параметров ( $v = 12-36$  м/мин,  $t = 0,3-12$  мкм). Сан и др. [35] провели трехмерное моделирование микрофрезерования методом конечных элементов на сплаве Al7075-T6 и заметили, что при увеличении ширины резания увеличивается и сила резания. По данным Комацу и др. [126] на силу резания оказывает размер зерна, чем меньше ее величина, тем меньше силы резания, но при этом увеличивается трение в процессе. Силы резания существенно зависят также от типа фрезерования: в стали AISI 1045 силы обычно ниже при встречном фрезеровании, чем при попутном фрезеровании [37].

#### 1.4. Основные методы нанесения покрытия на микроинструменты

Срок службы режущих инструментов существенно увеличивается после нанесения тонких износостойких пленок [141,142]. Это связано с твердостью пленки около 25-30 ГПа [143], во много раз превышающей твердость упрочняемого материала. Синтез твердых покрытий обычно осуществляется путем конденсации из паровой фазы с применением методов **PVD** (физическое осаждение материала) или **CVD** (химическое осаждение материала). Эти методы нашли свои соответствующие области применения, например, нанесение покрытий на подложки из карбида вольфрама – CVD, а на стали – PVD [144, 145] (рисунок 1.8).

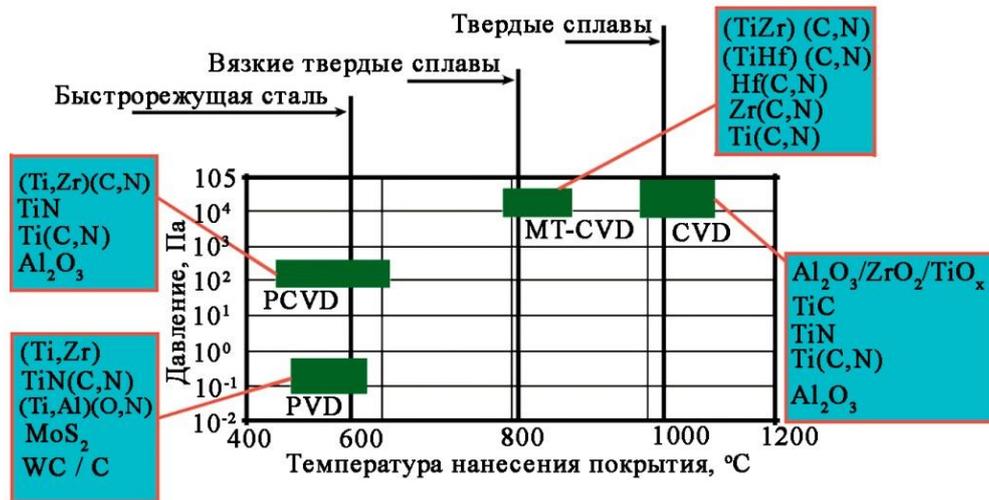


Рисунок 1.8 – Основные методы нанесения покрытия.

PCVD – метод осаждения из газовой фазы полученной путем плазменного распыления;

MT-CVD – среднетемпературный метод CVD

#### 1.4.1. Химическое осаждение из паровой фазы (CVD)

Методы CVD позволяют получать поверхностные слои разнообразного фазового состава и толщиной до 15 мм и широко применяются для обработки таких материалов, как спеченные карбиды, или для обработки элементов машин, которые должны характеризоваться высокой стойкостью к фрикционному изнашиванию без высоких динамических нагрузок. Они обеспечивают значительное повышение долговечности обработанных изделий. Методы CVD применяются также для изготовления твердых и устойчивых к истиранию и коррозии покрытий из карбидов, нитридов, карбонитридов, а также оксидов металлов на стальных и керамических подложках или на тугоплавких металлах. Такие покрытия широко применяются для нанесения на режущие инструменты, а также инструменты горячей и холодной обработки пластмасс, способствуя многократному повышению их долговечности.

Методы CVD все чаще применяются для производства современных наноструктурных материалов, нанопокровтий и композитов для применения в

наноэлектронике или фотовольтаике благодаря возможности получения значительного количества наноструктур за один производственный цикл (рисунок 1.9) [146].

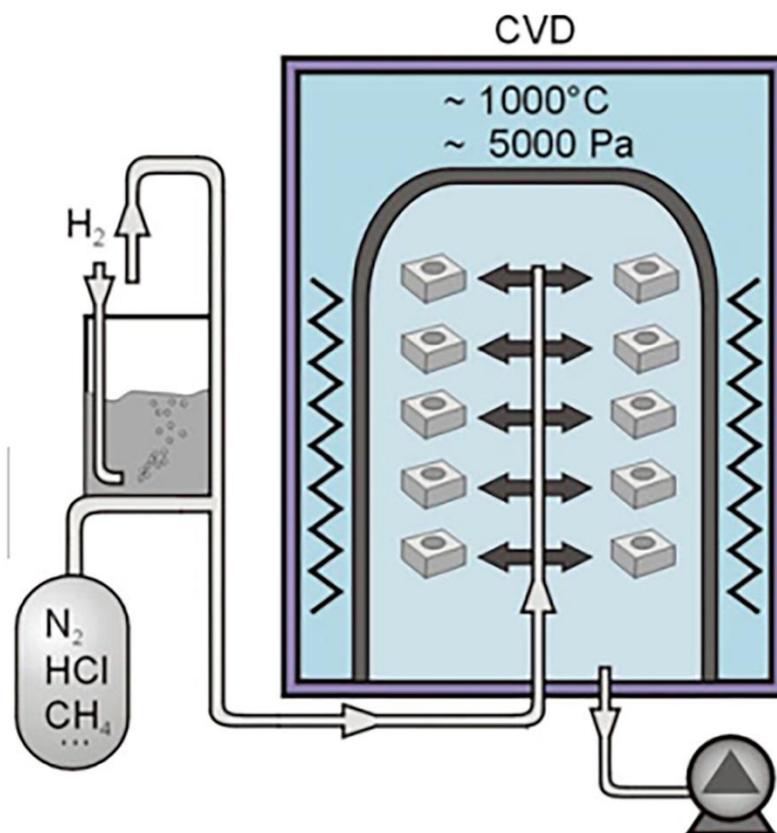


Рисунок 1.9 – Схема осаждения покрытия методом CVD

**Характеристика процесса CVD.** Широкий спектр элементов с покрытиями и широкий спектр материалов покрытий, которые могут быть изготовлены с использованием методов химического осаждения из паровой фазы, от аморфных до эпитаксиальных слоев высокой степени соответствия и чистоты, порождают глубокий интерес к методам CVD для промышленного применения. Синергия в развитии технологии CVD достигается за счет интеграции нескольких областей науки, включая термодинамику, физику плазмы, кинетику, механику жидкости и химию [146].

Характерной особенностью методов CVD является химическая реакция компонентов газовой атмосферы на подвергаемой обработке поверхности, в результате которой образуется твердая фаза. Основными химическими

реакциями, которые участвуют в процессах CVD, являются пиролиз, восстановление, гидролиз, диспропорционирование, окисление, карбонизация и азотирование. Ход химических реакций можно активировать термически, переводя в плазменное состояние и/или фотонами. В традиционном подходе так называемые безопорные CVD-методы – это процессы, проводимые при атмосферном давлении в газовых атмосферах, содержащих пары химических соединений, являющихся основной подложкой получаемого слоя (карбидного, нитридного, боридного или оксидного слоя). В атмосфере часто содержатся летучие галогениды диффундирующего элемента и углеводороды, азот, водород или инертный газ, например аргон. Атомы металлов (например, бора, хрома, алюминия, титана, тантала) высвобождаются из соединения (например,  $\text{BCl}_3$ ,  $\text{CrCl}_2$ ,  $\text{Al}_2\text{Cl}_3$ ,  $\text{TiCl}_4$ ,  $\text{TaCl}_4$ ) в результате химической реакции, протекающей на поверхности шихты. Второй компонент слоя может поступать из подложки (например, углерод в карбидных слоях) или из атмосферы (например, азот или кислород в нитридных или оксидных слоях). Например, в случае покрытий  $\text{TiC}$  и  $\text{TiN}$  идея метода CVD состоит в пропускании газовой смеси, содержащей титан, азот или углеводород, при температуре около 1000–1100 °С и в разложении молекул этих газов и наконец, в синтезе соединения в виде покрытия.

Ройнтан Ф. Бунша в своей статье [147] представляет классификацию реакций процесса CVD, содержащую четыре общие категории. Первая категория химических реакций, происходящих в процессах CVD, включает реакции термического разложения (пиролиза), обычно описываемые реакцией:

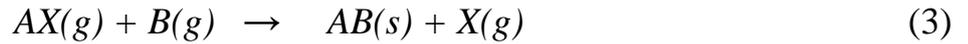


где  $\text{AX}$  – газообразное соединение,  $\text{A}$  – твердое вещество, а  $\text{X}$  – газообразный продукт реакции.

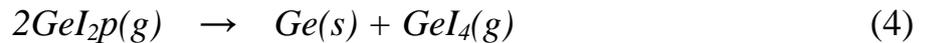
Ко второй категории относятся реакции восстановления, в которых газообразное соединение восстанавливается восстановителем:



Третья категория — реакция замещения в молекуле  $\text{AX}$ ;  $\text{X}$  заменяется элементом  $\text{B}$ , как в реакции:



Четвертая группа реакций содержит реакции диспропорционирования:



Обычно в процессе CVD одновременно протекают несколько типов реакций.

Скорость формирования и роста CVD-покрытий ограничивается скоростью самого медленного процесса при нанесении покрытия.

Стадии CVD-процесса (рисунок 1.10 [146]) следующие:

1. Подача газов-реагентов в реактор
2. Массовый транспорт – диффузия газов на подложку.
3. Адсорбция реагентов на поверхность подложки
4. Реакция газов с поверхностью и образование материала покрытия
5. Десорбция побочных продуктов реакции и их удаление из субстрата

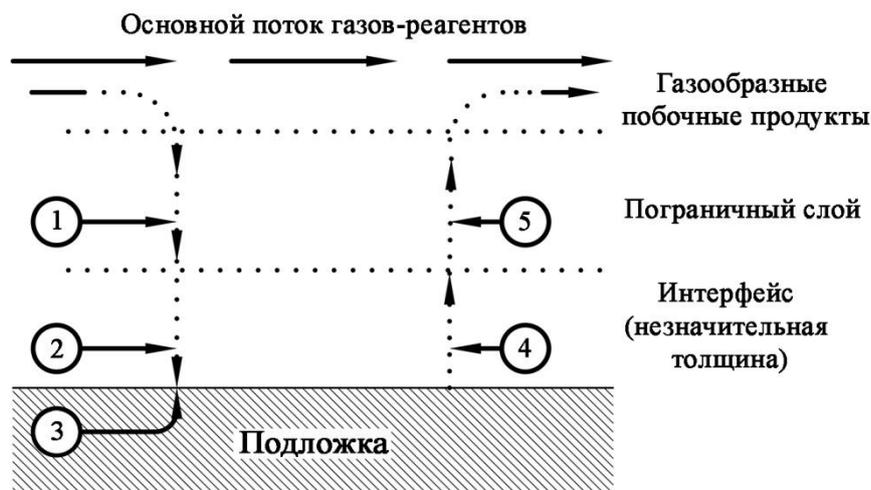


Рисунок 1.10 – Схема стадий формирования CVD покрытия: (1) диффузия реагентов через пограничный слой, (2) адсорбция реагентов на подложке, (3) протекает химическая реакция, (4) десорбция адсорбированных частиц, (5) диффузия побочных продуктов

**CVD-процессы.** CVD может быть реализован с использованием различных процессов и конфигураций оборудования:

- Классический, при котором химические реакции активируются термически.
- CVD при атмосферном давлении (APCVD)
- CVD под низким давлением (LPCVD)

- Плазмохимическое – плазменно-ассистированное CVD (PACVD) с использованием физических полей: микроволн (MWCVD) и радиочастот (RFCVD).
- Лазерно-активируемое CVD (LCVD)
- CVD-активация УФ-лучами (фото CVD)
- CVD с использованием металлоорганических прекурсоров (MOCVD)
- CVD, реализованный в кипящем слое (CVD в псевдосжиженном слое)
- Химическая паровая инфильтрация (CVI)

**Свойства и применение CVD-покрытий.** Одним из наиболее важных применений CVD-покрытий является модификация поверхности машин или элементов инструментов, применяемых в инструментальной и машиностроительной промышленности. В этом секторе применяются преимущественно алмазные слои, алмазоподобные углеродные слои, а также карбидные, нитридные и боридные слои, характеризующиеся высокой твердостью, устойчивостью к механическому (абразивному) износу, высокой стойкостью к эрозии или воздействию агрессивных химических сред при повышенных температурах. Методы CVD в основном применяются для изготовления антиабразивных и антикоррозионных слоев. Слои керамических материалов, полученные методами CVD, широко применяются и в медицине. Покрытия из нитрида и карбида титана особенно предпочтительны, поскольку они используются в качестве покрытий хирургических инструментов. Нитридные слои перспективны также для модификации поверхности протезов движущихся частей живых организмов [147].

#### **1.4.2. Физическое осаждение из паровой фазы (PVD)**

Процесс физического осаждения из паровой фазы (PVD) — это процесс атомного осаждения, при котором материал испаряется из твердого или жидкого источника, такого как молекулы или атомы, и транспортируется в виде пара через

плазменную или вакуумную среду к подложке, где он конденсируется. Тонкие PVD-пленки и покрытия наносятся на конструкционные материалы с целью улучшения желаемых свойств поверхности, таких как коррозионная стойкость, износостойкость, твердость, трение или необходимый цвет. Тематика исследований, связанная с получением PVD-покрытий, является одним из важнейших направлений развития поверхностной техники, обеспечивающим изготовление покрытий с высокими функциональными свойствами по механическим характеристикам и износостойкости [146, 148-150].

**Методы PVD-осаждения покрытия.** В этой главе представлены различные методы получения PVD-покрытий. К наиболее перспективным методам дальнейших исследований и промышленной деятельности относятся магнетронное распыление, вакуумно-дуговое испарение и гибридные методы, состоящие из комбинации перечисленных методов (табл. 1.1).

Для методов нанесения покрытий PVD характерно то, что металлы и сплавы испаряются или распыляются в вакууме, а газы и пары металлов ионизируются при пониженном давлении и при более низкой температуре, чем в методах CVD, с использованием различных физических процессов. В большинстве случаев покрытия изготавливаются методом PVD в три этапа [150,151]:

- Получение паров наносимого материала;
- Транспортировка паров (нейтральных или ионизированных) на материал подложки;
- Конденсация паров наносимого материала на подложку и рост покрытия.

Указанные стадии физического осаждения из газовой фазы в зависимости от метода могут сопровождаться дополнительными физическими процессами, такими как: электрическая ионизация полученных паров металла и подаваемых газов, кристаллизация металла или газовой фазы из полученной плазмы.

Практически во всех методах PVD осаждаемое покрытие создается из потока ионизированной плазмы, направляемого на подложку электрическими разрядами.

Таблица 1.1 – Основные методы обработки PVD [148]

Подгруппы	Методы воздействия
Термическое испарение	Импульсное лазерное
	Электронно-лучевое
Ионная имплантация	Ионно-лучевое
Напыление	Мощное импульсное магнетронное
	Реактивное магнетронное
	Ионно-лучевое
Дуговое осаждение	Импульсное дуговое
	Вакуумно-дуговое
	Фильтрованное дуговое

По этой причине некоторые методы плазменного осаждения (с использованием ионов) называются PVD с плазмой (PAPVD) или PVD с ионным сопровождением (IAPVD). Процессы PAPVD характеризуются рядом особенностей, которые не наблюдаются в процессах неионизированной паровой кристаллизации. В частности, это относится к наличию в плазме не только нейтральных частиц, но и электрически заряженных частиц (ионов, электронов), достигающих высокой кинетической энергии при ускорении в электрическом поле. Они используются, в частности, для осаждения материалов с высокой температурой плавления, таких как нитриды, карбиды, бориды и оксиды переходных металлов. Плазма, как особое состояние, требует для своего существования внешних источников энергии. Сложный и многостадийный характер процессов межчастичного энергообмена, вызывающих реакции в плазме, можно условно разделить на три стадии [148]:

- Подвод энергии к свободным электронам электрическим полем.
- Подвод энергии к другим частицам плазмы электронами с целью увеличения их внутренней энергии.
- Химические реакции, происходящих между частицами в состояниях с повышенной внутренней энергией.

Плазменные методы становятся все более важными для достижения повышенной чистоты поверхности подложки и лучшей адгезии осаждаемого покрытия к основе.

Учитывая многообразие применяемых методов, их разновидностей и модификаций, а также отсутствие унифицированной номенклатуры, многие авторы в зависимости от предполагаемых критериев вводят собственные классификации, что затрудняет проведение какой-либо четкой классификации. Авторы склонны соглашаться использовать одну из следующих классификаций согласно [151]:

- Местоположение зоны, в которой пары осаждаемого материала получают и ионизируются.

- Способ получения и ионизации паров металлов или фаз путем:

- термическое испарение с осаждением частиц полученного в результате материала;

- сублимация, при которой частицы осаждаемого материала получают в сильноточном непрерывном или импульсном дуговом разряде;

- распыление, при котором частицы осаждаемого материала получают в результате бомбардировки целевой поверхности осаждаемого материала ионами нейтрального газа, чаще всего аргона высокой энергии, или при аномальном разряде в скрещенных магнитном и электрическом полях.

- Отсутствие или наличие интенсификации процесса осаждения за счет:

- реактивных методов, связанных с применением химически активных газов (например,  $N_2$ , углеводородов,  $O_2$ ,  $NH_3$ ), позволяющих получить соответствующую фазу высокой твердости (например,  $TiN$ ,  $Al_2O_3$ ) в результате химической реакции с парами металлов;

- активированных методов, связанных с активацией процесса ионизации газов и паров металлов посредством дополнительных тлеющих разрядов, постоянных или переменных электрических полей, магнитных полей, дополнительных источников электронной эмиссии или нагрева подложки;

– смешанных методов, относящихся к различным комбинациям приведенных выше методов.

- Наиболее существенная классификация по методу осаждения металлов из паровой фазы:

– дуговое испарение, при котором частицы осаждаемого материала получают энергию в сильноточном электрическом (дуговом) разряде;

– напыление, при котором частицы осаждаемого материала получают путем бомбардировки поверхности ионами, преимущественно ионами аргона высокой энергии;

– ионное покрытие, при котором ионы ускоряются к подложке имеющей отрицательный потенциал, метод КИБ (конденсация с ионной бомбардировкой).

Физическое осаждение из газовой фазы заключается в нанесении покрытий при пониженном давлении с наличием газовой фазы (пара), полученной в результате физических явлений. В целом существует ряд последовательных этапов формирования покрытия в процессе PVD:

- образуются пары наносимого материала;
- происходит электрическая ионизация подаваемых газов и паров осаждаемого материала и перенос образовавшихся паров по пути источник – подложка;
- покрытие выращивается из частиц, абсорбированных на подложке;
- при необходимости описанный выше процесс может быть усовершенствован.

**Применение PVD-покрытий.** Методы PVD применяются для изготовления покрытий различного назначения (таблица 2.2) [152-155]. Базовую группу PVD-покрытий составляют стойкие к износу инструменты и детали конструкций. В эту группу в основном входят нитриды и карбиды, а также оксиды переходных металлов и алмазные покрытия. Такие покрытия, благодаря своим уникальным свойствам, в частности очень высокой твердости и стойкости к истиранию, способствуют существенному увеличению срока службы покрытых ими инструментов и деталей конструкций.

Другая группа покрытий — это покрытия PVD, используемые в биомедицинской инженерии для медицинских имплантатов, хирургических инструментов и инструментов. Основное назначение покрытий – повышение коррозионной стойкости для снижения коэффициента трения в вертлужной впадине в покрытиях имплантатов костной системы. Такие материалы покрытия должны обладать высокой биосовместимостью. Помимо металлических покрытий, в эту группу также входят покрытия из углерода или гидроксиапатита, используемые для имитации роста костей в менее тяжелых случаях потери костной массы и для покрытия имплантатов (например, при остеопорозе тазобедренного сустава).

Кроме того, PVD-покрытия используются в электронике, оптоэлектронике и фотовольтаике в качестве просветляющих слоев, изготовленных из оксида титана, а также в качестве так называемого верхнего и нижнего металлического покрытия фотоэлементов, изготовленных из чистого серебра.

Интенсивное развитие технологий нанесения твердых износостойких покрытий практически устранило препятствия, связанные с механической обработкой, такие как: обработка материалов, трудно поддающихся механической обработке, особенно композитов с металлической матрицей, суперсплавов на основе никеля и кобальта, материалов, используемых в космической и военной промышленности, прецизионное формование закаленных сталей и чугуна и сухая обработка при высоких скоростях обработки. К основным преимуществам нанесения противоизносных покрытий на обрабатывающие инструменты относятся [152]:

- снижение производственных затрат за счет увеличения срока службы инструмента;
- повышенная эффективность обработки, связанная с более высокими скоростями обработки и подачами, а также сокращением времени простоя для необходимой замены инструмента;
- улучшение качества обрабатываемых материалов.

Правильный выбор материала покрытия обусловлен ограничением износа, термических, механических или коррозионных процессов, которые имеют решающее значение для повреждения инструмента.

Таблица 1.2 – Применение PVD-покрытий

Трибологические применения	Биомедицинские применения	Фотоэлектрические и оптоэлектронные применения	Декоративные применения
Режущие инструменты. Инструменты для формовки пластмасс. Конструктивные части.	Хирургические инструменты. Биомедицинские имплантаты.	Антибликовые слои. Металлическое покрытие. Полупроводниковые слои.	Бижутерия.

К наиболее популярным покрытиям, изготавливаемым в настоящее время на обрабатываемых инструментах, относятся: TiN, TiCN и TiAlN. Для нанесения твердых покрытий преобладающими методами являются магнетронное распыление и катодно-дуговое испарение, которые будут более подробно рассмотрены далее.

**Испарение катодной дугой.** Перевод твердого материала мишени в паровую фазу достигается с помощью дуги между двумя электродами в вакуумной камере, где мишень является катодом, а стенка камеры - анодом [156]. Дуга – это электрический разряд с большим током и низким напряжением. Основным преимуществом катодной дуги является высокая степень ионизации, что приводит к образованию плотных пленок с повышенной износостойкостью [156], [157], [158]. Основным недостатком катодной дуги является выброс капель из катодного пятна, которые встраиваются в растущую пленку, как показано на рисунке 1.11 [159]. Эти капли обычно имеют металлическую сердцевину, которая зарастает материалом покрытия (рисунок 1.11) и действует как место повторного зарождения, вызывая пустоты и микроструктурное укрупнение. Полученные структуры обеспечивают высокую диффузионную способность, представляют

собой механически слабые места и обуславливают высокую шероховатость поверхности [158], [159], [160]. Хотя образования капель можно избежать, отделив их от потока ионов с помощью магнитной фильтрации [158], этот подход практически не используется для нанесения твердых покрытий на инструменты.

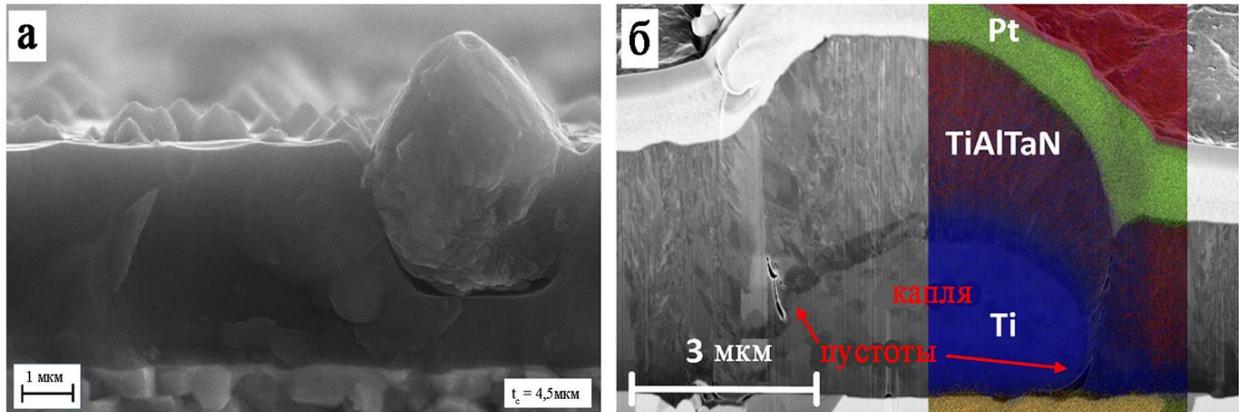


Рисунок 1.11 – Сканирующие электронные микрофотографии: а) поперечное сечение трещины покрытия TiAlN, включающего каплю, имеющее пустоты под каплей; б) поперечное сечения покрытия TiAlTaN, полученного сфокусированным ионным пучком

**Магнетронное распыление.** При нанесении методом распыления твердый материал мишени переводится в паровую фазу путем бомбардировки энергичными ионами. В результате передачи энергии и импульса падающими ионами происходит выброс поверхностных атомов мишени. Выброшенные частицы в основном являются нейтральными. Для обеспечения ионной бомбардировки в вакуумную камеру вводят инертный рабочий газ (обычно Ar) до давления в диапазоне от  $10^{-3}$  до  $10^{-2}$  мбар. Затем между мишенью, образующей катод, и анодом (стенкой камеры) подается напряжение, вызывающее тлеющий разряд, который приводит к ионизации рабочего газа, составляющего плазму [145]. При магнетронном распылении постоянные магниты устанавливаются позади мишеней. Созданное таким образом магнитное поле накладывается на электрическое поле тлеющего разряда, обеспечивая удержание электронов вблизи мишени. Как следствие, скорость ионизации увеличивается вблизи поверхности мишени, что приводит к усилению ионной бомбардировки и, следовательно, к увеличению скорости распыления. В зависимости от конфигурации можно

различать сбалансированное и несбалансированное магнетронное распыление. В сбалансированном магнетроне все силовые линии магнитного поля замыкаются между внутренним и внешним магнитами, в то время как в несбалансированном магнетроне один магнит сильнее другого, что приводит к частичному размыканию силовых линий магнитного поля по направлению к держателю подложки (рисунок 1.12), позволяя плазме расширяться в этом направлении.

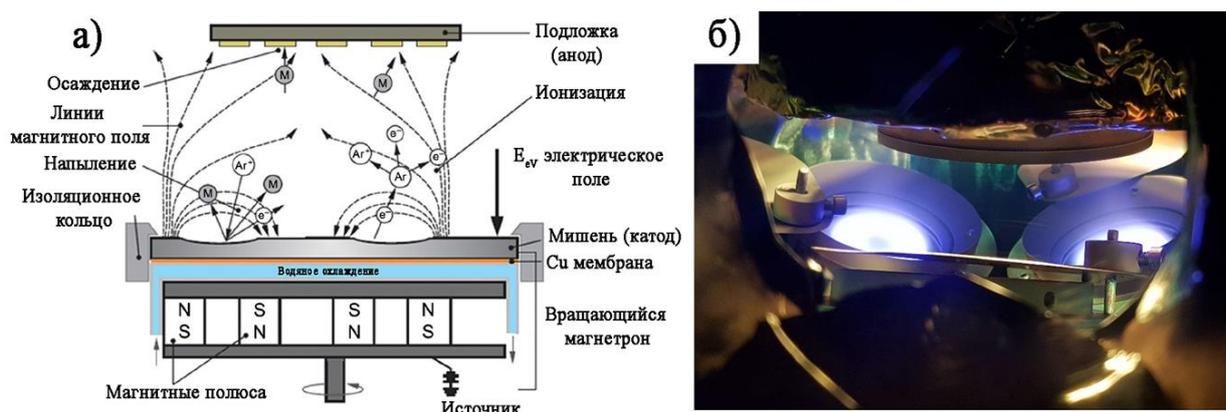


Рисунок 1.12 – а) схема несбалансированной системы магнетронного распыления [161]; б) фотография плазмы, распространяющейся от мишеней к держателю подложки (вверху) внутри несбалансированной системы магнетронного распыления

### 1.4.3. Особенности роста покрытий, осаждаемых на микроинструменты

Испаренные частицы попадают на поверхность подложки и либо немедленно отражаются, либо конденсируются на поверхности и становятся слабо связанными атомами. Эти атомы могут либо десорбироваться после некоторого времени пребывания, либо находить другие атомы и образовывать стабильные зародыши, либо конденсироваться в уже существующих зародышах, которые преимущественно образуются в местах с низкой энергией, таких как дефекты решетки, атомные ступени или границы зерен [145]. После образования зародышей образование пленки происходит в соответствии с тремя основными режимами роста: 1) – рост островков (по Вольмеру-Веберу) происходит, когда

энергия связи между атомами пленки сильнее, чем между атомами пленки и подложкой, что приводит к трехмерному росту стабильных зародышей с образованием островков; 2) – послойный рост (Франк-ван дер Мерве) происходит в противоположном случае, когда энергия связи между атомами пленки и подложкой сильнее, чем между атомами пленки; 3) – при смешанном слоисто-островковом росте (Странски-Крастанова), который представляет собой комбинацию двух первых режимов роста, сначала формируется один или несколько монослоев до тех пор, пока рост островков не станет энергетически более благоприятным [162]. Твердые покрытия обычно демонстрируют островковый рост [163].

Микроструктура пленки, а следовательно, и ее свойства определяются кинетикой зарождения и роста, которые сильно зависят от параметров осаждения. Для того чтобы соотнести параметры осаждения с эволюционирующими микроструктурами, были разработаны структурные зонные модели (СЗМ). Первая СЗМ была предложена Мовчаном и Демчишиным [164] для толстых (до 2 мм) пленок, нанесенных методом термического испарения. В зависимости от гомологичной температуры (т.е. частного от деления температуры подложки  $T_s$  на температуру плавления пленочного материала  $T_m$ ), они выделили три различные зоны. В зоне 1 поверхностная подвижность конденсированных атомов мала или даже равна нулю, что приводит к образованию пористых столбчатых структур, сильно подверженных эффектам затенения. В зоне 2 начинает действовать поверхностная диффузия, в результате чего плотные столбчатые зерна расширяются снизу вверх пленки. В зоне 3 объемная диффузия становится решающей, и наблюдается рекристаллизованная структура с равноосными зернами, а также дальнейшее уплотнение пленки [164]. Несколько авторов адаптировали СЗМ, предложенную Мовчаном и Демчишиным, рассмотрев дополнительные параметры осаждения. Торнтон [165] дополнительно рассмотрел давление инертного распыляющего газа и ввел четвертую, переходную зону (зона Т), между зонами 1 и 2. В этой зоне Т поверхностная диффузия более выражена, чем в зоне 1, и происходит конкурентный рост, приводящий к более плотной

волокнистой структуре. Мессье и др. [166] добавили потенциал смещения субстрата к СЗМ Мовчана и Демчишина. Самая последняя адаптация СЗМ была опубликована Андерсом [167] в 2010 году и показана на рисунке 1.13.

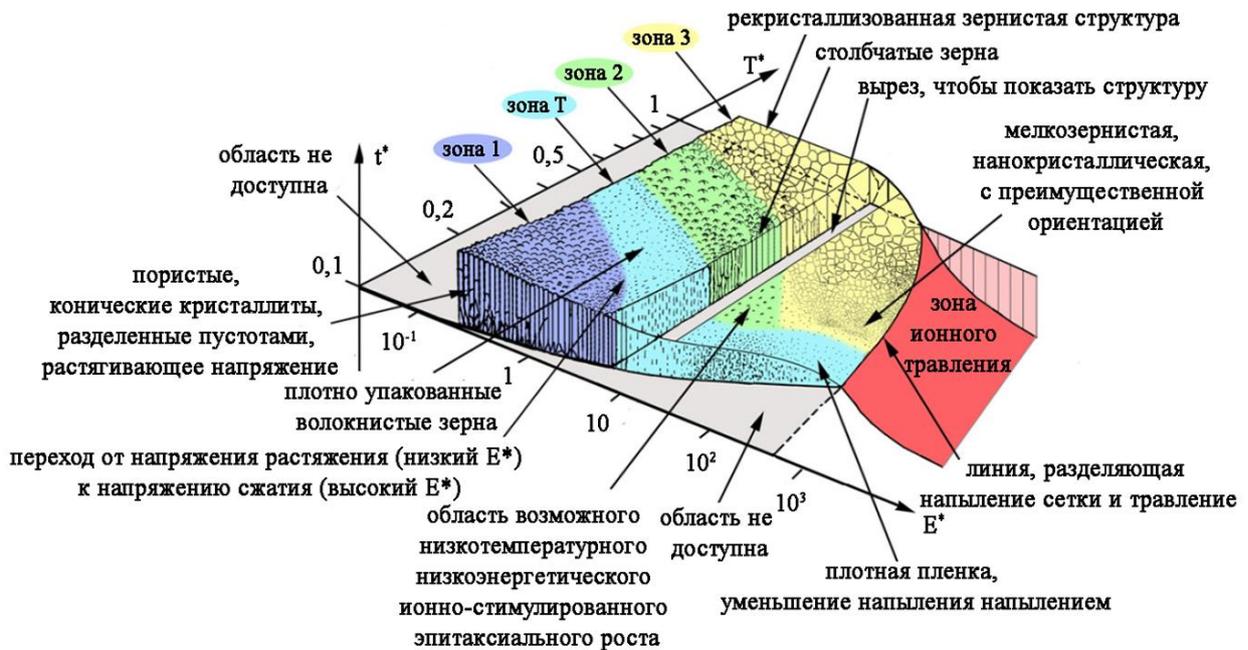


Рисунок 1.13 – Модель структурной зоны для роста тонких пленок, опубликованная Андерсом [167]

Там по-прежнему рассматриваются первоначально предложенные три структурные зоны, дополненные зоной T, но в дополнение к гомологической температуре в обобщенную температуру  $T^*$  включен также тепловой сдвиг, вызванный потенциальной энергией частиц, бомбардирующих поверхность пленки. Кроме того, эффекты смещения и нагрева, обусловленные кинетической энергией соударяющихся частиц (т.е. нагрев в атомном масштабе [168]), учитываются в нормализованном потоке энергии  $E^*$ . Третьим параметром, рассматриваемым в СЗМ, является результирующая толщина пленки  $t^*$ , которая вызвана уменьшением первоначальной толщины вследствие уплотнения или повторного распыления [167].

## 1.5. Влияние модификации поверхности концевых микрофрез на их эксплуатационные показатели

«Микрорезающие инструменты часто имеют покрытие, потому что покрытие оказывает положительное влияние на характеристики процесса обработки, например, увеличивает срок службы инструмента или снижает силу резания и вибрации. Однако нанесение покрытия увеличивает радиус режущей кромки режущего инструмента, что часто не допускается, так как это может увеличить вспахивающий эффект и силу резания, что снижает срок службы инструмента. Арамчароэн и др. [125] проанализировали влияние различных покрытий на износ инструмента в очень мелкозернистой стали AISI H13. Они показали, что покрытия TiN, TiCN, TiAlN, CrN и CrTiAlN помогают уменьшить выкрашивание кромок и увеличить скругление кромок по сравнению с фрезой из ультратонкого твердого сплава без покрытия. Покрытия TiN и CrTiAlN подходят для снижения износа по задней поверхности. Основываясь на их исследованиях, покрытие TiN показало наилучшие характеристики с точки зрения износа инструмента, обработанной поверхности и образования заусенцев. Кроме того, TiN имеет самую низкую твердость и лучшую адгезию. Аслантас и др. [117] проанализировали износ инструментов из нанокристаллического алмаза, TiN, AlCrN с покрытием из Ti6Al4V» [46]. В их работе был обнаружен значительный абразивный износ, а также наблюдались выкрашивание кромок и образование наростов. Каждое проанализированное покрытие уменьшало размер заусенцев по сравнению с инструментами без покрытия. Покрытия TiN и AlCrN показали меньший износ, изменение диаметра и заусенцы, чем при использовании нанокристаллического алмаза или инструмента без покрытия. «Де Кристофаро и др. [169] исследовали семь различных новых покрытий (многослойное хромовое, титановое покрытие, однослойное наноструктурированное кремниевое покрытие, хромовое и однослойное наноструктурированное покрытие с малым, средним и большим количеством кремния) при микрофрезеровании. Однослойное

наноструктурированное покрытие с низким содержанием кремния было признано лучшим: это покрытие оказалось подходящим для снижения износа при одновременном повышении производительности и надежности, а также для создания острой режущей кромки. Суэйн и др. [97] провели эксперименты по микрофрезерованию Nimonic 75 (40–41 HRC). Они обнаружили, что типичными видами отказов инструмента являются износ по задней поверхности, выкрашивание кончика инструмента, а затем выкрашивание кромки. В случае наноструктурированного покрытия TiAlN толщиной 2 мкм наблюдались выдающиеся характеристики с точки зрения износа, уменьшения диаметра и целостности поверхности по сравнению с инструментом без покрытия. Было обнаружено, что увеличение скорости резания приводит к увеличению износа по задней поверхности как в инструментах с покрытием, так и в инструментах без покрытия» [46].

В работе [170] рассматривалась оптимальная толщина покрытия наносимого на микрофрезу для получения оптимальных трибологических и механических свойств на примере TiAlN. И после проведения эксперимента в инструменте с покрытием TiAlN, имеющем толщину покрытия 2 и 3 мкм, наблюдаются значительные выкрашивание и излом вершины инструмента из-за увеличения радиуса кромки. Кроме того, в случае инструмента без покрытия наблюдалось разрушение боковой поверхности. Это происходит из-за сильного трения между инструментом и заготовкой, а также периодически возникающих явлений механической обработки. Из-за меньшего значения твердости WC, по сравнению с покрытием TiAlN, разрушение происходило на задней поверхности инструмента из WC без покрытия. Кроме того, в случае инструмента с покрытием TiAlN и толщиной покрытия 0,5 мкм также наблюдается излом задней поверхности, что может быть связано со снятием тонкослойного покрытия при большой длине обработки. Такое отклонение не наблюдалось для инструмента с покрытием TiAlN, имеющего большую толщину покрытия.

Кроме того, во всех типах инструментов наблюдается износ по задней поверхности из-за ее истирания материалом заготовки. Износ боковой

поверхности непокрытого инструмента и инструмента с покрытием TiAlN толщиной 2 и 3 мкм, был более интенсивным. Кроме того, на инструменте с покрытием TiAlN толщиной 2 и 3 мкм была отмечена значительная адгезия материала заготовки. Это связано с доминирующим механизмом вспашки, который приводил к более высокой температуре на границе раздела инструментальной стружки и сильному взаимодействию материала заготовки с поверхностью инструмента [171]. Износ инструмента был проанализирован количественно путем оценки значения радиуса кромки изношенного инструмента (после длины обработки 1200 мм) и последующего сравнения со свежим инструментом. Он минимален для инструмента с покрытием TiAlN толщиной 1 мкм и максимален для инструмента с покрытием TiAlN толщиной 3 мкм. При рассмотрении общего анализа износа инструмента наблюдали, что микроконцевые фрезы с покрытием TiAlN толщиной  $\approx 1$  мкм являются лучшими среди других испытанных.

СЭМ-изображения заусенцев, образованных инструментами без покрытия и с покрытием TiAlN различной толщины приведены на рисунке 1.14. На боковой стенке микроканала при микрофрезеровании из-за неполного удаления обрабатываемого материала микроинструментом остаются некоторые материалы в виде стружки называемые заусенцами. Величина заусенцев зависит от параметров обработки, геометрии режущего инструмента и условий резания. Очевидно, что покрытие режущего инструмента из твердых материалов с низким коэффициентом трения, облегчая образование стружки и сопротивляясь износу инструмента, действительно полезно для уменьшения образования заусенцев [169].

Можно заметить, что высота заусенцев у инструмента без покрытия немного больше из-за высокого трения по сравнению с инструментом с покрытием TiAlN (рисунок 1.15). Однако для инструмента с покрытием TiAlN, имеющего толщину покрытия 2 и 3 мкм, обнаруживаются более крупные заусенцы. Это связано с увеличением радиуса кромки микроконцевой фрезы, что способствует вспашке и препятствует правильному стружкообразованию [171].

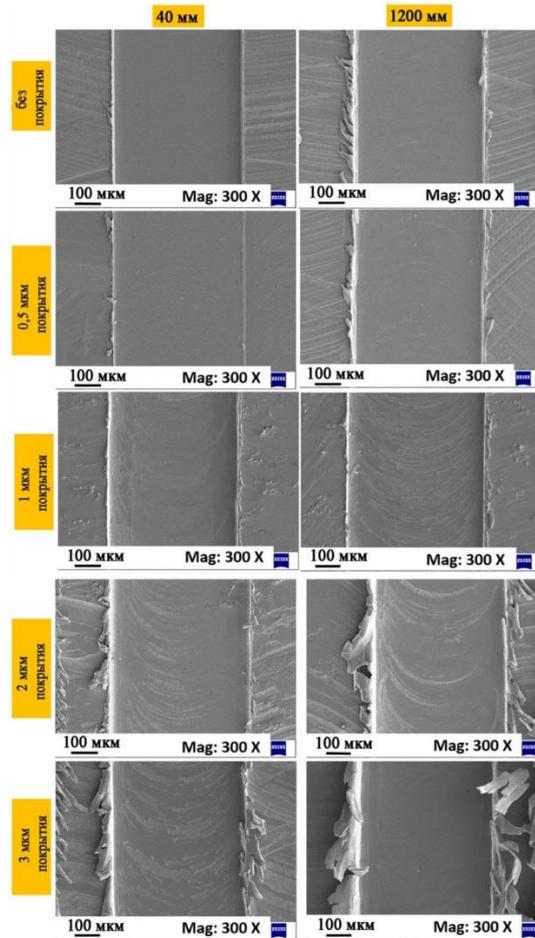


Рисунок 1.14 – Образование заусенцев инструментом без покрытия и инструментом с покрытием TiAlN с толщиной покрытия 0,5–3 мкм

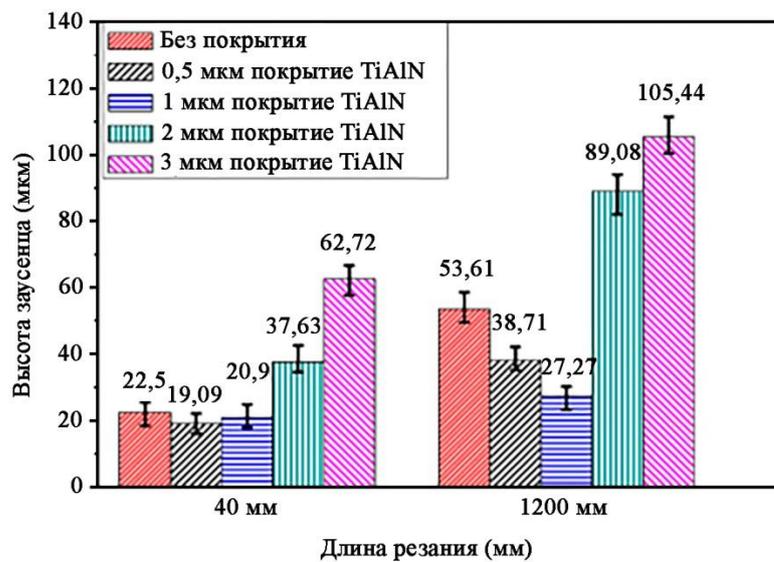


Рисунок 1.15 – Величина высоты заусенцев после 1-го прохода (длина обработки 40 мм) и 30-го прохода (длина обработки 1200 мм).

## 1.6. Особенности метода обработки режущих инструментов пучками быстрых атомов

Проблемы, связанные с заточкой микрофрез, обусловлены двумя аспектами: 1) микрофрезы имеют очень ограниченные размеры элементов и низкую жесткость; 2) они изготовлены из труднообрабатываемых материалов, что приводит к трудностям при изготовлении. Методы заточки микрофрез могут включать обычное шлифование, электролитическое шлифование в процессе обработки, электроэрозионное шлифование проволокой [172]. Но данные методы заточки невозможно провести в едином технологическом цикле для последующего нанесения покрытия.

Для заточки режущих инструментов можно использовать разработки метода заострения режущей кромки пучком быстрых атомов, в котором используется вогнутая сетка прикрепленная к высоковольтному вводу, подключенному к отрицательному полюсу высоковольтного источника напряжения.

«При давлении аргона в камере  $p \approx 0,5$  Па увеличение напряжения между анодом и камерой до нескольких сотен вольт приводит к установлению газового разряда с током в анодной цепи  $I_a$  до 4 А и напряжением разряда  $U_d = 400-500$  В [173].

Камера заполнена ярко светящейся однородной плазмой, которая отделена от ее стенок катодным слоем, а от сетки – сеточным слоем пространственного заряда ионов, как показано на фотографии (рисунок 1.16).

Ширина слоя  $d$  может быть рассчитана с использованием полученного из закона Чайлда–Ленгмюра [173] следующего выражения

$$d = (2/3)\varepsilon^{1/2}(2e/M)^{1/4}(U+U_d)^{3/4}/j^{1/2}, \quad (5)$$

где  $\varepsilon$  - электрическая постоянная, равная  $0,885 \times 10^{-11}$  Ф/м,  $e$  - заряд электрона,  $M$  - масса иона,  $U$  - напряжение на сетке,  $j$  - плотность ионного тока. Если масса иона  $M = AM_A$  измеряется в единицах атомной массы  $A = 1,66 \times 10^{-27}$  кг, ширина слоя равна

$$d = 2,34 \times 10^{-4} (\text{MA})^{-1/4} (U + U_d)^{3/4} / j^{1/2}. \quad (6)$$

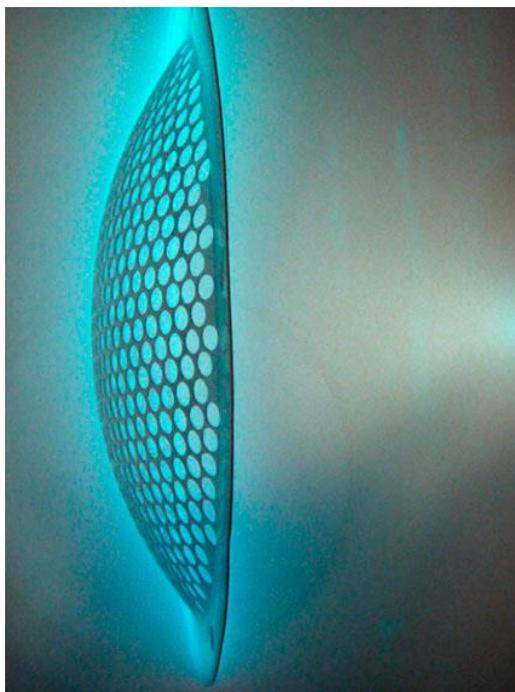


Рисунок 1.16 – Сетка в плазме, формирующая сходящийся пучок

Когда  $U = 0$ , камера и решетка эквипотенциальны, и оба слоя имеют одинаковую ширину. При  $p$  в диапазоне от 0,2 до 1 Па напряжение  $U_d$  между камерой и анодом практически не зависит от давления аргона  $p$  при постоянном токе  $I_a$  в анодной цепи. Однако при  $p < 0,2$  Па снижение давления вызывает увеличение напряжения разряда  $U_d$ , а при  $p = 0,02$  Па оно достигает значения  $U_d \approx 1$  кВ. При увеличении напряжения  $U$  между камерой и сеткой с нуля до 5 кВ ток  $I$  в сеточной цепи при постоянном токе  $I_a$  в анодной цепи примерно удваивается, ширина слоя  $d$  между плазмой и сеткой увеличивается до 5 – 10 см, а напряжение разряда  $U_d$  уменьшается примерно в два раза.

Плотность атомов газа при комнатной температуре и давлении  $p = 0,02$  Па составляет  $n = 0,5 \times 10^{19} \text{ м}^{-3}$  [174], для ионов аргона с энергией 5 кэВ сечение перезарядки  $\sigma = 2 \times 10^{-19} \text{ м}^2$  [175,176], и средний путь ионов аргона между столкновениями с перезарядкой, называемый длиной перезарядки, равен  $\lambda = 1/n\sigma = 1 \text{ м} \gg$  [177].

При повышении давления до 0,2 Па ускоренные ионы превращаются в слое в быстрые атомы и вылетают из него. Энергия каждого быстрого атома,  $\epsilon_\phi$ , соответствует потенциалу  $\phi$  точки в слое, где он образовался. При увеличении давления от 0,2 до 2 Па число быстрых атомов увеличивается в десять раз, их энергия уменьшается от 5 до 500 эВ, а ток нейтрального пучка возрастает.

«Для оценки диаметра пучка измерялось распределение скорости травления быстрыми атомами полированной поверхности мишени, закрытой маской. На рисунке 1.17 граница между ними расположена горизонтально.

С ростом давления  $p$  ток в цепи сетки повышается до  $I = 0,36$  А при  $p = 0,4$  и до  $I = 0,48$  А при  $p = 1,5$  Па. Также наблюдается снижение разрядного напряжения до  $U_p = 170$  В при  $p = 0,4$  Па до  $U_p = 55$  В при  $p = 1,5$  Па. Температура возрастает с увеличением давления газа  $p$  и изменяется с расстоянием  $l$  от левого края мишени, достигая в центре светящегося пятна на рисунке 2.2 максимального значения  $700^\circ\text{C}$  при  $p = 0,4$  и  $900^\circ\text{C}$  при  $p = 1,5$  Па. Нагрев мишени является результатом ее бомбардировки быстрыми атомами.

Рост интенсивности нагрева с увеличением давления подтверждает вывод об увеличении потока быстрых нейтральных атомов при уменьшении длины перезарядки  $\lambda_s$  ионов ниже ширины  $d$  сеточного слоя объемного заряда.

Распространяющиеся от вогнутой поверхности сетки диаметром 200 мм быстрые атомы бомбардируют область поверхности мишени, ограниченную окружностью с диаметром не более 10 мм.

Однако, из-за теплопроводности ширина распределения температуры мишени превышает ширину распределения плотности потока нейтральных атомов.

Для более точной оценки диаметра пучка измеряли распределение скорости травления быстрыми атомами полированной титановой мишени с маской на ее поверхности (рисунок 1.18).

Скорость распыления поверхности мишени определяли делением высоты образовавшейся ступеньки на время ее бомбардировки быстрыми нейтральными атомами аргона.

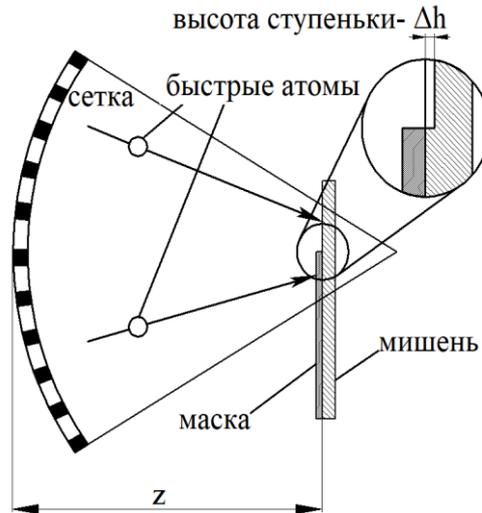


Рисунок 1.18 – Схема формирования ступени на мишени на расстоянии  $Z$  от сетки в результате распыления быстрыми атомами аргона

Представленные на рисунке 1.19 результаты измерений позволили определить эффективный диаметр пучка быстрых нейтральных атомов аргона.

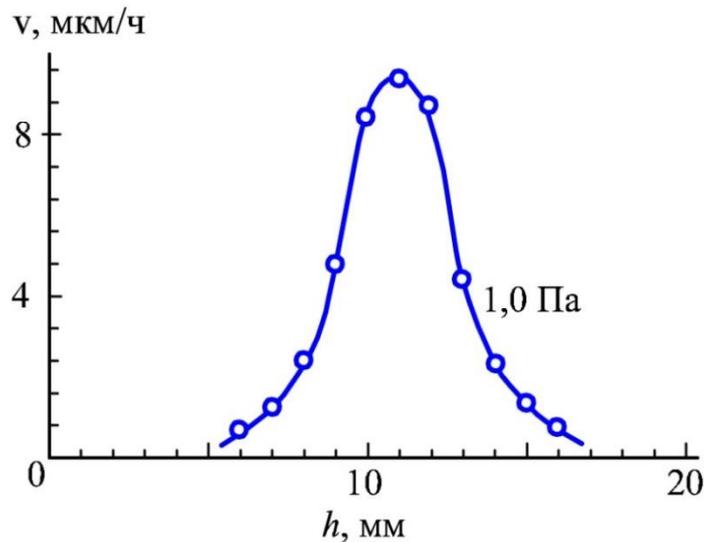


Рисунок 1.19 – Распределение скорости травления мишени по ее поверхности при напряжении на сетке  $U = 5$  кВ, давлении аргона  $1,0$  Па и токе анода  $I_a = 1$  А

Так как скорость распыления  $v$  пропорциональна плотности потока быстрых атомов, ширина распределения равная  $5$  мм дает величину эффективного

диаметра  $D$  пучка быстрых атомов в фокальной плоскости сетки на расстоянии от ее центра.

На рисунке 1.20 представлена зависимость эффективного диаметра  $D$  пучка быстрых атомов от расстояния  $Z$  до центра сетки. Значения  $D$  определялись аналогичным образом по распределению скорости распыления поверхности плоских полированных подложек.

При увеличении расстояния  $Z$  между подложкой и сеткой диаметр  $D$  убывает от 45 мм при  $Z = 170$  мм, до 6 мм при  $Z = 200$  мм, а при увеличении расстояния от  $Z = 210$  мм до  $Z = 240$  мм диаметр  $D$  возрастает от 7 мм до 52 мм.

Это означает, что, изменяя расстояние между сеткой и обрабатываемым инструментом, можно добиться того, чтобы диаметр пучка превышал габаритные размеры вращающегося в плазме инструмента, и чтобы быстрые атомы бомбардировали всю его поверхность.

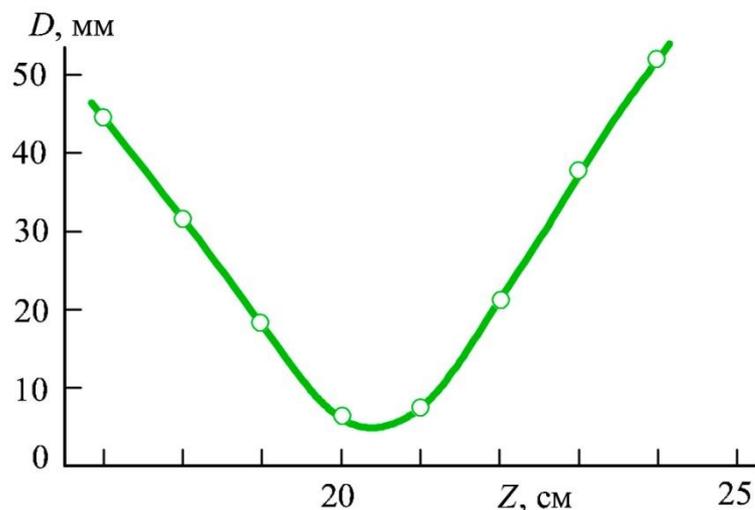


Рисунок 1.20 – Зависимость диаметра  $D$  пучка от расстояния  $z$  до сетки при токе разряда 1 А и напряжении на сетке  $U = 5$  кВ

Для экспериментальной проверки возможности затачивать лезвийный инструмент формируемым в плазме пучком быстрых атомов был использован нож из диэлектрической керамики [177].

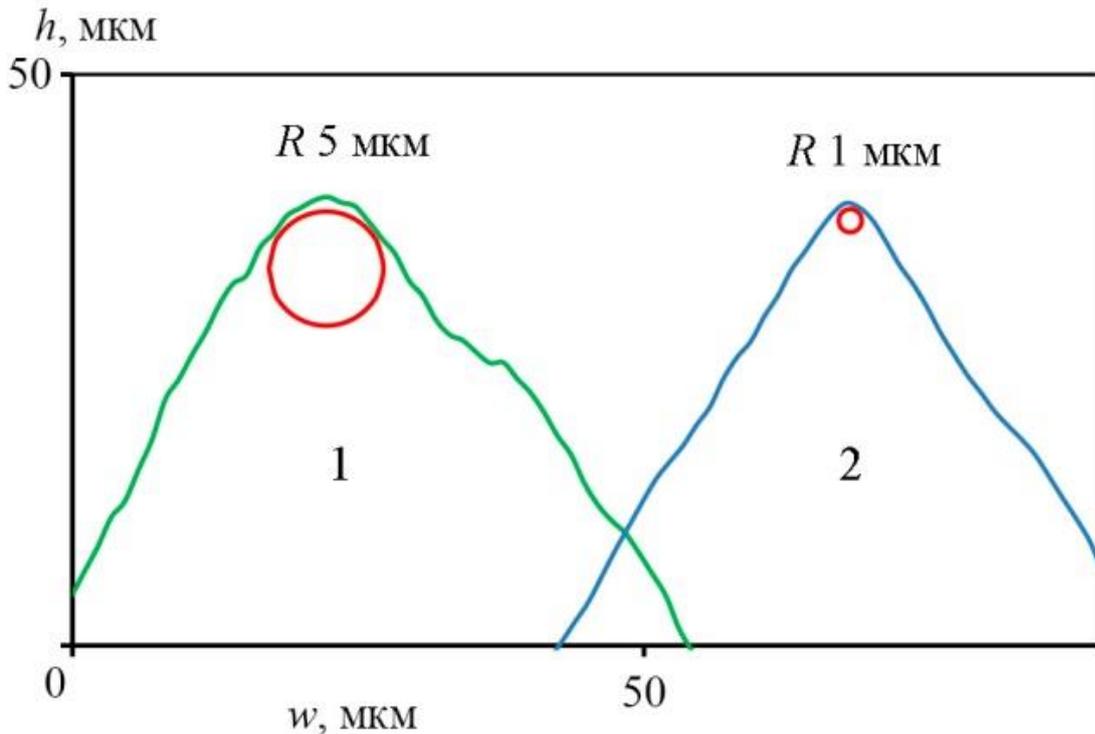


Рисунок 1.21 – Профили режущей кромки лезвия из диэлектрической керамики ( $ZrO_2$ ) в центре участка травления пучком до (1) и после обработки (2)

После обработки в течение часа, радиус режущей кромки лезвия был измерен оптической измерительной системой MikroCAD premium+ производства фирмы GF Messtechnik GmbH (Германия).

Представленные на рисунке 1.21 профили режущей кромки лезвия с шириной  $w$  и высотой  $h$ , измеренные на оси пучка свидетельствуют об уменьшении радиуса режущей кромки в 5 раз.

Заточка лезвия обусловлена равномерным удалением материала с кромки и с боковых поверхностей лезвия. Профиль кромки ножа после обработки демонстрирует также снижение шероховатости поверхности боковых граней лезвия» [177].

## 1.7. Выводы

1. Применение технологий нанесения покрытий методом PVD и CVD позволяет увеличить срок службы инструмента. Однако при нанесении покрытия

увеличивается радиус режущей кромки, что критически важно для микроинструмента, так как влияет на увеличение силы резания, формирование стружки, и приводит к увеличению шероховатости обработанной поверхности, из-за смятия материала заготовки.

2. Для сохранения радиуса режущей кромки предлагается использовать технологию обработки пучками быстрых нейтральных атомов.

## **Глава 2. РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИНЦИПОВ И ТЕХНОЛОГИИ КОМПЛЕКСНОЙ ПЛАЗМЕННО-ПУЧКОВОЙ МОДИФИКАЦИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ МИКРОФРЕЗ**

### **2.1. Влияние обработки пучками быстрых атомов аргона на радиус скругления режущих кромок твердосплавных концевых фрез**

Как уже рассматривалось выше минимальный радиус режущей кромки микроинструмента, улучшает условия резания материала заготовки. В работе [177] предлагается уменьшить радиус режущей кромки путем травления поверхности инструмента пучком быстрых атомов аргона. Травление позволит уменьшить радиус инструмента с покрытием до меньшего значения, чем радиус исходного инструмента.

В работе [178] для проверки возможности обработки пучком быстрых атомов режущей кромки использовалась концевая фреза диаметром 3 мм ( $h_{10}$ ) и длиной рабочей части 12 мм, а также номинальным углом наклона канавки для стружки, равным  $30^\circ$  (рисунок 2.1) и количеством зубьев 3. Материалом концевых фрез является микрозернистый твердый сплав типа ВК6: монокристалл ( $WC-94\%$ ;  $Co-6\%$ ) с размером зерен карбида 0,5–0,8 мкм, твердостью по Роквеллу 91,8 HRA и прочностью на поперечный разрыв  $3000 \text{ Н/мм}^2$ . Рабочие поверхности концевых фрез отполированы и не имеют покрытия. Согласно каталогу, областями их применения являются пластмассы, армированные пластмассы, легкие сплавы и титановые сплавы.

Заточка происходит за счет достаточно равномерного распыления поверхности инструмента вблизи кромки при низком давлении газа  $p < 1 \text{ Па}$ . Однородная плазма внутри камеры генерируется тлеющим разрядом с большим полым катодом [179], которым является сама вакуумная камера.



Рисунок 2.1 – Фотография концевой фрезы диаметром 3 мм с углом наклона стружечной канавки 30 градусов

В [180] было обнаружено, что нижний предел рабочего давления тлеющего разряда пропорционален апертуре потерь электронов из полого катода, и это рабочее давление можно уменьшить до  $\approx 0,01$  Па. Этот результат позволил использовать разряд для плазменной иммерсионной обработки деталей [181,182], в источниках широкого пучка газообразных ионов [166-167] и источниках электронного пучка [183-188]. Настоящее исследование является первой попыткой использовать разряд для обработки микроинструментов.

Уменьшение радиуса режущей кромки концевых фрез после травления таким пучком можно объяснить с помощью рисунка 2.2.

Когда к режущей кромке в плазме прикладывается отрицательное напряжение, ионы извлекаются из плазмы и попадают в слой при кромке. Ширина слоя при напряжении от 100 до 1000 В превышает 1 мм. Следовательно, радиус границы плазмы, испускающей ионы на поверхность режущей кромки, примерно в сто раз превышает радиус режущей кромки 10 мкм. В однородной плазме плотность ионного тока постоянна на всей границе плазмы. Однако площадь плазмы, эмитирующей ионы на режущую кромку, в сто раз больше площади кромки.

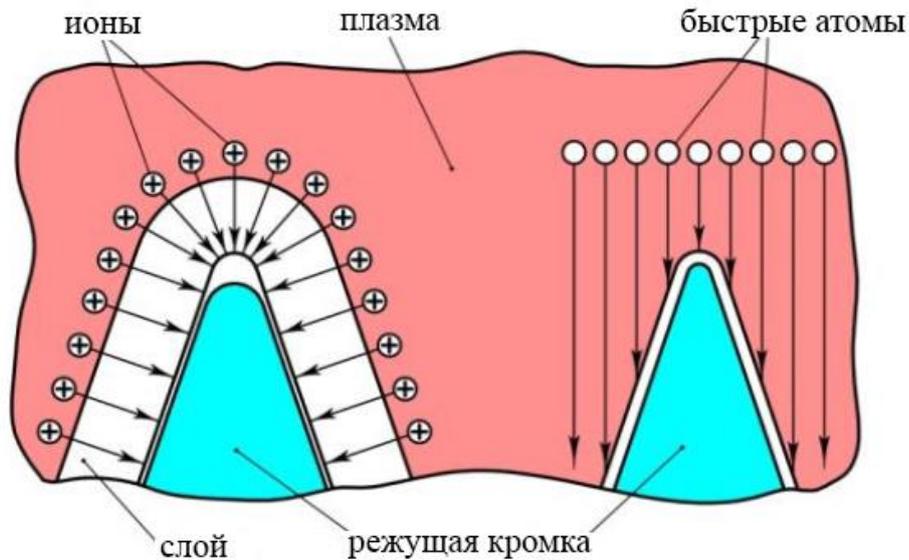


Рисунок 2.2 – Схема распыления режущего инструмента в плазме ускоренными частицами

Поэтому плотность ионного тока на кромке в сто раз выше, чем на остальной поверхности клина. Травление кромки приводит к значительному увеличению ее радиуса, и инструмент становится тупым. Чтобы избежать затупления инструмента, необходимо распылять его не ионами, ускоренными из плазмы напряжением, приложенным к инструменту, а широким однородным пучком ускоренных ионов или быстрых атомов. Они распыляют режущую кромку инструмента с той же интенсивностью, что и остальную его поверхность. При равномерном удалении поверхностного слоя той же толщины радиус режущей кромки уменьшается. Поэтому инструмент затачивается, когда его травят со всех сторон широким пучком.

При изучении бомбардировки пучком быстрых атомов аргона предварительно сравнили начальные геометрические параметры режущих инструментов с параметрами, полученными после обработки. Анализ изменений контролируемых параметров позволяет оценить эффективность пучка быстрых атомов. Контролируемыми параметрами являются профили передней поверхности, расположенные на разных расстояниях от конца фрезы, а также

радиусы режущей кромки в этих местах. Были исследованы три образца концевой фрезы этого типа.

Радиус режущей кромки измерялся в трех областях, которые были расположены друг от друга с равным шагом 5 мм на расстоянии 2, 7 и 12 мм. Радиус режущей кромки был измерен для базового типа концевой фрезы с зазором для шлифования. Среднее значение радиуса режущей кромки на расстоянии 2 мм было равно 10,8 мкм (рисунок 2.3); среднее значение радиуса режущей кромки на расстоянии 7 мм было равно 10,5 мкм; и среднее значение радиуса режущей кромки на расстоянии 12 мм было равно 10,25 мкм.

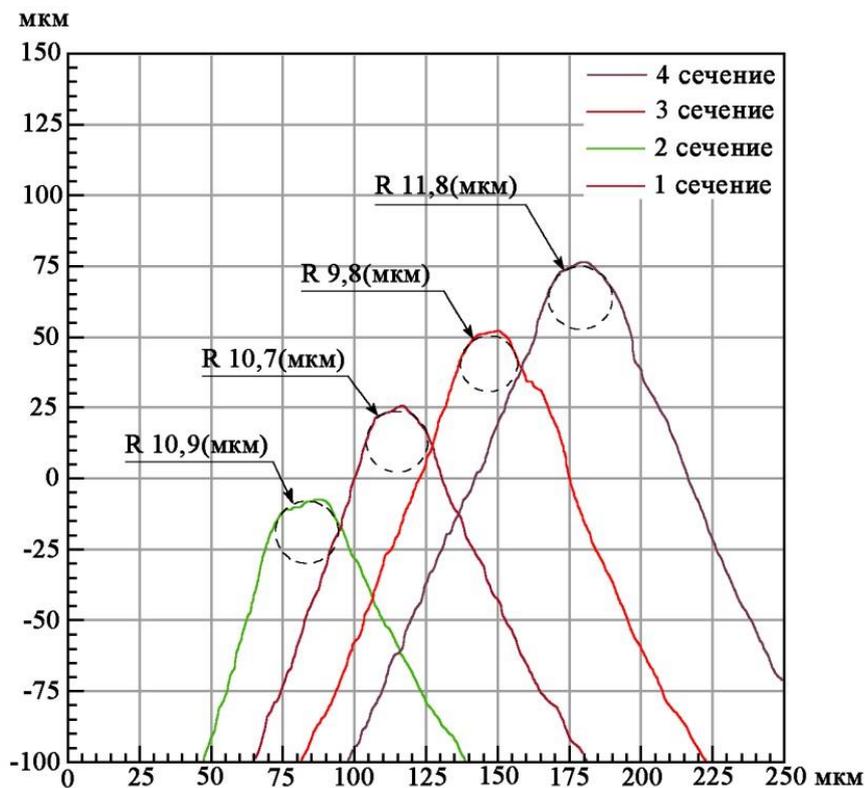


Рисунок 2.3 – Радиусы режущей кромки в четырех сечениях, расположенных на расстоянии 2 мм от конца фрезы и на расстоянии 0,05 мм друг от друга

Сетка в камере удалена на 220 мм от оси вращающегося держателя, где диаметр пучка составлял 20 мм. По этой причине режущая часть концевой фрезы длиной 12 мм была протравлена быстрыми атомами достаточно однородно. Пучок быстрых атомов генерировался сеткой, погруженной в аргонную плазму и находящуюся под отрицательным потенциалом 5000 В.

Результаты обработки пучком быстрых атомов концевых фрез представлены в таблице 2.1. Результаты измерений показывают, что в начале для участков удаленных от конца фрезы на 7 мм, скорость травления максимальна и составляет 3 мкм/ч. Далее скорость травления падает, и после 3-х часов обработки она близка к нулю для участка, удаленного от конца фрезы на 7 мм, и до 0,2 мкм/ч для участков, удаленных от конца фрезы на 2 и 12 мм.

Таблица 2.1. Радиусы режущих кромок после травления концевых фрез

Время обработки	Радиус режущей кромки (мкм) для участка, удаленного от конца фрезы на		
	2 мм	7 мм	12 мм
До обработки	10,8	10,5	10,25
1,5 ч	6,8	6,0	6,4
3 ч	4,25	3,65	4,1
4,5 ч	4,55	3,7	4,4

Среднее значение радиуса режущей кромки после травления на расстоянии 2 мм было равно  $\approx 4,25$  мкм; среднее значение радиуса режущей кромки на расстоянии 7 мм было равно  $\approx 3,65$  мкм (рисунок 2.4); среднее значение радиуса режущей кромки на расстоянии 12 мм было равно 4,1 мкм.

Следует отметить, что после довольно длительного травления концевых фрез существенного увеличения шероховатости поверхности не наблюдалось (рисунок 2.5). Полученные результаты показывают, что распыление концевых фрез пучком быстрых атомов позволяет их затачивать. Радиус режущей кромки от минимального значения  $\approx 10-11$  мкм, доступного при заточке инструмента путем шлифования, уменьшается до  $\approx 3-4$  мкм.

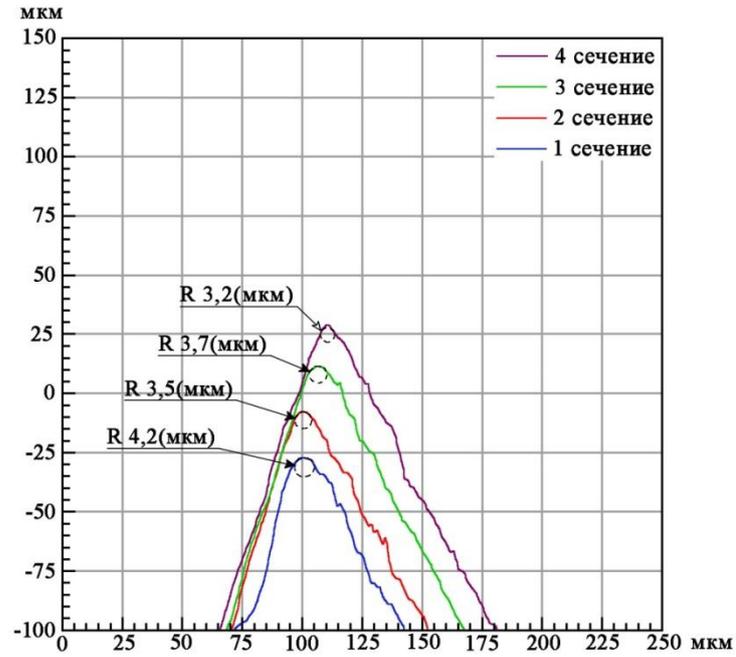


Рисунок 2.4 – Профили радиусов режущей кромки после травления в четырех сечениях, отстоящих от конца фрезы на 7 мм и отстоящих на 0,05 мм

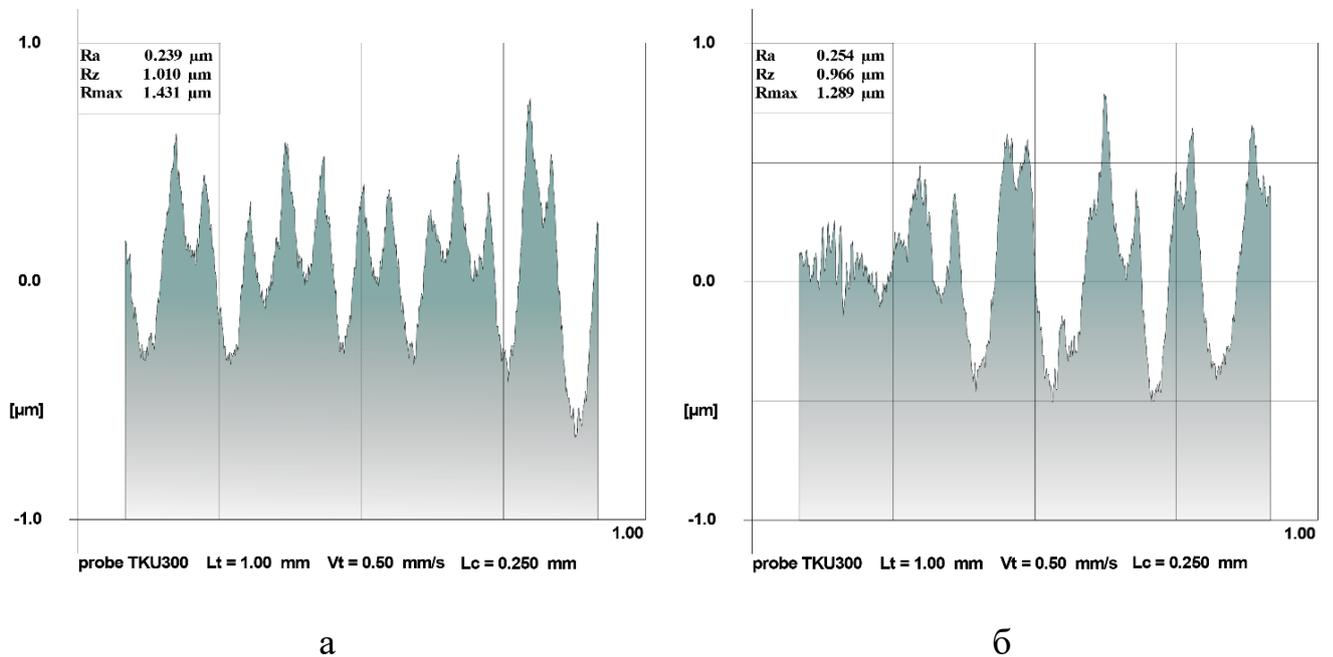


Рисунок 2.5 – Измерения шероховатости фрезы до (а) и после травления (б)

## 2.2. Разработка метода и оборудования для комплексной плазменно-пучковой модификации твердосплавных концевых микрофрез

Для проведения исследований модификации микроинструмента пучком быстрых атомов использовались концевые фрезы Iscar с номинальным диаметром 1 мм (h10) и длиной рабочей части 2 мм, а также номинальным углом наклона канавки для стружки, равным 30 градусам (рисунок 2.6 и 2.7). Материалом концевых фрез являлся микрозернистый твердый сплав типа ВК20: монокарбид (WC-80%; Co-20%) с размером зерен карбида 0,3–0,8 мкм, твердостью по Роквеллу 84 HRA и прочностью на поперечный разрыв 2058 Н/мм<sup>2</sup>. Рабочие поверхности концевых фрез отполированы и не имели покрытий. Согласно каталогу, областями их применения являются цветные металлы, легкие сплавы и медные сплавы.



Рисунок 2.6 – Фотография концевой фрезы диаметром 1 мм с углом наклона стружечной канавки 30 градусов

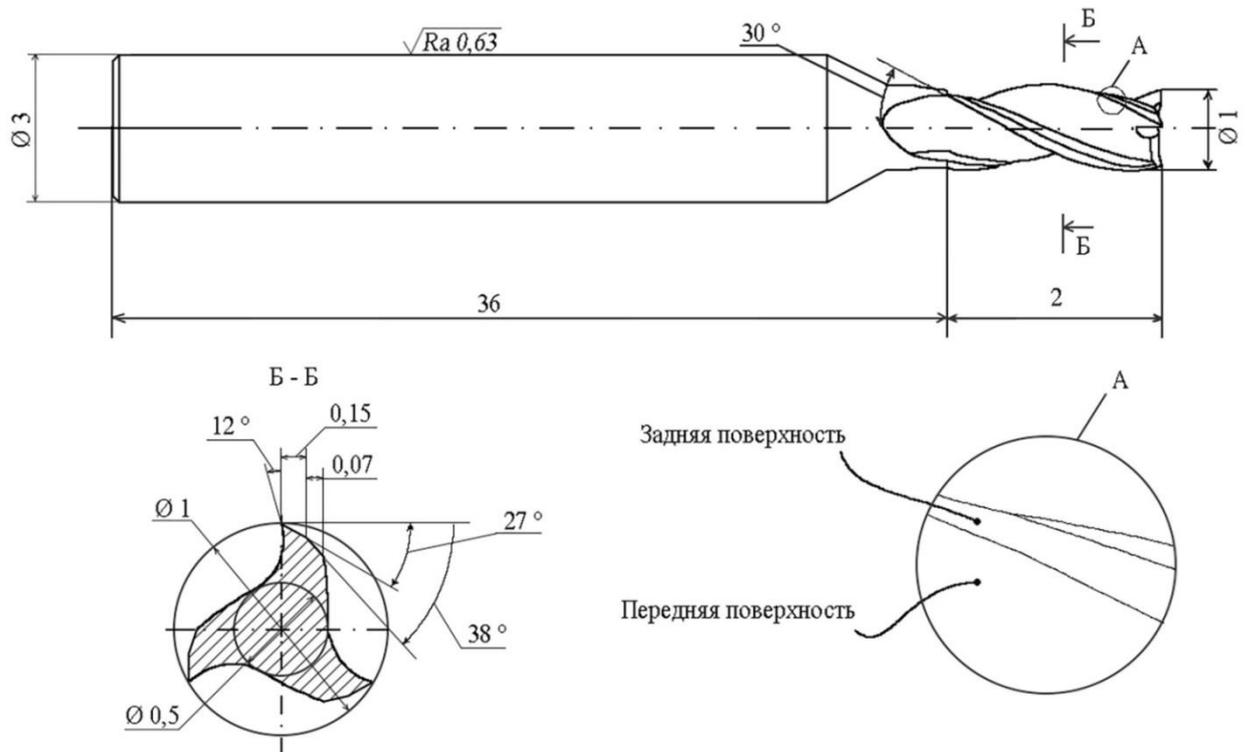


Рисунок 2.7 – Чертеж концевой микрофрезы

Как уже упоминалось ранее, нанесение износостойкого покрытия на микроинструмент позволяет улучшить износостойкость концевой микрофрезы, но при этом ухудшается качество обрабатываемой поверхности, увеличивается сила резания и вибрация микрофрезы [188]. Для нивелирования данного недостатка предлагается заострение режущей кромки микроинструмента пучком быстрых атомов.

В соответствии с предложенным методом модификации поверхностного слоя твердосплавной микрофрезы предлагается комплексное упрочнение, включающее бомбардировку (травление) поверхностного слоя быстрыми атомами аргона и последующее осаждение на микрофрезу из твердого сплава функционального покрытия в едином цикле на одной вакуумно-технологической установке.

Комплексная модификация твердосплавной микрофрезы состоит из следующих этапов:

1 этап – заострение режущей кромки микрофрезы диаметром 1 мм пучком быстрых атомов аргона на требуемую величину.

2 этап – нанесение твердого покрытия  $TiB_2$  на концевую микрофрезу магнетронным методом.

Для реализации разработанного метода комплексной модификации концевой микрофрезы в рамках выполнения работы была усовершенствована опытная технологическая вакуумно-плазменная установка, общий вид которой приведен на рисунке 2.8.



Рисунок 2.8 – Фотографии опытной технологической установки, созданной для комплексной модификации твердосплавной концевой микрофрезы

Обработка концевой микрофрезы выполняется в рабочей вакуумной камере из нержавеющей стали 12Х18Н10Т, имеющей форму шестигранной призмы высотой 85 см и диаметром вписанной окружности 60 см. Вакуумная камера установки (рисунок 2.9) имеет технологические окна для установки сменных фланцев с различным оборудованием (например, магнетронов) в зависимости от решаемых технологических задач. Для контроля и регулирования технологических параметров процесса обработки установка оснащена системой управления.

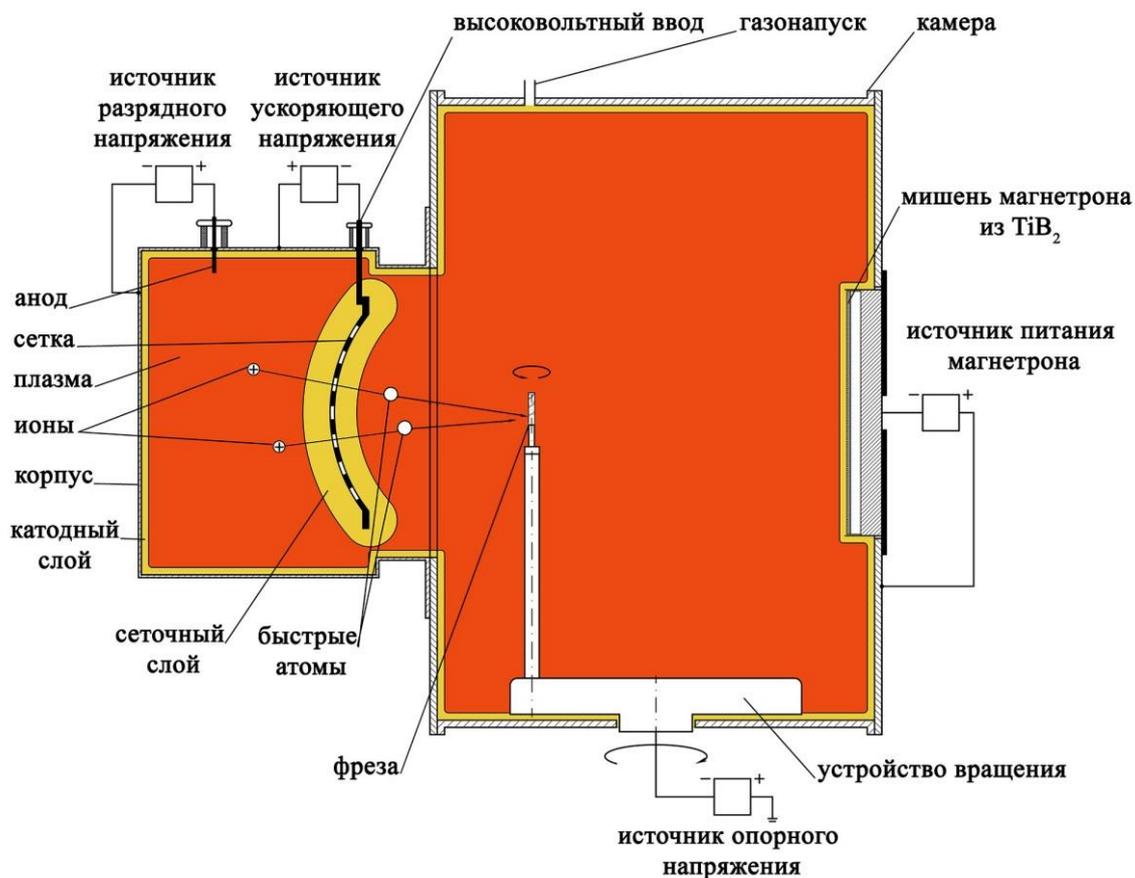


Рисунок 2.9 – Схема формирования пучка быстрых нейтральных атомов

На нижнем основании камеры установлено устройство вращения с вертикальным держателем, совершающим вращение вокруг своей оси со скоростью вращения 60 об/мин. Концевая микрофреза прикреплена к держателю с помощью оснастки установленной на керамическом изоляторе.

### 2.3. Практическая реализация комплексной плазменно-пучковой модификации твердсплавных концевых микрофрез диаметром 1 мм

#### 2.3.1. Заточка твердсплавных концевых микрофрез быстрыми атомами

Для обработки пучком быстрых атомов главное значение играет энергия атомов бомбардирующих поверхность. Для реализации комплексной

модификации концевых микрофрез из твердого сплава были проведены экспериментальные исследования. Из полученных результатов, была построена зависимость коэффициента распыления используемого твердого сплава ВК20 от энергии бомбардирующих поверхность атомов Ar. Как видно из данных, приведенных на рисунке 2.10, коэффициент распыления твердого сплава ВК20 резко возрастает при увеличении энергии частиц до значения  $\sim 5$  кэВ, а при дальнейшем увеличении энергии рост коэффициента замедляется, что, судя по всему, связано с возрастанием энергетических потерь на нагрев обрабатываемых керамических образцов. Установлено (рисунок 2.11), что зависимость глубины травления пучком быстрых атомов аргона от времени обработки для твердого сплава носит линейный характер. Скорость травления для твердого сплава ВК20 – 1,0 мкм/ч. В результате применения предложенного технологического подхода при обработке твердого сплава пучком быстрых атомов аргона с энергией 5 кэВ обеспечивается заточка режущей кромки микроинструмента.

На рисунке 2.9, из сетки источника пучка эмитируются быстрые атомы аргона, которые бомбардируют поверхностный слой концевой микрофрезы и распыляют его после поступления в камеру технологической установки газа аргона, давление в которой составляет 0,2 Па. При включении источника разрядного напряжения между анодом и корпусом источника зажигается тлеющий разряд в полном катоде (полым катодом является корпус). Для поддержания разряда на анод подается напряжение разряда 400 В, а ток разряда составляет 2 А. При проведении экспериментов на сферическую сетку подавалось высокое отрицательное напряжение (-5 кВ), в результате чего между плазмой и сеткой формируется «сеточный» слой, через который из плазмы «вытягиваются» положительные ионы аргона в сторону сетки (находящейся под отрицательным потенциалом). Ионы, проходя через отверстия в сетке, нейтрализуются. После прохождения сетки нейтральные атомы аргона, поступающие в камеру технологической установки, где размещена концевая микрофреза, имеют энергию  $\sim 5$  кэВ (значение энергий дополнительно контролировалось спектрографом).

Время обработки пучком быстрых атомов – 3 часа.

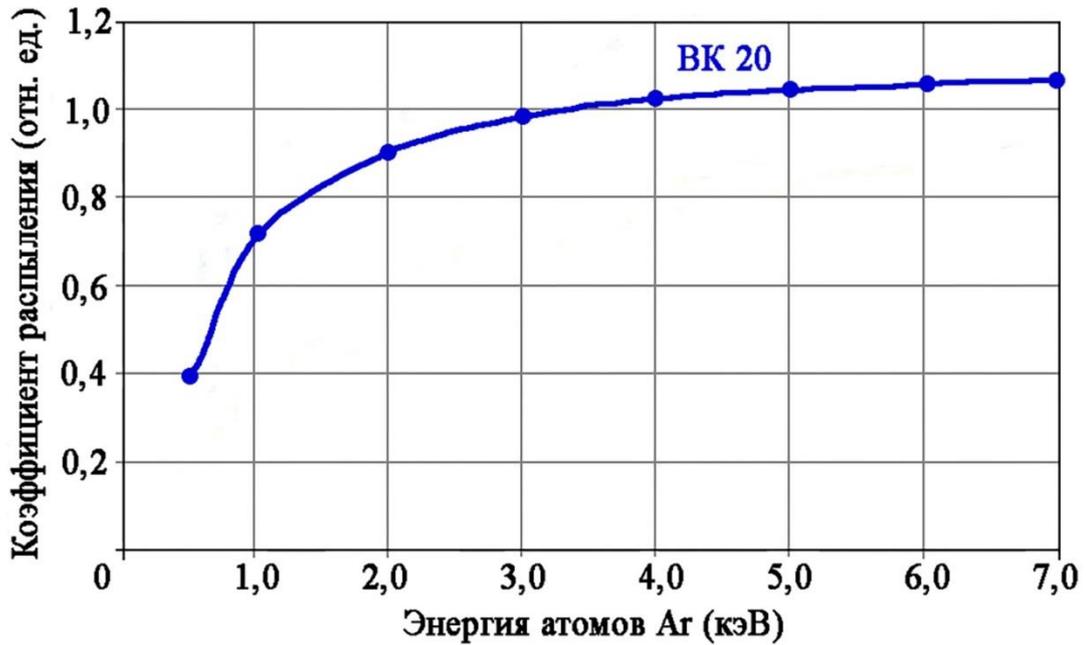


Рисунок 2.10 – Зависимости коэффициента распыления твердого сплава от энергии атомов аргона, бомбардирующих поверхность



Рисунок 2.11 – Зависимости глубины удаленного слоя от продолжительности обработки поверхностного слоя атомами аргона для твердого сплава

### 2.3.2. Осаждение на предварительно заточенные микрофрезы износостойких покрытий из диборида титана

После обработки концевой микрофрезы пучком быстрых атомов начинается процесс нанесения покрытия магнетронным методом осаждения.

Выбор покрытия из  $TiB_2$  связан с его хорошей адгезионной стойкостью, химической стабильностью и высокой твердостью при обработке цветных металлов и жаропрочных сплавов, что является критически важным для микрофрезерования (таблица 3.2). Это позволяет избежать образование наростов на режущей кромке микрофрезы и тем самым улучшить качество обрабатываемой поверхности при износе инструмента. Его выдающиеся свойства являются результатом структуры кристаллических и атомных связей. Атомы  $Ti$  в  $TiB_2$  расположены в гексагональной структуре, с прочными ковалентно связанными атомами  $B$ , расположенными в промежутках, что приводит к чередованию плоскостей  $Ti$  и  $B$ . На рисунке 2.12 представлены СЭМ изображения покрытия  $TiB_2$ .

Таблица 3.2. Основные характеристики покрытия  $TiB_2$

Материал инструмента/покрытия	Микро-твердость, ГПа	Коэф. трения (при 20 °С)	Коэф. трения (при 800 °С)	Термическая стабильность, °С
ВК20 (основа)	15±0,3	0,65	1,1	–
ВК20/ $TiB_2$	29±1,5	0,38	0,66	950

После завершения операции обработки пучком быстрых атомов аргона, концевая микрофреза, закрепленная на держателе, с помощью устройства вращения перемещается напротив мишени планарного магнетрона (рисунок 2.9) из  $TiB_2$ . Расстояние между мишенью и осью вращения концевой фрезы составляет 80 мм.

Перед началом нанесения покрытия с помощью устройства газонапуска подается газ аргон и поддерживается давление в камере 0,4 Па.

В цепи мишени магнетрона устанавливается ток 8 А, а на оснастку подается напряжение смещения – 80 В. Время нанесения покрытия  $TiB_2$  на концевую микрофрезу из твердого сплава составило 60 минут.

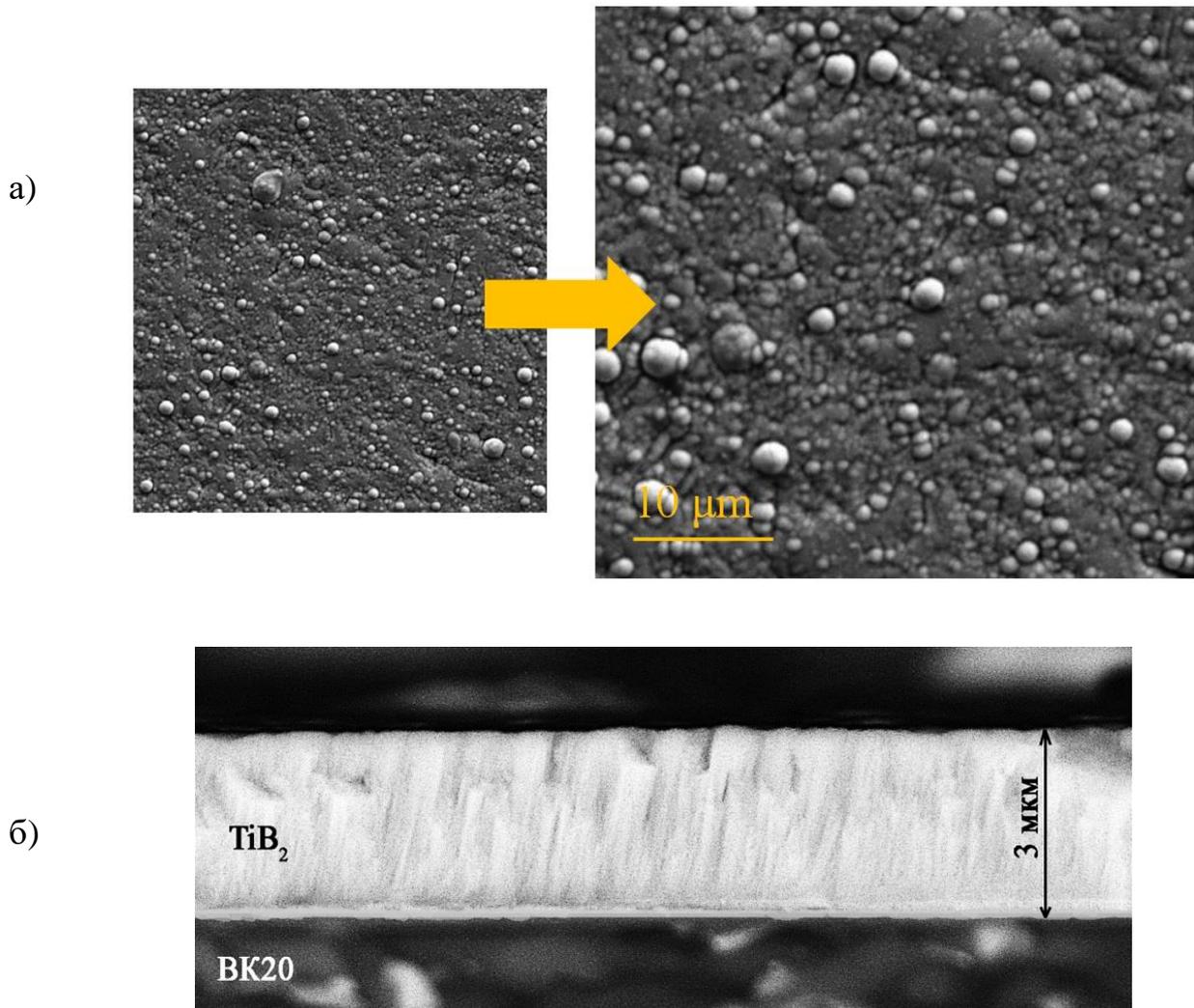


Рисунок 2.12 – СЭМ изображения: а) – поверхности покрытия  $TiB_2$ ;  
б) – микроструктура покрытия  $TiB_2$

Для измерения толщины покрытия  $TiB_2$  в камеру установки вместе с концевой микрофрезой был загружен образец-свидетель в форме прямоугольной пластины из твердого сплава той же марки, что и испытываемая микрофреза. На полированной стороне пластины была закреплена маска, расположенная напротив мишени магнетона. После нанесения покрытия, с поверхности образца-свидетеля

сняли маску и с помощью стилусного профилометра Dektak XT измерили перепад высоты между поверхностью пластины и поверхностью покрытия (рисунок 2.13). Средняя толщина нанесенного на концевую микрофрезу покрытия  $TiB_2$  составила 3 мкм.

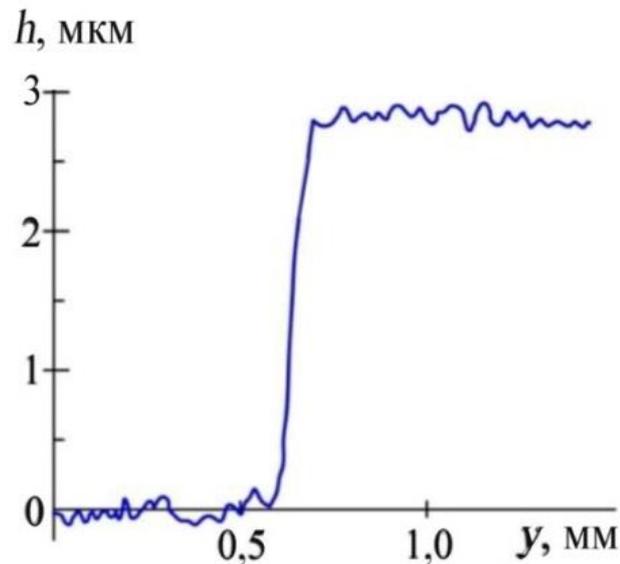
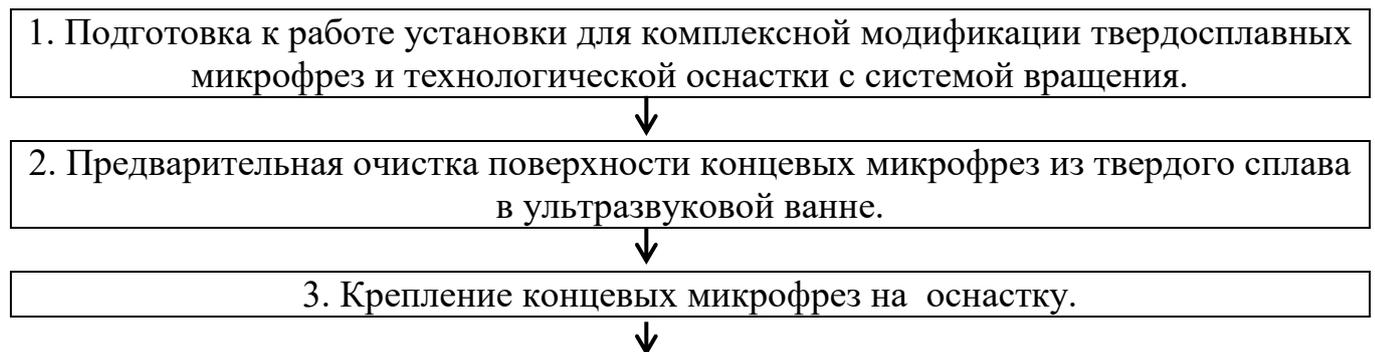
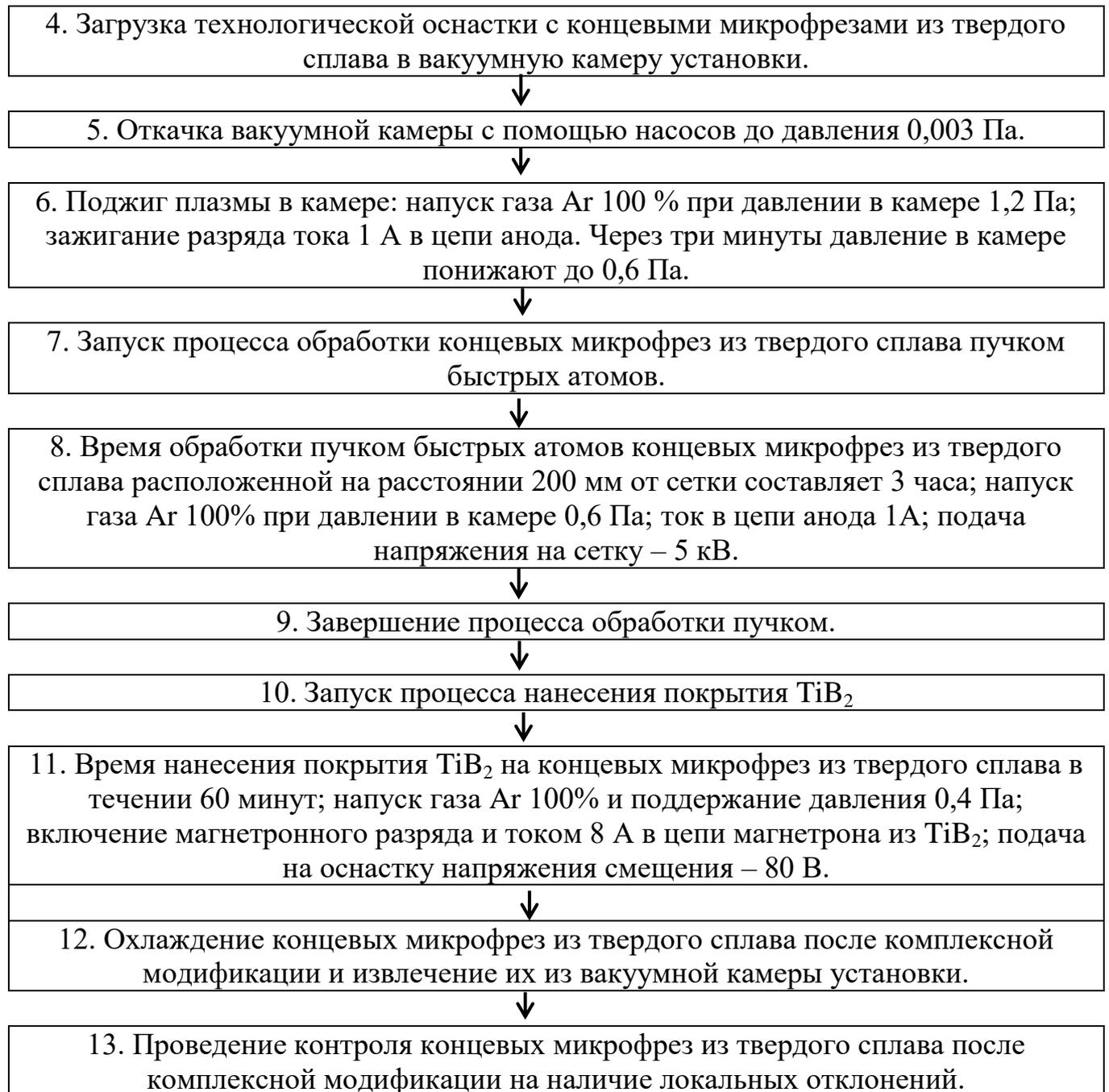


Рисунок 2.13 – Профилограмма определения толщины покрытия с помощью свидетеля

### 2.3.3. Технологический алгоритм комплексной плазменно-пучковой модификации твердосплавных концевых микрофрез

Ниже представлена блок-схема технологического процесса и последовательность операций комплексной модификации микрофрезы с режимами обработки пучком быстрыми атомами аргона и нанесением покрытия  $TiB_2$  на концевые микрофрезы из твердого сплава.





Для контроля изменения радиуса скругления режущей кромки микрофрезы были проведены измерения перед обработкой, после обработки пучком быстрых атомов и после нанесения покрытия.

Измерения проводились с помощью сканирующего электронного микроскопа PHENOM G2 PRO компании PHENOM (Нидерланды) (рисунок 2.14).

Снимки режущих кромок, полученные на СЭМе, наглядно показывают изменение радиуса режущей кромки микрофрезы (рисунок 2.15).

После проведения измерений радиусов скругления режущих кромок микрофрез данные были сведены в общий график средних величин радиуса скругления режущих кромок, как показано на рисунке 2.16. Радиус режущей кромки микрофрезы, упрочненной комплексной модификацией, примерно равен 4,5 мкм, что приблизительно равно исходному радиусу режущей кромки.



Рисунок 2.14 – Фотография сканирующего электронного микроскопа PHENOM G2 PRO

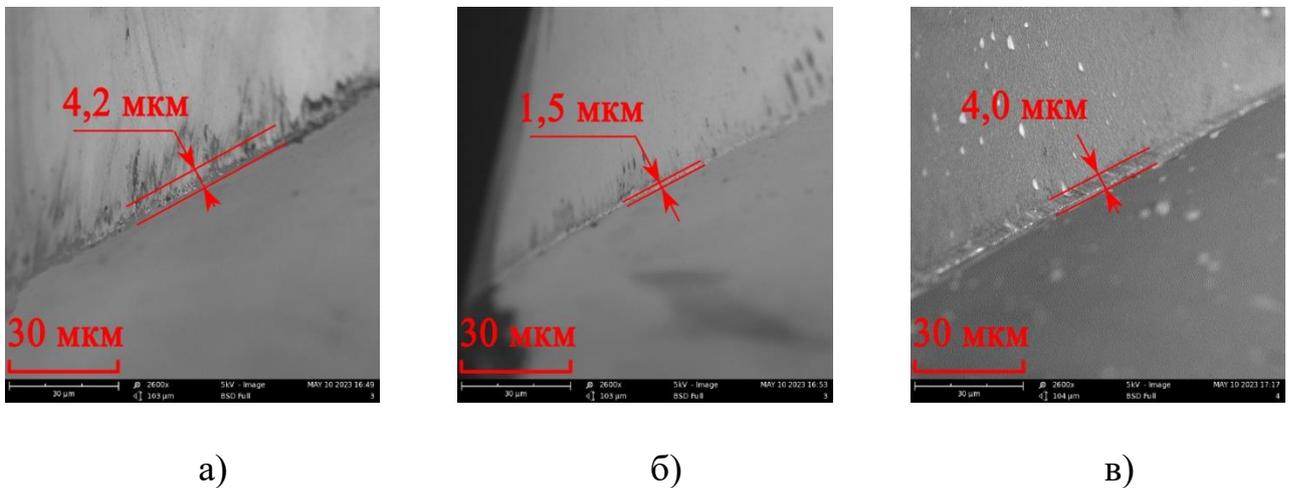


Рисунок 2.15 – Снимки режущей кромки микрофрезы: а) – режущая кромка исходной концевой микрофрезы; б) – режущая кромка концевой микрофрезы после обработки быстрыми атомами; в) – режущая кромка концевой микрофрезы после обработки пучком быстрых атомов и нанесения покрытия из  $TiV_2$

Это означает, что при обработке концевой микрофрезы быстрыми атомами можно проводить комплексное упрочнение инструмента, включающее

упрочнение поверхности и осаждение на нее износостойкого покрытия, без увеличения радиуса режущих кромок

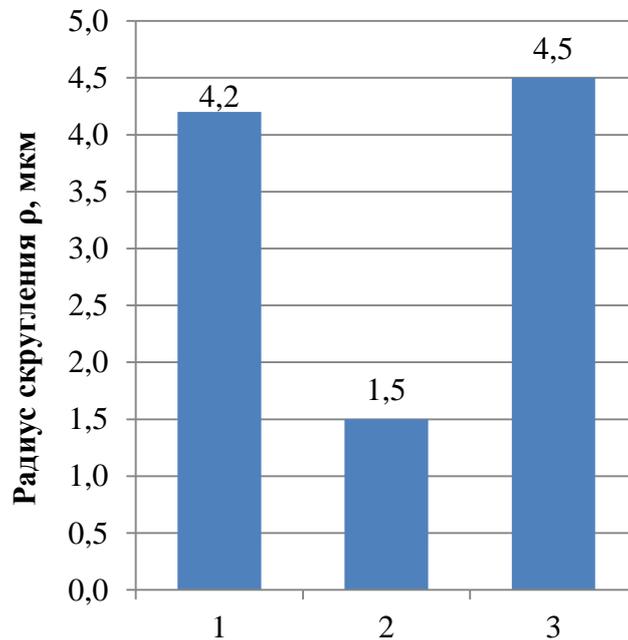


Рисунок 2.16 – График радиуса скругления режущих кромок микрофрезы: 1 – режущая кромка исходной концевой микрофрезы; 2 – режущая кромка концевой микрофрезы после обработки пучком быстрых атомов; 3 – режущая кромка концевой микрофрезы после обработки пучком быстрых атомов с последующим нанесением покрытия из  $TiB_2$

## 2.4. Выводы

1. Разработан и реализован технологический алгоритм и установлены рациональные режимы выполнения комплексной плазменно-пучковой модификации концевых твердосплавных микрофрез включающая: обработку пучками быстрых атомов аргона для заострения режущих кромок и последующее нанесение износостойких покрытий.

2. Установлено, что радиус скругления режущих кромок микрофрез диаметром 1 мм после комплексной модификации не превышает 4,5 мкм, что аналогично параметру исходных микрофрез.

### Глава 3. ИССЛЕДОВАНИЕ СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ КОНЦЕВЫМИ МИКРОФРЕЗАМИ

#### 3.1. Методика и оборудование для проведения испытаний микрофрез в процессе резания для измерения силовых параметров

Исследования осуществлялись с помощью методики описанной в источнике [189], который замечается в расчете мгновенных значений осевой  $P_{z_i}$  и радиальной  $P_{y_i}$  составляющих силы резания по измеренным силовым параметрам  $P_{v_i}$  и  $P_{h_i}$ , где  $P_{v_i}$  – сила нормальная к направлению вектора подачи, а  $P_{h_i}$  – сила, действующая по направлению подачи, как показано на рисунке 3.1.

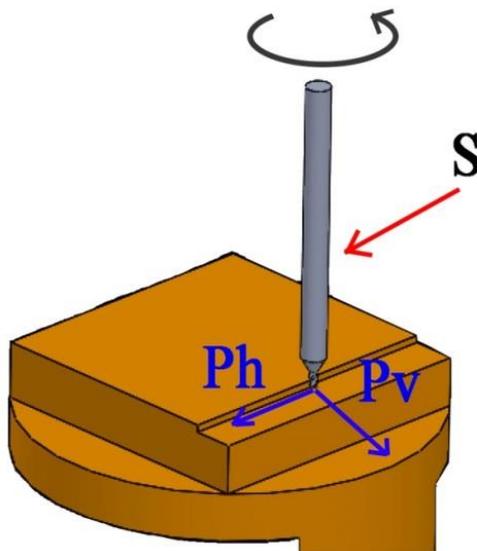


Рисунок 3.1 – Схема встречного микрофрезерования уступа детали из латуни Л80

Испытания проводились на пятиосевом вертикальном фрезерном обрабатывающем центре Mikron HSM 200U LP компании Georg Fischer (Швейцария) (рисунок 3.2).

В таблице 3.1. представлены технические характеристики пятиосевого вертикального фрезерного обрабатывающего центра Mikron HSM 200U LP.

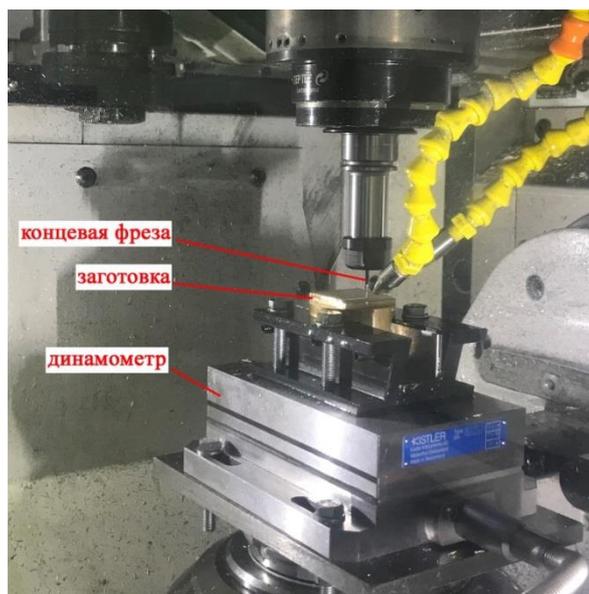


Рисунок 3.2 – Пятиосевой вертикальный фрезерный обрабатывающий центр Mikron HSM 200U LP

Таблица 3.1 – Технические характеристики пятиосевого вертикального фрезерного обрабатывающего центра Mikron HSM 200U LP

Рабочий диапазон	
Ось X	160 мм
Ось Y	160 мм
Ось Z	200 мм
Ось наклона	+30°/-120°
Ось вращения	n x 360°
Инструментальный шпиндель HSK-E32	
Максимальное число оборотов	50000 мин <sup>-1</sup>
Система крепления инструментов	HSK-E32
Мощность при 40% ED	8,5 кВт
Вращающий момент при 40% ED	3,4 Нм
Скорость перемещения	
Подача/ускоренный ход (X, Y)	42 м/мин.

Подача/ускоренный ход (Z)	42 м/мин.
Подача/ускоренный ход (наклон)	150 мин <sup>-1</sup>
Подача/ускоренный ход (вращение)	250 мин <sup>-1</sup>
Рабочий стол	
Рабочая площадь	ø 120 мм
Максимальная нагрузка	20 кг
Инструментальный магазин	
HSK E32	30/60 ячеек
Система ЧПУ	
Heidenhain	iTNC 530
Модули Smart Machine	
APS, APS Extended, ITC, PFP, OSS, RNS	

Для измерения силовых параметров использовался трехкомпонентный динамометр модели 9253B23 фирмы Kistler (Швейцария), установленный на фрезерном станке (рисунок 3.2).

Для усиления и преобразования сигнала используется 8-канальный усилитель-преобразователь типа 5070A01110, фирмы Kistler, внешний вид которого представлен на рисунке 3.3. Для сбора и анализа данных использовалось программное обеспечение DynoWare фирмы Kistler.

Тарирование динамометра проводилось с помощью образцового переносного динамометра системы Токаря, изготовленного в соответствии с ГОСТ 9500-75 (рисунок 3.4) и который относится к типу упругих с механической передачей деформации на отсчетный механизм.



Рисунок 3.3 – Внешний вид усилителя-преобразователя типа 5070A01110

Динамометр состоит из термически обработанного упругого тела-пружины (в форме рамки, замкнутой скобы, полого стержня круглого или квадратного сечения), индикатора часового типа, зажимных или упорных приспособлений.



Рисунок 3.4 – Динамометр образцовый системы Токаря на сжатие

### **3.2. Исследование силовых параметров и построение моделей для их расчета при фрезеровании концевыми твердосплавными микрофрезами деталей из латуни**

Для оценки силовых параметров в соответствующих им единицах была произведена тарировка трехкомпонентного динамометра.

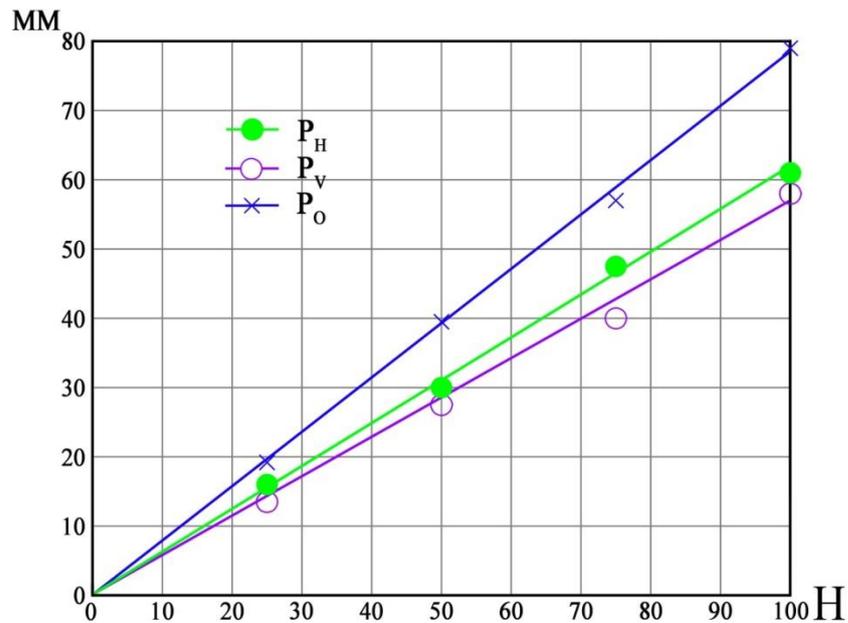


Рисунок 3.5 – Тарирование графики силовых параметров

Контроль нагрузки на применяемом трехкомпонентном динамометре осуществлялся динамометром Токаря, направление действия которого соответствовало направлению тарлируемой силы, как показано на рисунке 3.5.

Анализ тарировочных графиков показывает, что они линейны. Это позволяет в применяемой измерительной системе масштабировать вертикальную координату осциллограмм с переводным коэффициентом, равным 1.

Для проведения настоящих исследований был выбран однофакторный многоуровневый план эксперимента, так как фрезерование наиболее сложный вид резания, характеризующийся переменными величинами срезаемого слоя за один рабочий ход зуба фрезы при назначаемых постоянных факторах процесса резания.

План экспериментов представлен в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – План экспериментов

Состояние инструмента	N	B, мм	S <sub>мин</sub> , мм/мин	t, мм	V, м/мин
Исходный	1	0,3	600	0,5	56,5
Исходный	2	0,6	600	0,5	56,5
Исходный	3	0,9	600	0,5	56,5
Исходный	4	0,6	300	0,5	56,5

Исходный	5	0,6	900	0,5	56,5
Исходный	6	0,6	1000	0,5	100
С покрытием	7	0,6	600	0,5	56,5
Обработка пучком быстрыми атомами аргона	8	0,6	600	0,5	56,5
Обработка пучком быстрыми атомами аргона + покрытие	9	0,6	600	0,5	56,5

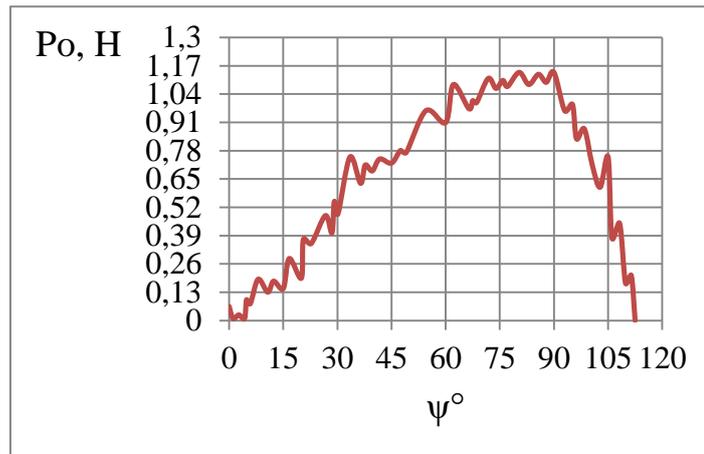
В таблицах 3.3 – 3.12 представлены примеры полученных осциллограмм мгновенных значений силовых параметров  $P_{hi}$ ,  $P_{vi}$ , и  $P_{oi}$  масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода как представлено на рисунках 3.6 – 3.15.

### Эксперимент №1

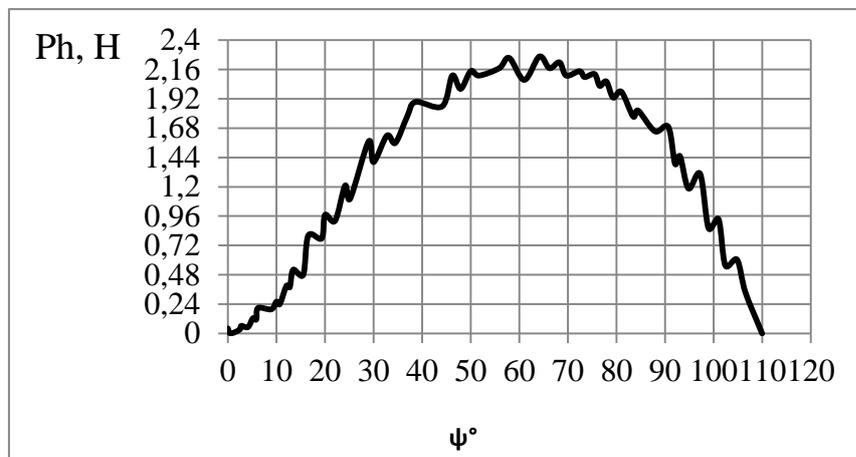
Таблица 3.3 – Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.6 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $V = 0,3$  мм;  $S_{мин} = 600$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент в исходном состоянии.

$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_b$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	- 0,28	0,24	5	49	54	0,37	0,30	0,22	0,13
20	- 0,44	0,92	10	26	36	1,02	0,60	0,83	0,27
30	- 0,28	1,46	20	11	31	1,49	0,77	1,27	0,53
40	- 0,18	1,81	30	6	24	1,82	0,74	1,66	0,75
50	0,65	2,10	40	17	23	2,20	0,86	2,03	0,82
60	1,25	2,17	50	30	20	2,50	0,86	2,35	0,94
70	1,6	2,10	60	37	23	2,64	1,03	2,43	1,08
80	2,06	1,95	70	46	24	2,84	1,15	2,60	1,1
90	2,38	1,51	80	58	22	2,82	1,06	2,62	1,14
100	1,44	0,72	85	63	22	1,61	0,6	1,49	0,71
110	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3

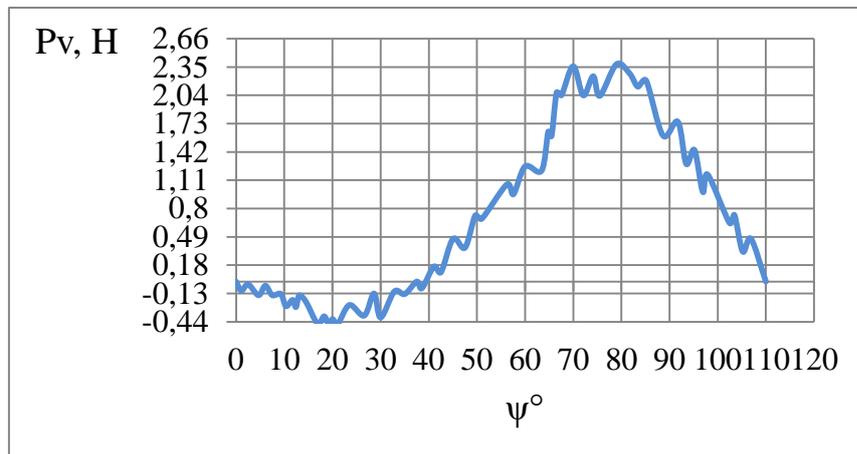


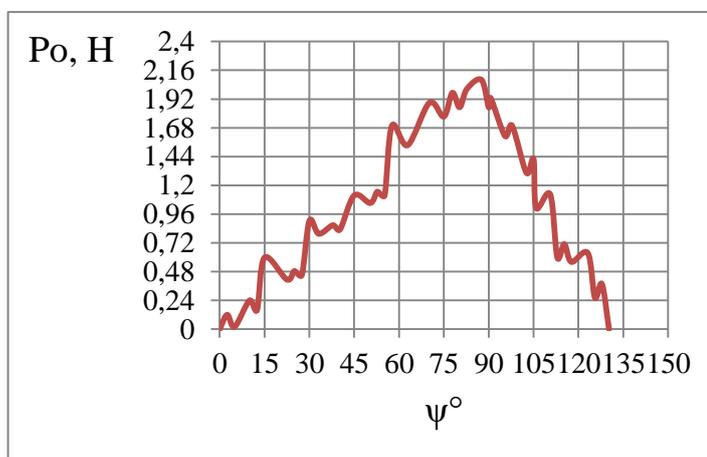
Рисунок 3.6 – Осциллограммы мгновенных значений силовых параметров  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$  (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода

### Эксперимент №2

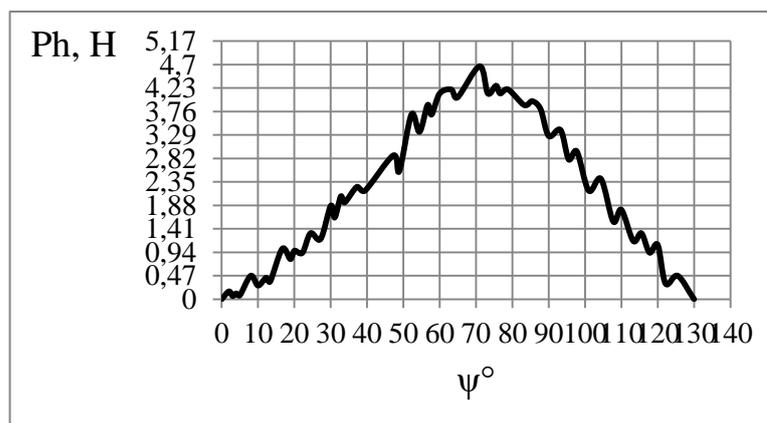
Таблица 3.4 – Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.7 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $B = 0,6$  мм;  $S_{\text{мин}} = 600$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент в исходном состоянии

$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_o$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	-0,30	0,30	5	45	50	0,42	0,32	0,27	0,2
20	-0,50	0,90	10	29	39	1,03	0,65	0,80	0,37
30	-0,57	1,87	15	17	32	1,96	1,04	1,66	0,68
40	-0,55	2,60	20	12	32	2,66	1,41	2,26	1,00
50	0,15	3,50	30	3	27	3,50	1,59	3,12	1,35
60	0,90	3,90	40	13	27	4,00	1,92	3,56	1,58
70	1,90	4,20	50	24	26	4,61	2,02	4,11	1,88
80	2,9	4,00	60	36	24	4,94	2,01	4,51	2,0
90	3,89	3,73	70	46	24	5,39	2,19	4,92	2,1
100	3,35	2,75	75	51	24	4,33	1,76	3,96	1,65
110	2,40	1,50	80	58	22	2,83	1,06	2,62	1,3
120	1,40	0,93	85	57	28	1,68	0,79	1,48	0,6
130	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3

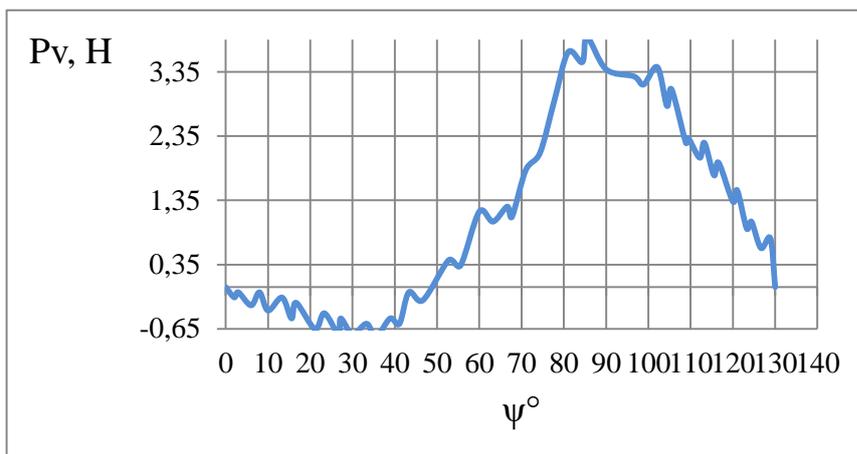


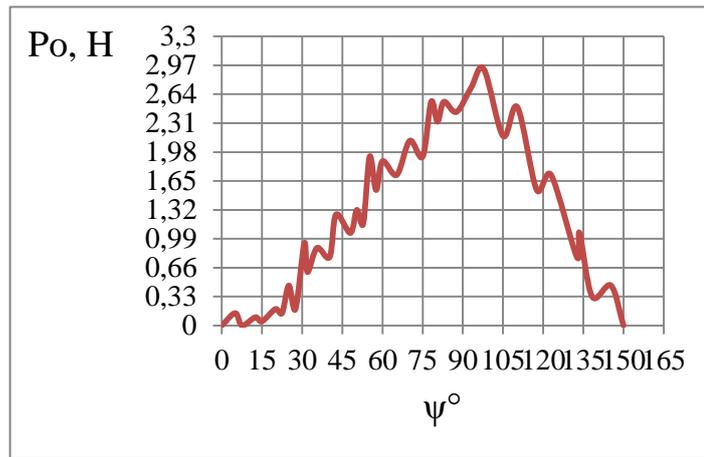
Рисунок 3.7 – Осциллограммы мгновенных значений силовых параметров и  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$ (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода

### Эксперимент №3

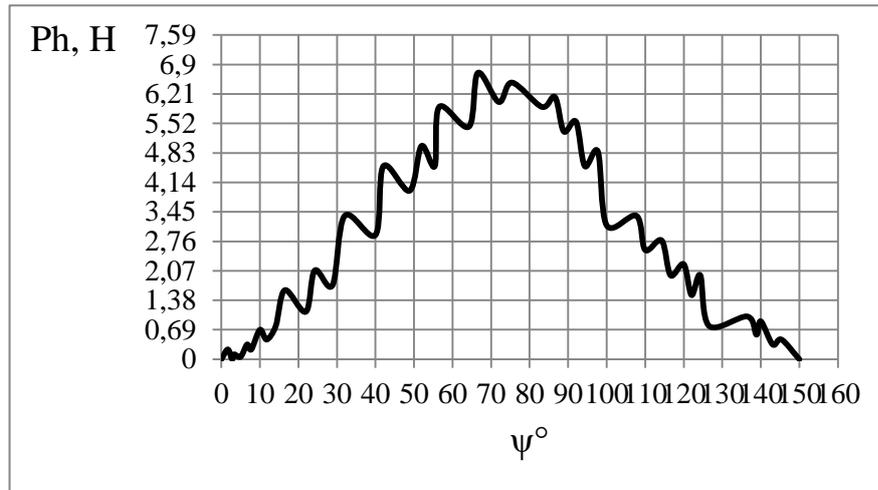
Таблица 3.5 – Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.8 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $B = 0,9$  мм;  $S_{мин} = 600$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент в исходном состоянии

$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_o$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	-0,25	0,3	5	40	45	0,39	0,28	0,28	0,1
20	-0,5	0,78	10	33	43	0,93	0,63	0,68	0,28
30	-0,57	1,75	15	18	33	1,84	1,00	1,54	0,52
40	-0,53	2,78	20	11	31	2,83	1,46	2,43	0,98
50	-0,25	4,17	25	3	28	4,18	1,96	3,69	1,32
60	0,45	5,3	30	5	25	5,32	2,25	4,82	1,95
70	1,7	6,0	40	16	24	6,24	2,54	5,7	2,4
80	3,00	6,25	50	26	24	6,9	2,81	6,3	2,63
90	4,50	5,9	60	37	23	7,4	2,89	6,8	2,95
100	4,3	4,86	65	42	23	6,5	2,54	5,98	2,54
110	3,6	3,47	70	46	24	5,0	2,03	4,64	2,14
120	3,1	2,3	75	53	22	3,86	1,45	3,58	1,63
130	1,95	1,4	80	54	26	2,4	1,05	2,18	0,99
140	0,8	0,5	85	58	27	0,94	0,43	0,84	0,53
150	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3

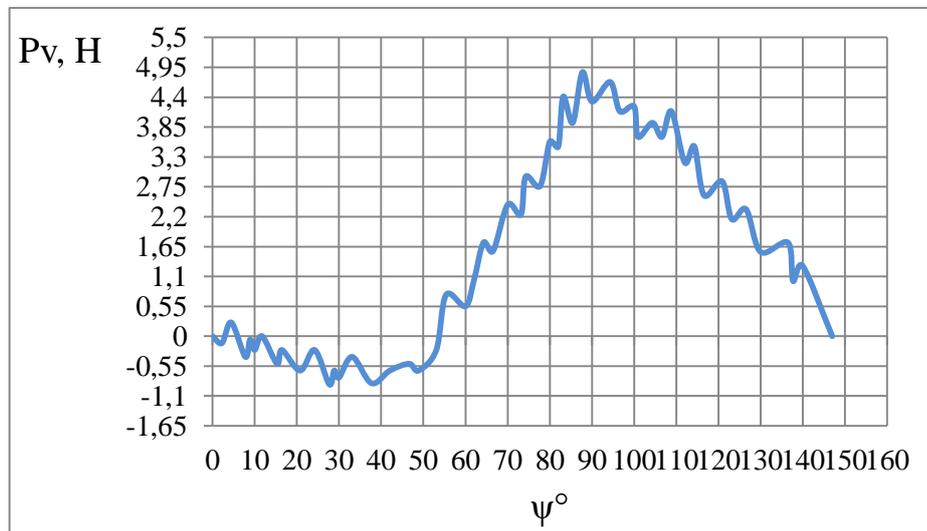


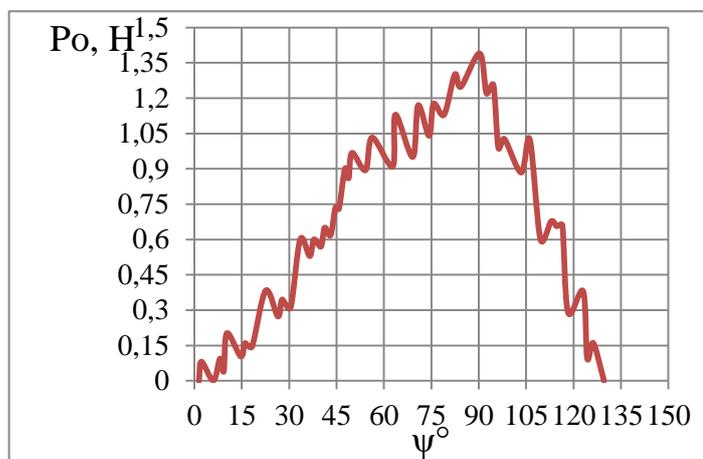
Рисунок 3.8 – Осцилограммы мгновенных значений силовых параметров и  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$  (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода

## Эксперимент №4

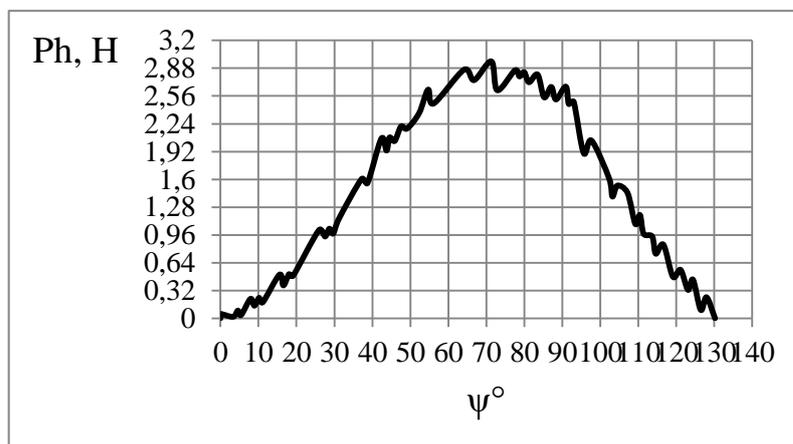
Таблица 3.6 – Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.9 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $B = 0,6$  мм;  $S_{\text{мин}} = 600$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент в исходном состоянии

$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_o$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	-0,19	0,18	5	47	52	0,26	0,2	0,16	0,07
20	-0,39	0,5	10	38	48	0,63	0,47	0,42	0,19
30	-0,55	1,1	15	27	42	1,23	0,82	0,91	0,38
40	-0,55	1,75	20	17	37	1,83	1,1	1,46	0,63
50	0	2,33	30	0	30	2,33	1,17	2,02	0,81
60	0,41	2,68	40	9	31	2,71	1,4	2,32	1,00
70	1,05	2,8	50	21	29	2,99	1,45	2,62	1,12
80	1,75	2,75	60	33	27	3,26	1,48	2,91	1,24
90	2,28	2,55	70	42	28	3,42	1,6	3,02	1,3
100	1,96	1,8	75	47	28	2,66	1,25	2,35	1,05
110	1,4	1,05	80	53	27	1,75	0,8	1,56	0,8
120	0,9	0,4	85	66	19	0,99	0,32	0,94	0,36
130	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3

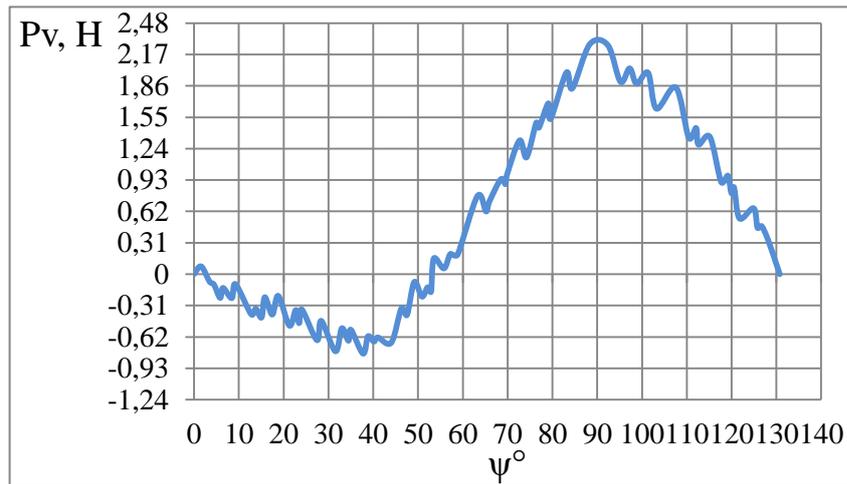


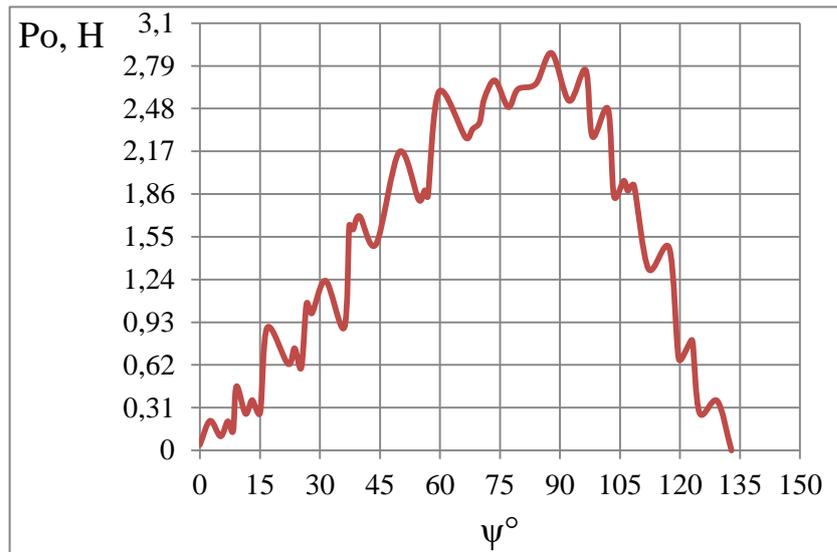
Рисунок 3.9 – Осциллограммы мгновенных значений силовых параметров и  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$ (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода

### Эксперимент №5

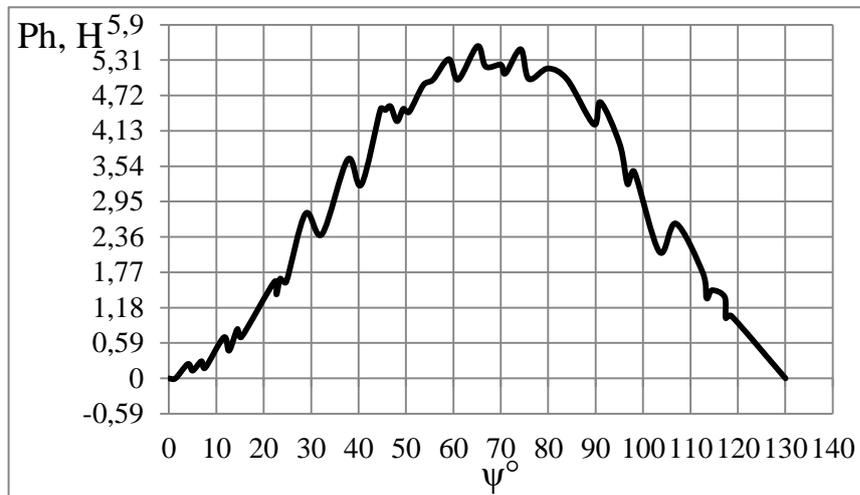
Таблица 3.7 – Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.10 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $B = 0,6$  мм;  $S_{мин} = 900$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент в исходном состоянии

$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_o$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	-0,48	0,45	5	47	52	0,66	0,48	0,41	0,21
20	-0,56	1,1	10	27	37	1,23	0,73	0,97	0,47
30	-0,58	2,3	15	14	29	2,37	1,15	2,07	0,88
40	-0,5	3,55	20	8	28	3,59	1,69	3,17	1,25
50	-0,34	4,5	30	4	26	4,51	1,98	4,05	1,72
60	1,57	5,1	40	17	23	5,34	2,09	4,92	2,19
70	2,7	5,32	50	27	23	5,97	2,33	5,5	2,50
80	4,1	5,0	60	39	21	6,47	2,32	6,04	2,65
90	5,0	4,4	70	49	21	6,66	2,39	6,22	2,80
100	4,2	3,25	75	52	23	5,31	2,08	4,89	2,0
110	3,3	1,85	80	61	19	3,78	1,23	3,57	1,4
120	1,65	0,7	85	67	18	1,79	0,55	1,7	0,82
130	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3

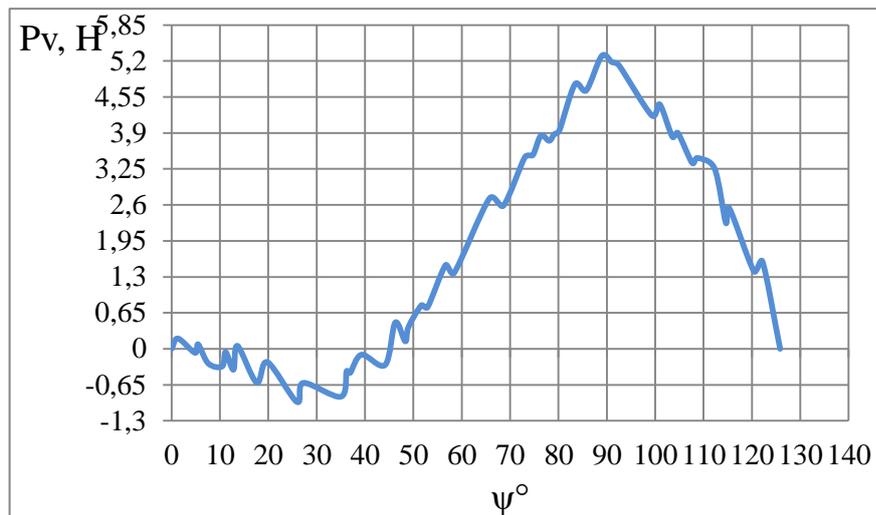


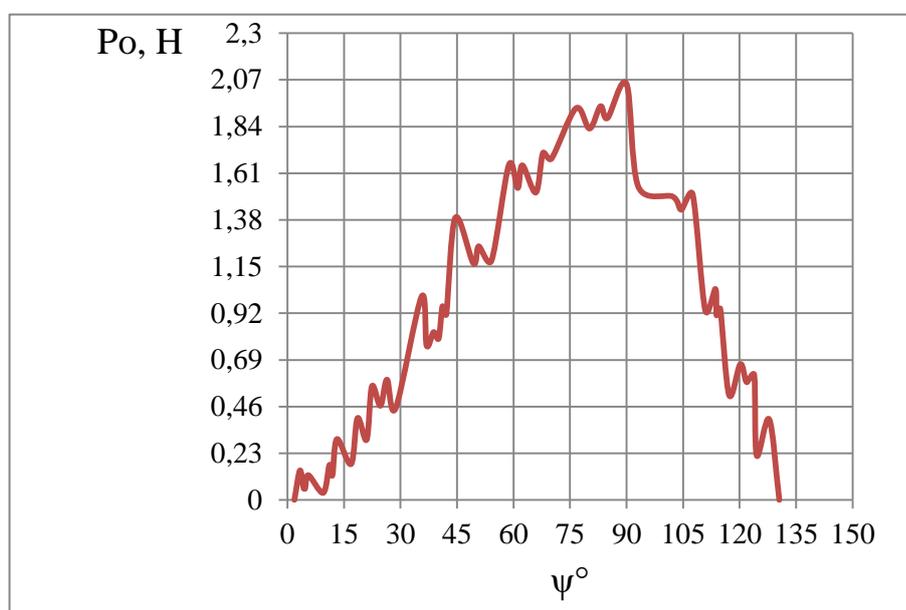
Рисунок 3.10 – Осцилограммы мгновенных значений силовых параметров и  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$  (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода

## Эксперимент №6

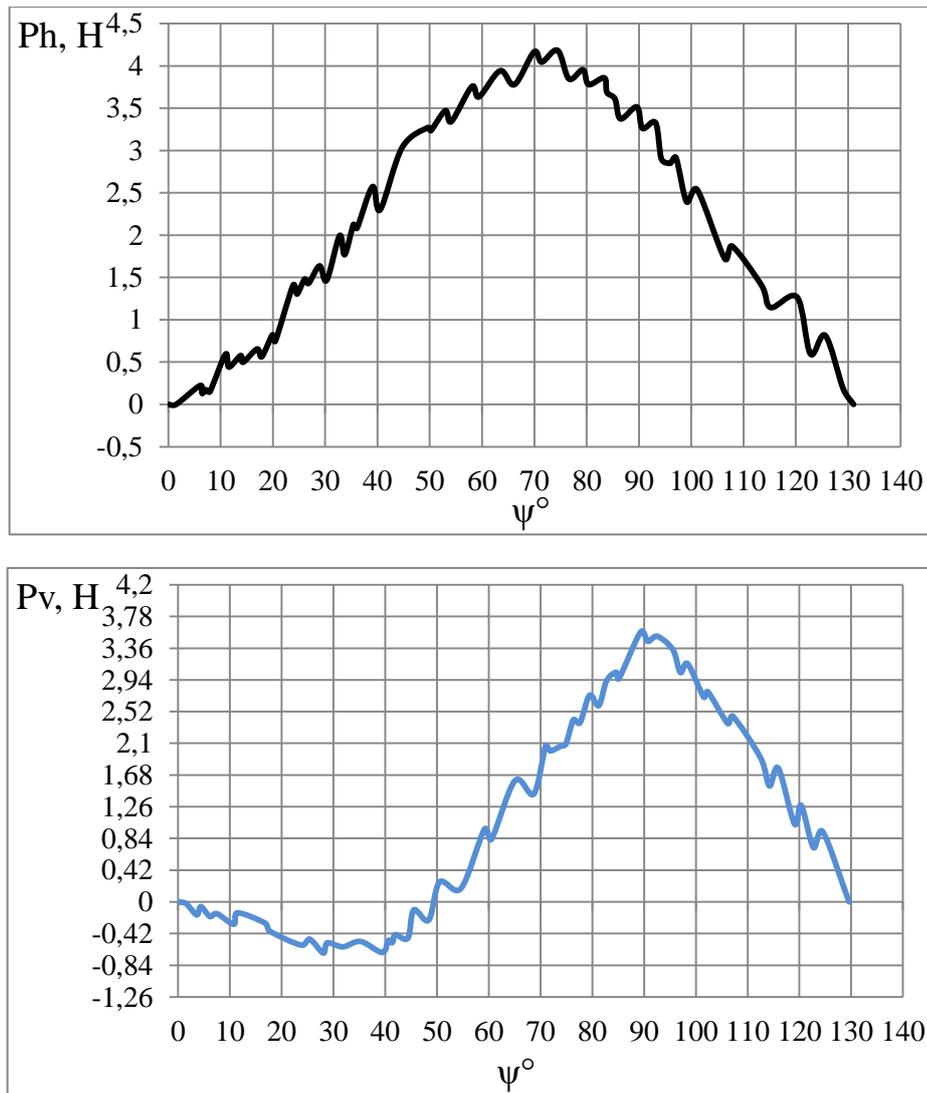
Таблица 3.8 – Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.11 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $B = 0,6$  мм;  $S_{\text{мин}} = 1000$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент в исходном состоянии

$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_o$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	-1,3	0,32	5	43	48	0,44	0,33	0,29	0,17
20	-0,4	0,85	10	25	35	0,94	0,64	0,77	0,29
30	-0,57	1,5	15	21	36	1,81	0,95	1,3	0,60
40	-0,52	2,55	20	12	32	2,6	1,38	2,21	0,25
50	0	3,2	30	0	30	3,4	1,6	3,09	1,2
60	0,86	3,75	40	13	27	3,93	1,88	3,58	1,58
70	1,85	3,82	50	26	24	4,66	1,89	4,01	1,71
80	2,61	3,75	60	35	25	4,87	1,93	4,44	1,90
90	3,8	3,4	70	45	25	5,2	2,23	4,96	2,00
100	3,2	2,4	75	52	23	4,36	1,79	3,91	1,46
110	2,29	1,5	80	56	24	2,67	1,13	2,61	1,2
120	1,41	0,58	85	62	23	1,65	0,57	1,45	0,46
130	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3

Рисунок 3.11 – Осциллограммы мгновенных значений силовых параметров и  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$  (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода.

### Эксперимент №7

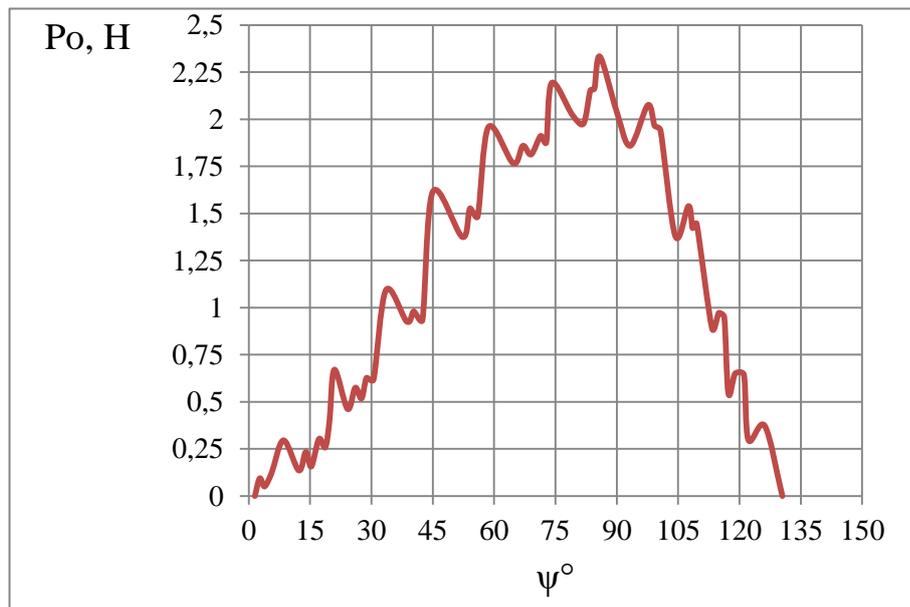
Таблица 3.9

Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.12 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $B = 0,6$  мм;  $S_{мин} = 600$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент с покрытием.

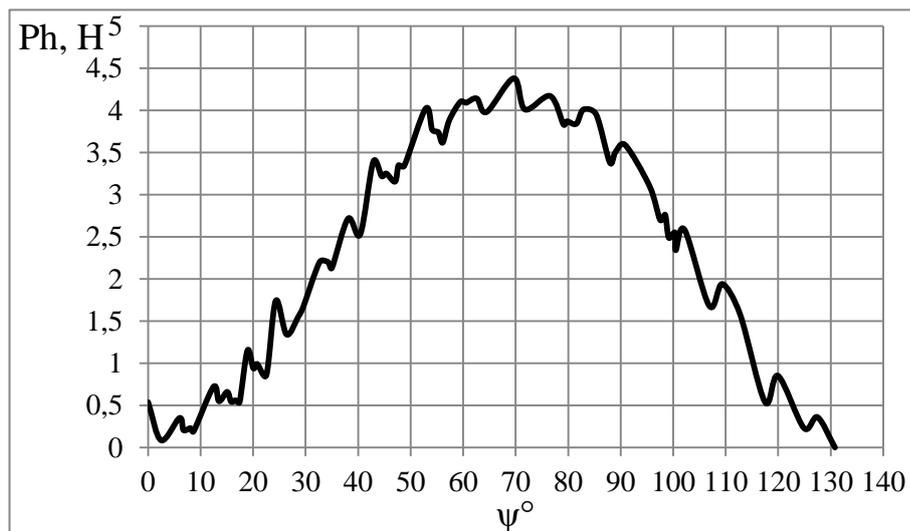
$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_o$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	-0,2	0,3	5	34	39	0,36	0,23	0,28	0,11
20	-0,38	0,9	10	23	33	0,98	0,53	0,82	0,32
30	-0,4	1,82	15	12	27	1,86	0,84	1,66	0,68

40	- 0,05	2,8	20	1	21	2,8	1,00	2,61	1,08
50	0,4	3,5	30	7	23	3,52	1,38	3,24	1,45
60	1,6	4,1	40	21	19	4,46	1,43	4,16	1,78
70	2,94	4,1	50	36	14	5,05	1,22	4,9	1,97
80	3,3	4,0	60	40	20	5,19	1,78	4,88	2,17
90	4,31	3,45	70	51	19	5,52	1,79	5,2	2,26
100	3,7	2,5	75	56	19	4,47	1,46	4,2	1,8
110	2,7	1,4	80	63	17	3,04	0,89	2,91	1,25
120	1,4	0,67	85	64	21	1,55	0,56	1,45	0,58
130	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3

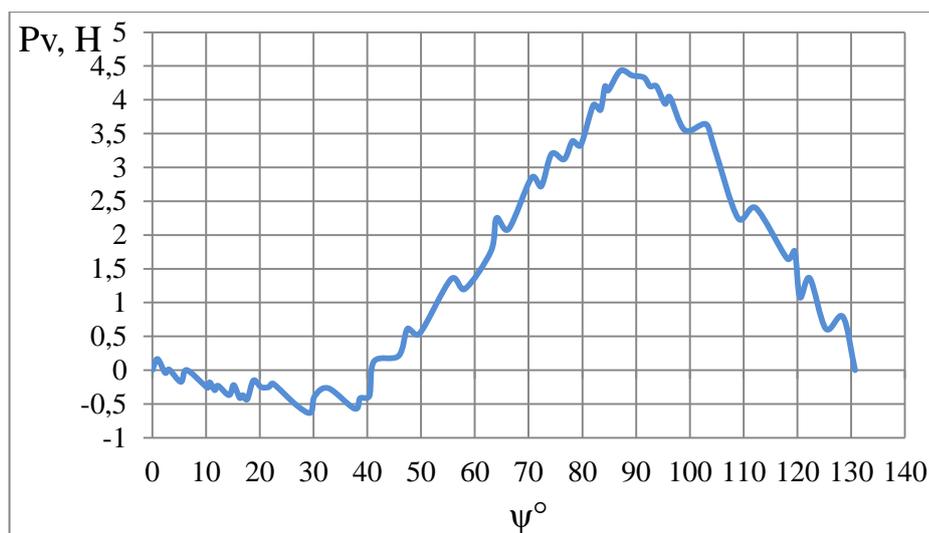


Рисунок 3.12 – Осциллограммы мгновенных значений силовых параметров и  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$ (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода.

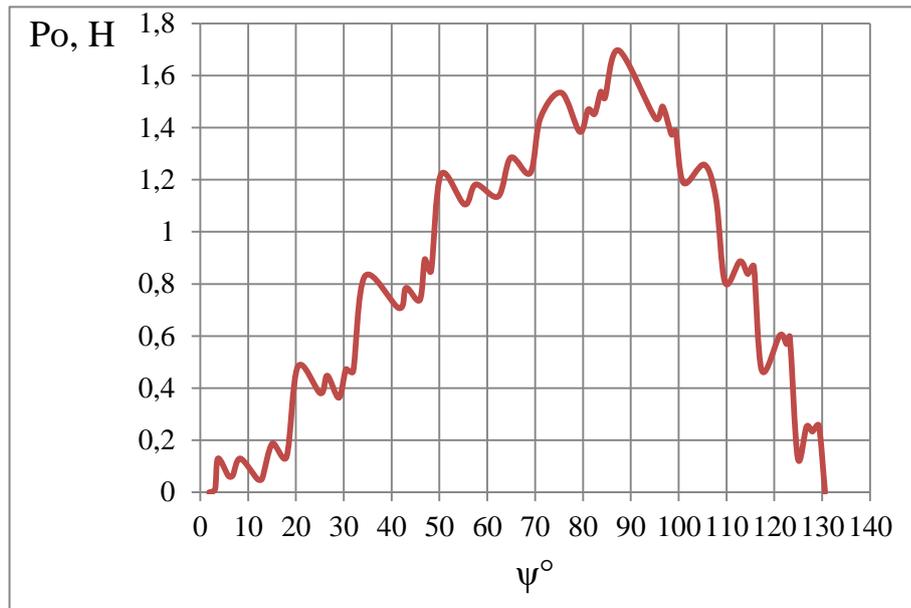
### Эксперимент №8

Таблица 3.10

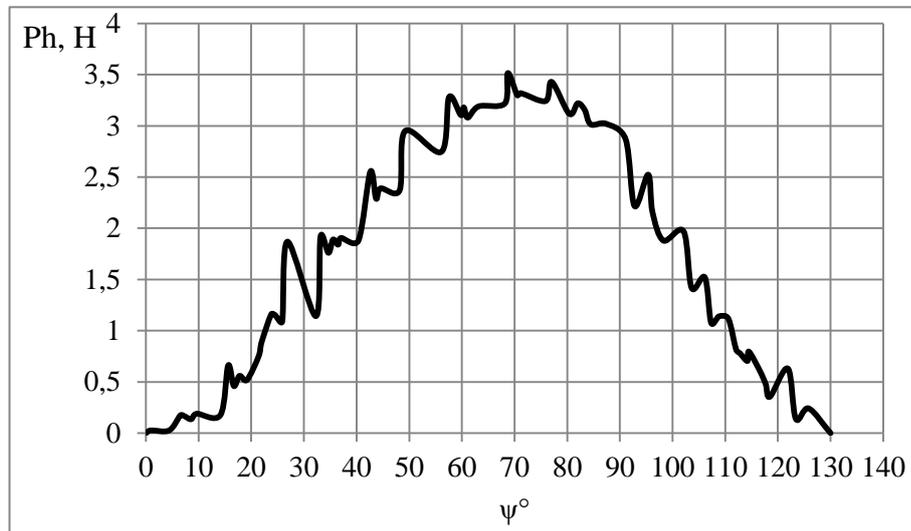
Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.13 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $B = 0,6$  мм;  $S_{\text{мин}} = 600$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент после обработки пучком быстрых атомов аргона.

$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_o$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	- 0,2	0,28	5	36	41	0,34	0,22	0,26	0,1
20	- 0,32	0,68	10	25	35	0,75	0,43	0,61	0,25
30	- 0,45	1,38	15	18	33	1,45	0,79	1,22	0,56
40	- 0,4	2,1	20	11	31	2,14	1,10	1,83	0,81
50	0,25	2,8	30	9	29	2,81	1,18	2,62	1,00
60	0,85	3,1	40	15	25	3,2	1,35	2,90	1,30
70	1,65	3,3	50	27	23	3,69	1,44	3,40	1,44
80	2,4	3,1	60	38	22	3,92	1,47	3,60	1,56
90	3,05	2,8	70	47	23	4,14	1,62	4,14	1,65
100	2,5	2,0	75	51	24	3,20	1,3	2,92	1,35
110	1,9	1,2	80	58	22	2,25	0,84	2,09	0,93
120	0,87	0,4	85	65	20	0,96	0,33	0,90	0,37
130	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3

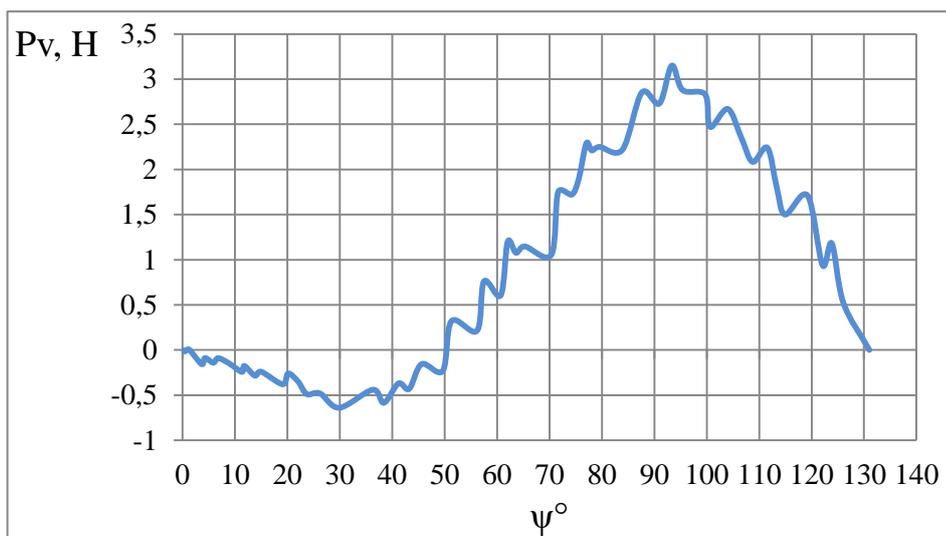


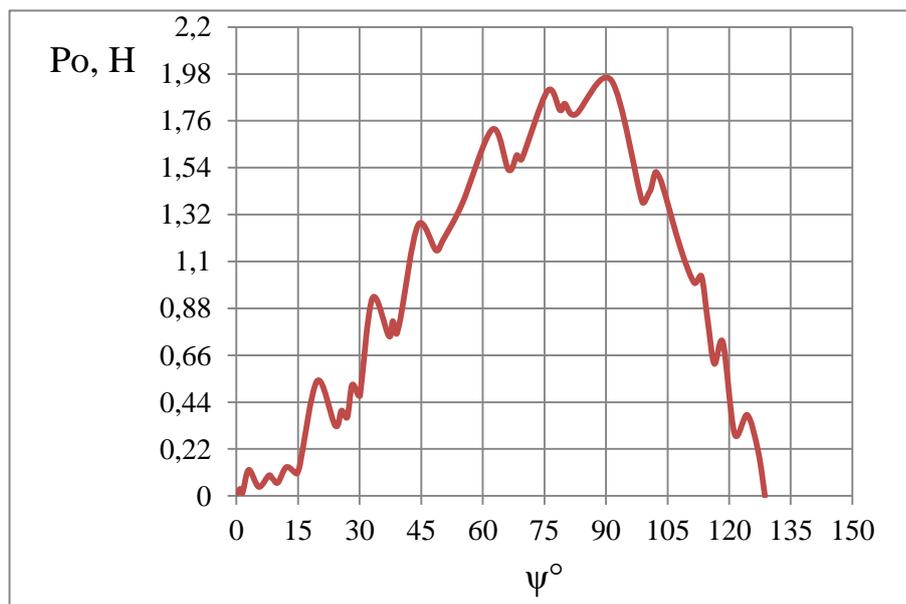
Рисунок 3.13 – Осциллограммы мгновенных значений силовых параметров и  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$  (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода.

## Эксперимент №9

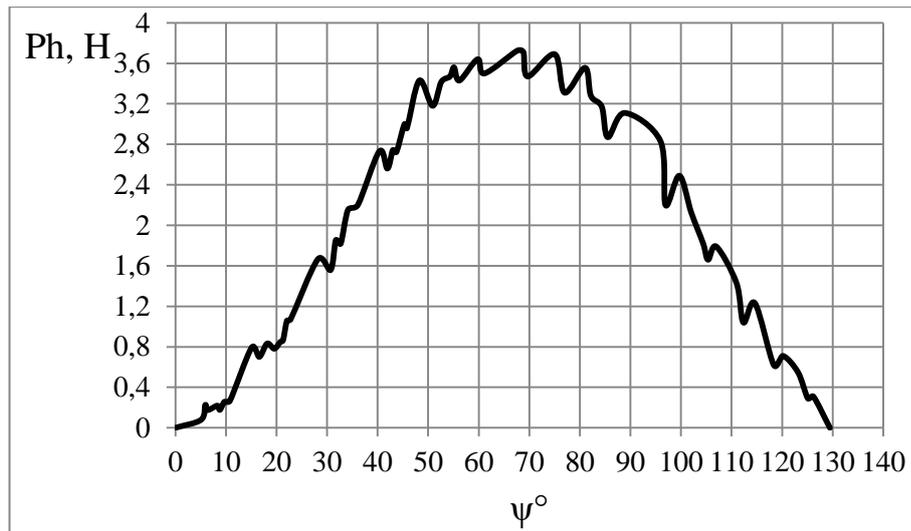
Таблица 3.11 – Данные расчета силовых параметров  $P_y$  и  $P_z$  по представленным на рисунке 3.14 осциллограмм сил  $P_v$  и  $P_h$ , полученные на режиме:  $B = 0,6$  мм;  $S_{\text{мин}} = 600$  мм/мин;  $t = 0,5$  мм;  $V = 56,5$  м/мин. Инструмент после обработки пучком быстрых атомов аргона и последующем нанесении покрытия

$\psi^\circ$	$P_v$ , кг	$P_h$ , кг	$\xi^\circ$	$\arctg \frac{P_v}{P_h}$	$\eta^\circ$	$\sqrt{P_v^2 + P_h^2}$ , кг	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$P_o$ , кг
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	-0,18	0,3	5	31	36	0,35	0,21	0,28	0,12
20	-0,29	0,9	10	18	28	0,95	0,45	0,84	0,28
30	-0,32	1,65	15	11	26	1,68	0,74	1,51	0,56
40	-0,27	2,55	20	7	27	2,56	1,16	2,28	0,88
50	0,38	3,2	30	7	23	3,22	1,26	2,96	1,18
60	1,1	3,59	40	17	23	3,76	1,47	3,46	1,53
70	2,05	3,59	50	30	20	4,13	1,41	3,88	1,70
80	2,9	3,4	60	40	20	4,47	1,53	4,2	1,84
90	3,75	3,1	70	50	20	4,87	1,67	4,58	1,9
100	3,05	2,1	75	51	24	3,70	1,51	3,38	1,54
110	2,15	1,3	80	59	21	2,51	0,90	2,34	1,25
120	1,14	0,6	85	62	23	1,29	0,50	1,19	0,44
130	0	0	90	0	0	0	0	0	0

1



2



3



Рисунок 3.14 – Осциллограммы мгновенных значений силовых параметров и  $P_{oi}$  (1),  $P_{hi}$  (2) и  $P_{vi}$  (3), масштабированные относительно угла поворота зуба фрезы  $\psi$  в течении всего периода его рабочего хода

Согласно выше описанной методике, используя осциллограммы силовых параметров  $P_{hi}$  и  $P_{vi}$  рассчитаны мгновенные значения составляющих силы резания  $P_{zi}$  и  $P_{yi}$  (см. Приложение А). Осевая сила  $P_{oi}$  не требует расчета, так как она не входит в плоские системы координат  $XU$  и  $X'U'$  (рисунок 3.15) и непосредственно измеряется динамометром.

Угол поворота  $\xi$ , рассчитывался следующим образом. Согласно применяемой методике если  $\psi_t \geq \psi_B$ , то в пределах угла  $\psi_B$  который приобретает

наибольшее значение при достижении фактором  $B$  своей максимальной величины  
 $-\xi_i = \psi_i/2$ .

Угол  $\psi_B = \frac{B \cdot t g \omega \cdot 180}{\pi R_\phi}$ , где  $R_\phi$  – радиус фрезы.

В пределах  $\psi_B < \psi_i \leq \psi_t$ , где  $\psi_t$  угол поворота зуба фрезы при реализации фактора  $t$ ,  $\xi_i = \frac{\psi_B}{2} + (\psi_i - \psi_B)$ .

Угол  $\psi_t = \arccos \frac{t - R_o}{R_\phi}$ .

В пределах  $\psi_t < \psi_i \leq \psi_H$ , где  $\psi_H = \psi_B + \psi_t$  – полный угол контакта зуба фрезы,  
 $\xi_i = (\psi_t - \frac{\psi_B}{2}) + \frac{\psi_i}{2}$ .

Результаты рассчитанных силовых параметров  $P_{vi}$ ,  $P_{Hi}$ , а так же измеренной силы  $P_{oi}$  показаны в таблицах 4.6 – 4.11.

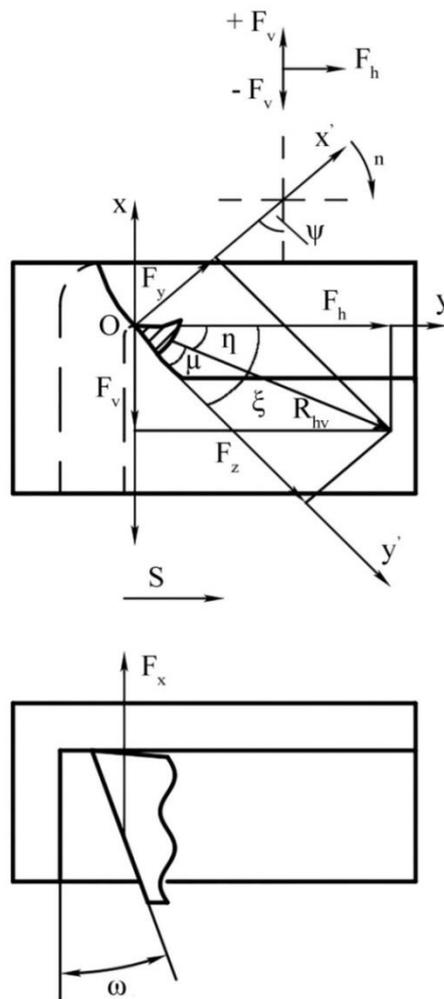


Рисунок 3.15 – Силы, действующие на зуб концевой микрофрезы при встречной схеме фрезерования

Расчет значений основных составляющих силы резания  $P_{zi}$ ,  $P_{yi}$ ,  $P_{oi}$  возникающих на зубе фрезы в каждый момент резания в зависимости от факторов фрезерования можно описать с помощью рекомендованных [173] моделей типа:

$$P_{zi} = C_{Pz} \cdot B_{\psi_i}^{x_{Pz}} \cdot \alpha_{\xi_i}^{y_{Pz}} \cdot V^{z_{Pz}} \cdot K_{Pz}$$

$$P_{yi} = C_{Py} \cdot B_{\psi_i}^{x_{Py}} \cdot \alpha_{\xi_i}^{y_{Py}} \cdot V^{z_{Py}} \cdot K_{Py}$$

$$P_{oi} = C_{Po} \cdot B_{\psi_i}^{x_{Po}} \cdot \alpha_{\xi_i}^{y_{Po}} \cdot V^{z_{Po}} \cdot K_{Po}$$

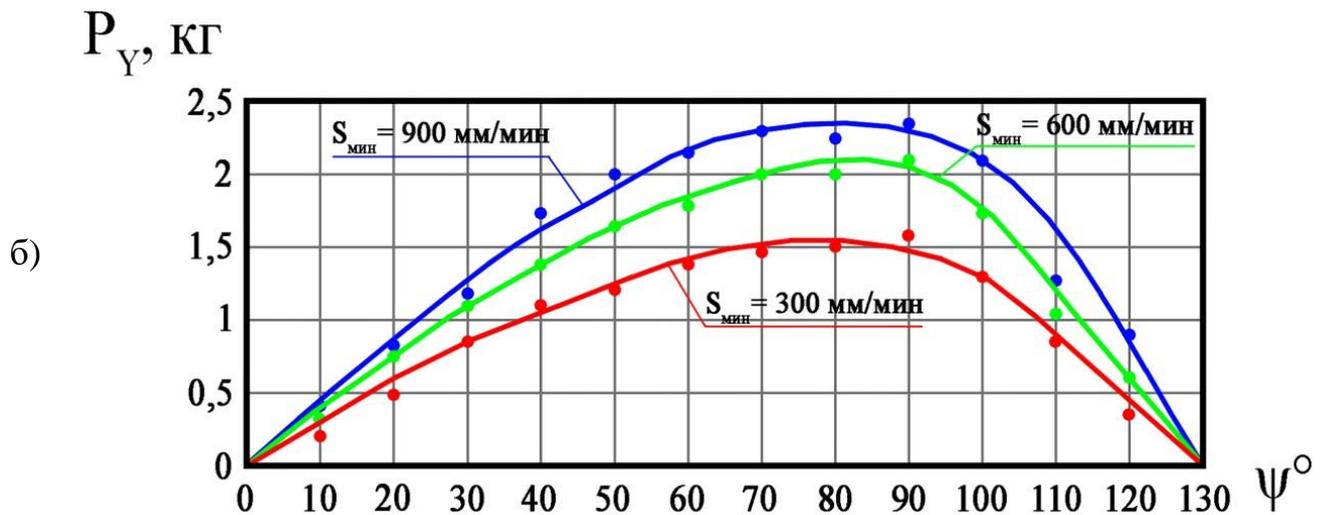
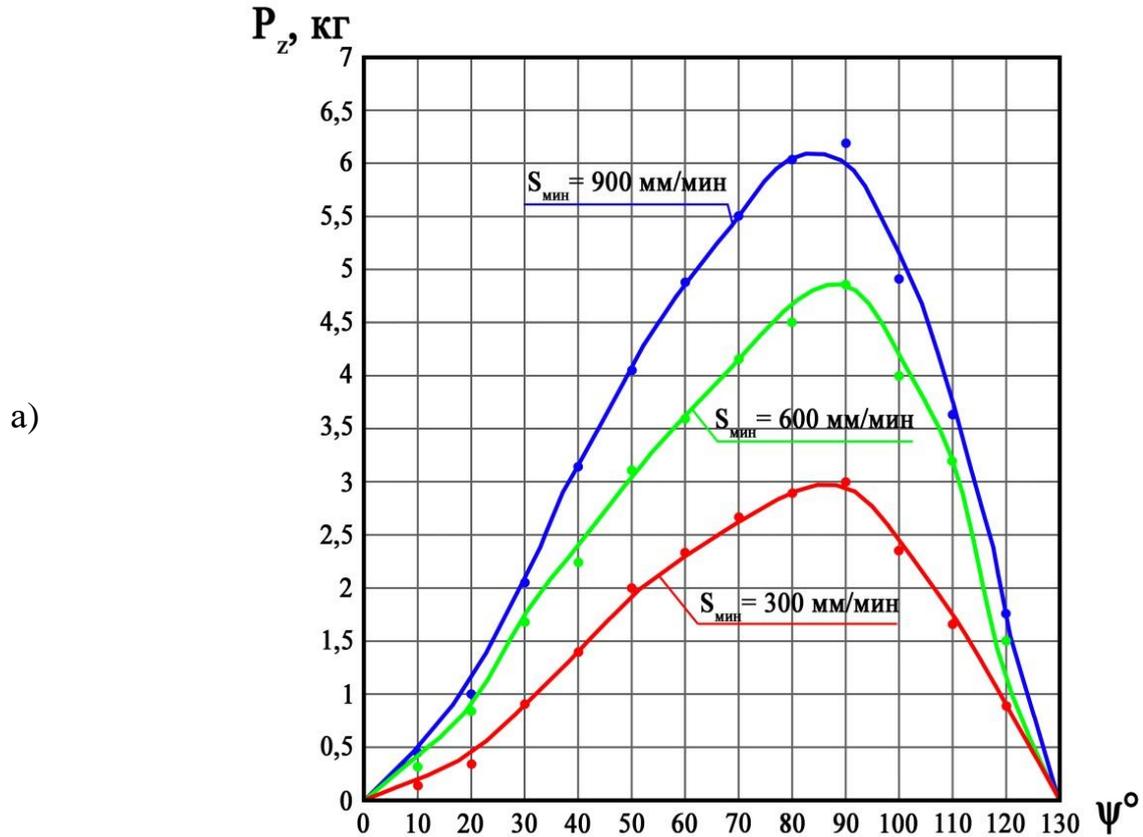
В данных моделях  $C_{Pz}$ ,  $C_{Py}$ ,  $C_{Po}$ , - постоянные коэффициенты;  $K_{Pz}$ ,  $K_{Py}$ ,  $K_{Po}$ , - поправочные коэффициенты, которые могут учитывать состояние острозаточенного инструмента, например: покрытие, воздействие пучком быстрых атомов аргона, а также при комплексном модифицировании;  $X_{Pz}$ ,  $X_{Py}$ ,  $X_{Po}$ ,  $Y_{Pz}$ ,  $Y_{Py}$ ,  $Y_{Po}$ , и тд. – степени влияния факторов процесса резания на силовые параметры;  $B_{\psi_i}$  – значение ширины фрезерования при повороте зуба фрезы на мгновенный угол  $\psi_i$ ;  $\alpha_{\xi_i}$  – номинальное значение срезаемого слоя при повороте точки приложения результирующего вектора силы на мгновенный угол  $\xi_i$ , определяется по формуле  $\alpha_{\xi_i} = S_z \cdot \sin \xi_i$  (где  $S_z$  – подача на зуб фрезы);  $V$  – скорость фрезерования.

На рисунке 3.16 (а, б, в, г) дана графическая интерпретация результатов расчета силовых параметров  $P_{zi}$  и  $P_{yi}$  представленных в соответствующих таблицах для инструмента в исходном состоянии.

Визуальный анализ графиков показывает, что при всех сочетаниях факторов фрезерования не наблюдается значительных отклонений от формы изменения сил в зависимости от изменения толщины срезаемого слоя и ширины фрезерования при повороте зуба фрезы на угол  $\psi_B$  и угла  $\psi_t$ .

Наибольшее значение силовые параметры  $P_z$  и  $P_y$  приобретает на каждом режиме, практически при повороте фрезы на угол  $\psi \approx 90^\circ$ , который равен углу  $\psi_t$ , где максимальным является ширина срезаемого слоя  $B$  с последующим её уменьшением поэтому для нахождения параметров моделей использовались табличные данные без их корректировки по показанным на рисунке 3.16 (а, б, в, г)

В таблице 3.12 приведены данные для определения степеней влияния  $Y_{Pz}$ ,  $Y_{Py}$ ,  $Y_{Po}$ . Значения сил при  $\psi_i = 40^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $80^\circ$  при различных  $S_{мин}$  показаны стрелочками на рисунках 3.16 (а, б).



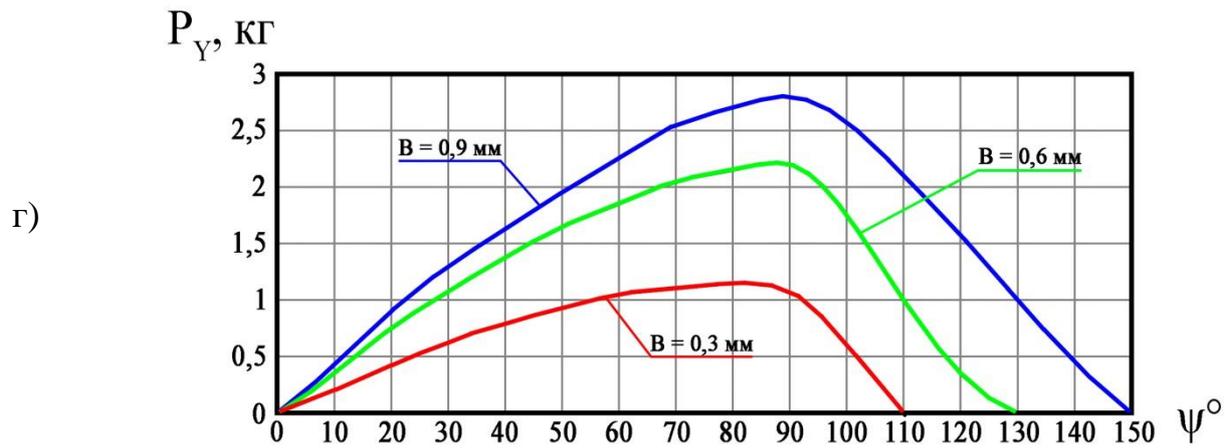
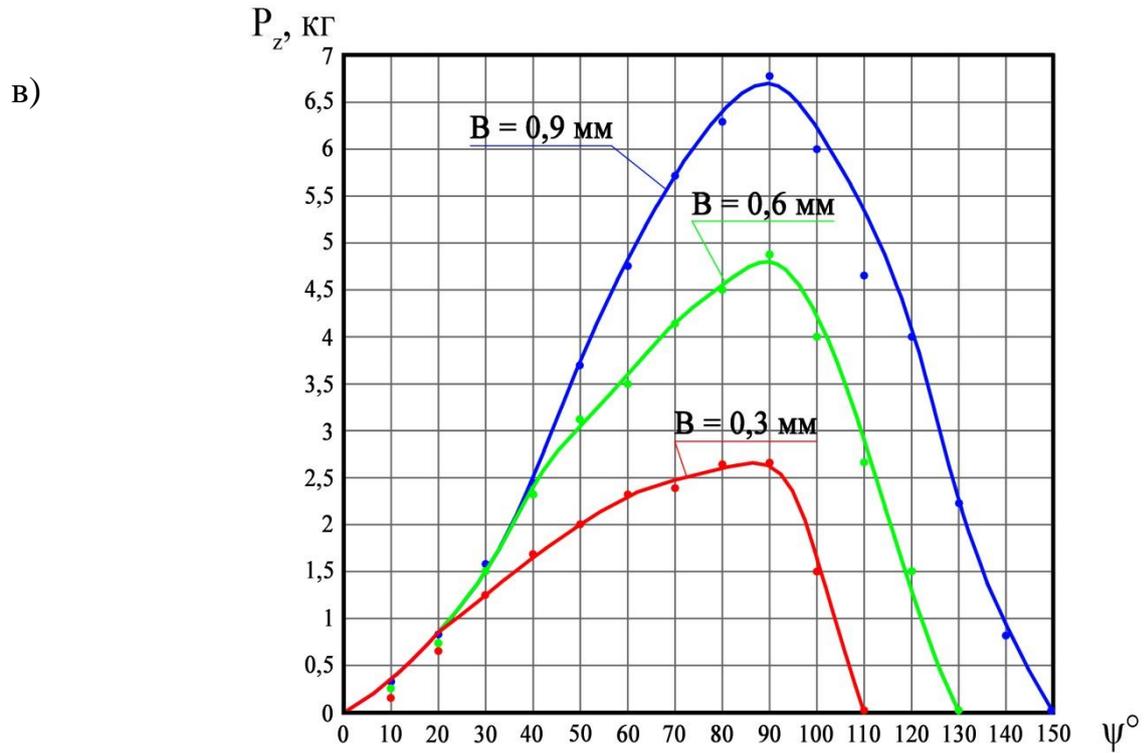


Рисунок 3.16 – Графики мгновенных значений составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$  возникающая на зубе фрезы при скорости фрезерования  $V = 56,5$  м/мин. а) и б) – ширина фрезерования  $B = 0,6$  мм. в) и г) – минутная подача  $S_{мин} = 600$  мм/мин

Таблица 3.12 – Результаты влияния на силы резания, при изменении подачи  $S_{мин}$

$B$ , мм	$V$ , м/мин	$S_{мин}$ , мм/мин	$\psi_i^\circ$	$\xi_i^\circ$	$\alpha_{\xi_i}$ , мм	$P_{zi}$ , Н	$P_{yi}$ , Н	$P_{oi}$ , Н
0,6	56,5	300	40	20	0,002	14,5	11,0	-//-
		600			0,0034	23,5	14,1	-//-

		900			0,0064	31,5	16,9	-//-
		300	60	40	0,0034	23,2	14,0	-//-
		600			0,0064	35,6	18,2	-//-
		900			0,0087	49,2	20,9	-//-
		300			0,0052	29,1	14,8	-//-
		600	80	60	0,0087	45,1	20,1	-//-
		900			0,015	60,4	23,2	-//-

На рисунок 3.17 показаны графики влияния на окружную  $P_z$ , радиальную  $P_y$  и осевую  $P_o$  силы мгновенной толщины срезаемого слоя.

Графики построены в двойной логарифмической сетке и показывают степень влияния  $\alpha_{\xi_i}$  на соответствующие силовые параметры.

Из графиков видно, что в реальные стадии поворота зуба фрезы  $40^\circ$ ,  $60^\circ$  и  $80^\circ$  усредненные графики линейны и параллельны, то есть могут быть отображены степенной функцией с равной степенью.

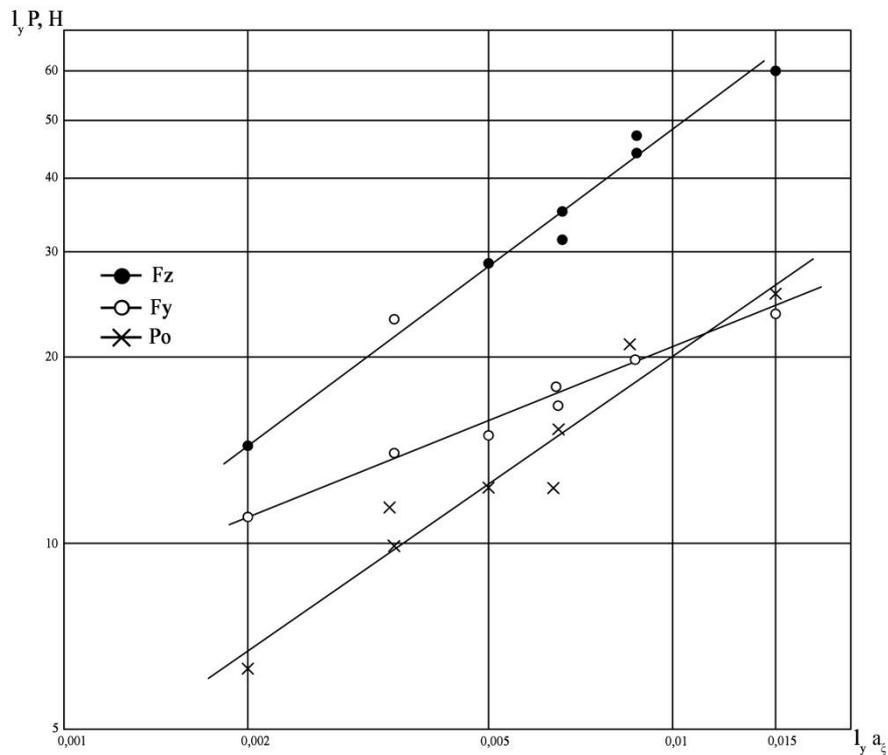


Рисунок 3.17 – Графики степени влияния  $\alpha_{\xi_i}$  на соответствующие силовые параметры

Степень влияния ширины срезаемого слоя  $B$  на силовые параметры находилась при постоянной толщине срезаемого слоя  $\alpha_{\xi_i} = 0,0095$  мм и  $\alpha_{\xi_i} = 0,0084$  мм, которые соответствуют углам  $\xi_i = 60^\circ$  и  $\xi_i = 50^\circ$  в опытах 1, 2, 3 согласно плана экспериментов. Исходя из этого условия определен мгновенный угол поворота зуба фрезы  $\psi_i$  для каждого опыта.

Исходные данные представлены в таблице 3.13.

Таблица 3.13 – Влияние ширины срезаемого слоя  $B$  на силовые параметры резания

$B$ , мм	$\xi_i$ °	$\alpha_{\xi_i}$ , мм	$\psi_i$ °	$P_{zi}$ , Н	$P_{yi}$ , Н	$P_{oi}$ , Н
0,3	50	0,0084	60	23,5	11,5	9,4
0,6			70	41,1	20,0	18,8
0,9			80	63,0	26,0	26,3
0,3	60	0,0095	70	25,0	11,7	10,8
0,6			80	45,0	21,0	20,0
0,9			90	67,0	28,0	29,5

Графики в двойной логарифмической сетке показаны на рисунок 3.18. Графики линейные и отображаются степенной функцией.

Для выявления степени влияния  $V$  на рассматриваемой силовые параметры использовались 2-й и 6-й опыты плана экспериментов. В этих опытах обеспечивалось одинаковая подача на зуб  $S_z = 0,0111$  мм/зуб. Исходные данные показали в таблице 3.14.

Логарифмические графики по данным таблицы приведены на рисунок 3.19.

Анализ графиков показывает, что наблюдаются отрицательные степени влияния скорости на некоторые силы, но имеющие малые значения не выше  $-0,03$ , что можно отнести к погрешностям измерения силовых параметров. Поэтому принимаем степень влияния  $V$  на рассматриваемые силовые параметрами равными нулю.

Показатели степени вычислялись на ПЭВМ, используя программу, реализующую метод наименьших квадратов.

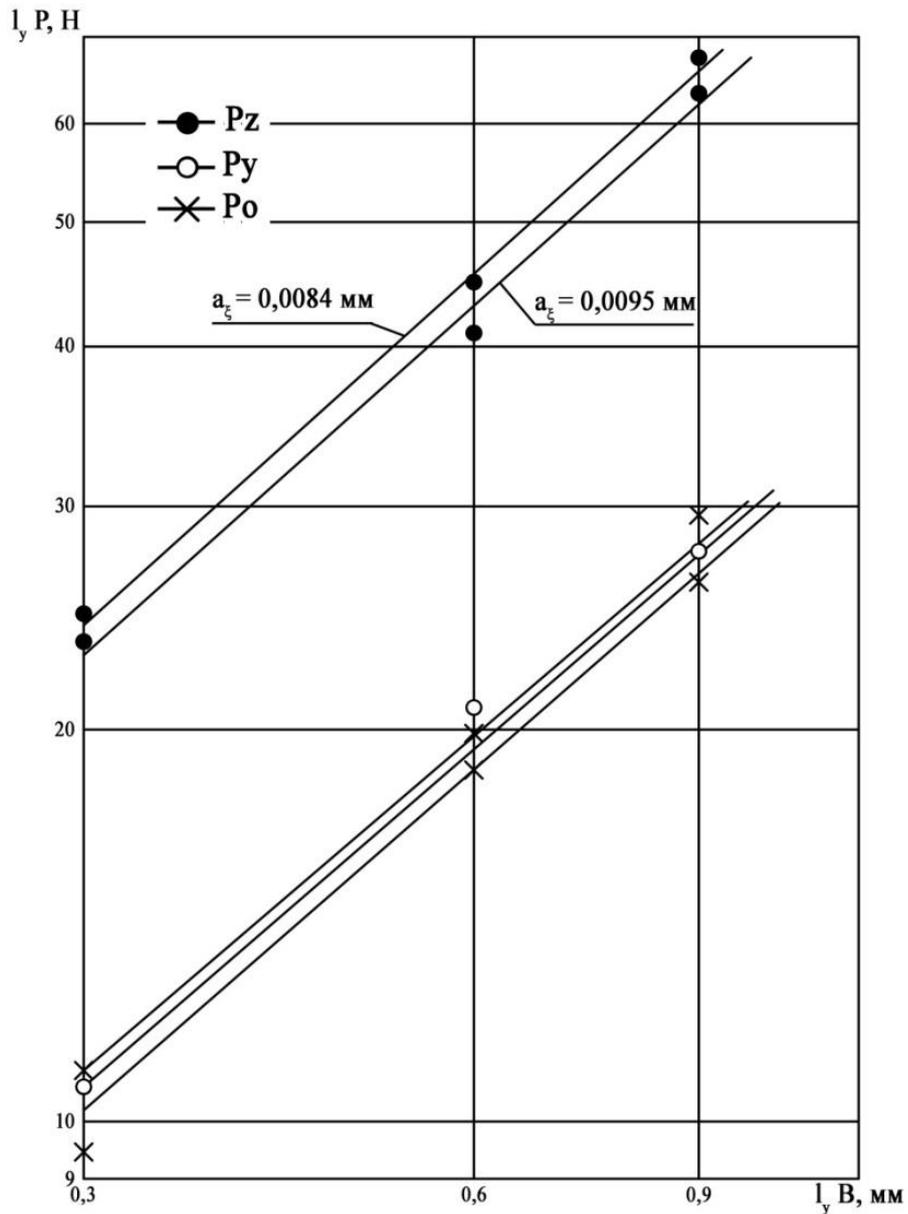


Рисунок 3.18 – Степень влияния ширины срезаемого слоя  $B$  на силовые параметры находилась при постоянной толщине срезаемого слоя  $\alpha_{\xi i} = 0,0095$  мм и  $\alpha_{\xi i} = 0,0089$  мм

Таблица 3.14 – Влияние скорости резания  $V$  на силовые параметры при микрофрезеровании

$N$	$V,$ м/мин	$\psi_i$ °	$P_{zi},$ Н	$P_{yi},$ Н	$P_{oi},$ Н
-----	---------------	---------------	----------------	----------------	----------------

2	56,5	40	22,6	14,1	10,0
		60	35,6	19,2	15,8
		90	49,2	21,9	21,0
6	100	40	22,1	13,8	9,5
		60	35,8	18,8	15,8
		90	49,6	22,3	20,0

Постоянные коэффициенты расчета велись как средние по расчетам их частных значений в каждом опыте по формуле:

$$C_{P_z} = \frac{P_z}{B^{\alpha_{P_z}} \cdot \alpha_{\xi_i}^{\beta_{P_z}}},$$

где было принято среднее значение коэффициента для каждой силы:

$$C_{P_o} = 87; C_{P_z} = 264; C_{P_y} = 17,1$$

В результате вычислений были получены следующие модели мгновенных значений окружной  $P_{zi}$ , радиальной  $P_{yi}$  и осевой  $P_{oi}$  составляющих силы резания при фрезеровании концевыми фрезами малого диаметра в исходном состоянии:

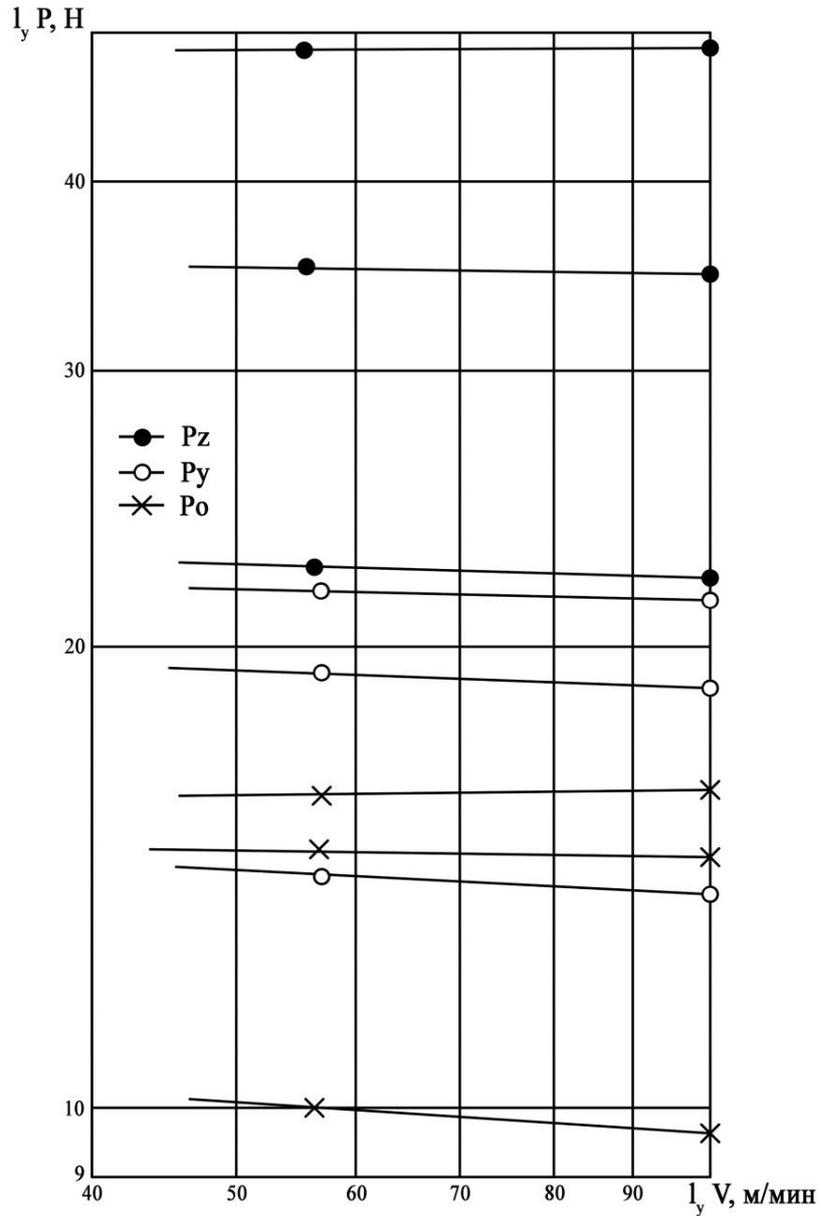
$$P_{zi} = 264 \cdot B^{0,89} \cdot \alpha_{\xi_i}^{0,77} \quad [\text{кг}]$$

$$P_{yi} = 17,1 \cdot B^{0,86} \cdot \alpha_{\xi_i}^{0,36} \quad [\text{кг}]$$

$$P_{oi} = 87 \cdot B^{0,9} \cdot \alpha_{\xi_i}^{0,71} \quad [\text{кг}]$$

Адекватность полученных моделей определялось путем сравнения рассчитанных значений силовых параметров по представленным моделям относительно экспериментальных данных (таблица 3.15) на примере инструмента в исходном состоянии.

Факторы фрезерования:  $B = 0,6$  мм;  $S = 600$  мм/мин;  $t = 0,6$  мм;  $V = 0,6$  м/мин.

Рисунок 3.19 – Степень влияния скорости резания  $V$  на силовые параметрыТаблица 3.15 – Результаты адекватности модели мгновенных значений окружной  $P_z$ , радиальной  $P_y$  и осевой  $P_o$  сил

$\psi^\circ$	$\xi^\circ$	$\alpha_{\xi i}$ , мм	$B_{\psi i}$ , мм	$P_y$ , кг	$P_z$ , кг	$\Delta P_y$ , %	$\Delta P_z$ , %	$P_o$ , кг	$\Delta P_o$ , %
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10	5	0,0010	0,15	0,28	0,24	14	12,5	0,12	6,7
20	10	0,0019	0,30	0,64	0,73	2	10	0,34	8
30	15	0,0028	0,45	1,04	1,40	0	19	0,65	5
40	20	0,0038	0,60	1,48	2,29	- 5	- 1	1,05	- 5
50	30	0,0055	0,60	1,69	3,05	- 6	2	1,37	- 2

60	40	0,0071	0,60	1,86	3,71	3	- 4	1,64	- 4
70	50	0,0084	0,60	1,97	4,23	3	- 3	1,85	2
80	60	0,0095	0,60	2,06	4,64	- 2	- 3	2,01	2,0
90	70	0,0100	0,60	2,10	4,83	4	2	2,09	1
100	75	0,0106	0,45	1,67	3,91	5	1	1,68	- 2
110	80	0,0108	0,30	1,19	2,77	- 10	- 5	1,18	- 9
120	85	0,0109	0,15	0,66	1,5	19	- 1	0,64	- 7
130	90	0,0110	0	0	0	0	0	0	0

$$\alpha_{\xi_i} = S_z \cdot \sin \xi_i; S_z = 0,011 \text{ мм/зуб}$$

$$B_{\psi_i} = \frac{\Psi_{Bi} \cdot \pi R}{tg \omega 180}; 0 \leq \psi_i \leq 40$$

$$\Delta P = \frac{P'_{i_i} - P_{i_i}}{P_{i_i}} \cdot 100, \text{ где } P'_{i_i} - \text{рассчитанное по моделям; } P_{i_i} - \text{взятое из опыта по}$$

таблице (см. приложение А)

Анализ полученных данных показывает, что модели адекватно отображают значения силовых параметров в зависимости от условий фрезерования, там как отличие от экспериментальных данных в среднем не превышает  $\pm 5\%$ .

Используя данные, получены поправочные коэффициенты  $K = \frac{P'}{P''}$ , где  $P'$  – значение силы при фрезеровании микрофрезами после комплексной модификации,  $P''$  – значение силы при фрезеровании микрофрезами в исходном состоянии.

Согласно плана экспериментов были использованы факторы 2-го опыта (таблица 3.16).

Таблица 3.16 – Результаты расчета поправочных коэффициентов  $K$

Состояние фрезы	$\psi$ °	$P_z$ , кг	$K_{Pz}$	$P_y$ , кг	$K_{Py}$	$P_o$ , кг	$K_{Po}$	$\psi$ °	$P_z$ , кг	$K_{Pz}$	$P_y$ , кг	$K_{Py}$	$P_o$ , кг	$K_{Po}$
Исходная	40	2,26		1,41		1,00		60	3,56		1,82		1,58	
С покрытием		2,61	1,16	1,00	0,68	1,08	1,1		4,16	1,17	1,43	0,79	1,78	1,13
Обработка пучком быстрыми атомами аргона		1,83	0,81	1,1	0,78	0,81	0,81		2,9	0,82	1,35	0,74	1,30	0,82
Обработка пучком быстрыми		2,28	1,01	1,16	0,79	0,88	0,88		3,46	0,97	1,47	0,81	1,56	0,98

атомами аргона + покрытие														
---------------------------------	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--

Принимаем средние поправочные коэффициенты:

$$K_{P_{z \text{ покр}}} = 1,17; K_{P_{z \text{ о.б.а}}} = 0,82; K_{P_{z \text{ о.б.а+покр}}} = 0,99$$

$$K_{P_{y \text{ покр}}} = 0,74; K_{P_{y \text{ о.б.а}}} = 0,76; K_{P_{y \text{ о.б.а+покр}}} = 0,8$$

$$K_{P_{o \text{ покр}}} = 1,12; K_{P_{o \text{ о.б.а}}} = 0,81; K_{P_{o \text{ о.б.а+покр}}} = 0,93$$

### 3.3. Выводы

На основе анализа силовых параметров по полученным моделям при фрезеровании концевыми фрезами малого диаметра латуни можно сделать следующие выводы:

1. Процесс резания характеризуется малым уровнем составляющих силы резания, например максимальные значения мгновенных силовых параметров возникающих на зубе фрезы в исходном состоянии при режиме  $V = 0,6$  мм,  $S_z = 0,011$  мм/зуб составляет:  $P_{zi} = 48$  Н,  $P_{yi} = 21$  Н,  $P_{oi} = 21$  Н.

2. Покрытие увеличивает окружную силу  $P_z$  на 17%, уменьшает радиальную силу  $P_y$  на 35%, увеличивает осевую силу на 12%, что можно объяснить совокупным влиянием изменения радиуса округления режущей кромки  $r$ , который возрастает у инструмента с покрытием и изменением коэффициента трения, о чем свидетельствует уменьшение радиальной силы  $P_y$ . Покрытие увеличивает осевую силу  $P_o$  на 12%, практически так же, как сила  $P_z$ , которая является основной составляющей образования силы  $P_o$  при угле наклона главной режущей кромки  $\omega \neq 0$ .

3. Воздействие на исходный режущий инструмент пучка быстрых атомов аргона уменьшает силу  $P_z$  на 22% и уменьшает силу  $P_y$  на 32%, что объясняется значительным уменьшением радиуса  $r$ , что согласно литературным данным уменьшает угол скольжения при фрезеровании, т.е. угла поворота зуба фрезы при

котором процесс стружкообразования не наблюдается. Уменьшение  $P_y$  и  $P_o$  сил есть следствие уменьшения силы  $P_z$ , т.к. коэффициент трения не изменяется вследствие одинаковых физико-механических свойств рабочих поверхностей инструмента.

4. Воздействие на исходный режущий инструмент пучка быстрых атомов аргона с последующим нанесением покрытия приводит к тому, что сила  $P_z$  практически такая же как у исходного режущего инструмента, чему способствует увеличение радиуса  $r$  после нанесения покрытия без превышения его значения у исходного инструмента. Установлено уменьшение силы  $P_y$  на 25%, чему, как сказано выше, способствует уменьшение коэффициента трения из-за новых физико-механических свойств рабочих поверхностей инструмента, что обеспечивает наибольшую эффективность работы фрез из твердого сплава малого диаметра.

## Глава 4. ПРОВЕДЕНИЕ СТОЙКОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ ИСХОДНЫХ И МОДИФИЦИРОВАННЫХ КОНЦЕВЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ МИКРОФРЕЗ ПРИ ОБРАБОТКЕ КАНАВОК В ДЕТАЛЯХ ИЗ ЛАТУНИ И ОЦЕНКА ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ

### 4.1. Методика стойкостных испытаний концевых твердосплавных микрофрез

Стойкостные испытания концевых микрофрез из твердого сплава проводили на сверлильно-фрезерном станке с ЧПУ «Bungard CCD/ATC» компании Bungard (Германия) (рисунок 4.1) с точностью позиционирования пневматического привода  $\pm 2,5$  мкм с высокоскоростным шпинделем KAVO 150 Вт, 25 000-60 000 об/мин.

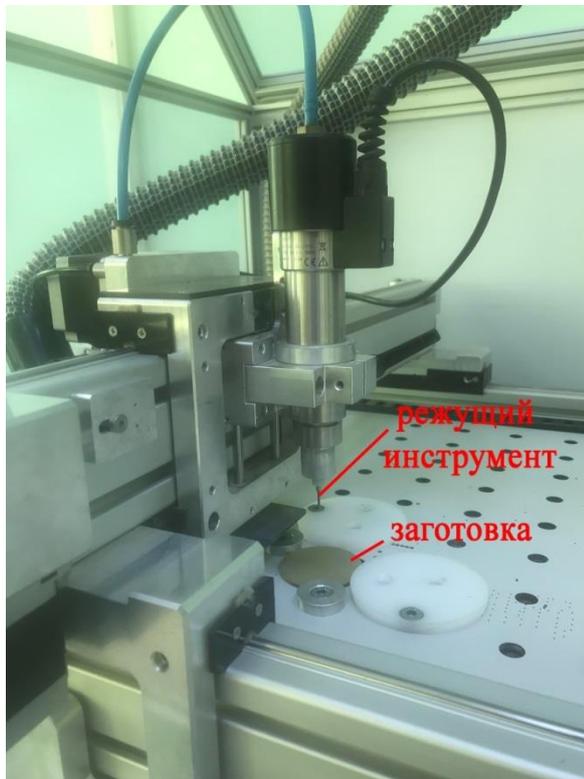


Рисунок 4.1 – Фотография сверлильно-фрезерного станка с ЧПУ «Bungard CCD/ATC»

Концевыми микрофрезами обрабатывали канавки для подачи жидкости охлаждения на пластинах из латуни марки Л80 (рисунок 4.2).

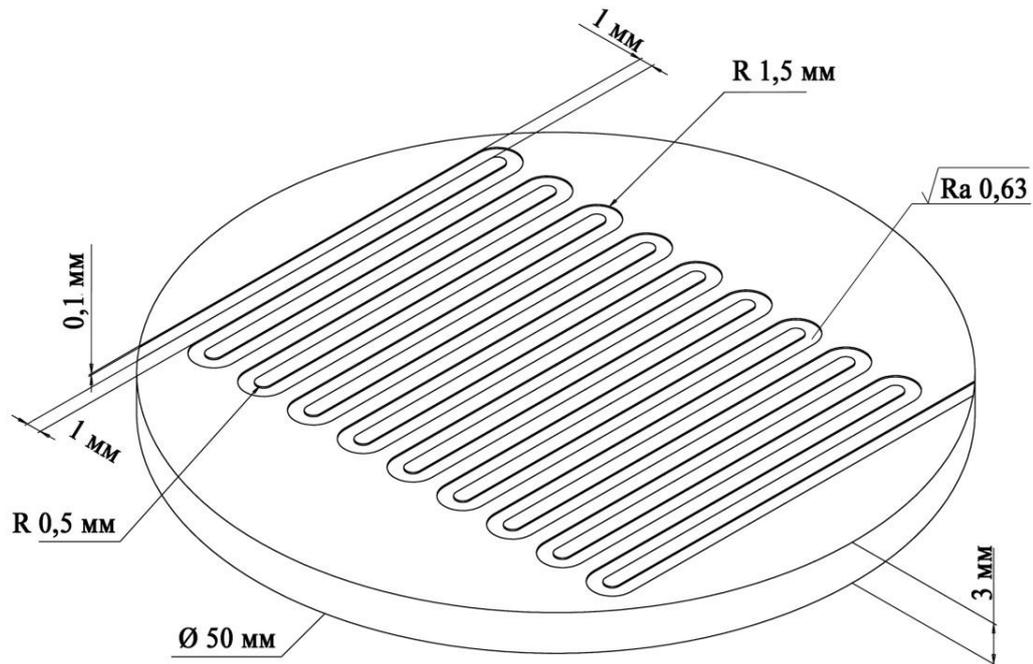


Рисунок 4.2 – Схема микрофрезерования канавки детали  $\varnothing 50$  мм из латуни Л80

Принимая во внимание предложенные Саху и др. [170] критерии минимальной толщины недеформированной стружки, все эксперименты проводились при частоте вращения шпинделя 50 000 об/мин; осевой глубине резания 100 мкм; величине подачи 150 мм/мин. Для анализа износа инструмента и его влияния на другие параметры обрабатываемости длина обработки составила 500 мм.

Значение шероховатости поверхности (Ra и Rz) обработанной поверхности было измерено стилусным профилометром Dektak XT в двух разных местах, и для анализа было принято среднее значение.

Кроме того, по изображению, полученному с помощью оптического микроскопа AXIOTECH VARIO были измерены размеры заусенцев. Ширина заусенца была измерена в двух разных местах фрезерования, и для анализа было принято среднее значение.

При установке инструмента в цанговый держатель величина биения обычно меняется [190]. Чтобы поддерживать постоянное значение биения для всех типов инструментов, во время установки инструмента в узел сборного держателя длина выступа поддерживалась постоянной, т. е. 15 мм, а во время затягивания цанги инструмент оставался нетронутым.

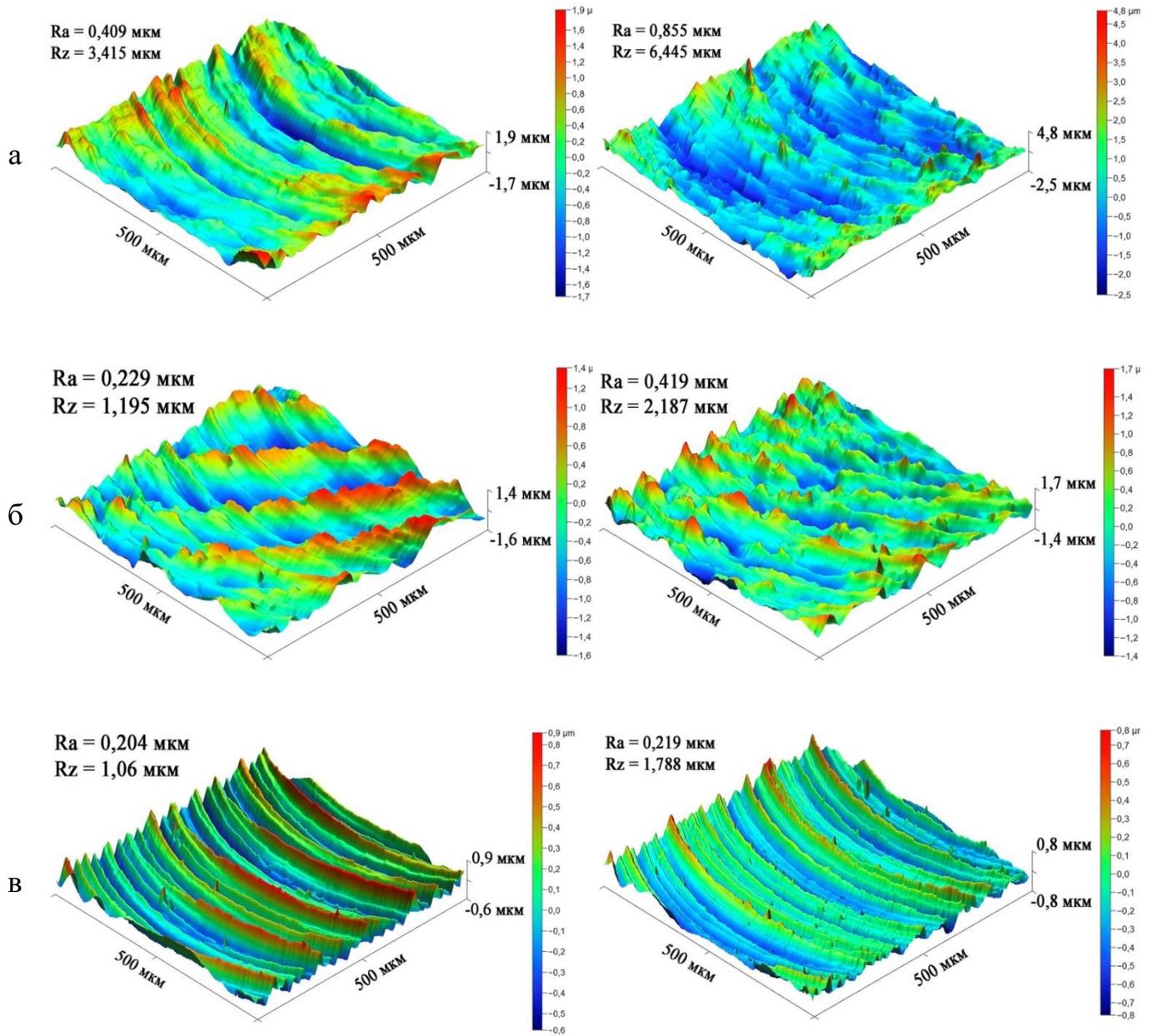
За критерий выхода из строя принимали износ по задней поверхности, максимальное значение которого составляло 150 мкм. При превышении этой величины значительно ухудшаются условия резания концевой микрофрезой, и качество обрабатываемой поверхности, что приводит к браку изделия. Износ по задней поверхности измеряли с помощью сканирующего электронного микроскопа (СЭМ) Phenom G2 PRO.

#### **4.2. Влияние комплексной плазменно-пучковой модификации на эксплуатационные показатели концевых твердосплавных микрофрез**

Для оценки эффективности технологии комплексной модификации микрофрезы пучком быстрых атомов с последующим нанесением покрытия  $TiB_2$  сравнивали шероховатость поверхности канавок, полученных после обработки исходной микрофрезой (без упрочнения), микрофрезой с покрытием  $TiB_2$  и микрофрезой, подвергнутой комплексной модификации. Трехмерная топография поверхности канавок показана на рисунке 4.3.

Соответствующие значения шероховатости поверхности по  $R_a$  и  $R_z$ , полученные путем усреднения значений шероховатости канавок как для свежего инструмента (длина обработки 10 мм), так и для изношенного инструмента (длина обработки 500 мм) показаны на рисунке 4.4. Как показано на рисунке 4.4 шероховатость поверхности канавки обработанной концевой микрофрезой после комплексной модификации ниже относительно микрофрез с покрытием  $TiB_2$  и без упрочнения. Это связано из-за уменьшения радиуса кромки микрофрезы

после заточки пучком и трибологических характеристик покрытия  $\text{TiB}_2$  нанесенного на микрофрезу.



длина фрезерования 10 мм

длина фрезерования 500 мм

Рисунок 4.3 – Профилограммы поверхности канавок после микрофрезерования: а) концевой микрофрезой без обработки; б) концевой микрофрезой с покрытием из  $\text{TiB}_2$ ; в) концевой микрофрезой после комплексной модификации

При использовании концевой микрофрезы с покрытием  $TiB_2$  с толщиной покрытия 3 мкм из-за неправильного образования стружки и дополнительного увеличения трения увеличилась шероховатость поверхности канавок.

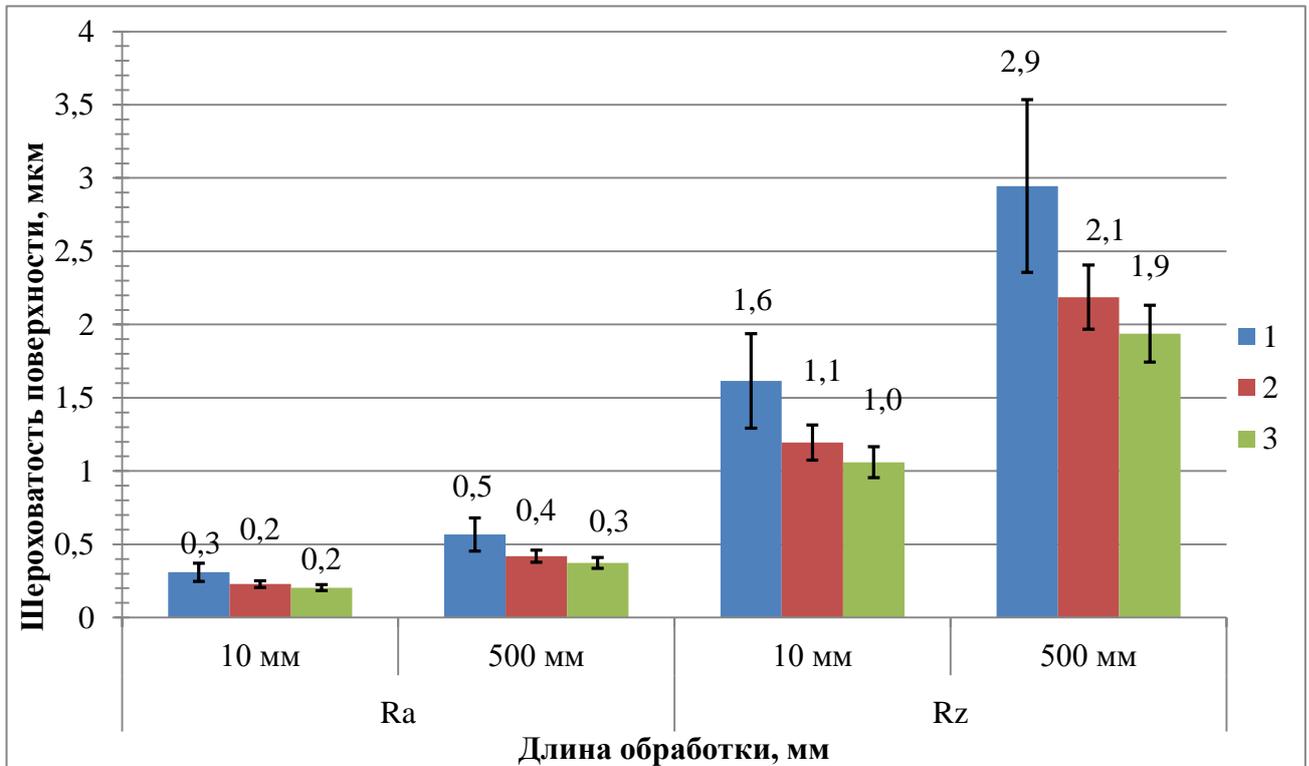


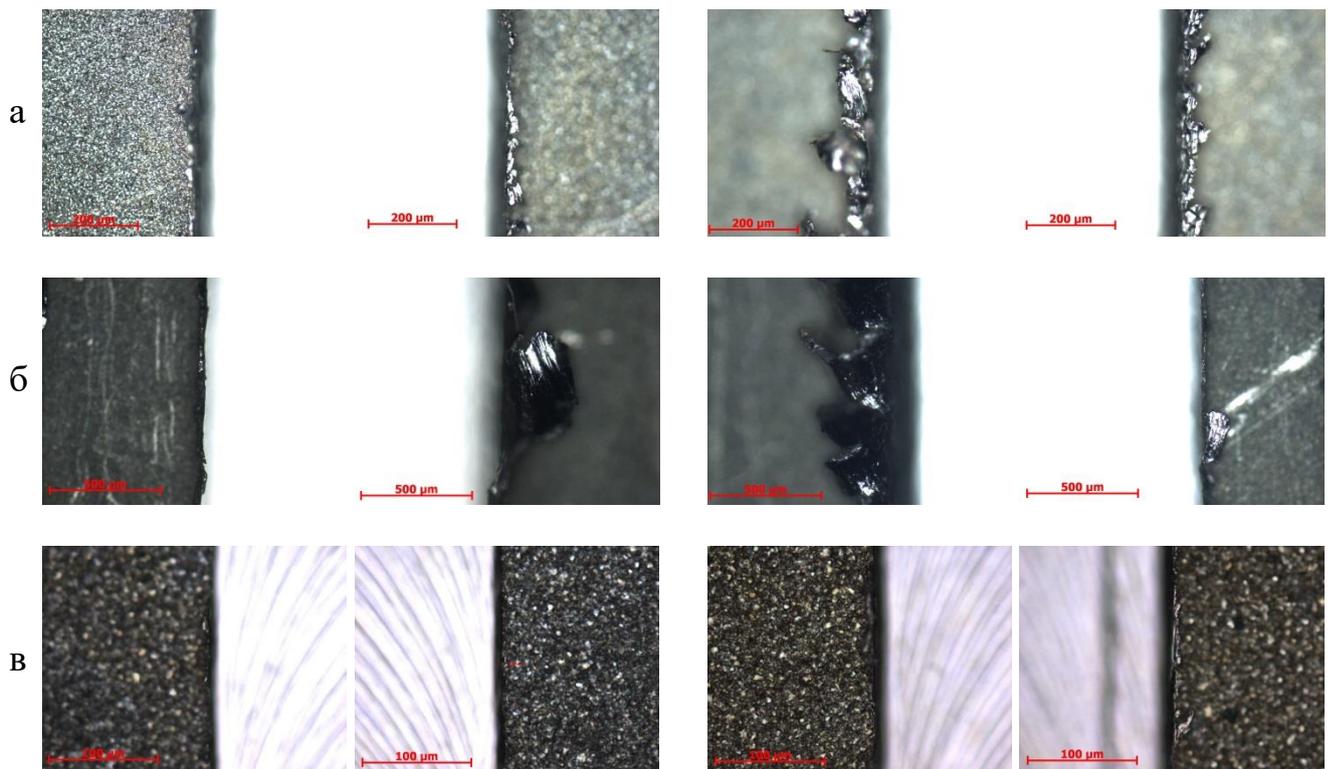
Рисунок 4.4 – График шероховатости поверхности канавок после микрофрезерования.  
 1 – концевая микрофреза без обработки; 2 – концевая микрофреза с покрытием из  $TiB_2$ ;  
 3 – концевая микрофреза после комплексной модификации

Кроме того, с увеличением длины обработки концевая микрофреза изнашивалась. Поэтому рисунок 4.4 обнаруживает увеличение шероховатости поверхности канавки, обработанной изношенной концевой микрофрезой. Также он показывает, что величина шероховатости поверхности канавки, обработанной изношенным инструментом без покрытия, максимальна по сравнению с инструментами с покрытием  $TiB_2$  и с комплексным модифицированием. Это связано с более низкими трибологическими характеристиками твердого сплава без покрытия по сравнению с поверхностью с покрытием  $TiB_2$  а также сильным износом инструмента без покрытия. Из общего анализа шероховатости

поверхности можно заметить, что благодаря уменьшению эффектов трения и размера концевая микрофреза с комплексной модификацией показала наилучшие характеристики по сравнению с микрофрезами с покрытием  $TiB_2$  и без покрытия.

Изображения заусенцев, образованных инструментами без покрытия, с покрытием  $TiB_2$  и с комплексным модифицированием, приведены на рисунке 4.5.

При микрофрезеровании из-за неполного удаления обрабатываемого материала микроинструментом в виде стружки, на боковой стенке канавки остается некоторая доля материала в виде так называемых заусенцев. Величина заусенцев зависит от параметров обработки, геометрии режущего инструмента и условий резания. Очевидно, что покрытие режущего инструмента из твердых материалов с низким коэффициентом трения действительно полезно для уменьшения образования заусенцев, облегчая образование стружки, а также уменьшает износ инструмента [169].



длина фрезерования 10 мм

длина фрезерования 500 мм

Рисунок 4.5 – Размеры заусенцев над канавкой после обработки микрофрезами: а) концевой микрофрезой без обработки; б) концевой микрофрезой с покрытием из  $TiB_2$  толщиной 3 мкм; в) концевой микрофрезой после комплексной модификации

Рисунки 4.5 и 4.6 показывают, что в настоящей работе были получены аналогичные результаты. Можно заметить, что размер заусенцев у микрофрезы с комплексным модифицированием намного меньше из-за низкого трения и свойств покрытия  $TiB_2$  по сравнению с микрофрезами с покрытием  $TiB_2$  и без покрытия. Для микрофрезы с покрытием  $TiB_2$  толщиной 3 мкм обнаруживаются более крупные заусенцы. Это связано с увеличением радиуса режущей кромки концевой микрофрезы, что препятствует правильному образованию стружки [169].

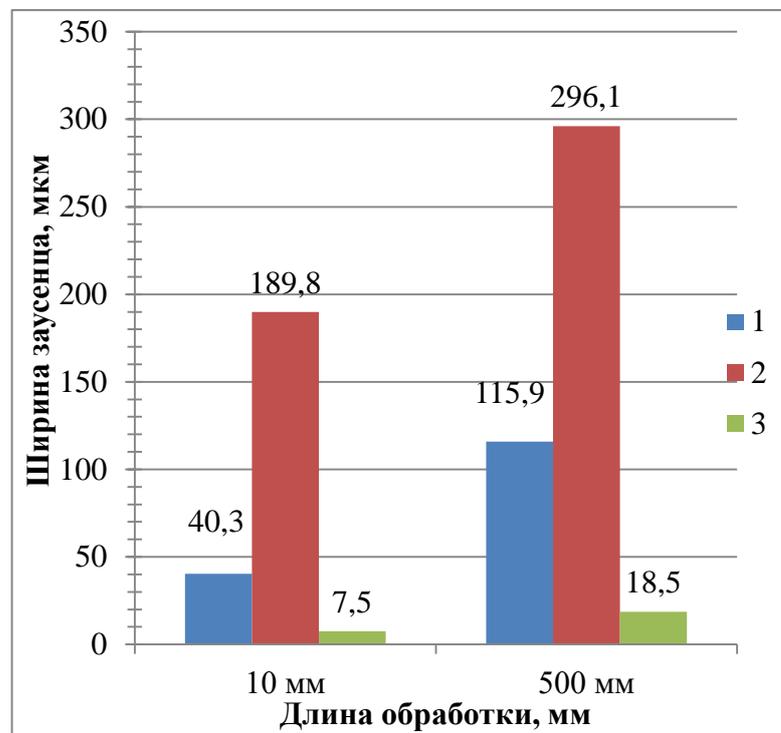


Рисунок 4.6 – График размера заусенцев канавок после микрофрезерования.

1– Концевая микрофреза без обработки; 2 – Концевая микрофреза с покрытием из  $TiB_2$  толщиной 3 мкм; 3 – Концевая микрофреза после комплексной модификации

Кроме того, размер заусенцев увеличивался для всех типов микрофрез с увеличением длины обработки. Из-за износа кромки микрофрезы теряли остроту, что приводило к увеличению радиуса округления. Следовательно это вызвало сильное трение и образование большего количества заусенцев при микрофрезеровании изношенным микроинструментом [209].

Стойкостные испытания модифицированной концевой микрофрезы проводили в сравнении с микрофрезами с покрытием  $TiB_2$  и микрофрезами без упрочнения. Оценку износостойкости микрофрез проводили по износу задней поверхности (рисунок 4.7). За критерий отказа микрофрез в процессе обработки был принят предельный износ по задней поверхности в 150 мкм.

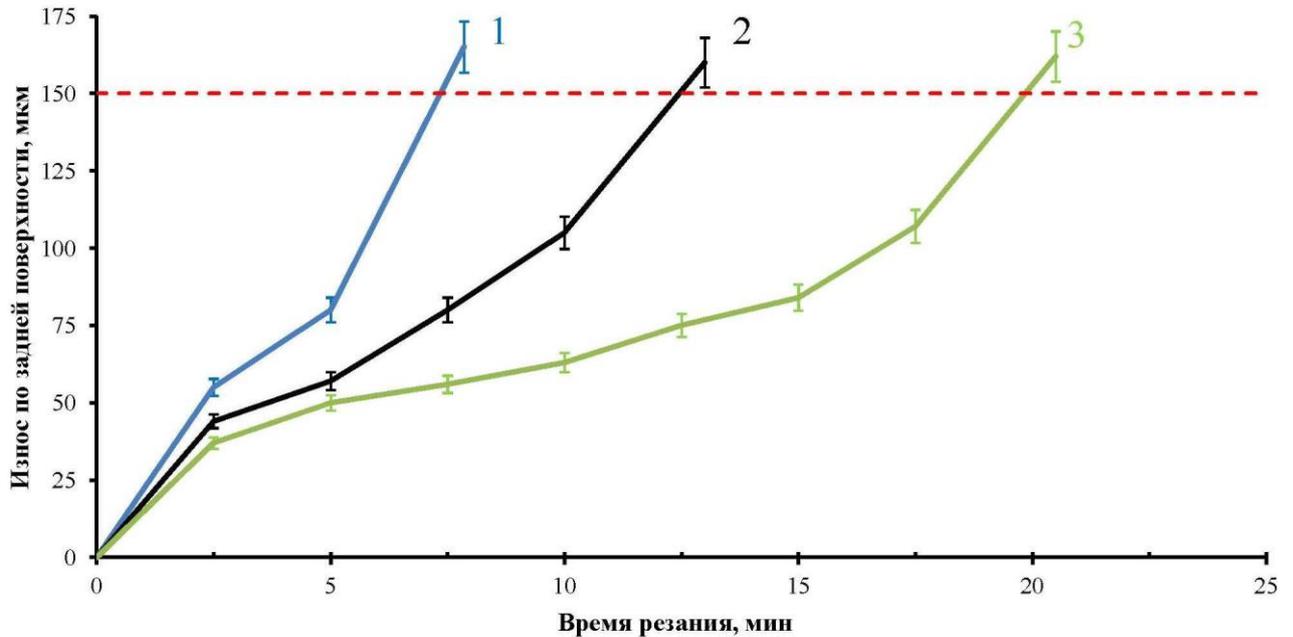


Рисунок 4.7 – Зависимости износа по задней поверхности различных микрофрез диаметром 1 мм от длины обработки при фрезеровании канавок в детали из латуни Л80

Как показано на графике (рисунок 4.7) износ микрофрезы без модификации достигает предельного значения (150 мкм) после 7 минут фрезерования (кривая 1). При том же времени обработки износ микрофрезы с комплексно модифицированной поверхностью составил ~ 50 мкм (кривая 3) в отличие от концевой микрофрезы с покрытием  $TiB_2$  толщиной 3 мкм – 75 мкм (кривая 2). Это связано с сохранением радиуса режущей кромки микроинструмента благодаря комплексной модификации и свойствам покрытия  $TiB_2$ .

Таким образом, износостойкое покрытие увеличивает срок службы микрофрез в 1,6 раза, а комплексная модификация – в 2,6 раза.

### 4.3. Выводы

1. Сравнение шероховатости поверхности канавок, обработанных микрофрезами: без поверхностного упрочнения и такой же микрофрезы после комплексной модификации свидетельствует об эффективности разработанной технологии комплексной модификации включающее заточку кромок пучком быстрых атомов аргона и нанесение износостойкого покрытия. При этом качество обработанной поверхности сохраняется и при увеличении длины резания, когда микрофрезы изнашивались, в отличие от микрофрез с покрытием  $TiB_2$  и без упрочнения поверхности.

2. Микрофрезы с комплексной модификацией поверхности показали, что при увеличении длины микрофрезерования канавки, из-за заострения режущей кромки, размер заусенцев был значительно ниже по сравнению с микрофрезами с покрытием  $TiB_2$  и без упрочнения, что является важным показателем качества обработки.

3. Результаты стойкостных испытаний концевой микрофрезы при микрофрезеровании канавок в заготовках из латуни Л80 показали, что предлагаемая технология комплексной модификации более чем в 2,6 раза увеличивает срок службы микрофрезы с комплексной плазменно-пучковой модификацией по сравнению с микрофрезами без поверхностной обработки и с покрытием  $TiB_2$ .

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. В диссертационной работе изложены новые научно обоснованные технические и технологические решения в области проблемы повышения эксплуатационных показателей дорогостоящих концевых твердосплавных микрофрез (диаметром не более 1 мм). На основе разработки, реализации и исследования комплексной плазменно-пучковой модификации поверхностного слоя микроинструмента.

2. На основе анализа процессов распыления поверхности микроинструментов в вакуумной камере с использованием источника пучков быстрых атомов аргона, генерируемых тлеющим разрядом низкого давления, исследованы технологические возможности их применения для заострения режущих кромок концевых твердосплавных микрофрез, при этом обеспечивается для инструмента диаметром 1 мм снижение радиуса скругления с 4 мкм до 1 мкм.

3. Разработана и реализована технология комплексной плазменно-пучковой модификации концевых твердосплавных микрофрез, включающая обработку пучками быстрых атомов аргона с энергией 5 кэВ в течении 180 минут для заострения режущих кромок и последующее нанесение износостойких покрытий  $TiB_2$  толщиной 3 мкм методом магнетронного распыления, позволившая улучшить эксплуатационные показатели микроинструмента (стойкость инструмента и качество обработанных канавок в деталях из латуни).

4. Произведено усовершенствование вакуумно-плазменного оборудования и разработаны технические решения, позволившие в едином технологическом цикле выполнять комплексную плазменно-пучковую модификацию поверхностного слоя твердосплавных микрофрез, включающую заострение режущих кромок пучками быстрых атомов аргона со скоростью травления  $\sim 1,0$  мкм/ч и нанесение вакуумно-плазменных износостойких покрытий  $TiB_2$  со скоростью осаждения  $\sim 3,0$  мкм/ч.

5. Разработанные модели для расчета силовых параметров при фрезеровании концевыми твердосплавными микрофрезами деталей из латуни, учитывающие влияние факторов, связанных с размером радиуса скругления режущих кромок инструмента и режимами резания, адекватно отображают значения составляющих силы резания (отличие расчетных и экспериментальных данных не превышает  $\pm 5\%$ ). Установлено, что при резании микрофрезами диаметром 1 мм после комплексной модификации составляющая силы  $P_z$  эквивалентна значению при резании исходными микрофрезами, а составляющая силы  $P_y$  снижается на 25%, что связано с уменьшением коэффициента трения на контактных поверхностях микрофрез после заострения режущих кромок и нанесения покрытий  $TiB_2$ .

6. Выполненные стойкостные испытания при обработке канавок в деталях из латуни показали, что применение комплексной плазменно-пучковой модификации поверхностного слоя микрофрез повышает их стойкость в 2 раза, обеспечивает снижение шероховатости обработанной поверхности и размеров формируемых заусенцев в сравнении с исходными микрофрезами.

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Han, J. Investigation on surface quality and burr generation of high aspect ratio (HAR) micro-milled grooves / J. Han, X. Hao, L. Li, L. Liu, N. Chen, G. Zhao [et al.] // J Manuf Process. – 2020. – № 52. – P. 35-43.
2. Malayath, G. Study of different materials response in micro milling using four edged micro end mill tools / G. Malayath, A.M. Sidpara, S. Deb // J Manuf Process. – 2020. – № 56. – P. 169-79.
3. Wang, K. Evaluation of scale effect of micro electrical discharge machining system / K. Wang, Q. Zhang, J. Zhang // J Manuf Process. – 2019. – № 38. – P. 174-178.
4. Kim, Y. S. The effects of graphite powder on tool wear in micro electrical discharge machining / Y.S. Kim, C.N. Chu // Procedia CIRP. – 2018. – № 68. – P. 553-558.
5. Кузин В. В. Микрообработка высокоплотной токопроводящей керамики с использованием электроэрозионного фрезерования / В.В. Кузин, С.Ю. Фёдоров, Т. Салаи, Б. Фаркаш // Новые огнеупоры, Часть 1. – 2016. – № 3. – С. 153-158.
6. Кузин В. В. Микрообработка высокоплотной токопроводящей керамики с использованием электроэрозионного фрезерования / В.В. Кузин, С.Ю. Фёдоров, Т. Салаи, Б. Фаркаш // Новые огнеупоры, Часть 2. – 2016. – № 5. – С. 58-62.
7. Weng, F. IN100 Ni-based superalloy fabricated by micro-laser aided additive manufacturing: correlation of the microstructure and fracture mechanism / F. Weng, Y. Liu, Y. Chew [et al.] // Mater Sci Eng: A. – 2020. – № 788. – P. 139467.
8. Allegre, O.J. Tailored laser vector fields for highprecision micro-manufacturing / O. J. Allegre, Z. Li, L. Li // CIRP Ann. – 2019. – № 68. – P. 193-196.
9. Cadot, G. B. J. Continuous trench, pulsed laser ablation for micro-machining applications / G. B. J. Cadot, D. A. Axinte, J. Billingham // Int JMach Tools Manuf. – 2016. – № 107. – P. 8-20.
10. Derevyanko, D. I. Fabrication of high-aspect-ratio microstructures for LIGAtechnology by synchrotron radiation polymerisation of the tetraacrylate monomer /

D. I. Derevyanko, V. V. Shelkovnikov, N. A. Orlova [et al.] // *Phys Procedia*. – 2017. – № 86. –P. 122-126.

11. Ma, Y. Research on the process of fabricating a multi-layer metal micro-structure based on UV-LIGA overlay technology / Y. Ma, W. Liu, C. Liu // *Nanotechnol Precis Eng*. – 2019. – № 2. – P. 83-88.

12. Silvestre, C. M. Deep reactive ion etching of ‘grass-free’ widely-spaced periodic 2D arrays, using sacrificial structures / C. M. Silvestre, V. Nguyen, H. Jansen, O. Hansen // *Microelectron Eng*. – 2020. – № 223. – P. 111228.

13. Li, Y. In-plane silicon microneedles with open capillary microfluidic networks by deep reactive ion etching and sacrificial layer based sharpening / Y. Li, H. Zhang, R. Yang [et al.] // *Sensors Actuators A Phys*. – 2019. – № 292. – P. 149-157.

14. Hamdana, G. Nanoindentation of crystalline silicon pillars fabricated by soft UV nanoimprint lithography and cryogenic deep reactive ion etching / G. Hamdana, P. Puranto, J. Langfahl-Klabes [et al.] // *Sensors Actuators A Phys*. – 2018. – № 283. – P.65-78.

15. Bogaerts, W. SOI nanophotonic waveguide structures fabricated with deep UV lithography / W. Bogaerts, P. Dumon, D. Taillaert [et al.] // *Photonics Nanostruct Fundam Appl*. – 2004. – № 2. – P. 81-86.

16. Sahoo, P. Determination of minimum uncut chip thickness and size effects in micro-milling of P-20 die steel using surface quality and process signal parameters / P. Sahoo, K. Patra, T. Szalay, A. A. Dyakonov // *Int J Adv Manuf Technol*. – 2020. – № 106. – P. 4675-4691.

17. Ren, Y. Study on micro-grinding quality in micro-grinding tool for single crystal silicon / Y. Ren, C. Li, W. Li [et al.] // *J Manuf Process*. – 2019. – № 42. – P. 246-256.

18. Leo Kumar, S.P. Measurement and uncertainty analysis of surface roughness and material removal rate in micro turning operation and process parameters optimization / S. P. Leo Kumar // *Measurement*. – 2019. –№ 140. – P. 538-547.

19. Suresh, N. Investigations into edge radius and point angle on energy consumption during micro drilling of titanium alloy / N. Suresh, S. Ganesh, T. Jagadesh // *Mater Today: Proc.* – 2020. – № 26. – P. 586-591
20. Liao, Z. On monitoring chip formation, penetration depth and cutting malfunctions in bone micro-drilling via acoustic emission / Z. Liao, D. A. Axinte // *J Mater Process Technol.* – 2016. – № 229. – P. 82-93.
21. Bissacco, G. Micromilling of hardened tool steel for mould making applications / G. Bissacco, H. N. Hansen, L. De Chiffre // *J Mater Process Technol.* – 2005. – № 167. – P. 201-207.
22. Alting, L. Micro engineering / L. Alting, F. Kimura, H. N. Hansen, G. Bissacco // *CIRP Ann.* – 2003. – № 52. – P. 635-657.
23. Zhu, K. The monitoring of micro milling tool wear conditions by wear area estimation / K. Zhu, X. Yu // *Mech Syst Signal Process.* – 2017. – № 93. – P. 80-91.
24. Chae, J. Investigation of micro-cutting operations / J. Chae, S. S. Park, T. Freiheit // *Int J Mach Tools Manuf.* – 2006. – № 46. – P. 313-332.
25. Moges, T. M. Improved process geometry model with cutter runout and elastic recovery in micro-end milling / T. M. Moges, K. A. Desai, P. V. M. Rao // *Procedia Manuf.* – 2016. – № 5. – P. 478-494.
26. Alting, L. Micro engineering / L. Alting, F. Kimura, H. N. Hansen, Bissacco G // *CIRP Ann.* – 2003. – № 52. – P. 635-657.
27. Zhu, K. The monitoring of micro milling tool wear conditions by wear area estimation / K. Zhu, X. Yu // *Mech Syst Signal Process.* – 2017. – № 93. – P. 80-91.
28. Gilbin, A. Capability of tungsten carbide micro-mills to machine hardened tool steel / A. Gilbin, M. Fontaine, G. Michel [et al.] // *Int J Precis Eng Manuf.* – 2013. – № 14. – P. 23-28.
29. Lauro, C. H. Analysis of the forces in micromilling of hardened AISI H13 steel with different grain sizes using the Taguchi methodology / C. H. Lauro, L. C. Brandão, S. L. M. R. Filho, D. Baldo // *AdvMech Eng.* – 2014. – № 6. – P. 465178.
30. Masuzawa, T. Three-dimensional micromachining by machine tools / T. Masuzawa, H. K. Tönshoff // *CIRP Ann Manuf Technol.* – 1997. – № 46. – P. 621-628.

31. Kumar, P. Burr height prediction of Ti6Al4V in high speed micro-milling by mathematical modeling / P. Kumar, V. Bajpai, R. Singh // *Manuf Lett*.
32. Jin, X. Chatter stability model of micro-milling with process damping / X. Jin, Y. Altintas // *J Manuf Sci Eng*. – 2013. – № 135. – P. 031011-031011-9.
33. Kuram, E. Micro-milling performance of AISI 304 stainless steel using Taguchi method and fuzzy logic modelling / E. Kuram, B. Ozcelik // *J Intell Manuf*. – 2016. – № 27. – P. 817-830.
34. Kuram, E. Effects of tool paths and machining parameters on the performance in micro-milling of Ti6Al4V titanium with high-speed spindle attachment / E. Kuram, B. Ozcelik // *Int J Adv Manuf Technol*. – 2016. – № 84. – P. 691-703.
35. Sun, Q. Modeling and simulation for micromilling mechanisms / Q. Sun, X. Cheng, Y. Liu [et al.] // *Procedia Eng*. – 2017. – № 174. – P. 760-766.
36. Yılmaz, E. E. Modeling and measurement of micro end mill dynamics using inverse stability approach / E. E. Yılmaz, E. Budak, H. N. Özgüven // *Procedia CIRP*. – 2016. – № 46. – P. 242-245.
37. Takács, M. Dynamical aspects of micromilling process / M. Takács, B. Z. Balázs, J. C. Jáuregui // *Proceedings of International Conference on Innovative Technologies*. – 2017. – № 11. – P. 181-184
38. Jin, X. Prediction of micro-milling forces with finite element method / X. Jin, Y. Altintas // *J Mater Process Technol*. – 2012. – № 212. – P. 542-552.
39. Aurich, J. C. Surface quality in micro milling: influences of spindle and cutting parameters / J. C. Aurich, M. Bohley, I. G. Reichenbach, B. Kirsch // *CIRP Ann*. – 2017. – № 66. – P. 101-104.
40. Wang, F. Micromilling simulation for the hard-to-cut material / F. Wang, X. Cheng, Y. Liu [et al.] // *Procedia Eng*. – 2017. – № 174. – P. 693-699.
41. Balázs, B. Z. Experimental investigation and optimization of the micro milling process of hardened hot-work tool steel / B. Z. Balázs, M. Takács // *Int J Adv Manuf Technol*. – 2020. – № 106. – P. 5289-5305.

42. Gao, S. Research on specific cutting energy and parameter optimization in micro-milling of heat resistant stainless steel / S. Gao, S. Pang, L. Jiao [et al.] // *Int J Adv Manuf Technol.* – 2017. – № 89. – P. 191-205.
43. Sahoo, P. Determination of minimum uncut chip thickness and size effects in micro-milling of P-20 die steel using surface quality and process signal parameters / P. Sahoo, K. Patra, T. Szalay, A. A. Dyakonov // *Int J Adv Manuf Technol.* – 2020. – № 106. – P. 4675-4691.
44. Chen, N. Research on the ploughing force in micro milling of soft-brittle crystals / N. Chen, L. Li, J. Wu [et al.] // *Int J Mech Sci.* – 2019. – № 155. – P. 315-322.
45. Dib, M. H. M. Minimum chip thickness determination by means of cutting force signal in micro endmilling / M. H. M. Dib, J. G. Duduch, R. G. Jasinevicius // *Precis Eng.* – 2018. – № 51. – P. 244-262.
46. Balázs, B. Z. A review on micro-milling: recent advances and future trends / B. Z. Balázs, N. Geier, M. Takács, J. P. Davim // *Int J Adv Manuf Technol.* – 2021. – № 112. – P. 655-684.
47. de Oliveira, F. B. Size effect and minimum chip thickness in micromilling / F. B. de Oliveira, A. R. Rodrigues, R. T. Coelho, A. F. de Souza // *Int J Mach Tools Manuf.* – 2015. – № 89. – P. 39-54.
48. Wojciechowski, S. Prediction of cutting forces during micro end milling considering chip thickness accumulation / S. Wojciechowski, M. Matuszak, B. Powalka [et al.] // *Int J Mach Tools Manuf.* – 2019. – № 147. – P. 103466.
49. Takács, M. Actual feed rate per tooth at micro milling / M. Takács, B. Verő // *Mater Sci Forum.* – 2007. – № 537-538. – P.695-700.
50. Hajiahmadi, S. Burr size investigation in micro milling of stainless steel 316 L / S. Hajiahmadi // *Int J Lightweight Mater Manuf.* – 2019. – № 2. – P. 296-304.
51. Yang, Y. Investigation on micro-milling of micro-grooves with high aspect ratio and laser deburring / Y. Yang, J. Han, X. Hao [et al.] // *Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf.* – 2020. – № 234. – P. 871-880.
52. Zhang, T. Influence of size effect on burr formation in micro cutting / T. Zhang, Z. Liu, C. Xu // *Int J Adv Manuf Technol.* – 2013. – № 68. – P. 1911-1917.

53. Wang, Y. Wear mechanisms of Ti(C7N3)- based cermet micro-drill and machining quality during ultra-high speed micro-drilling multi-layered PCB consisting of copper foil and glass fiber reinforced plastics / Y. Wang, B. Zou, G. Yin // *Ceram Int.* – 2019. – № 45. – P. 24578-24593.

54. Компания KUGLER GmbH :<https://www.kugler-recision.com/index.php?MICROMASTER%2D%2D3-5X-EN>. Accessed 15 May 2020

55. Torres, C. Analyzing the performance of diamond-coated micro end mills / C. Torres, P. Heaney, A. Sumant, M. Hamilton, R. Carpick, F. Pfefferkorn // *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* – 2009. – № 49. – 599-612.

56. Wissmiller, D. L. Micro end mill tool temperature measurement and prediction / D.L. Wissmiller, F.E. Pfefferkorn // *J. Manuf. Process.* – 2009. – № 11. – P. 45-53.

57. Zhang, X. W. Cutting forces in micro-end-milling processes / X. W. Zhang, K. F. Ehmman, T. B. Yu, W. S. Wang // *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* – 2016. – № 107. – P.21-40.

58. Suzuki, H. Precision cutting of ceramics with milling tool of single crystalline diamond / H. Suzuki, M. Okada, K. Okada, Y. Ito // *International Journal of Automation Technology.* – 2015. – № 9. – P. 26-32.

59. Cheng, X. Development of ultra-precision machining system with unique wire EDM tool fabrication system for micro/nano-machining / X. Cheng, K. Nakamoto, M. Sugai, S. Matsumoto, Z.G. Wang, K. Yamazaki // *CIRP Annals - Manufacturing Technology.* – 2008 . – № 57 . – P. 415-420.

60. Zhang, Z. Micro-cutting characteristics of EDM fabricated high-precision polycrystalline diamond tools / Z. Zhang, H. Peng, J. Yan // *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* – 2013. – № 65. – P. 99-106.

61. Sun, Y. Micro milling characteristics of LS-WEDM fabricated helical and corrugated micro end mill / Y. Sun, Y. Gong, X. Wen, G. Yin, F. Meng // *International Journal of Mechanical Sciences.* – 2020. – № 167. – P. 105277.

62. Suzuki, H. Precision cutting of aspherical ceramic molds with micro PCD milling tool / H. Suzuki, T. Moriwaki, Y. Yamamoto, Y. Goto // *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. – 2007. – № 56. – P. 131-134.

63. Cheng, X. Design and development of a micro polycrystalline diamond ball end mill for micro/nano freeform machining of hard and brittle materials / X. Cheng, Z. Wang, K. Nakamoto, K. Yamazaki // *Journal of Micromechanics and Microengineering*. – 2009. – № 19. – P. 115022.

64. Masato, D. Impact of deep cores surface topography generated by micro milling on the demolding force in micro injection molding / D. Masato, M. Sorgato, P. Parenti, M. Annoni, G. Lucchetta // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2017. – № 246. – P. 211-223.

65. Ding, X. Fabrication of a micro-size diamond tool using a focused ion beam / X. Ding, G.C. Lim, C.K. Cheng, D.L. Butler, K.C. Shaw, K. Liu, W.S. Fong // *Journal of Micromechanics and Microengineering*. – 2008. – № 18. – P. 75017.

66. Cai, Y. Optimum end milling tool path and machining parameters for micro laval nozzle manufacturing / Y. Cai, Z. Liu, Z. Shi, Q. Song, Y. Wan // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. – 2017. – № 231. – P. 1703-1712.

67. Chen, N. Cutting surface quality analysis in micro ball end-milling of KDP crystal considering size effect and minimum undeformed chip thickness / N. Chen, M. Chen, C. Wu, X. Pei // *Precision Engineering*. – 2017. – № 50. – P. 410-420.

68. Cai, Y. Fluid mechanics of internal flow with friction and cutting strategies for micronozzles / Y. Cai, Z. Liu, Q. Song, Z. Shi, Y. Wan // *International Journal of Mechanical Sciences*. – 2015. – № 100. – P. 41-49.

69. Billat, S. Monolithic integration of micro-channel on disposable flow sensors for medical applications / S. Billat, K. Kliche, R. Gronmaier, P. Nommensen, J. Auber, F. Hedrich, R. Zengerle // *Sensors and Actuators A: Physical*. – 2008. – № 145. – P. 66-74.

70. Yang, D. Numerical and experimental analysis of cooling performance of single-phase array microchannel heat sinks with different pin-fin configurations / D.

Yang, W. Yan, G. Ding, Z. Jin, G. Wang // *Applied Thermal Engineering*. – 2016. – № 112. – P. 1547-1556.

71. Lin, Y.S. An aluminum microfluidic chip fabrication using a convenient micromilling process for fluorescent poly (DL-lactide-co-glycolide) microparticle generation / Y.S. Lin, C.H. Yang, C.Y. Wang, F.R. Chang, K.S. Huang, W.C. Hsieh // *Sensors*. – 2012. – № 12. – P. 1455-1467.

72. Liu, X. An analytical model for the prediction of minimum chip thickness in micromachining / X. Liu, R. DeVor, S.G. Kapoor // *Journal of Manufacturing Science and Engineering - Transactions of The ASME*. – 2006. – № 128(2). – P. 474-481.

73. Filiz, S. Micromilling of microbarbs for medical implants / S. Filiz, L. Xie, L. E. Weiss, O. B. Ozdoganlar // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2008. – № 48. – P. 459-472.

74. Miao, J. C. Review of dynamic issues in micro-end-milling / J. C. Miao, G. L. Chen, X. M. Lai [et al.] // *Int J Adv Manuf Technol*. – 2007. – № 31. – P. 897-904.

75. Boswell, B. A review of micromechanical cutting / B. Boswell, M. N. Islam, I. J. Davies // *Int J Adv Manuf Technol*. – 2018. – № 94. – P. 789-806.

76. Lekkala, R. Characterization and modeling of burr formation in micro-end milling / R. Lekkala, V. Bajpai, R. K. Singh, S. S. Joshi // *Precis Eng*. – 2011. – № 35. – P. 625-637.

77. Câmara, M. A. State of the art on micromilling of materials, a review / M. A. Câmara, J. C. C. Rubio, A. M. Abrão, J. P. Davim // *J Mater Sci Technol*. – 2012. – № 28. – P. 673-685.

78. Anand, R. S. Modeling and simulation of mechanical micro-machining – a review / R. S. Anand, K. Patra // *Mach Sci Technol*. – 2014. – № 18. – P. 323-347.

79. Cardoso, P. A brief review on micromachining of materials / P. Cardoso, J. P. Davim // – 2012. – № 30. – P. 98-102.

80. Liu, J. Interaction of the cutting tools and the ceramic-reinforced metal matrix composites during micro-machining: a review / J. Liu, J. Li, C. Xu // *CIRP J Manuf Sci Technol*. – 2014. – № 7. – P. 55-70.

81. Robinson, G. M. A review of micro and nanomachining from a materials perspective / G. M. Robinson, M. J. Jackson // *J Mater Process Technol.* – 2005. – № 167:316-337.
82. Cardoso, P. Micro milling of metallic materials-a brief overview / P. Cardoso, J. P. Davim // *Trans FAMENA.* – 2012. – № 36. – P. 79-85
83. Póka, G. The effect of radial rake angle on chip thickness in the case of face milling / G. Póka, I. Németh // *Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf.* – 2020. – № 234. – P. 40-51.
84. Samuel, J. Micro/meso-scale mechanical machining 2020: a two decade state-of-the-field review / J. Samuel, M. B. G. Jun, B. Ozdoganlar [et al.] // *J Manuf Sci Eng.* – 2020. – № 142 . – P. 110809.
85. Bai, W. Improved analytical prediction of chip formation in orthogonal cutting of titanium alloy Ti6Al4V / W. Bai, R. Sun, A. Roy, Silberschmidt VV // *Int J Mech Sci.* – 2017. – № 133. – P. 357-367.
86. Geier, N. Advanced cutting tools and technologies for drilling carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites: a review / N. Geier, J. P. Davim, T. Szalay // *Compos A: Appl Sci Manuf.* – 2019. – № 125. – P. 105552.
87. Pereszlai, C. Comparative analysis of wobble milling, helical milling and conventional drilling of CFRPs / C. Pereszlai, N. Geier // *Int J Adv Manuf Technol.* – 2020. – № 106 . – P. 3913-3930.
88. Vipindas, K. Effect of cutting edge radius on micro end milling: force analysis, surface roughness, and chip formation / K. Vipindas, K. N. Anand, J. Mathew // *Int J AdvManuf Technol.* – 2018. – № 97. – P. 711-722.
89. Klocke, F. Manufacturing processes 1: Cutting / F. Klocke // Springer-Verlag, Berlin Heidelberg. – 2011. – P. 517.
90. Aramcharoen, A. Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel / A. Aramcharoen, P. T. Mativenga // *Precis Eng.* – 2009. – № 33. – P. 402-407.
91. Trent, E. M. Metal cutting 4th edn / E. M. Trent, P. K. Wright // Butterworth–Heinemann. – 2000. – № 36. – P. 53-56

92. Takács, M. Sokkristályos ötvözetek mikroforgácsolása keményfém szármarróval / M. Takács // Dissertation, Budapest University of Technology and Economics. – 2006. – P. 132.

93. Anand, R. S. Mechanistic cutting force modelling for micro-drilling of CFRP composite laminates / R. S. Anand, K. Patra // CIRP J Manuf Sci . – 2017. – № 16. – P. 55-63.

94. Lu, X. A modified analytical cutting force prediction model under the tool flank wear effect in micromilling nickel-based superalloy / X. Lu, F. Wang, Z. Jia [et al.] // Int J Adv Manuf Technol. – 2017. – № 91. – P. 3709-3716.

95. Liu, X. An analytical model for the prediction of minimum chip thickness in micromachining / X. Liu, R. E. De Vor, S. G. Kapoor // J Manuf Sci Eng. – 2005. – № 128. – P. 474-481.

96. Zhang, X. Improved analytical prediction of burr formation in micro end milling / X. Zhang, T. Yu, W. Wang, J. Zhao // Int J Mech Sci. – 2019. – № 151. – P. 461-470.

97. Swain, N. An experimental investigation on the machining characteristics of Nimonic 75 using uncoated and TiAlN coated tungsten carbide micro-end mills / N. Swain, V. Venkatesh, P. Kumar [et al.] // CIRP J Manuf Sci Technol. – 2017. – № 16. – P. 34-42.

98. Afazov, S. M. Prediction and experimental validation of micro-milling cutting forces of AISI H13 steel at hardness between 35 and 60 HRC / S. M. Afazov, S. M. Ratchev, J. Segal // Int J Adv Manuf Technol. – 2012. – № 62. – P. 887-899.

99. Li, H. Modelling and experimental analysis of the effects of tool wear, minimum chip thickness and micro tool geometry on the surface roughness in micro-end-milling / H. Li, X. Lai, C. Li [et al.] // J Micromech Microeng. – 2008. – № 18. – P. 025006.

100. Singh, K. K. Chatter stability prediction in highspeed micromilling of Ti6Al4V via finite element based microend mill dynamics / K. K. Singh, R. Singh // Adv Manuf . – 2018. – № 6. – P. 95-106.

101. Balázs, B. Z. Finite element modelling of thin chip removal process / B.Z. Balázs, M. Takács // IOP Conf Ser: Mater Sci Eng. – 2018. – № 426. – P. 012002.
102. Bissacco, G. Size effects on surface generation in micro milling of hardened tool steel / G. Bissacco, H. N. Hansen, L. De Chiffre // CIRP Ann Manuf Technol. – 2006. – № 55. – P. 593-596.
103. Mian, A. J. Identification of factors that dominate size effect in micro-machining / A. J. Mian, N. Driver, P. T. Mativenga // Int J Mach Tools Manuf. – 2011. – № 51. – P. 383-394.
104. Pratap, T. Modeling cutting force in micro-milling of Ti-6Al-4V titanium alloy / T. Pratap, K. Patra, A. A. Dyakonov // Procedia Eng. – 2015. – № 129. – P. 134-139.
105. Uhlmann, E. Cutting edge preparation of micro milling tools / E. Uhlmann, D. Oberschmidt, Y. Kuche, A. Löwenstein // Procedia CIRP. – 2014. – № 14. – P. 349-354.
106. Kiswanto, G. The effect of spindle speed, feed-rate and machining time to the surface roughness and burr formation of aluminum alloy 1100 in micro-milling operation / G. Kiswanto, D. L. Zariatin, T. J. Ko // J Manuf Process. – 2014. – № 16. – P. 435-450.
107. Kumar, P. Recent advances in characterization, modeling and control of burr formation in micro-milling / P. Kumar, M. Kumar, V. Bajpai, N. K. Singh // Manuf Lett. – 2017. – № 13. – P. 1-5.
108. Geier, N. Analysis of thrust force and characteristics of uncut fibres at non-conventional oriented drilling of unidirectional carbon fibre-reinforced plastic (UD-CFRP) composite laminates / N. Geier, T. Szalay, M. Takács // Int J Adv Manuf Technol. – 2019. – № 100. – P. 3139-3154.
109. Ni, C. Research in minimum undeformed chip thickness and size effect in micro end-milling of potassium dihydrogen phosphate crystal / C. Ni, M. Chen, C. Wu [et al.] // Int J Mech Sci. – 2017. – № 134. – P. 387-398.

110. Jáuregui, J. C. Frequency and time-frequency analysis of cutting force and vibration signals for tool condition monitoring / J. C. Jáuregui, J. R. Reséndiz, S. Thenozhi [et al.] // *IEEE Access PP.* – 2018. – № 6. – P. 6400-6410.
111. Wang, J. J. Critical depth of cut and asymptotic spindle speed for chatter in micro milling with process damping / J. J. Wang, E. Uhlmann, D. Oberschmidt [et al.] // *CIRP Ann Manuf Technol.* – 2016. – № 65. – P. 113-116.
112. Geier, N. Trochoid milling of carbon fibrereinforced plastics (CFRP) / N. Geier, T. Szalay, I. Biró // *Procedia CIRP.* – 2018. – № 77. – P. 375-378.
113. Gillespie, L. K. The formation and properties of machining burrs / L. K. Gillespie, P. T. Blotter // *J Eng Ind.* – 1976. – № 98. – P. 66-74.
114. Aurich, J. C. Burrs – analysis, control and removal / J. C. Aurich, D. Dornfeld, P. J. Arrazola [et al.] // *CIRP Ann Manuf Technol.* – 2009. – № 58. – P. 519-542.
115. Lee, K. Micro-burr formation and minimization through process control / K. Lee, D. A. Dornfeld // *Precis Eng.* – 2005. – № 29. – P. 246-252.
116. Hashimura, M. Effect of inplane exit angle and rake angles on burr height and thickness in face milling operation / M. Hashimura, J. Hassamontr, Dornfeld DA // *J Manuf Sci Eng.* – 1999. – № 121. – P. 13-19.
117. Aslantas, K. Cutting performance of nano-crystalline diamond (NCD) coating in micro-milling of Ti6Al4V alloy / K. Aslantas, H. E. Hopa, M. Percin [et al.] // *Precis Eng.* – 2016. – № 45. – P. 55-66.
118. Oliaei, S. N. B. Built-up edge effects on process outputs of titanium alloy micro milling / S. N. B. Oliaei, Y. Karpat // *Precis Eng.* – 2017. – № 49. – P. 305-315.
119. Saptaji, K. Burr reduction of micro-milled microfluidic channels mould using a tapered tool / K. Saptaji, S. Subbiah // *Procedia Eng.* – 2017. – № 184. – P. 137-144.
120. Wu, X. Investigation on the burr formation mechanism in micro cutting / X. Wu, L. Li, N. He // *Precis Eng.* – 2017. – № 47. – P. 191-196.

121. Balázs, B. Z. Investigation of micro milled surface characteristics / B. Z. Balázs, T. Szalay, M. Takács // Proceedings of International Conference on Innovative Technologies. – 2017. – № 11 . – P. 161-164
122. Biermann, D. Analysis of micro burr formation in austenitic stainless steel X5CrNi18-10 / D. Biermann, M. Steiner // Procedia CIRP. – 2012. – № 3. – P. 97-102.
123. Piquard, R. Microend milling of NiTi biomedical alloys, burr formation and phase transformation / R. Piquard, A. D'Acunto, P. Laheurte, D. Dudzinski // Precis Eng. – 2014. – № 38. – P. 356-364.
124. Chen, M. J. Research on the modeling of burr formation process in micro-ball end milling operation on Ti–6Al–4V / M. J. Chen, H. B. Ni, Z. J. Wang, Y. Jiang // Int J Adv Manuf Technol. – 2012. – № 62. – P. 901-912.
125. Aramcharoen, A. Evaluation and selection of hard coatings for micro milling of hardened tool steel / A. Aramcharoen, P. T. Mativenga, S. Yang [et al.] // Int J Mach Tools Manuf. – 2008. – № 48. – P. 1578-1584.
126. Komatsu, T. Effect of crystal grain size in stainless steel on cutting process in micromilling / T. Komatsu, T. Yoshino, T. Matsumura, S. Torizuka // Procedia CIRP. – 2012. – № 1. – P. 150-155.
127. Kou, Z. Burr controlling in micro milling with supporting material method / Z. Kou, Y. Wan, Y. Cai [et al.] // Procedia Manuf. – 2015. – № 1. – P. 501-511.
128. Saptaji, K. Effect of side edge angle and effective rake angle on top burrs in micro-milling / K. Saptaji, S. Subbiah, J. S. Dhupia // Precis Eng. – 2012. – № 36. – P. 444-450.
129. Uhlmann, E. Influence of cutting edge preparation on the performance of micro milling tools / E. Uhlmann, D. Oberschmidt, A. Löwenstein, Y. Kuche // Procedia CIRP. – 2016. – № 46. – P. 214-217.
130. Li, K. M. Experimental evaluation of minimum quantity lubrication in near micro-milling / K. M. Li, S. Y. Chou // J Mater Process Technol. – 2010. – № 210. – P. 2163-2170.

131. Yang, K. Tool edge radius effect on cutting temperature in micro-end-milling process / K. Yang, Y. Liang, K. Zheng [et al.] // *Int J Adv Manuf* . – 2011. – № 52. – P. 905-912.
132. Zhang, X. Prediction of cutting forces and instantaneous tool deflection in micro end milling by considering tool run-out / X. Zhang, T. Yu, W. Wang // *Int J Mech Sci*. – 2018. – № 136. – P. 124-133.
133. Mamedov, A. Machining forces and tool deflections in micro milling / A. Mamedov, K. S. E. Layegh, I. Lazoglu // *Procedia CIRP*. – 2013. – № 8. – P. 147-151.
134. Ahmadi, M. Microstructure effects on process outputs in micro scale milling of heat treated Ti6Al4V titanium alloys / M. Ahmadi, Y. Karpat, O. Acar, Y. E. Kalay // *J Mater Process Technol*. – 2018. – № 252. – P. 333-347.
135. Geier, N. Optimisation of process parameters for the orbital and conventional drilling of uni-directional carbon fibre-reinforced polymers (UD-CFRP) / N. Geier, T. Szalay // *Measurement*. – 2017. – № 110. – P. 319-334.
136. Wu, X. Influence of the cutting edge radius and the material grain size on the cutting force in micro cutting / X. Wu, L. Li, N. He [et al.] // *Precis Eng*. – 2016. – № 45. – P. 359-364.
137. Lai, X. Modelling and analysis of micro scale milling considering size effect, micro cutter edge radius and minimum chip thickness / X. Lai, H. Li, C. Li [et al.] // *Int J Mach Tools Manuf*. – 2008. – № 48. – P. 1-14.
138. Yun, H. T. Ploughing detection in micromilling processes using the cutting force signal / H. T. Yun, H. T. Heo, M. K. Lee [et al.] // *Int J Mach Tools Manuf*. – 2011. – № 51. – P. 377-382.
139. Simoneau, A. Chip formation during microscale cutting of a medium carbon steel / A. Simoneau, E. Ng, M. A. Elbestawi // *Int J Mach Tools* . – 2006. – № 46. – P. 467-481.
140. Zhou, L. Prediction and experimental validation of micro end-milling forces with finite element method / L. Zhou, F. Peng, R. Yan [et al.] // *In: Intelligent Robotics and Applications*. Springer, Cham. – 2015. – № 2 . – P. 664-675

141. Oliaei, S. N. B. Experimental investigations on micro milling of Stavax stainless steel / S. N. B. Oliaei, Y. Karpat // *Procedia CIRP*. – 2014. – № 14. – P. 377-382.

142. Wang, Y. Effect of the progressive tool wear on surface topography and chip formation in micro-milling of Ti–6Al–4V using Ti(C7N3)-based cermet micro-mill / Y. Wang, B. Zou, J. Wang [et al.] // *Tribol Int*. – 2020. – № 141. – P. 105900.

143. Grigoriev, S. Plasma- and Beam-Assisted Deposition Methods; Nato Science Series, Series II: Mathematics, Physics and Chemistry; Nanostructured Thin Films and Nanodispersion Strengthened Coatings / S. Grigoriev, A. Metel // In *NATO Science Series II: Mathematics, Physics and Chemistry*; A.A. Voevodin, D.V. Shtansky, E.A. Levashov, J.J. Moore, [eds.]; Springer: Dordrecht, The Netherlands. – 2004. – № 155. – P. 147-154.

144. Sobol', O. V. Physical characteristics, structure and stress state of vacuum-arc TiN coating, deposition on the substrate when applying high-voltage pulse during the deposition / O. V. Sobol', A. A. Andreev, S. N. Grigoriev, V. F. Gorban', M. A. Volosova, S. V. Aleshin, V. A. Stolbovoy // *Probl. Atom. Sci. Technol.* – 2011. – № 4. – P. 174-177.

145. Zhitomirsky, V. Bias voltage and incidence angle effects on the structure and properties of vacuum arc deposited TiN coatings / V. Zhitomirsky, I. Grimberg, L. Rapoport, R. Boxman, N. Travitzky, S. Goldsmith, B. Weiss // *Surf. Coat. Technol.* – 2000. – № 133-134. – P. 114-120.

146. Dobrzański, L. A. Structure and properties of the wear resistant coatings obtained in the PVD and CVD processes on tool ceramics / L. A. Dobrzański, D. Pakuła // *Mater Sci Forum*. – 2006. – № 513. – P. 119-133.

147. Bunshah, R. F. Handbook of hard coatings: deposition technologies, properties and applications / R. F. Bunshah // William Andrew Publishing, Norwich, New York, USA. – 2002. – № 1. – P. 560.

148. Zhang, S. Magnetron sputtered hard and yet tough nanocomposite coatings with case studies: nanocrystalline TiN embedded in amorphous SiNX / S. Zhang, D.

Sun, X. Bui // In: S. Zhang, N. Ali [eds.] Nanocomposite thin films and coatings. Imperial College Press, London. – 2007 . – P. 1-110.

149. Lukaszewicz, K. Structure, chemical and phase composition of coatings deposited by reactive magnetron sputtering onto the brass substrate / K. Lukaszewicz, L. A. Dobrzański, A. Zarychta // J Mater Process Technol. – 2004. – № 157–158. – P. 380-387.

150. Dobrzański, L. A. Erosion resistant and tribological properties of coatings deposited by reactive magnetron sputtering method onto the brass substrate / L. A. Dobrzański, K. Lukaszewicz // J Mater Process Technol. – 2004. – № 157–158. – P. 317-323.

151. Mattox, D. M. Handbook of physical vapor deposition (PVD) processing, 2nd edn / Mattox DM // William Andrew, Burlington. – 2010. – № 2 . – P. 792

152. Vavra, I. Mo/SiO<sub>2</sub> nanocomposite films for optical coatings prepared by vacuum magnetron sputtering / I. Vavra, Z. Krizanova, J. Derer, J. Humlicek // Vacuum. – 2012. – № 86. – P. 742-744.

153. Lukaszewicz, K. Microstructure and tribological properties of PVD coatings deposited on the X40CrMoV5-1 steel substrate / K. Lukaszewicz, M. Pancielejko // Int J Surf Sci Eng. – 2012. – № 4(6) . – P. 296-305.

154. Bobzin, K. Lubricated PVD coatings for automotive applications /, N. Bagcivan, N. Goebbels, K. Yilmaz, B. R. Hoehn, K. Michaelis, M. Hochmann // In Surface and Coatings Technology. – 2009. – № 204. – P. 1097-1101.

155. Kim, W. G. Effects of TiN coating on the corrosion of nanostructured Ti–30Ta–xZr alloys for dental implants / W. G. Kim, H. C. Choe // Appl Surf Sci. – 2012. – № 258. – P. 1929-1934.

156. Ohring, M. The Materials Science of Thin Films / M. Ohring // Academic Press, San Diego. – 1992. – P. 800.

157. Petrov, I. Microstructural evolution during film growth / I. Petrov, P. B. Barna, L. Hultman, J. E. Greene, // J. Vac. Sci. Technol. – 2003. – № 21. – P. 117.

158. Boxman, R. L. Handbook of Vacuum Arc Science and Technology / R.L. Boxman, D.M. Sanders, P.J. Martin, // Fundamental and Application, Noyes Publications, New Jersey. – 1995. – № 1 . – P. 773.
159. Anders, A. Cathodic Arcs, From Fractal Spots to Energetic Condensation / A. Anders // Springer, New York. – 2008. – № 50 . – P. 562.
160. Sanders, D. M. Review of cathodic arc deposition technology at the start of the new millennium / D. M. Sanders, A. Anders, // Surf. Coat. Technol. – 2000. – № 133-134. – P. 78-90.
161. Window, B. Issues in magnetron sputtering of hard coatings / B. Window, // Surf. Coat. Technol. – 1996. – № 81. – P. 92-98.
162. Krajinovi'c, I. Finite element study of the influence of hard coatings on hard metal tool loading during milling / I. Krajinovi'c, W. Daves, M. Tkadletz, T. Teppernegg, T. Klünsner, N. Schalk, C. Mitterer, C. Tritremmel, W. Ecker, C. Czettl, // Surf. Coat. Technol. 304. – 2016. – № 304. – P. 134-141.
163. Tkadletz, M. Residual stress gradients in  $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> hard coatings determined by pencil-beam X-ray nanodiffraction: the influence of blasting media / M. Tkadletz, J. Keckes, N. Schalk, I. Krajinovic, M. Burghammer, C. Czettl, C. Mitterer // Surf. Coat. Technol. – 2015. – № 262. – P. 134-140.
164. Klaus, M. Residual stress depth profiling in complex hard coating systems by X-ray diffraction / M. Klaus, C. Genzel, H. Holzschuh // Thin Solid Films. – 2008. – № 517. – P. 1172-1176.
165. Barna, P. B. Fundamental structure forming phenomena of polycrystalline films and the structure zone models / P. B. Barna, M. Adamik // Thin Solid Films. – 1998. – № 317. – P. 27-33.
166. Movchan, B. A. Study of the structure and properties of thick vacuum condensates of nickel titanium tungsten aluminium-oxide and zirconium-dioxide / B. A. Movchan, A. V. Demchishin, // Phys. Met. Metallogr. – 1969. – № 28. – P. 653-660.
167. Thornton, J. Influence of apparatus geometry and deposition conditions on the structure and topography of thick sputtered coatings / J. Thornton, // J. Vac. Sci. Technol. – 1974. – № 11. – P. 666-670.

168. Bunshah, R. F. *Deposition Technologies for Films and Coatings* / R.F. Bunshah, // Noyes Publications, New Jersey. – 1982. – № 3 . – P. 936

169. De Cristofaro, S. High-speed micro-milling: novel coatings for tool wear reduction / S. De Cristofaro, N. Funaro, G. C. Feriti [et al.] // *Int J Mach Tools Manuf.* – 2012. – № 63. – P. 16-20.

170. Sahoo, P. Determination of minimum uncut chip thickness and size effects in micro-milling of P-20 die steel using surface quality and process signal parameters / P. Sahoo, K. Patra, T. Szalay, A. A. Dyakonov // *Int J Adv Manuf Technol.* – 2020. – № 106. – P. 4675-91.

171. Messier, R. Revised structure zone model for thin film physical structure / R. Messier, A. Giri, R. Roy, // *J. Vac. Sci. Technol.* – 1984. – № 2. – P. 500-503.

172. Chen, N. Advances in micro milling: From tool fabrication to process outcomes / N. Chen, H. N. Li, J. Wu, Z. Li, L. Li, G. Liu, N. He // *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* – 2020. – № 160 . – P. 103670.

173. Langmuir, I. The Interaction of Electron and Positive Ion Space Charges in Cathode Sheaths / I. Langmuir // *Phys. Rev.* – 1929. – № 33. – P. 954-989.

174. *Collision Phenomena in Ionized Gases* / E. W. McDaniel // Willey: New York, NY, USA. – 1964. – P. 783.

175. Phelps, A. V. Cross Sections and Swarm Coefficients for Nitrogen Ions and Neutrals in N<sub>2</sub> and Argon Ions and Neutrals in Ar for Energies from 0.1 eV to 10 keV / A. V. Phelps // *J. Phys. Chem. Ref. Data.* – 1991. – № 20. – P. 557-573.

176. Phelps, A. V. Collision cross sections for argon atoms with argon atoms for energies from 0.01 eV to 10 keV / A. V. Phelps, C. H. Greene, J. P. Burke // *J. Phys. B At. Mol. Opt. Phys.* – 2000. – № 33. – P. 2965-2981.

177. Нэй Х.А. Разработка метода бесконтактной заточки и поверхностной модификации пучками быстрых атомов режущего инструмента для чистовой обработки 05.02.07 «Технология и оборудование механической и физико-технической обработки»: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук / Нэй Хтет Аунг; МГТУ «СТАНКИН». — Москва, 2021. — 113 с.

178. Metel, A. Combined Processing of Micro Cutters Using a Beam of Fast Argon Atoms in Plasma / A. Metel, Y. Melnik, E. Mustafaev, I. Minin, P. Pivkin // *Coatings*. – 2021. – № 11. – P. 465.

179. Метель, А.С. Влияние ионизации в катодном слое на характеристики тлеющего разряда с осциллирующими электронами / А.С. Метель // *ЖТФ* . – 1985, Т. – 55, С. – 1928-1934.

198. Koval, N. Low-energy high-current plasma immersion implantation of nitrogen ions in plasma of non-self-sustained arc discharge with thermionic and hollow cathodes / N. Koval, A. Ryabchikov, D. Sivin, I. Lopatin, O. Krygina, Y. Akhmadeev, D. Ignatov, // *Surf. Coat. Technol.* – 2018. – № 340. – P. 152-158.

180. Гаврилов Н.В. Азотирование нержавеющей стали в плазме импульсного электронного пучка / Н.В. Гаврилов, А.С. Мамаев, А.В. Чукин // *Письма в ЖТФ*. – 2016. – Т. 42, вып. 9. – С. 97-104.

181. Gavrilov, N. V. New broad beam gas ion source for industrial application / N. V. Gavrilov // *J. Vac. Sci. Technol.* – 1996. – № 14. – P. 1050-1055.

182. Gavrilov, N. Development of technological sources of gas ions on the basis of hollow-cathode glow discharges / N. Gavrilov, G. Mesyats, G. Radkovski, V. Bersenev // *Surf. Coat. Technol.* – 1997. – № 96. – P. 81-88.

183. Oks, E. M. Low-pressure hollow-cathode glow discharge plasma for broad beam gaseous ion source / E. M. Oks, A. V. Vizir, G. Y. Yushkov // *Rev. Sci. Instrum.* – 1998. – № 69. – P. 853-855.

184. Vizir, A. V. Further development of a gaseous ion source based on low-pressure hollow cathode glow / A. V. Vizir, G. Y. Yushkov, E. M. Oks // *Rev. Sci. Instrum.* – 2000. – № 71. – P. 728-730.

185. Favre, M. Measurements on electron beams in pulsed hollow-cathode discharges / M. Favre, H. Chuaqui, E. Wyndham, P. Choi // *IEEE Trans. Plasma Sci.* – 1992. – № 20. – P. 53-56.

186. Larigaldie, S. Dynamics of a helium plasma sheet created by a hollow-cathode electron beam / S. Larigaldie, L. Caillault // *J. Phys. D Appl. Phys.* – 2000. – № 33. – P. 3190-3197.

187. Gleizer, J. Z. High-current electron beam generation by a pulsed hollow cathode / J. Z. Gleizer, A. Krokmal, Y. E. Krasik, J. Felsteiner // *J. Appl. Phys.* – 2002. – № 91. – P. 3431-3443.

188. Priyabrata, S. Cumulative reduction of friction and size effects in micro milling through proper selection of coating thickness of TiAlN coated tool: Experimental and analytical assessments / S. Priyabrata, P. Karali // *Journal of Manufacturing Processes.* – 2021. – № 67. – P. 635-654

189. Гурин В. Д. Повышение эффективности фрезерования на станках с чпу путем комплексного диагностирования состояния инструмента в реальном времени 05.02.07 «Технология и оборудование механической и физико-технической обработки»: диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук / Гурин Владимир Дмитриевич; МГТУ «СТАНКИН». — Москва, 2011. — 252 с.

190. Nahata, S. Radial throw in micromachining: measurement and analysis / S. Nahata, R. Onler, S. Shekhar, E. Korkmaz, O. B. Ozdoganlar. // *Precis Eng.* – 2018. – № 54. – P. 21-32.