

Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования «Национальный исследовательский технологический
университет «МИСиС»

На правах рукописи

Нго Ву Нгуэн

**ОБОСНОВАНИЕ МЕТОДОВ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ГИДРОСТОЕК
КРЕПЕЙ ОЧИСТНЫХ ЗАБОЕВ УГОЛЬНЫХ ШАХТ
СОЦИАЛИСТИЧЕСКОЙ РЕСПУБЛИКИ ВЬЕТНАМ**

Специальность 2.8.8 – «Геотехнология, горные машины»

Диссертация

на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:
Доктор технических наук, профессор
Мнацаканян Виктория Умедовна

Москва, 2022

Оглавление

Введение	4
Глава 1 Анализ задачи повышения эффективности ремонта гидростоек крепей очистных забоев	10
1.1. Анализ условий залегания угольных пластов во Вьетнаме и их влияние на очистные работы	10
1.2. Анализ способов и средств управления горным давлением	14
1.3. Управление горным давлением на шахтах Вьетнама при отработке наклонных угольных пластов средней мощности	17
1.4. Сравнительный анализ ресурса механизированных крепей различных производителей горно-шахтного оборудования	22
1.5. Анализ дефектов цилиндров и штоков силовых гидроцилиндров и методов их восстановления	26
1.6. Формулирование цели и задач исследования	32
Глава 2. Исследование процесса фреттинг- коррозии гильз гидроцилиндров при эксплуатации в сложных горно-геологических условиях	35
2.1. Исследование специфики взаимодействия поршня с цилиндром в процессе эксплуатации гидростойки	35
2.2. Анализ источников вибраций в очистном забое и их влияние на несущие элементы секции механизированной крепи	44
2.3. Исследование влияния демпфирующих свойств материала конструкции на сопротивляемость фреттинг-износу	52
2.4. Исследование и оценка износа сопрягаемых поверхностей цилиндра и поршня под действием вибраций	56
2.5. Выводы по главе 2	70
Глава 3. Исследование процесса восстановления цилиндров гидростоек термопластическим деформированием за счет создания осевого градиента температур	72

3.1. Исследование технологических условий восстановления деталей при помощи пластического деформирования индукционным нагревом.....	72
3.2. Исследование влияния параметров пластического деформирования на степень деформации гильзы при помощи программного комплекса Qform87	
3.3. Исследование влияния термопластического деформирования на микроструктуру стали 30ХГСА.....	103
3.4. Выводы по главе 3	110
Глава 4. Обоснование методов восстановления работоспособности штоков и обеспечения точности сборки соединений гидростоек.....	111
4.1 Обоснование метода восстановления штока гидростойки в условиях ремонтных баз горных предприятий.....	111
4.2. Исследование напряженно-деформированного состояния рабочей поверхности штока при помощи моделирования контактного взаимодействия с грундбуксой.....	120
4.3. Обеспечение качества штоков, восстановленных покрытием, обработкой алмазным выглаживанием.....	132
4.4. Метод достижения точности сборки соединения цилиндр-поршень при ремонте гидростоек механизированных крепей.....	135
4.5. Выводы по главе 4	143
Заключение.....	144
Список использованной литературы.....	147
ПРИЛОЖЕНИЕ.....	160

Введение

Актуальность работы. Для горнодобывающих предприятий Социалистической Республики Вьетнам (СРВ) вопросы ремонта горной техники являются чрезвычайно важными, так как в данной отрасли народного хозяйства сосредоточено и эксплуатируется преимущественно оборудование зарубежного производства. Климатические особенности страны, обусловленные высокой влажностью и повышенной среднегодовой температурой воздуха, ускоряют процессы коррозии и износа ответственных элементов горных машин, что требует организации системы оперативного и качественного ремонта оборудования. Между тем в условиях роста цен на конструкционные материалы, энергоносители, продукцию металлургических компаний для ремонтных служб горных предприятий остаются актуальными вопросы поиска и разработки эффективных технологий восстановления деталей с наименьшими затратами человеческого труда, материальных и энергетических ресурсов. Последнее приводит к необходимости анализа номенклатуры, характера повреждений и степени износа деталей, вышедших из строя, для выбора рациональных методов восстановления их работоспособности.

Гидростойки крепей очистных забоев относятся к наиболее ответственным элементам горно-шахтного оборудования, представляющие собой силовые объемные гидроцилиндры поступательного движения. К гидростойкам предъявляют повышенные требования по жесткости конструкции и прочности материала контактирующих поверхностей. Анализ производственной статистики указывает на то, что большая часть отказов гидростоек происходит вследствие выхода из строя гильз и штоков. При этом наиболее характерными причинами отказов являются механический износ зеркала, коррозия и раздутие цилиндра. Отмечается также наличие на рабочей поверхности цилиндров следов фреттинга, что делает невозможным их восстановление и требует дополнительных мероприятий по его

предотвращению. Рабочая часть штоков также выходит из строя преимущественно вследствие интенсивного абразивного износа.

Большая часть вышедших из строя деталей гидростоек бракуется, а запросы на приобретение к ним запасных частей из года в год возрастают, что требует колоссальных финансовых затрат. В связи с этим повышение эффективности ремонта широкой номенклатуры гидростоек и разработка современных технологических процессов восстановления ответственных деталей силовых гидроцилиндров на ремонтных предприятиях горнодобывающих регионов Вьетнама является актуальной научно-практической задачей, имеющее важное значение для экономики предприятий и страны.

Цель работы – повышение эффективности ремонта гидростоек крепей очистных забоев на основе разработки и исследования рациональных технологических методов восстановления работоспособности деталей соединений с учетом характера повреждений и горнотехнических условий их эксплуатации.

Идея работы заключается в разработке комплекса эффективных универсальных технологических методов ремонта, направленных на оперативное восстановление работоспособности широкой номенклатуры гидростоек крепей очистных забоев угольных шахт СРВ.

Задачи диссертационного исследования.

1. Анализ конструктивных особенностей гидростоек крепей очистных забоев угольных предприятий СРВ и систематизация факторов, вызывающих потерю их работоспособности.

2. Исследование причин и механизмов развития фреттинг-процессов на поверхностях гильз гидроцилиндров при их эксплуатации в сложных горнотехнических условиях на основе анализа источников вибраций.

3. Разработка методики оценки потери массы в микрообъемах поверхностных слоев деталей соединения цилиндр-поршень с учетом развития фреттинг-процессов.

4. Обоснование метода восстановления гильз гидростоек, основанного на термопластическом деформировании изношенных поверхностей путем создания осевого температурного градиента и выявление рациональных технологических параметров процесса, обеспечивающих требуемую компенсацию размеров отверстия гильзы при ремонте.

5. Обоснование метода восстановления штоков силовых гидроцилиндров при помощи высокоскоростного газопламенного напыления с последующей обработкой износостойких покрытий поверхностным пластическим деформированием.

6. Разработка метода обеспечения точности соединений в гидроцилиндрах при переводе сопрягаемых деталей в ремонтный размер.

Научные положения, выносимые на защиту:

1. Установлены причины возникновения и механизм развития фреттинг-процессов в соединениях гидростойки, приводящих к зарождению и развитию на контактных поверхностях деталей усталостных трещин, на основе выявления и анализа источников и параметров вибраций в очистном забое.

2. Для восстановления диаметра внутренней поверхности гильзы силового гидроцилиндра в пределах 0,3...0,9 мм целесообразно применять термопластическое деформирование, реализуемое при помощи непрерывно-последовательного сквозного индукционного нагрева гильзы, в результате чего в ней возникает осевой градиент температур, вызывающий уменьшение внутреннего диаметра детали.

3. Для восстановления работоспособности изношенного штока целесообразно взамен твердого хромирования применять высокоскоростное газопламенное напыление износостойких покрытий, которое обеспечивает требуемый уровень эксплуатационных свойств детали, что выявлено при помощи цифрового моделирования и анализа напряженно-деформированного состояния штока под действием внешних нагрузок.

4. Для обеспечения требуемой точности соединения цилиндр-поршень, сопрягаемые детали которого переведены в ремонтные размеры, целесообразно

применять сборку регулировкой, с использованием поршня в качестве неподвижного компенсатора.

Достоверность научных положений, выводов и рекомендаций

подтверждается достаточным количеством экспериментальных данных, применением сертифицированных программ, оборудования с высокими метрологическими характеристиками, использованием апробированных методов испытаний и обработки экспериментальных данных при проведении исследований.

Научная новизна работы заключается в решении актуальной научной задачи – раскрытие связи между характером повреждения элементов гидростоек крепей, горнотехническими условиями их эксплуатации и рациональными технологическими методами восстановления работоспособности несущих элементов, что имеет важное научное и практическое значение для горных предприятий СРВ.

Методы исследований. Теоретические исследования основываются на фундаментальных положениях технологии машиностроения, теории упругопластического контакта твердых тел, теории колебаний, теории размерного анализа, теории вероятностей и математической статистики, теории пластичности. Для оценки напряженного-деформированного состояния восстанавливаемых объектов использованы методы компьютерного моделирования и конечно-элементный анализ.

Научное значение работы состоит в разработке научного подхода к обоснованию и разработке комплекса эффективных технологий ремонта ответственных деталей гидростоек крепей очистных забоев на основе привлечения современных методов исследования.

Практическая значимость результатов работы.

1. Разработана методика исследования причин возникновения и развития фреттинг-процессов в соединениях гидростойки на основе выявления и анализа источников вибраций в очистном забое.

2. Разработана методика оценки износа сопрягаемых поверхностей соединения цилиндр-поршень гидростойки учетом протекающих в зоне контакта фреттинг-процессов.

3. Выявлены рациональные технологические параметры процесса термопластического деформирования гильз гидростоек, позволяющие получить максимальную усадку внутреннего диаметра для восстановления требуемых размеров и форм детали.

4. Разработаны технологические рекомендации по выбору метода восстановления штоков гидростоек на основе анализа напряженно-деформированного состояния штока под действием эксплуатационных нагрузок.

5. Разработаны технологические рекомендации по улучшению эксплуатационных свойств поверхностного слоя штоков, восстановленных газотермическим напылением, при помощи отделочной обработки алмазным выглаживанием.

6. Разработан подход к обеспечению точности соединений гидростоек при переводе деталей в ремонтные размеры с использованием поршня в качестве неподвижного компенсатора.

Личный вклад автора. Автором выполнены теоретические исследования механизма фреттинг-коррозии, выявлены источники колебаний в очистном забое, проведены экспериментальные исследования термопластической обработки стальных образцов, выполнено компьютерное моделирование процесса термопластического деформирования гильз при индукционном нагреве, а также напряженно-деформированного состояния штока под действием внешних нагрузок.

Реализация результатов работы.

Научные результаты работы по обоснованию технологических методов восстановления ответственных элементов гидростойки приняты для использования в АО «МЭМП», Ханойском институте горной науки и технологии, а также используются в учебном процессе Горного института

НИТУ «МИСиС» при подготовке студентов машиностроительного профиля по направлению подготовки «Технологические машины и оборудование».

Апробация работы. Основные положения и результаты работы были доложены на международных научно-технических конференциях и симпозиумах «Неделя горняка» (Москва, НИТУ «МИСИС» 2020-2022гг.); XXXI международной научно-практической конференции Научный диалог: Молодой ученый, Санкт Петербург, 2020 г., XIII Международной научной-практической конференции «Инновационные технологии в машиностроении», Томск, 2022 г.

Публикации. По теме диссертации опубликовано 6 работ, из которых 4 - в изданиях, рекомендованных ВАК при Минобрнауки России.

Объем и структура работы. Диссертационная работа представлена на 161 странице текста, состоит из введения, четырех глав, заключения, списка использованной литературы из 125 наименований, включает 81 рисунок, 14 таблиц, приложение.

Глава 1 Анализ задачи повышения эффективности ремонта гидростоек крепей очистных забоев

1.1. Анализ условий залегания угольных пластов во Вьетнаме и их влияние на очистные работы

Угольная промышленность Социалистической Республики Вьетнам (СРВ) является одной из важнейших отраслей растущей активными темпами экономики страны. Потребность в угольной продукции на внутреннем рынке ежегодно растет; ее основные потребители – предприятия энергетического комплекса, коксохимического производства, химической промышленности. Период 2000–2020 гг. отмечен перевооружением и расширением производственной базы угольных предприятий, строительством современных шахт нового поколения и технического уровня, вносящих весомый вклад в экономику страны [37, 97].

За последние годы запасы угля для добычи открытым способом в значительной степени сократились. В связи с этим Вьетнамская генеральная угольная компания «Винакомин» совместно с Ханойским институтом горной науки и технологии (ХИГНиТ) ведет масштабные научные исследования по разработке и широкому внедрению передовых технологий подземной добычи угля с использованием современных средств комплексной механизации [71, 97].

С приобретением независимости в угольной промышленности Вьетнама произошёл существенный рост добычи угля с 4 млн. тонн в 1997г до 57 млн.тонн в 2019г, что стало возможным благодаря применению передового высокопроизводительного оборудования для погрузки и транспортировки угля, а также за счет разработки и внедрения современной техники и технологии подземных и открытых горных работ [97].

В соответствии с намеченными планами развития Вьетнамской генеральной компании «Винакомин» рост добычи угля с 2016 по 2025 год должен составить 4,6% [97].

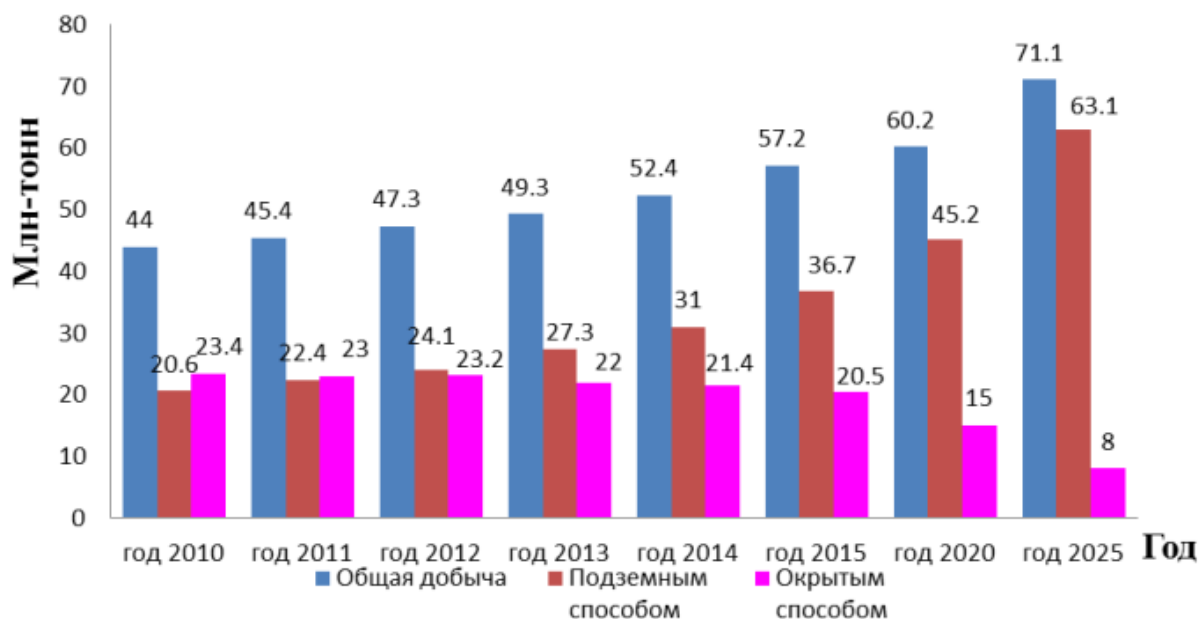


Рисунок 1.1- Темпы роста добычи угля во Вьетнаме за период 2010-2015 гг.

По данным ХИГНиТ и угольной компании «Винакамин» на рис.1.2 приведены геологические запасы угольных месторождений Вьетнама, из которого видно, что основная часть запасов угля сосредоточена в бассейне Куангнинь и составляет 70% от общих запасов [37, 38, 52, 97].

Ресурсы угольных месторождений Вьетнама составляют около 21,5 млрд.т. при этом значительная часть угля пригодна для коксования, из них до 85% сосредоточены в Куангинском бассейне [37, 52, 71, 72]. До 2040 г. он останется одним из важнейших сырьевых ресурсов для энергетики, металлургии и химической промышленности Вьетнама [97].



Рисунок 1.2 - Распределение запасов угля по бассейнам СРВ

На основании анализа статистических данных в 2017 г. добыча угля буровзрывным способом и погрузкой угля вручную на конвейер составила 95% от общей добычи по стране. При этом удельный вес подземной добычи из лав, оснащенных механизированными очистными комплексами [37, 97], не превышает 2,7%.

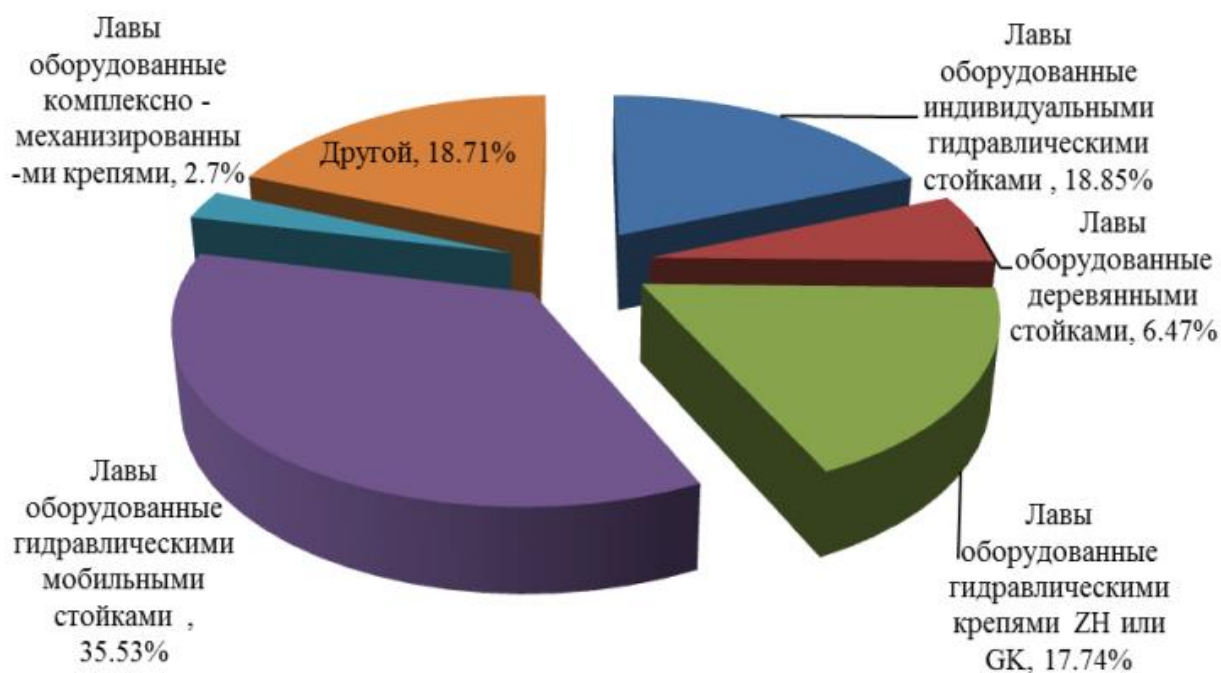


Рисунок 1.3 – Соотношение различных категорий средств крепления лав при подземной добычи угля

Балансовые запасы Куангнинского угольного бассейна составляют 3,6 билл.тон. Площадь бассейна составляет около 1300 км². Замкнутые пликативные структуры с дизъюнктивными нарушениями являются естественными границами угленосных провинций [21, 37, 72, 97]. Схема расположения угольных месторождений бассейна Куангнинь представлена на рис.1.4



Рисунок 1.4 - Схема расположения угольных провинций бассейна Куангнинь

Добыча угля в Куангнинском угольном бассейне в настоящее время ведется на 12 горных предприятиях (Маохе, Уонгби, Вангзань, Наммау, Халам, Халонг, Хонгай, Хечам, Тхонгньат, Монгзыонг, Куангхань, Зьонгкюи). Рельеф поверхности осложнен также наличием больших и малых коньёнов с протекающими по ним реками [21, 37, 76, 77, 79].

На основе комплексной оценки запасов 10 шахт, геологические запасы которых составляют около 235,3 млн.т, подтверждена возможность применяться механизированной технологии добычи, что является важной основой для построения плана развития угольной промышленности СРВ и разработки средств комплексной механизации [21, 37, 52, 76, 97].

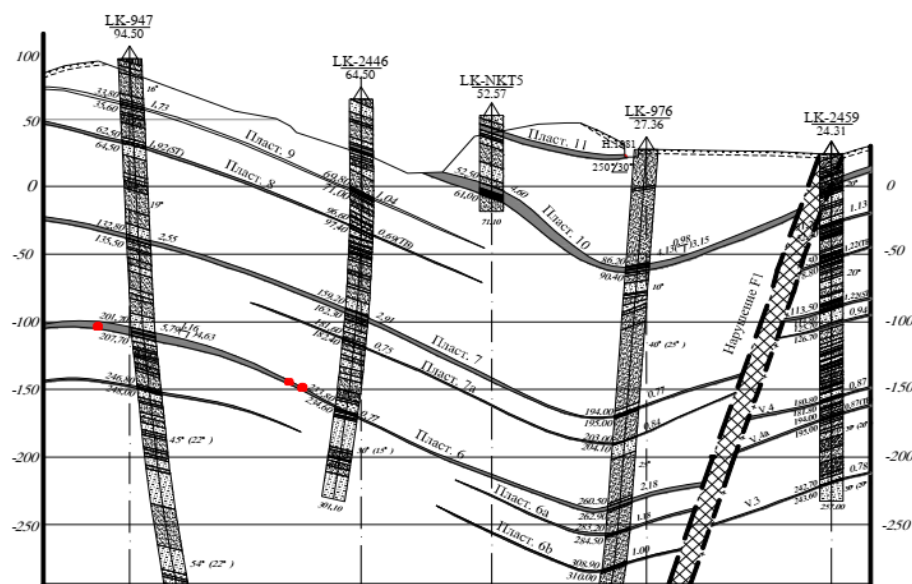


Рисунок 1.5- Геологический разрез шахты «КуангХань»

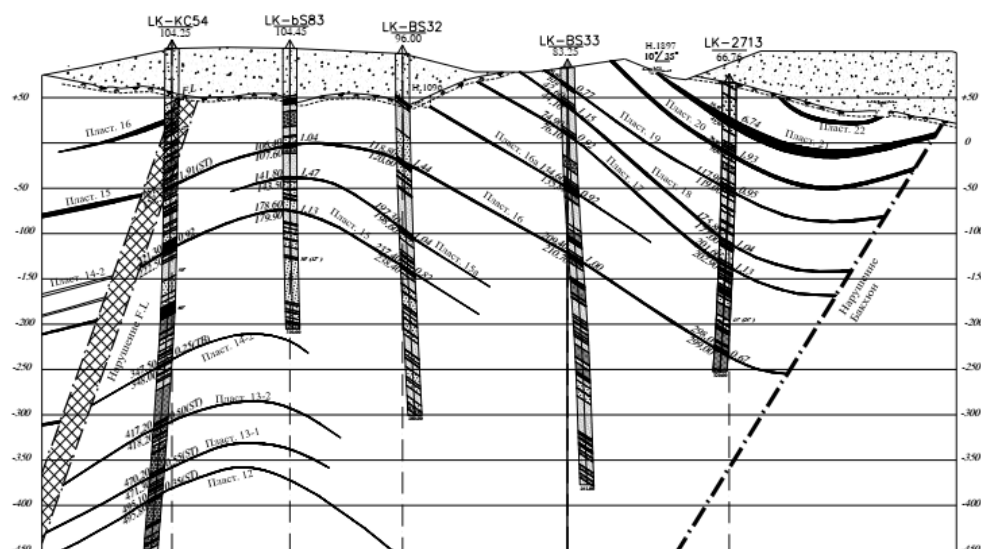


Рисунок 1.6 - Геологический разрез шахты «Хечам»

1.2. Анализ способов и средств управления горным давлением

Горное давление проявляется через деформирование горных пород, что приводит к потере ими устойчивости, формированию нагрузки на крепь горным ударам, внезапным выбросом. При проведении горных выработок предварительно рассчитывают горное давление для определения прочности несущих элементов подземных сооружений и выбора способов управления горным давлением.

При очистной выемке длинными забоями (лавами) характер горного давления принципиально иной, чем в подготовительных выработках и стволах (рис. 1.7). Это связано с обнажением пород на больших площадях и наличием постоянного перемещения забоя, что оказывает существенное влияние на характер проявления горного давления. Так, угольный пласт впереди забоя является опорой для кровли, поэтому в нём возникают повышенные нормальные напряжения (опорное давление), вызывающие частичное разрушение и выдавливание призабойной части пласта.

При определенной величине подвигания забоя возможно разрушение слоев горных пород и обрушение их в выработку с разрушением крепи. Чтобы

этого не допустить, применяют различные способы управления горным давлением.

Самый распространенный и экономичный способ управления кровлей - полное обрушение, характеризуемый малой трудоемкостью, высокой производительностью и допускающий полную механизацию работ по управлению кровлей.

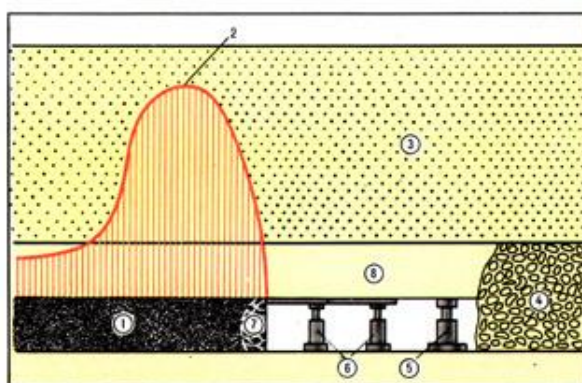


Рисунок 1.7. Схема проявлений горного давления в лаве: 1 - угольный пласт; 2 - опорное давление; 3 - основная кровля; 4 - обрушение породы; 5 - посадочная крепь; 6 - призабойная крепь; 7 - зона отжима; 8 - непосредственная кровля.

В настоящее время широко применяются механизированные крепи, которые позволяют механизировать процесс крепления, управления кровлей в лаве, передвижки самой крепи и призабойного конвейера (рис. 1.8). Секция крепи состоит из основания, перекрытия, гидравлических стоек, поддерживающих перекрытие, ограждения, домкратов передвижки крепи.

Индивидуальная призабойная крепь представляет собой:

- деревянные стойки с деревянными распилками, широко применяемые на крутом падении;

- металлические стойки (рис. 1.9) с металлическими верхняками различной конструкции (уголковые и трубчатые на весьма тонких пластах, стойки трения и гидравлические стойки на пластах тонких и средней мощности).

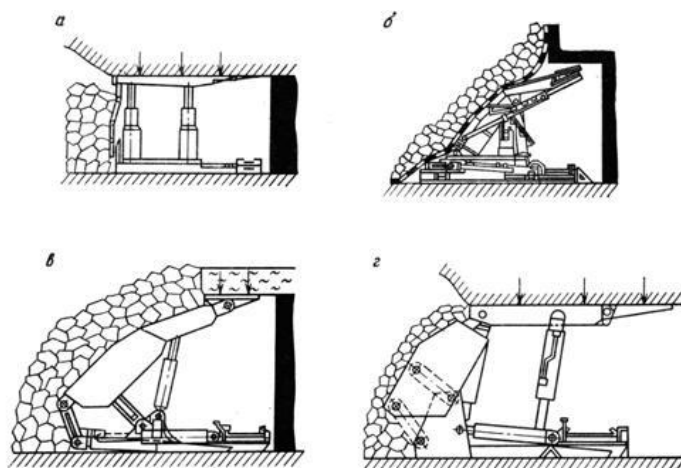


Рисунок 1.8 – Типы механизированных крепей: а) – поддерживающая; б) – оградительная; в) – оградительно-поддерживающая; г) – поддерживающе-оградительная.

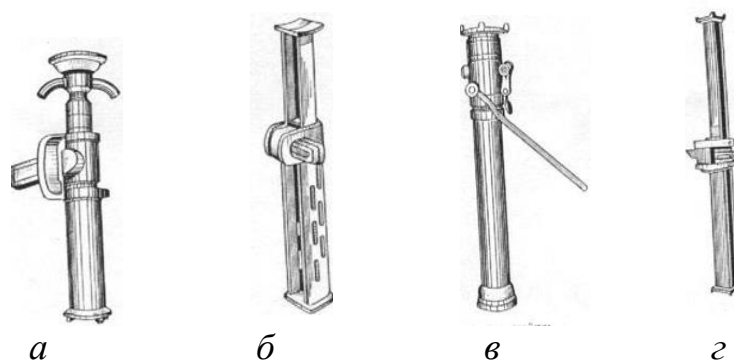


Рисунок 1.9 – Виды индивидуальных призабойных стоек: а) – трубчатая; б) – трения клиновья ТКУ; в) – гидравлическая СУГ 30; г) уголкового ТУ.

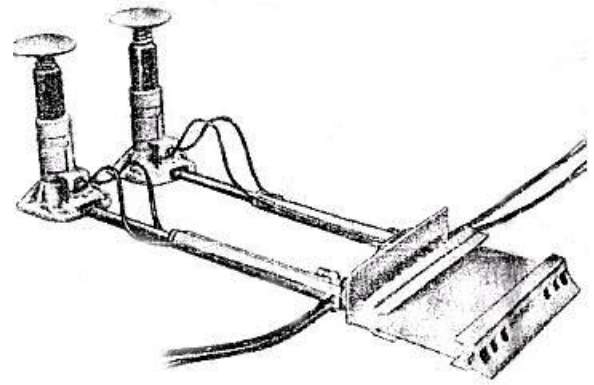
Индивидуальная крепь может применяться во всех горногеологических условиях, соответствующих ее технической характеристике.

При выборе типоразмера стойки исходят из возможности свободного ее извлечения из выработанного пространства и обеспечения достаточного начального распора между кровлей и почвой.

Применяются также специальные посадочные крепи в сочетании с индивидуальной призабойной крепью (рис 1.10).



a



б

Рисунок 1.10 – Специальные посадочные крепи: *a* – ОКУМ, *б* – «Спутник»

Механизированные крепи выполняют функции как призабойной, так и посадочной крепи. При применении механизированных крепей обрушение кровли происходит после передвижки крепи, иногда после двух, трех передвижек крепи. Шаг передвижки крепи равен величине захвата комбайна. В том случае, когда после нескольких передвижек крепи обрушение кровли не происходит, применяются мероприятия по ее принудительному обрушению

1.3. Управление горным давлением на шахтах Вьетнама при отработке наклонных угольных пластов средней мощности

Совершенствованию и внедрению прогрессивных систем разработки [97] угольных пластов посвящены работы известных ученых Вьетнама - Ле Ны Хунг, Нгуен Ань Туан, Фунг Мань Дак, Чыонг Дык Зы. Значительный вклад в решение задач повышения эффективности угольных предприятий внесли также ученые Ханойского института горной науки и технологии (ХИГНиТ).

Крепление очистного забоя гидравлическими стойками (рис .1.11), используется при отработке угольных пластов мощностью 1,6–2,5м и углом

падения пласта не более 35° , рациональная длина лавы варьируется [97] от 60 до 140 м. Среднегодовая добыча угля из одного действующего забоя составляет в пределах от 110 до 180 тыс. тонн в год, а производительность труда достигает от 3,0 до 5,5 т/смену, при этом эксплуатационные потери составляют от 15 до 22% [97].

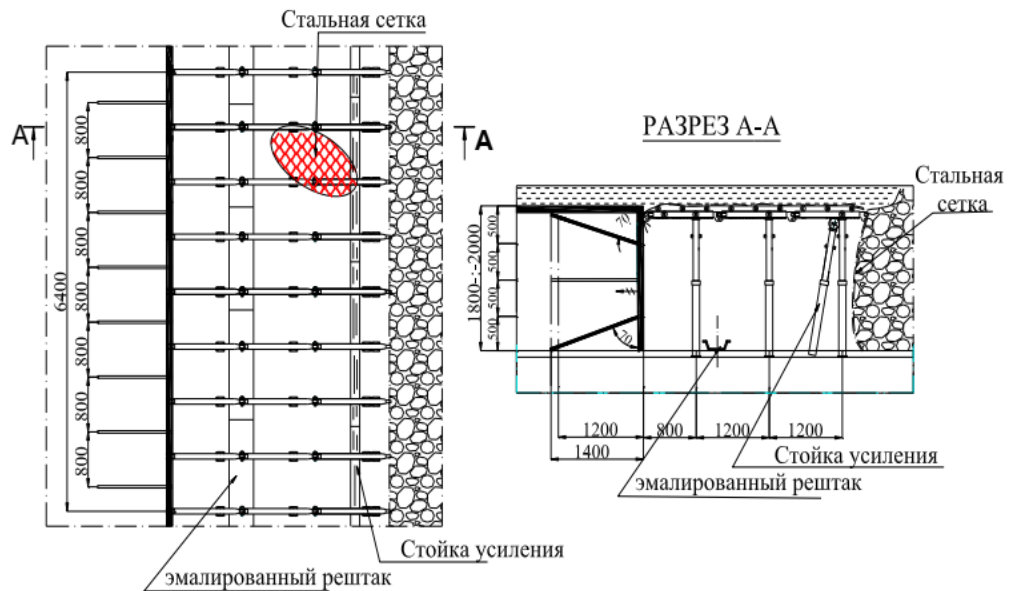


Рисунок 1.11 - Паспорт крепления и управления кровлей при использовании индивидуальных гидравлических стоек [97]



Рис. 1.12.- Гидравлическими креплениями XDU -1T2

При отработке угольных пластов мощностью 1,4–3,5м, и углом падения пласта не более 30° [97] используют крепления гидравлическими мобильными стойками, к примеру, «гидравлическими крепями XDY -1Т2» (рис. 1.12).

Оптимальное значение длины очистного забоя находится в пределах от 80 до 200 м, среднегодовая добыча угля из одного действующего забоя варьируется от 200 до 350 тыс.тонн в год, а производительность труда достигает от 2,7 до 3,2 т/смену, при этом эксплуатационные потери находятся в пределах от 15 до 30% [97].

Для лав, использующих в качестве крепления очистного забоя гидравлические крепи, например гидравлические крепи образца ZH или GK (рис. 1. 13 и 1.14). мощность угольных пластов составляет 1,4 – 3,5м, и более, угол падения пласта не больше 35° , длина столба от 300 до 1200м, оптимальное значение длины лавы от 150 до 200м, среднегодовая добыча угля из одного действующего забоя варьируется от 150 до 300 тыс.тонн, а производительность труда может достигать с 5,0-10,0 т/смену, эксплуатационные потери находятся в пределах от 15 до 25%. [21, 76, 79, 97].



Рисунок 1.13. -Гидравлических крепи ZH 2000/24/34Z

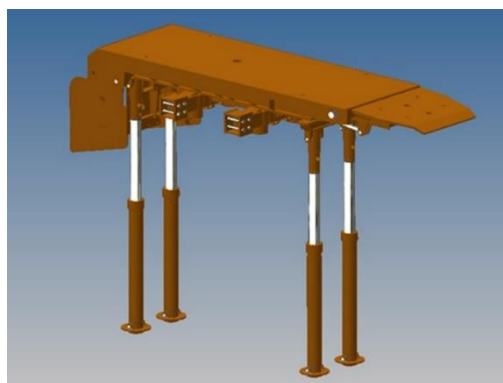


Рисунок 1.14.- Гидравлических крепи GK1600/1.6/2.4/HT

На шахте Зыонгкюй при отработке лавы 11 с длиной лавы 145м (рис. 1.15) в горно-геологических условиях: мощность угольного пласта 3,4м, угол падения пласта 19° , крепость угля по Протоdjяконову М.М. $f = 1 \div 2,0$,

плотность угля 1,57 т/м³, добыча угля из очистного забоя составила 415000 тыс. тонн в год, а производительность труда достигала 13,2 тонн на человека за смену [97].



Рисунок 1.15 -Механизированных крепей ZYG-3200/16/36

На шахте ХеЧам при отработке лавы 14-2 (рис 1.16) с длиной лавы 135м в горно-геологических условиях: мощность пласта 2,3м, угол падения пласта 15⁰, использовании средства комплексной механизации, среднесуточная добыча угля из очистного забоя составляла 1300т., а производительность труда достигла 10-16 тонн на человека за смену [22, 76, 97].



Рисунок 1.16 – Секции механизированных крепей ZZ-3200/16/26

С 2007 по 2010 год на шахте «Вангзань» (рис. 1.17) также успешно прошли испытания механизированной технологии добычи угля комбайном и крепью VINAALTA (производство Вьетнама). Среднегодовая добыча составила 476386 тыс тонн в год, а производительность труда достигала 8,2–10,4 т/чел [97].



Рисунок 1.17 - Комплексно–механизированный забой с крепями VINAALTA на шахте Вангзань

В последние годы для угольного бассейна Куангинь были закуплены механизированные комплексы из Китая, России, Украины проходившие опытно-промышленные испытания с целью внедрения в производство. В основном при отработке наклонных угольных пластов средней мощности применяется ручной труд, поэтому угольная промышленность стоит на пороге внедрения современной технологии и комплексной механизации [97].

1.4. Сравнительный анализ ресурса механизированных крепей различных производителей горно-шахтного оборудования

Высокоэффективные технологии добычи угля подземным способом в основном базируются на технологии отработки полезного ископаемого длинными столбами по простиранию, восстанию и падению.

Создание средств комплексной механизации очистных работ повысило эффективность системы разработки длинными столбами, они в последнее время получили наибольшее распространение во всех угледобывающих странах.

Данная технология может успешно применяться и быть весьма эффективной для определенных благоприятных горно-геологических и горнотехнических условий:

- длина выемочного столба должна находиться в пределах 2,5–3,5 км;
- длина очистного забоя 250–400 м;
- запасов угля в пределах выемочного участка 2–7 млн.т;
- мощность пласта от 3 до 7,5 м; угол падения находится в пределах 3–6°.

В настоящее время Китай является страной с самой высокой производительностью добычи угля в мире, с общей добычей угля в 2016 году 3360 млн.т. На угольных шахтах в Китае действуют свыше 2000 очистных забоев с уровнем механизации выемки 50% [22, 52, 97]. В 2005 году при отработке угольного пласта мощностью 3,5 м и углом падения 160 на шахте «shanxi shen tuyou» из лавы длиной 360 м оборудованной механизированным комплексом DBT и комбайн JOY 6LS500 за год было добыто 6,5 млн.т. [97].

В угольной промышленности ФРГ применяется весьма затратная бесцеликовая технология подготовки и отработки выемочных участков с тяжелопрофильными рамными способами сооружения выработок и специальными мероприятиями по их охране.

Россия является одним из мировых лидеров по производству и экспорту угля, она занимает шестое место по объемам угледобычи после Китая, США, Индии, Австралии и Индонезии (на долю России приходится около 5% мировой угледобычи) и третье место по экспорту угля после Индонезии и Австралии (на международном рынке на долю России приходится около (15%) [41, 42, 44].

Таким образом, в период с 2011 по 2017 г. доля импортного оборудования выросла в целом по отрасли на 15%, в том числе на шахтах на 11%, на разрезах – на 17% (см. рис. 1.18).

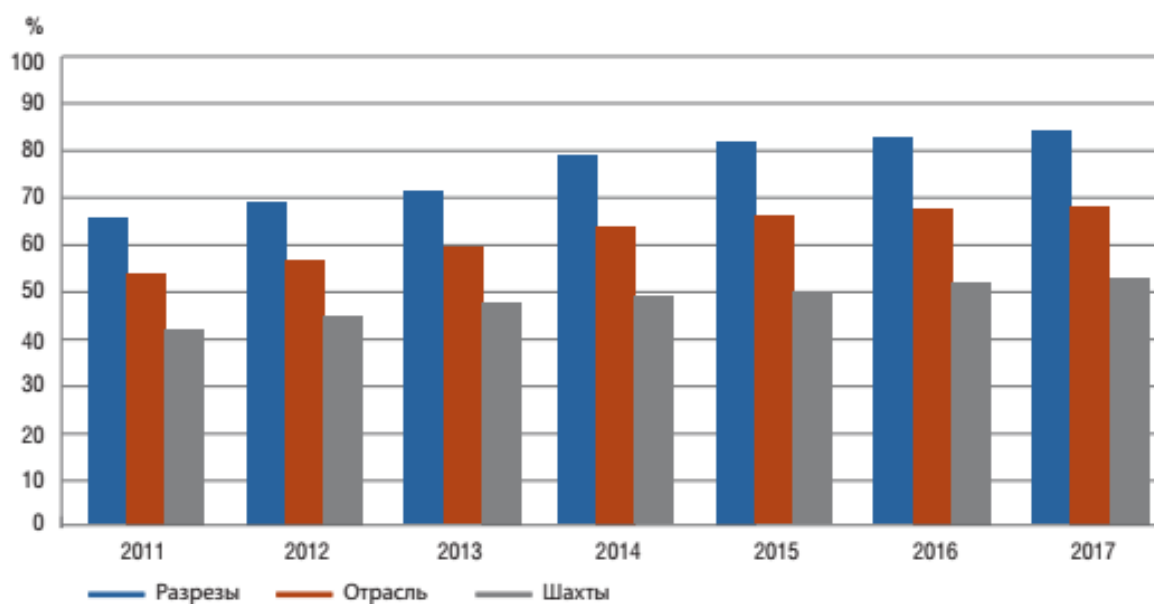


Рисунок 1.18 - Доли импортного оборудования в угольной отрасли России, в период с 2011 по 2017 г. (%)

В табл. 1. 1 приведен анализ удельных затрат на добычу угля при применении крепей различных производителей, полученных исходя из коммерческих данных российских заводов – производителей и представительств зарубежных фирм об их гарантированном ресурсе и ценах по состоянию до 2014 года. В связи с коммерческой тайной фирм производителей в табл. 1.1 приведены цены в относительных единицах, при этом за единицу принята цена российских крепи 2М138К [83,108].

С помощью вышеприведенных данных нельзя дать полную оценку эффективности применения импортных крепей по сравнению с российскими.

Таблица 1.1 - Сравнительные данные о ресурсе и стоимостных затратах при работе механизированных крепей различных производителей очистного оборудования [83]

Тип крепи (страна- производитель)	Отпускная Цена тыс.р	Ресурс до капитального ремонта по металлоконструкциям			Удельные затраты на добычу руб/т	Область применения вынимаемой мощностной пласта, м.
		Тыс. циклов	Млн т			
			от-до	В среднем		
Российских						
ОКП	4200	30,0	10,4-17,3	13,85	0,30	2,1-3,5
М144	6996	30,0	14,4-27,6	21,00	0,33	2,3-4,3
КМ 700/80	11100	30,0	15,0-30,1	22,55	0,49	2,4-4,3
КМ 1000*	14100	30,0	16,9-33,2	25,05	0,56	2,7-5,3
Юрмаш 2У 16/31	4846	30,0	10,0-19,4	14,70	0,33	1,6-3,1
Юрмаш 2У 16/33	4904	30,0	10,0-20,7	15,35	0,32	1,6-3,3
Зарубежные						
МКД 90Т (Украина)	1540	30,0	4,5-7,4	5,95	0,23	0,9-1,5
ЮУ*(США)	16000	50,0-80	18,8-55,4 (30,1-88,6)	53,7	0,30	1,8-5,3
ДВТ* (Германия)	16800	50,0-80	10,4-55,4 (16,7-88,6)	49,5	0,34	1,0-5,3
Fasos 22/4, (Польша)	6200	30,0	13,8-28,2	16,0	0,39	2,2-4,5
Glinik (Польша)	6000	30,0	9,4-30,1	19,75	0,30	1,5-4,8

Они позволяют сравнивать крепи лишь по отдельным показателям. Более объективная оценка экономической целесообразности использования импортных крепей на российских шахтах может быть осуществлена с помощью показателя удельных затрат на добычу угля, который рассчитывается как цена крепи, отнесенная к его гарантированному ресурсу до капитального ремонта.

Так, Юргинский машиностроительный завод уже освоил выпуск механизированных крепей нового технического уровня для отработки пластов с

углами падения до 30° с кровлями любого класса тяжести и управляемости, почвами от слабых до крепких при мощности пластов от 1,3 до 5,2 м и с выпуском подкровельной толщи до 10 метров. Базовая длина лавы 200–250 м, а крепь МКЮ 4У-22/40 возможно применять в очистных забоях длиной до 350 м.

Ввиду большой стоимости зарубежных комплексов европейских и американских производителей, применение которых, как показывает практика и данные, не окупается значительным приростом добычи, во Вьетнаме ориентируются на применение крепей нового технического уровня, которые изготавливаются ведущими производителями Китая.

В основу выбора ОМК положен функциональный принцип комплектации составляющих оборудования с учетом наиболее приемлемой области его применения в конкретно рассматриваемых совокупности исходных горно-геологических и горнотехнических условий [26,41,46]. Конструктивно-технические характеристики ОМК должны быть максимально адаптированы к этим условиям, отвечать требованиям безопасности и эргономики, а также обеспечивать высокий уровень механизации и автоматизации очистных работ.

Основным аргументирующим фактором обоснования выбора ОМК являются типоразмер его крепи и схема передвижки ее секций, которые напрямую зависят от устойчивости непосредственных слоев почвы и кровли, а также обрушаемости массива последний, соответственно их категориям: $П_i$, $Б_i$ и $А_i$ [26, 42].

Обобщенные качественные характеристики неблагоприятных условий применения механизированных крепей, касающиеся пород, слагающих *кровлю*:

- неустойчивые, со слабым сцеплением частиц, сильно трещиноватые (обрушающиеся мелкими кусками);
- обводненные;
- перемятые в зонах геологических нарушений;
- с плоскостями заколов под острым углом к поверхности пласта по направлению его выемки;
- весьма труднообрушаемые;

- склонные к зависанию;
- склонные к горным ударам; *почву*;
- неустойчивые углистые сланцы;
- обводненная;
- склонная к интенсивному выдавливанию и пучению;
- склонная к сползанию.

Существенным ограничивающим применением ОМК является минимальная мощность угольного пласта, что не редко способствует вынужденному увеличению высоты забоя за счет присечки боковых пород. Это приводит к засорению угля, повышению зольности товарной продукции. В общем виде мощность слоев, засоряющих уголь присекаемыми боковыми породами, может быть представлена выражением [88]:

$$\Delta m_{\text{он}} = m_{\text{Г}} + m_{\text{г}} + m_{\text{о}} + m_{\text{з}}, \text{ м} \quad (1.1)$$

где m_m — толщина слоя технологической присечки кровли или почвы, обусловленной несоответствием типоразмера механизированной крепи геологической мощности пласта, м;

$T_{\text{в}}$ - высота слоя вынужденной присечки боковых пород, вызванной изменчивостью мощности пласта и его гипсометрией при завышенном по длине лавы габаритном размере жесткой базы выемочной машины, м;

m_0 - мощность слоя произвольно обрушающихся или сползающих боковых пород, м;

m_z - приведенная к длине лавы мощность боковых пород из вывалообразований в зонах перехода геологических нарушений.

1.5. Анализ дефектов цилиндров и штоков силовых гидроцилиндров и методов их восстановления

Несмотря на большое разнообразие конструкций гидравлических стоек, применяемых для поддержания кровли в очистных забоях, в силовых

гидроцилиндрах можно выделить два основных элемента, определяющих несущую способность крепи и ее работоспособность - корпус цилиндра - гильза, и выходное звено – шток.

Гильза является особо ответственной и теплонапряженной базовой деталью гидравлического цилиндра. Во время работы она подвергается механическим и тепловым нагрузкам, поэтому, должна обладать конструктивной прочностью и стабильностью геометрической формы, что определяет срок эксплуатации гидравлического цилиндра.

Шток – исполнительный орган, воспринимает основную рабочую нагрузку, работает на изгиб и трение. Жесткие требования по твердости, износостойкости, размерной точности и шероховатости предъявляют к наружной рабочей поверхности штока.

Изготовление данных деталей осуществляют по типовым технологическим процессам, при реализации которых осуществляют ряд операций, направленных, как на объемное упрочнение материала детали, так и модифицирование поверхностных слоев. Так, например, на отделочных операциях обработки цилиндра выполняют раскатывание внутренней поверхности зеркала, создавая в поверхностном слое сжимающие напряжения, благотворно влияющие на эксплуатационные свойства поверхности. В ряде случаев для отделки зеркала цилиндра применяют обработку хонингованием, что создает определенный микрорельеф на рабочей поверхности и хорошо сказывается на условиях смазывания контактных поверхностей рабочей жидкостью. Для упрочнения внутренней поверхности в последнее время стали применять обработку хромированием или азотированием в тлеющем разряде.

Штоки также изготавливают с применением упрочняющей обработки для рабочей поверхности твердым хромированием после соответствующей термообработки.

В процессе эксплуатации эти детали подвергаются действию рабочих нагрузок, и в результате со временем выходят из строя.

Причины выхода из строя цилиндров и штоков гидростоек связаны с условиями их эксплуатации и обусловлены, прежде всего, наличием в рабочей жидкости и воздухе рабочей зоны посторонних включений, абразивной среды - грязи, песка, пыли, активных сред. Некачественное техническое обслуживание, прежде всего, несвоевременная замена гидравлических жидкостей, использование низкосортных технологических сред, нарушение регламентов техобслуживания также приводят к сокращению ресурса, чему также способствует небрежное обращение с гидроагрегатом.

Типичными дефектами цилиндров гидравлических стоек являются коррозия, вмятины, риски и задиры на зеркале цилиндра, повреждения наружной поверхности, «раздутие» [103]. На внутренних поверхностях гильз в ряде случаев присутствуют локальные дефекты черного цвета диаметром 2...3 мм и глубиной 0,15...0,5 мм. Основной причиной таких повреждений является фреттинг-коррозия – самый неблагоприятный вид дефекта, исключающий возможность восстановления гильзы. По этой причине необходимо внедрять мероприятия по предотвращению фреттинг-процесса в соединениях гидростойки.

В таблице 1.2 представлены основные дефекты гильз и способы их восстановления.

Таблица.1.2 - Возможные дефекты поверхности гильз гидроцилиндров

№	Типовой дефект	Способ определения	Направление ремонта
1	Коррозия	Визуальный осмотр, Топологический метод	Расточка, осталивание
2	Вмятины	Визуальный осмотр, Топологический метод	Обжатие, расточка
3	Повреждение от фреттинг	Визуальный осмотр, Топологический метод	Замена
4	Износ, глубокие риски	Нутромер, Визуальный осмотр	Наплавка
5	Задиры	Визуальный осмотр	Наплавка
6	Раздутие	Визуальный осмотр, Нутромер	Редко - обжатие, Замена

Повреждения деталей гидроцилиндров и их количественные соотношения систематизированы в работе [70]. По данным статистики более 20% деталей гидроцилиндров бракуют на стадии первого капитального ремонта. При этом увеличение диаметров рабочих поверхностей цилиндров до критических значений было зафиксировано у 20% гидроцилиндров.

Штоки выходят из строя преимущественно вследствие абразивного износа рабочей поверхности, по причине деформации. Излом и трещины по местам глубокого сверления встречаются у 7% штоков. Коррозия штоков приводит к входу из строя уплотнений и, как следствие, к потере герметичности. Причины коррозии обусловлены неравномерной толщиной защитного хромового покрытия.

Основными причинами потери работоспособности цилиндров являются высокие давления в зоне контакта с поршнем, что приводит к увеличению сил трения и локальным разрушениям поверхностных слоев сопряженных деталей. Задиры и глубокие риски на поверхностях деталей приводят к выбраковке около 16% деталей.

В большей части основные причины серьезных повреждений заключается в превышении рабочих нагрузок, наличии абразивной среды и невысокое качество изготовления гидроцилиндров.

Эксплуатационные дефекты цилиндров и штоков снижают ресурс оборудования и могут стать причиной серьёзной поломки. Поэтому важно своевременно выполнять ремонт и восстановление основных ответственных элементов – гильз и штоков гидроцилиндров.

Цель проведения анализа дефектов, оценить степень того или иного дефекта, проанализировать и определить возможность дальнейшей эксплуатации детали, либо возможность проведения ремонтных операций. При тонких повреждениях, возможно выполнить путём локального нанесения коррозионностойкого покрытия в местах потёртостей с предварительной зачисткой поврежденных поверхностей. Полная замена выполняется в тех случаях, когда есть серьёзные повреждения, которые нельзя устранить.

В настоящее время разработано большое число способов восстановления и упрочнения деталей машин. По сути, при восстановлении требуется компенсировать потери металла и создать на восстанавливаемой поверхности некий припуск, путем удаления которого достигают требуемую точность размеров и форм конструктивных элементов. Таким образом, встает вопрос о выборе способа создания ремонтной заготовки (рис.1.19) и разработке наиболее рациональной технологии ремонта детали. Зеркало гильзы при наличии глубоких царапин, задиров или другие поверхностных повреждений, восстанавливают одним из приведенных в таблице 1.4 способов. Таким образом, для гильз применяют либо расточку под ремонтный размер, либо наплавку до номинального размера.



Рисунок 1.19 – Способы создания ремонтных заготовок

Анализ конструкции гильз и штоков цилиндров свидетельствует об их высокой ремонтпригодности. Несмотря на это и множество существующих способов восстановления, ни один из указанных в таблице 1.4 не нашел широкого применения из-за имеющихся существенных недостатков.

Таблица 1.3.- Преимущества и недостатки методов восстановления рабочей поверхности гильз и штоков цилиндров

№	Способ	Преимущества	Недостатки
1	Наплавка электродуговая	-простота оборудования и процесса наплавки; - возможность нанесения металлического покрытия большой толщины; - высокая производительность наплавки.	- ухудшение свойств наплавленного слоя из-за перехода в него элементов основного металла; - деформация изделия, вызываемая высоким тепловложением; - неоднородность свойств наплавленных изделий
2	Автоматическая наплавка самозащитной порошковой проволокой	- высокая производительность труда по сравнению с ручной дуговой наплавкой. - снижение расхода электроэнергии в два раза за счёт более высокого термического КПД. - высокое качество наплавленного металла	- уменьшение усталостной прочности детали на 20...40 %; - большое вложение тепла в материал детали; - после наплавки требуется термообработка наплавленного слоя или всей детали; - вредность для организма человека.
3	Центробежная индукционная наплавка	- способствуют более равномерному распределению расплава на основном металле и удалению вредных примесей; - получила наибольшее распространение при изготовлении различных биметаллических втулок	- сложность процесса из-за необходимости в дополнительных источниках нагрева; - сложно добиться хорошего сплавления металла и заданных параметров, что приводит к низкому качеству наплавленного слоя.
4	Механическая обработка	-высокая производительность; - низкая себестоимость; - возможность автоматизации; -универсальность технологии и оборудования.	- низкая производительность; - низкий коэффициент использования материала; - расход материала гильзы при расточке; - малый ресурс расточенной гильзы
5	Гальванические покрытия	-защитный слой отличается равномерной	- размер и форма обрабатываемых изделий

№	Способ	Преимущества	Недостатки
		<p>толщиной, высокой плотностью и адгезией к другим материалам.</p> <p>- наносить покрытие можно на конструкции любой формы.</p> <p>- метод повышает высокие антикоррозийные свойства металлов, продлевая срок их службы.</p>	<p>ограничены габаритами емкости, в которых протекает процесс гальванического покрытия.</p> <p>- технологический процесс гальванического покрытия может быть организован строго стационарно, следовательно, металлические изделия, не подлежащие демонтажу, не могут подвергнуться обработке.</p>

Поэтому технический уровень ремонта и объемы восстанавливаемых деталей в настоящее время на многих предприятиях еще не достаточны, из-за чего возникает необходимость в приобретении значительного количества запасных частей.

Качественный ремонт при низкой себестоимости восстановления гильз и штоков цилиндров с организацией специализированных рабочих мест и участков, позволит повысить эффективность ремонтного производства и обеспечить оперативное восстановление работоспособности гидростроек. ме крепей очистных забоев.

1.6. Формулирование цели и задач исследования

Отечественный и мировой опыт показывают, что ремонтное производство является экономически оправданным. Обеспечение предприятий горнопромышленного комплекса запасными частями за счет восстановления работоспособности изношенных деталей, позволяющее повторно использовать лимитирующие ресурс машин детали, является важной народнохозяйственной проблемой, поскольку при этом рационально используются материальные, трудовые и топливно-энергетические ресурсы.

Повышение эффективности ремонта гидростоек крепей, в частности, основных ее элементов, возможно на основе создания спектра универсальных технологий, легко приспособляемых к тому или иному типоразмеру гильз и штоков и позволяющих в перспективе автоматизировать технологический процесс ремонта на специализированных ремонтных предприятиях. Причем задача не ограничивается лишь необходимостью восстановления утраченных размеров. Важно обеспечить высокое качество ремонтных работ и не допустить в процессе устранения какого-либо одного дефекта появления другого или ухудшения физико-механических и эксплуатационных характеристик материала восстанавливаемой детали. Для это необходимо исследовать причины появления дефектов, проводить работы по предупреждению ряда вредных производственных факторов, вызывающих необратимые повреждения ответственных деталей, например явления фреттинга.

Практика показывает, что методы наплавки, широко применяемые для восстановления заданных наружных и внутренних диаметров штоков и гильз, приводят к изменению структуры материала основы, могут стать причиной появления неоднородности свойств и даже привести к образованию новых дефектов, что существенно сказывается на работоспособности восстановленных деталей. В связи с этим научное обоснование технологических методов восстановления работоспособности гильз и штоков с учетом характера повреждений, на основе использования современных методов компьютерного моделирования и определения рациональных параметров процессов и разработкой технологических рекомендаций по их освоению и внедрению является актуальной научно-практической задачей, решение которой позволит повысить эффективность ремонтного восстановления ответственных элементов гидростоек широкой номенклатуры.

Цель работы – повышение эффективности ремонта гидростоек крепей очистных забоев на основе разработки и исследования рациональных технологических методов восстановления работоспособности деталей

соединений с учетом характера повреждений и горнотехнических условий их эксплуатации.

Для достижения поставленной цели необходимо решение следующих основных задач:

1. Анализ конструктивных особенностей гидростоек крепей очистных забоев угольных предприятий СРВ и систематизация факторов, вызывающих потерю их работоспособности.

2. Исследование причин и механизмов развития фреттинг-процессов на поверхностях гильз гидроцилиндров при их эксплуатации в сложных горнотехнических условиях на основе анализа источников вибраций.

3. Разработка методики оценки потери массы в микрообъемах поверхностных слоев деталей соединения цилиндр-поршень с учетом развития фреттинг-процессов.

4. Обоснование метода восстановления гильз гидростоек, основанного на термопластическом деформировании изношенных поверхностей путем создания осевого температурного градиента и выявление рациональных технологических параметров процесса, обеспечивающих требуемую компенсацию размеров отверстия гильзы при ремонте.

5. Обоснование метода восстановления штоков силовых гидроцилиндров при помощи высокоскоростного газопламенного напыления с последующей обработкой износостойких покрытий поверхностным пластическим деформированием.

6. Разработка метода обеспечения точности соединений в гидроцилиндрах при переводе сопрягаемых деталей в ремонтный размер.

Глава 2. Исследование процесса фреттинг- коррозии гильз гидроцилиндров при эксплуатации в сложных горно-геологических условиях

В ряде работ, посвященных исследованию причин износа соединений гидростойки [44,45,89], отмечается, что одним из негативных факторов эксплуатации гидроцилиндров механизированных крепей является фреттинг коррозия. Фреттинг-процессы, протекающие на поверхности зеркала цилиндра приводят к очаговым разрушениям и полной потере работоспособности соединений без возможности их восстановления, так как образующиеся при этом локальные мелкие разнонаправленные трещинки со временем распространяются вглубь стенки гильзы, приводя к образованию усталостных трещин.

Причины возникновения подобных процессов в гидроцилиндрах крепей требуют дополнительного исследования с целью прогнозирования ресурса гидростоек и создания предпосылок для проектирования механизированных крепей высокого технического уровня и эксплуатационной надежностью, что имеет важное значение для горных предприятий СРВ.

2.1. Исследование специфики взаимодействия поршня с цилиндром в процессе эксплуатации гидростойки

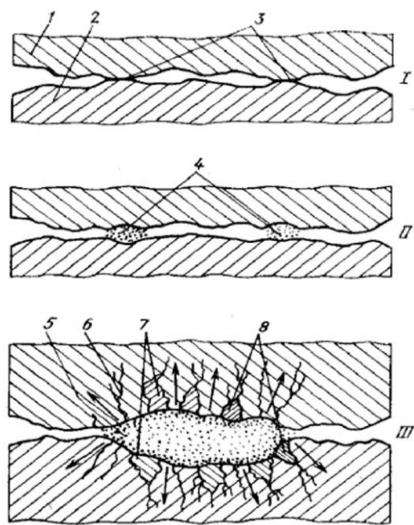
Фреттинг-коррозия как вид повреждения характерен преимущественно для неподвижных сборочных единиц и часто возникает в болтовых, заклёпочных, шлицевых, резьбовых, подшипниковых узлах, замковой части лопаток газотурбинных двигателей и др. соединениях, собранных с натягом, вследствие наличия малых многократно повторяющихся относительных смещений сопрягаемых поверхностей на локальных участках [42]. Природа фреттинга для данных типов соединений изучена достаточно детально [47,

69,70, 111], хотя среди представителей ученого сообщества до сих пор так и не сформировалось единого подхода к количественной оценке потерь материала в результате фреттинга.

В основе фреттинг-коррозии лежат физико-химические процессы, протекающие на молекулярном уровне. На начальном этапе процесса преобладает электрохимическое разрушение материалов поверхностных слоев сопрягаемых деталей. По этой причине в зоне контакта металлов, не разделенных смазочной пленкой, (или металла с неметаллом) образуются оксиды, которые разрушаясь, активизируют механический износ (рис. 2.1). Эти два тесно связанных процесса влияют на прочностные характеристики сборочных узлов и могут стать причиной их отказов. фреттинг-коррозии подвержены как углеродистые, так и коррозионностойкие стали. причем Явление фреттинга прогнозировать и контролировать практически невозможно

Характерной особенностью фреттинг-процессов является наличие в зоне контакта сопрягаемых деталей колебательных перемещений малой амплитуды. Для возникновения данного явления достаточно циклической амплитуды величиной всего 0,025 мкм. В большинстве случаев разрушение микрообъемов происходит при амплитудах колебания от 50 до 100 мкм. Максимальное ее значение может составлять 200–300 мкм [118].

Разрушения при фреттинге проявляются в виде мелких язв, натиров, вырывов, налета на контактной поверхности. Продукты коррозии стальных деталей – как правило, оксиды, в зависимости от марки материала и условий эксплуатации, могут приобретать разный цвет – от красного до темно-коричневого и черного. Образующиеся продукты коррозии не имеют возможности покинуть область контакта по причине малых величин амплитуды колебаний контактируемых поверхностей, вследствие чего их абразивное действие становится более интенсивным и может вызвать усталостное разрушение деталей, при этом способность сопротивляться знакопеременным нагрузкам в узлах при этом снижается в несколько раз.



1, 2 – сопряженные поверхности деталей; 3 – локальные участки контакта поверхностей; 4 – начало зарождения мелких каверн; 5- образование на участке большой каверны; 6 – появление мелких трещин; 7- разрушенные объемы металла; 8 – отделившиеся от поверхности контакта частицы.

Рисунок 2.1 - Схема развития процесса изнашивания контактируемых неподвижных металлических поверхностей при фреттинг – коррозии [47]:

В таблице 2.1 представлены данные, позволяющие сравнить интенсивность износа в условиях фреттинга и однонаправленного скольжения [Halliday, J. S].

Таблица 2.1 - Сравнение интенсивности износа в условиях фреттинга и однонаправленного скольжения

Нагрузка, кгс	Амплитуда колебаний, мкм	Степень износа, см ³ /см	
		При фреттинге	При скольжении
70	420	$1,18 \cdot 10^{-7}$	$1,2 \cdot 10^{-7}$
50	300	$8,23 \cdot 10^{-8}$	$8,0 \cdot 10^{-8}$
19	20	Начальная $1,6 \cdot 10^{-8}$ Конечная $1,9 \cdot 10^{-22}$	$2,2 \cdot 10^{-8}$

По приведенным значениям можно заметить, что при значительных амплитудах колебания - относительного перемещения сопрягаемых поверхностей, степень износа при фреттинге и скольжении практически одинаковая, другими словами, при этих условиях фреттинг-процесс просто отсутствует, тогда как при малых значениях амплитуды характер изнашивания кардинально изменяется, и износ локализуется и интенсифицируется на малых участках. Таким образом, износ при фреттинге имеет тенденцию концентрироваться на небольших разрозненных участках.

В контексте данных теоретических исследований необходимо ответить на два важнейших вопроса:

1. Каковы предпосылки фреттинг-процессов в соединениях гидростойки?
2. Возможность прогнозирования ресурса соединений посредством количественной оценки фреттинг-коррозии (величины износа) сопрягаемых поверхностей.

Гидростойки механизированных крепей работают в условиях, отличных от соединений, собранных с натягом, в которых, как правило и зарождается фреттинг. Силовые гидроцилиндры скорее можно отнести к узлам трения скольжения, где имеют место посадки с зазором, обеспечивающие относительное возвратно-поступательное движение рабочих элементов, в частности системы цилиндр-поршень. Однако и в данных устройствах на поверхности зеркала цилиндра все же обнаруживаются следы фреттинг-коррозии в виде темных пятен. При каких условия эксплуатации гидростоек в них происходит зарождение и развитие фреттинг-коррозии? Анализ литературных источников показал, что работы, описывающие причины возникновения и условия развития фреттинг-процесса в силовых гидроцилиндрах механизированных крепей практически отсутствует. Поэтому для ответа на поставленные вопросы необходимо прежде всего выявить и проанализировать источники вибраций в очистном забое, вызывающие генерацию колебаний в системе цилиндр-поршень.

Раскрытие и понимание причин данного процесса поможет разработать технологические и организационные мероприятия и рекомендации по его предотвращению или ослаблению, что особенно важно при проектировании новой техники с высокими эксплуатационными характеристиками и надежностью.

Рассмотрим технологическую схему работы секции механизированной крепи за рабочий цикл и рабочие характеристики гидростойки.

Являясь основным несущим элементом крепи, гидростойка в распоре осуществляет силовое воздействие на породы кровли, предотвращая их опускание. Она работает совместно с предохранительным и разгрузочным клапанами, с помощью которых регулируется давление в поршневой полости при воздействии горного давления.

При подаче рабочей жидкости от насосной станции в поршневую полость цилиндра гидравлическая стойка распирается с усилием начального распора $N_{н.р.}$ (рис. 2.2, участок OA). Под воздействием горного давления с опусканием пород кровли опускается перекрытие и соответственно шток стойки. При этом в поршневой полости увеличивается давление, что приводит к упругому сжатию рабочей жидкости. При опускании штока гидростойки на величину упругой податливости, давление в поршневой полости возрастает до величины $N_{р.с.}$ (участок AB), при которой срабатывает предохранительный клапан, таким образом, стойка развивает номинальное рабочее сопротивление и переходит в режим постоянного сопротивления (участок BC), уровень которого определяется давлением срабатывания предохранительного клапана.

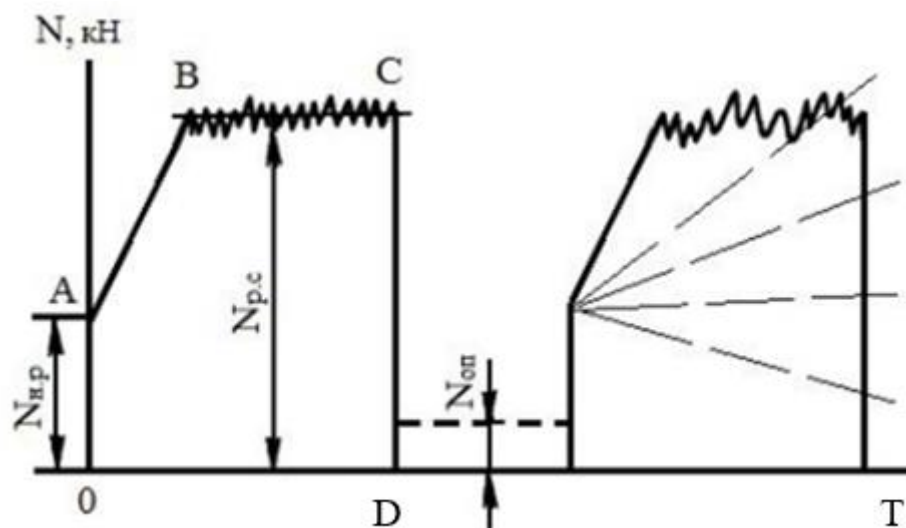


Рисунок 2.2 – Рабочая характеристика гидростойки при взаимодействии секций механизированной крепи с породами кровли за цикл выемки: $N_{н.р.}$ – усилие начального распора [103]; $N_{р.с.}$ – рабочее сопротивление гидростойки; $N_{оп}$ – усилие опускания; T – время цикла работы гидростойки.

Для передвижки секции гидростойку разгружают от горного давления путем направления рабочей жидкости в штоковую полость, осуществляя принудительное опускание штока гидроустройства (участок CD на рис. 2.2).

После передвижки секции крепи на один шаг гидростойка вновь распирается и цикл работы повторяется.

Соответственно, исходя из технологии проведения очистных работ и полного рабочего цикла гидростойки, для анализа условий контакта цилиндра с поршнем целесообразно принять к рассмотрению две принципиальные схемы их взаимодействия (рис. 2.3).

Первая схема (рис. 2.3, а) отвечает взаимодействию поршня с зеркалом цилиндра при распоре гидростойки.

В этом случае шток воспринимает основную рабочую нагрузку, поддерживая через перекрытие кровлю, обеспечивая тем самым требуемое рабочее пространство для выполнения очистных работ и их безопасность.

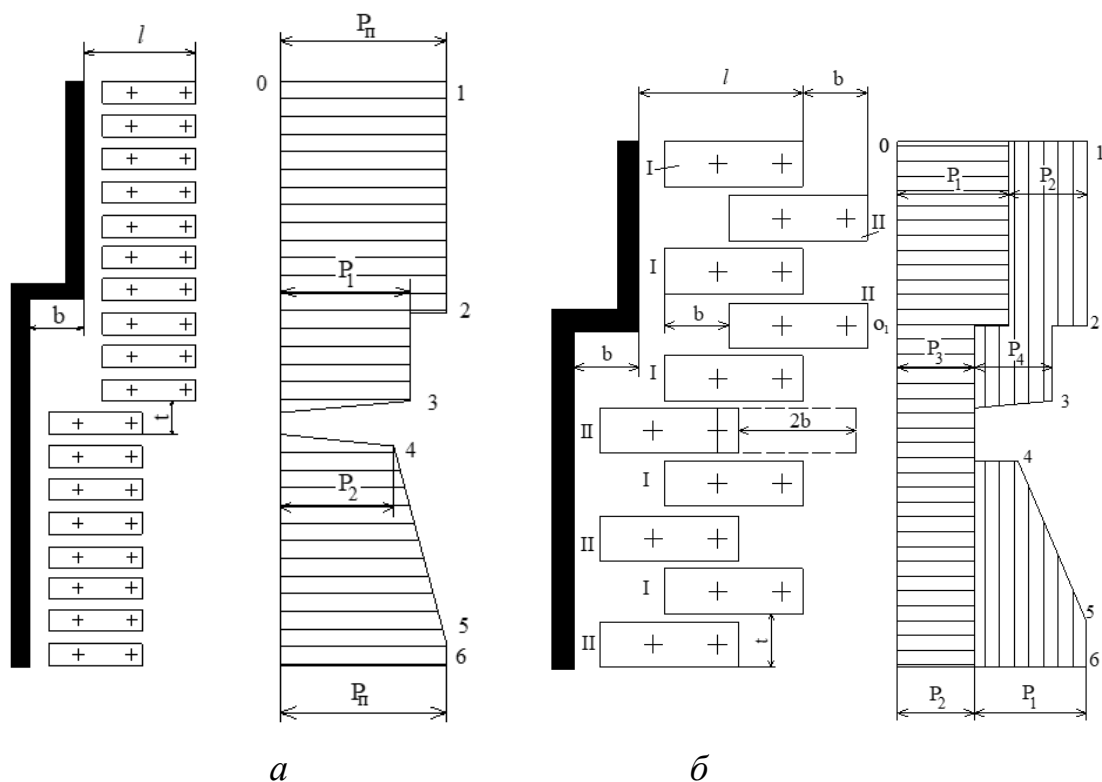
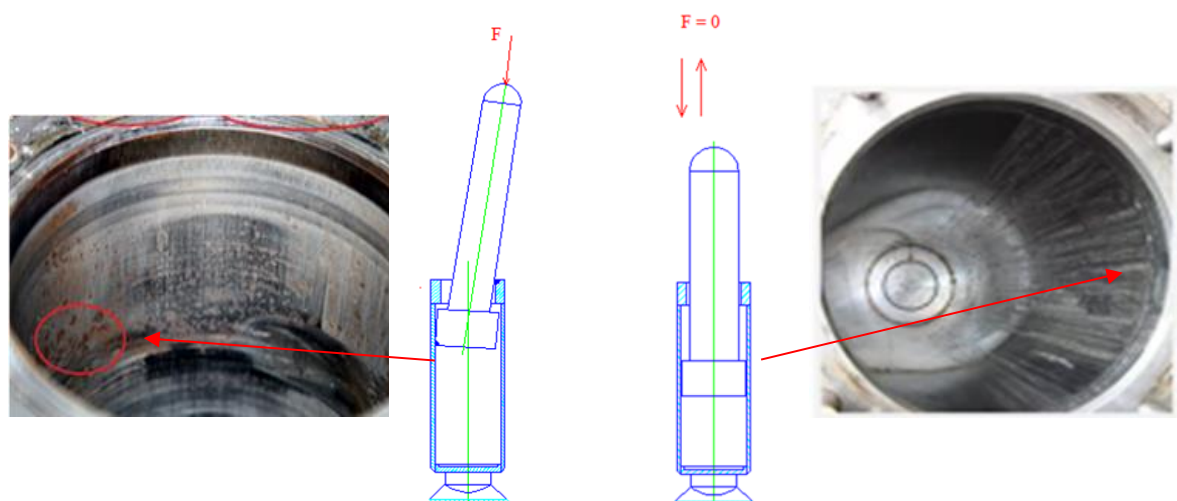


Рисунок 2.3 – График изменения удельного сопротивления крепи по длине забоя при последовательной (а) и шахматной (б) схемах передвижения секций.

Наличие зазоров в соединениях цилиндр-поршень и грундбукса-шток приводит к неопределенности базирования штока, вследствие чего под действием внешней нагрузки возникают его позиционные отклонения в виде перекосов. В таком положении шток пребывает большую часть цикла работы (рис. 2.2., 2.4) до наступления момента разгрузки системы и передвижки секции крепи в новое положение. В этом случае, при выбранных зазорах, поясок поршня некоторый период времени плотно контактирует с гильзой на ограниченном участке и воспринимает через шток колебания кровли и перекрытия, имитируя неподвижное соединение.



Следы локального износа (фреттинг-коррозии) на зеркале цилиндра Следы абразивного износа на внутренней поверхности цилиндра

а

б

Рисунок 2.4 – Схемы взаимодействия поршня с цилиндром в процессе эксплуатации за цикл работы гидростойки и характерные виды износа: *а* - при распоре гидроцилиндра под нагрузкой (имитация неподвижного соединения); *б* - при разгрузке/нагрузке штока для передвижки крепи и его просадке из-за опускания кровли (работа в условиях трения скольжения)

При наличии в системе колебаний (вибраций) при плотном неподвижном контакте цилиндра со штоком могут возникнуть условия для зарождения фреттинг-процессов. Причем, на протяжении всего периода эксплуатации гидростойки зоны плотного контакта по окружности и высоте внутренней поверхности цилиндра изменяются, так как изменяются направления позиционных отклонений штока и области контакта пояска поршня с поверхностью цилиндра. В связи с этим локальные очаги фреттинг-коррозии расположены разрозненно.

Вторая (рис. 2.4, *б*) - характеризует работу сопряжения в условиях трения скольжения, что имеет место при перемещении штока вниз в процессе разгрузки гидроцилиндра, а также при просадке штока по причине опускании кровли вследствие изменения горного давления. В этом случае, при больших

относительных перемещениях поршня, условия контакта способствуют развитию абразивного износа зеркала цилиндра. Закономерность изнашивания при этом характеризуется графиком, представленным на рис. 2.5

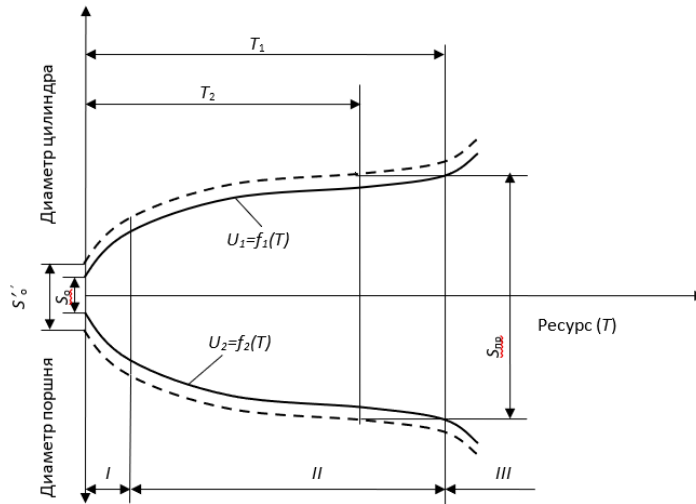


Рисунок 2.5 – Закономерность механического изнашивания сопрягаемых поверхностей поршня и цилиндра

Таким образом, принимая во внимание график изменения удельного сопротивления механизированной крепи по длине очистного забоя (рис. 2.3) большую часть рабочего цикла гидростойка находится в нагруженном состоянии, при этом рабочее сопротивление по длине забоя часто непостоянно в силу ряда причин, в частности, в зависимости от схемы передвижки секций, а также схемы работы очистного комбайна [102,103].

Из рис. 2.2 следует, что рабочее сопротивление гидростойки непостоянно, вследствие изменения горного давления (зигзагообразный участок ВС), вследствие чего в состоянии распора шток с поршнем совершают периодические возвратно-поступательные перемещения. В то же время вследствие наличия зазора в соединениях цилиндр-поршень и грундбукса-шток асимметрично приложенная внешняя нагрузка приводит к

позиционным отклонениям штока и плотному контакту пояска поршня с зеркалом цилиндра, вызывая в зоне локального взаимодействия сопрягаемых поверхностей контактные напряжения и со временем локальный износ, отличный по своему механизму развития от механического изнашивания. Таким образом, в данных условиях эксплуатации возможно зарождение фреттинг-процессов, для оценки которых необходимы данные по цикличности нагружения и амплитуде относительных микросмещений сопрягаемых деталей, приводящих к схватываю материалов контактируемых поверхностей и активации фреттинга.

2.2. Анализ источников вибраций в очистном забое и их влияние на несущие элементы секции механизированной крепи

Ранее было отмечено, что фреттинг-процесс возникает на плотно контактируемых поверхностях деталей соединений при их многократных микросмещениях вследствие наличия вибрацией различного происхождения. Они могут возникать как непосредственно в процессе работы самой машины, ее узлов, так и генерироваться работающими вблизи объекта исследования агрегатами.

Анализируя условия эксплуатации гидростойки крепи можно выделить несколько источников вибраций, оказывающих влияние на состояние и работоспособность данного устройства. Это прежде всего вибрации от: работающего шнека очистного комбайна; скребкового конвейера; опускания кровли в результате выработки призабойного участка; перепады горного давления; пульсация рабочей жидкости в поршневой полости цилиндра (рис. 2.6)

Из представленных на рисунке 2.6 основных источников вибраций допустим, что часть вовоздействует на цилиндр гидростойки через основание секции крепи, другая – на шток через кровлю и перекрытие.

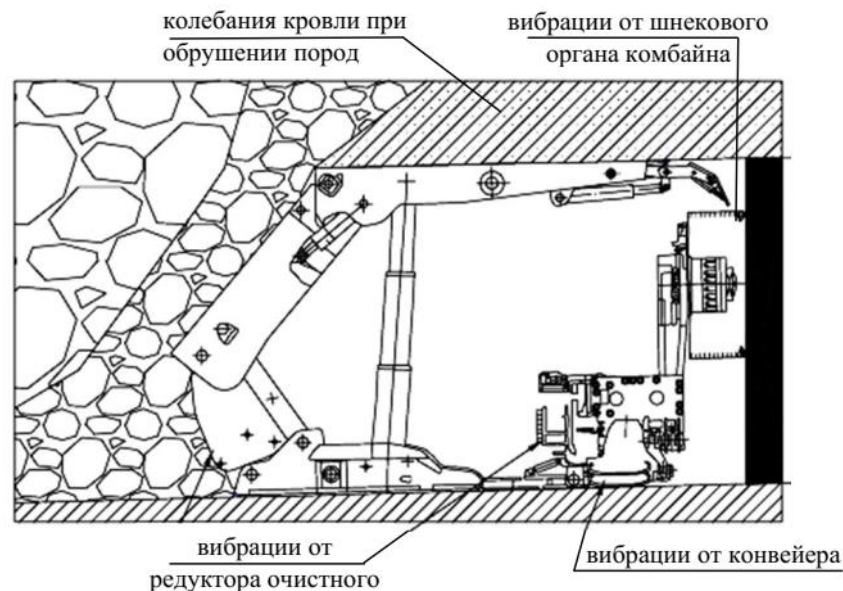


Рисунок 2.6 – Источники вибраций в очистном забое, влияющие на работу гидростойки

Известно, что в процессе колебания упругих систем происходит рассеяние энергии как в окружающую среду, так и в материалы элементов системы. Эти потери вызваны диссипативными силами, на преодоление которых расходуется энергия [18] источника вибрации. Наряду с этим, существенные энергетические потери имеют место внутри самой конструкции, в различных узлах, стыках, кинематических парах (к примеру, из-за трения), в различных неподвижных соединениях с натягом [18]. Последнее принято называть конструкционным демпфированием.

Диссипацию энергии при колебаниях упругих систем оценивают с помощью коэффициента поглощения, который равен отношению рассеянной за цикл энергии Ψ к наибольшему значению потенциальной энергии Π упругого элемента [74], определяемой при упругой линейной характеристике выражением:

$$\Pi = ca^2/2, \quad (2.1)$$

коэффициент поглощения

$$\psi = 2\Psi/ca^2 \quad (2.2)$$

где c – параметр, характеризующий жесткость элемента системы.

Известно, что поглощающие свойства большого числа конструкционных материалов не зависят от частоты деформирования, в связи с чем их диссипативные свойства выражают с помощью коэффициента поглощения ψ или логарифмического декремента колебаний δ , связанного с коэффициентом поглощения формулой: $\psi=2\delta$.

Все реальные материалы обладают способностью рассеивать энергию механических колебаний, для описания которой используют теорию неупругих колебаний с учетом протекающих в них физических процессов. Эту способность материалов выражают как внутреннее трение. Лучшие результаты в опытах с вибрационными явлениями демонстрирует теория пластичности [74], где внутреннее трение при существенных напряжениях рассматривается как совокупность микропластических деформаций и для случая циклического деформирования при одноосном напряженного состоянии описывается с помощью уравнений Мизеса-Генки. Важным достоинство такого подхода является возможность решения задач рассеяния энергии в случаях сложного напряженного состояния и полигармонических случайных колебаний [73].

Наряду с этим, теория микропластичности допускает наличие пластических деформаций, т. е. рассеяние энергии при любых напряжениях, включая напряжения, значительно меньше предела текучести материала на основе применения реологической модели упругопластического материала А.Ю. Ишлинского с бесконечным числом плеч, каждое из которых соответствует модели упругопластического материала Прандтля (рис. 2.7):

Основные уравнения для микропластического материала имеют вид, исходя из того, что:

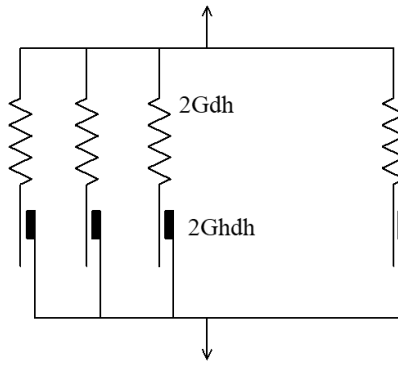


Рисунок 2.7 – Реологическая модель упругопластического материала [73]

1. объемная деформация Θ пропорциональна среднему нормальному напряжению σ с учетом коэффициента сжатия k :

$$\sigma = k\theta \quad (2.3)$$

2. взаимосвязь между девиатором напряжений S и девиатором деформаций e отвечает реологической модели А.Ю. Ишлинского (рис. 2.7).

В модели Прандтля упругий элемент, жесткость которого определяется как $2Gh$, соединен с идеально пластичным элементом (материалом), предел текучести которого выражается как $2Ghdh$. Поэтому сила в каждом плече выражается через деформацию этого элемента e_h :

$$s_h dh = 2G(e - e_h)dh \quad (2.4)$$

Тогда сумма сил во всех плечах:

$$s = \int_0^{\infty} s_h p(h)dh \quad (2.5)$$

где $p(h)$ – вероятность того или иного значения h .

Подставляя в (2.4) в (2.5) с учетом плотности вероятности

$$\int_0^{\infty} s_h p(h)dh = 1, \quad (2.6)$$

имеем

$$s = 2Ge - 2G \int_0^{\infty} e_h p(h) dh, \quad (2.7)$$

Пластическая деформация e_h в плече h определяется уравнением

$$s_h = \eta e_h^*, \quad (2.8)$$

а в случае отсутствия пластической деформации

$$e_h^* = 0. \quad (2.9)$$

где η - положительный множитель, определяемый условием текучести Мизеса

$$(1/2 S_h \cdot S_h)^{1/2} = 2Gh, \quad (2.10)$$

где слева — двойное скалярное произведение. Уравнения (2.8), (2.9), (2.10) соответствуют теории Прандтля-Рейсса.

После преобразования (2.8) и (2.10), исключив η , получаем

$$\frac{h}{v_h} e_h^* + e_h = e, \quad (2.11)$$

где предполагается

$$v_h = (1/2 e_h^* \dots e_h^*)^{1/2}. \quad (2.12)$$

Пластическую деформацию в плече h определяют с помощью (2.8). В противном случае, если пластической деформации нет, используют (2.9).

Таким образом, полагаем - наличие конструктивных элементов, отделяющих источник механических колебаний от исследуемого объекта (цилиндра), в большей степени способствуют рассеянию энергии механических колебаний, затрачиваемой на силы внутреннего трения материалов элементов, в том числе рабочей жидкости, допуская, что колебания, генерируемые шнеком, редуктором и конвейером, воздействующие на цилиндр через основание секции, носят затухающий характер.

Основываясь на вышеизложенном, рассмотрим колебания, воздействующие непосредственно на гидростойку со стороны кровли, используя данные, полученные в работах [12]

Динамическое воздействие кровли оказывает существенное влияние на техническое состояние элементов механизированной крепи и может привести к выходу их из строя в силу ряда причин, обусловленных недочетами технологии производства гидростоек [2-4], нерегламентированными деформациями рабочих цилиндров, нарушениями работы уплотнительных

систем гидростойки из-за значительной скорости сдвижения при осадке кровли [9-15].

При этом в случае совпадения частоты колебаний обрушающегося породного блока с частотой собственных колебаний несущих элементов крепи, возникающий в механической системе резонанс становится одной из причин разрушения крепи при внешних силах, меньших рабочего сопротивления гидростойки. Подобное явление приводит к внезапному отказу секции крепи, требует срочного ремонтного воздействия, относится к аварийной категории и в рамках настоящего исследования не рассматривается.

Чрезвычайно важным здесь является анализ амплитудных значений и цикличность колебаний, воздействующих на шток при обрушении горных масс которые могут вызвать фреттинг-процессы на контактных участках поршня с цилиндром.

В работах [16] при исследовании колебательного процесса блока кровли при хрупком обрушении пород были получены расчетные данные по амплитудным, частотным и скоростным параметрам генерируемых колебаний, воздействующих на несущие элементы крепи. При этом были приняты следующие условия и допущения (рис. 2.8):

1. в процессе проведения очистных работ блок кровли деформируется под действием собственного веса mg и распределённой нагрузки со стороны вышележащих пород $q_{п}$;

2. на обрушающийся блок также действует сосредоточенная сила R , на расстоянии, равном расстоянию a от забоя до результирующей силы от крепи. По величине сосредоточенная сила равна номинальному рабочему сопротивлению крепи $N_{р.с.}$;

3. перекрытие крепи рассматривается в виде балки с защемленным концом. Таким образом, на свободном конце имеет место наибольший прогиб блока кровли z_{max} до начала хрупкого разрушения пород в

координатах $z-xI$, а в заделке, в свою очередь, возникают максимальные напряжения от максимального изгибающего момента M_{max} .

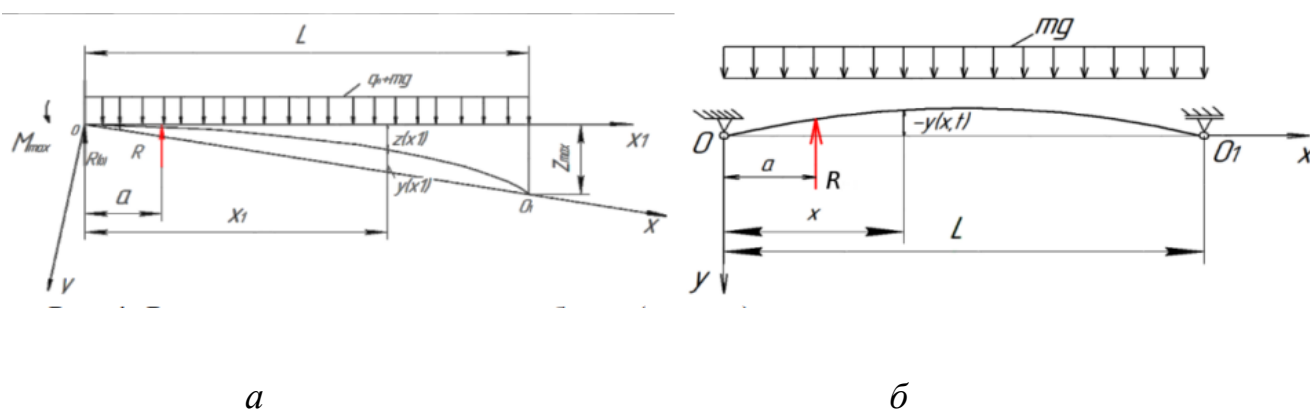


Рисунок 2.8 – Принятая расчетная схема деформации блока кровли (а) до и (б) после обрушения: $R_{(0)}$ – реакция в заделке пред разрушением пород; L – длина блока кровли; xI – направление оси для определения прогибов блока кровли; y и x – направление осей для определения параметров колебаний блока кровли [16]

Для описания колебаний блока кровли, возникающих после разрушения пород, авторами использовалось неоднородное дифференциальное уравнение:

$$\frac{d^2y}{dt^2} + \frac{E_0J}{m} \cdot \frac{d^4y}{dx^4} = g, \quad (2.13)$$

Для упрощения решения (2.13) реакция крепи принималась как сосредоточенная сила.

Выявленные при обрушении кровли колебания, согласно полученным данным, можно разделить на две категории:

1 - колебания с достаточно большой (рис. 2.9, а) и малой амплитудой (рис. 2.9, б). Первые, воздействуя на штوك, вызывают значительные перемещения штока с поршнем и, тем самым, способствуют механическому изнашиванию зеркала цилиндра в условиях трения скольжения, тогда как колебания второй категории, величины которых изменяются в пределах 10...100 мкм (рис. 2.9, б), воздействуя на шток через верхнюю сферическую

опору, способны вызывать микросмещения пояска поршня и могут являться причиной зарождения фреттинга. При наличии в зоне контакта тонкодисперсных частиц пыли, абразива, этот процесс активизируется.

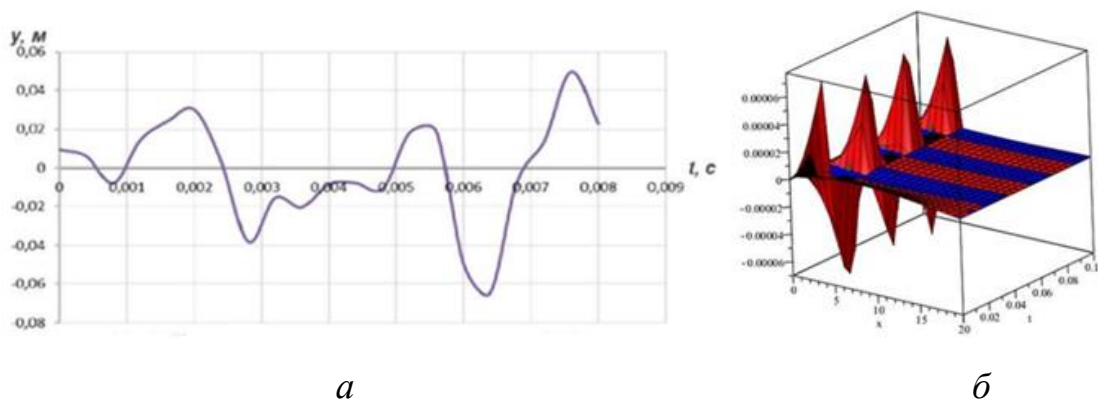


Рисунок 2.9 - Характер колебаний блока кровли над гидростойкой: *а* – с достаточно большой амплитудой колебаний от 0,01 до 0,06 м; *б* - с малой амплитудой колебаний от 0,00001 до 0,00008 м, [16]

Таким образом, были получены значения параметров колебаний кровли при вторичных осадках для реакции крепи с амплитудой $A = 0,00001–0,00008$ м; частота колебаний $f = 25–100$ Гц; скоростью сдвижения кровли в месте расположения реакции крепи $V = 0,002–0,008$ м/с.

Верхняя и нижняя опоры гидростойки имеют сферическую форму, что обеспечивает ее податливость и устойчивость при изменении горного давления. Таким образом, с большой вероятностью можно полагать, что колебания кровли и непостоянство горного давления приводят к нестабильному контакту опорного пояска поршня с цилиндром, вызывая микросмещения в осевом направлении, наряду с действием нормальной нагрузки, создавая предпосылки для развития фреттинг-коррозии.

2.3. Исследование влияния демпфирующих свойств материала конструкции на сопротивляемость фреттинг-износу

Опираясь на основные положения теории упругопластического материала А.Ю. Ишлинского, для оценки сопротивляемости фреттинг-износу внутренней поверхности цилиндра с учетом демпфирующих свойств его материала целесообразно применять критерий износостойкости [49]:

$$W = \frac{\sigma_s}{G} \delta_\tau, \quad (2.14)$$

где σ_s – предел текучести материала цилиндра; G – модуль сдвига; δ_τ – декремент колебаний при действии тангенциальной нагрузки [49].

Тогда решение задачи сводится к определению амплитудно-частотных характеристик колебаний объекта исследования и демпфирующих свойств материала детали [69].

Амплитуда a_l некоторой обобщенной координаты q_l в случае одночастотных стационарных колебаний, близких к резонансным, системы с внутренним трением с частотой ω внешней нагрузки Q_l определяется уравнением [18]:

$$a_l^2 = \frac{A_l^2}{(c_l + D_{ll} - m_l \omega^2)^2}, \quad (2.15)$$

где A_l – амплитуда гармонической составляющей частоты ω_l в формуле обобщенной внешней силы Q_l ; m_l – масса элемента; c_l –

В свою очередь,

$$D_{ll} = -\int_V \frac{T_l^2}{G} \left\{ \int_0^1 \left(1 + \frac{i\eta}{\sqrt{1-\eta^2}} \right)^{-1} p \left(\frac{T\eta}{2Gn} \right) \frac{T d\eta}{2Gn} \right\} dV, \quad (2.16)$$

где T – среднеквадратическая интенсивность касательных напряжений при одночастотных колебаниях по l -ой форме:

$$T = \frac{T_l a_l}{\sqrt{2}}.$$

Обозначив вещественную часть b_l , получаем

$$D_{ll} = -b_l + i d_l; \quad (2.17)$$

где

$$b_l = \int_V \frac{T_l^2}{G} \left\{ \int_0^1 (1 - \eta^2) p \left(\frac{T\eta}{2Gn} \right) \frac{T d\eta}{2Gn} \right\} dV.$$

Принимая во внимание (2.16) b_l и d_l зависят от амплитуды a_l и не зависят от частоты. С использованием (2.17) уравнение (2.15) можно записать:

$$[(c_l - b_l - m_l \omega^2)^2 + d_l^2] a_l^2 = A_l^2.$$

Решением его относительно частоты, получают уравнение амплитудно-частотной характеристики

$$m_l \omega^2 = c_l - b_l \pm \frac{1}{a_l} \sqrt{A_l^2 - a_l^2 d_l^2}.$$

Для случая $a_l d_l$ как монотонно возрастающей функции амплитуды максимальная амплитуда определяется уравнением:

$$A_l = a_l^* d_l(a_l^*). \quad (2.18)$$

Тогда частота, на которой этот максимум достигается,

$$\omega = \sqrt{\frac{c_l - b_l(a_l^*)}{m_l}} \quad (2.19)$$

Как правило, данная частота не сильно отличается от собственной частоты ω_l .

Поэтому формулу (2.18) записывают, вводя выражение декремента колебаний Δ_l .

$$A_l = \frac{a_l^* c_l}{\tau} \Delta_l(a_l^*). \quad (2.20)$$

Таким образом, если известна зависимость декремента колебаний от амплитуды, то можно определить и резонансную амплитуду.

Для описания состояния и поведение системы под действием внешних колебаний в качестве исходной информации необходимо иметь сведения о свойствах материала, в частности, знать плотность ρ , модуль сдвига G , коэффициент Пуассона ν и плотность распределения $p(h)$, характеризующую пластические свойства. В справочной литературе есть данные по всем параметрам, за исключением плотности $p(h)$. Вместе с тем имеются справочные данные о декрементах свободных колебаний. А декремент одночастотных колебаний является оператором от $p(h)$ [18].

Так, при известной зависимости декремента колебаний от амплитуды напряжения в условиях чистого сдвига, для вычисления плотности распределения $p(h)$ можно использовать аппроксимацию:

$$p(h) = \alpha N h^{\alpha-1}.$$

Тогда:

$$D(T) = g \left(\frac{T}{2G} \right)^\alpha, \quad g = \frac{\alpha N}{2n^\alpha} B \left(\frac{\alpha+1}{2}, \frac{3}{2} \right), \quad (2.21)$$

где B -бета функция Эйлера,

Для крутильных колебаний диска, насаженного на тонкостенный трубчатый образец, декремент определяется по формуле

$$\Delta_k = \pi D(T). \quad (2.22)$$

В ряде случаев для экспериментального определения демпфирующих свойств материалов используют продольные колебания. В этом случае декремент колебаний имеет выражение:

$$\Delta_\pi = \frac{2(1+\nu)}{3} \pi D(T). \quad (2.23)$$

Тогда возможно выполнить пересчет:

$$\Delta_k = \frac{3}{2(1+\nu)} \Delta_\pi \quad (2.24)$$

Для декремента изгибных колебаний используется зависимость

$$\Delta_{и} = \frac{2(1+\nu)}{3+\alpha} \pi D(T). \quad (2.25)$$

где T - среднеквадратическая максимальная по образцу интенсивность касательных напряжений.

Пересчет с декремента изгибных колебаний на крутильные изгибного можно выполнить по формуле:

$$\Delta_k = \frac{3+\alpha}{2(1+\nu)} \Delta_{и}. \quad (2.26)$$

Используя (2.24) и (2.26), можно выполнить преобразование результатов экспериментов с продольными колебаниями и с колебаниями чистого изгиба, представив их в единой форме зависимости $\Delta_K - T$ с учетом

$$\Delta = \Delta_0 \left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)^\alpha; \quad \Delta_k = \Delta_{k0} \left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)^\alpha; \quad (2.27)$$

где τ — амплитудное значение интенсивности касательных напряжений ($T = \tau/\sqrt{2}$) а Δ_{k0} — значение декремента при $\tau = \tau_0$.

Подставив в формулу (2.27) $\tau = \tau_0/2$, можно записать:

$$\frac{\Delta_{0,5}}{\Delta_0} = \left(\frac{1}{2}\right)^\alpha, \quad (2.28)$$

где $\Delta_{0,5}$ декремент колебаний при $\tau = \frac{\tau_0}{2}$

Тогда из (2.28) вытекает:

$$\alpha = \frac{\ln \frac{\Delta_0}{\Delta_{0,5}}}{\ln 2}. \quad (2.29)$$

На рисунке 2.10 Представлены экспериментальные данные для стали 30ХГСА, используя которые, можно оценить сопротивление фреттингу материала цилиндра гидростойки, по формуле (2.14).

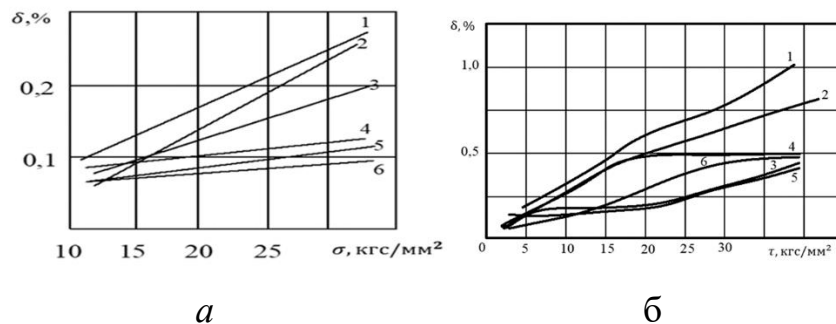


Рисунок 2.10. –Изменение логарифмического декремента изгибных (*a*) и крутильных (*b*) колебаний для стали 30ХГСА в зависимости от напряжений и свойств стали: 1) 30 ÷ 34; 2) 32÷ 36; 3) 36 ÷ 40; 4) 34÷ 44;5) 40÷45;6) 45 ÷ 50; *в* – вибропоглощающие свойства стали при нормальной температуре 20 °С

Материал	τ_0 , Кгс/мм ²	$\Delta_{ко}$, %	α
30ХГСА	20	0,7	1
Л63	14	0,095	0,39
ЛС59-1	10	0,78	1,3

Таким образом, при известных демпфирующих свойствах материалов контактирующих поверхностей поршня и цилиндра, а также амплитудно-частотных характеристик колебаний объекта исследования можно определить его сопротивляемость фреттинг-износу.

2.4. Исследование и оценка износа сопрягаемых поверхностей цилиндра и поршня под действием вибраций

При исследовании причин зарождения и развития фреттинг-коррозии выделяют возможность протекания трех процессов [47,95, 96] .

1.Механическое действие на участках контакта сопрягаемых поверхностей сначала разрушает оксидные пленки на поверхности, вскрывая чистый металл, который, обладая высокой активностью к кислороду воздуха, будет ускорено окисляться за время первой половины цикла микросмещения и в процессе возвратной половине цикла будет разрушен по такому же механизму [96].

2. Отделение тонкоизмельченных металлических частиц с поверхности посредством микрорезания, или за счет возникновения локальных точек сварки в местах контакта, которые затем разрушаются по иной поверхности, чем первоначальная поверхность соприкосновения, либо непосредственно путем срезания, либо в результате локального развития усталостных процессов. Состав атмосферы не имеет значения при этих процессах, за исключением случая усталостных явлений, когда может добавиться элемент коррозионной усталости [96].

3. Окисленные продукты разрушения, образующиеся непосредственно при развитии первого базового процесса или в результате окисления металлических частиц во втором базовом процессе, служат абразивным порошком, который продолжает повреждать поверхности [96].

Все указанные процессы, безусловно, происходят, остается обсудить их относительное значение. При отсутствии окисных пленок и в вакууме, а также в инертной атмосфере главным возможным процессом представляется процесс 2. Не исключено, что удаленные частицы становятся наклепанными, а следовательно, могут создавать дополнительное абразивное действие. В обычной атмосфере прежде всего происходит повреждение окисной пленки на поверхности металлов, образовавшейся в воздухе. Это подтверждается наблюдениями за коэффициентом трения (который сначала имеет низкое значение, а затем возрастает) и за контактным сопротивлением (которое сначала является высоким, но затем падает до низкого значения). Длительность стадии, пока пленка на поверхности остается неповрежденной, в общем случае невелика, но как показали наблюдения [43] в некоторых условиях, например при легкой нагрузке, она может сохраняться в течение нескольких тысяч циклов. В большинстве сообщений исследователей об экспериментах отмечается, что последующий период интерметаллического контакта, который характеризуется высоким коэффициентом трения и низким контактным сопротивлением, также короток и обычно длится менее

1000 циклов, но опять-таки это зависит от условий испытаний и особенно от геометрии контакта.

Если продукты разрушения могут удаляться беспрепятственно, интерметаллический контакт может сохраняться бесконечно долго. В ситуациях, когда проскальзывание происходит лишь на части зоны контакта, интерметаллический контакт также полностью никогда не утрачивается, в этом случае измерения контактного сопротивления только сбивают с толку. Наблюдения автора данной книги, что в течение некоторого времени может существовать участок, где проскальзывание отсутствует (см. ниже), следует также иметь в виду при оценке данных по измерениям электрического сопротивления. Однако в общем случае отмечается, что сопротивление быстро возрастает до высокого значения, свидетельствуя о потере интерметаллического контакта и образовании слоя окисленных продуктов разрушения между поверхностями. Очевидно, что на этом этапе продукты разрушения должны широко распространяться по всей поверхности, так как даже если бы оставались сравнительно немногие точки металлического контакта, то сопротивление все еще имело бы низкое значение.

Последовательность этапов разрушения показана на рис. 12.1. [116]. Предположения об удалении материала в металлической форме подтверждаются главным образом наблюдениями Годфри над фреттингом стального шарика по стеклянной пластинке с помощью оптического микроскопа. Тот факт, что продукты разрушения, образующиеся в центре пятна контакта, имели черный цвет и приобрели красноватый оттенок при миграции к периферии, был принят за доказательство того, что черный материал является металлическим. Однако имеются и окислы железа черного цвета; цвет окислов железа является одним из наименее надежных признаков для идентификации вещества, так как цвет может зависеть от степени измельчения, например гематит является черным, но становится красным при размалывании в порошок.

Присутствие металлического материала в продуктах разрушения, например в продуктах разрушения алюминиевых поверхностей, которые содержат около 20% металлического алюминия, также является доказательством удаления металла. Однако было отмечено, что, когда окисные пленки сдираются с металлических поверхностей, частицы металла часто находят прилипшими к ним.

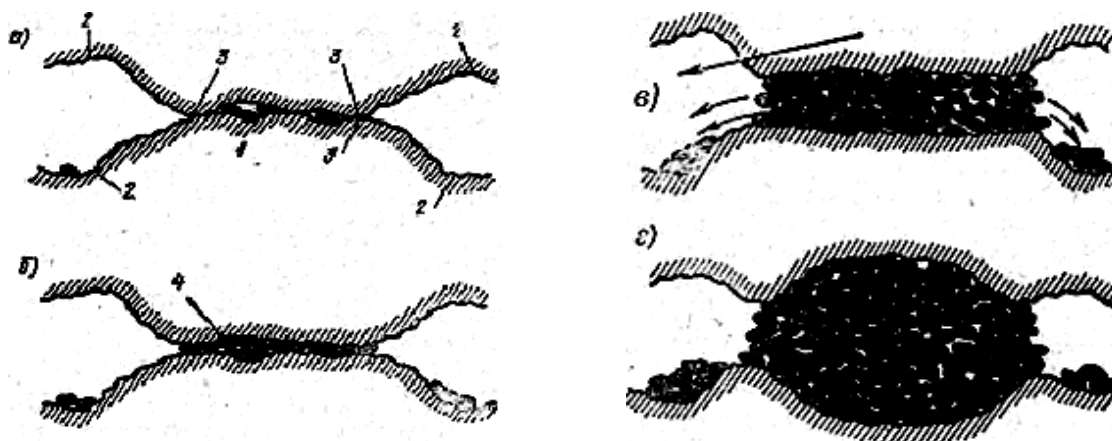


Рис. 2.11. Схема возникновения и распространения повреждения при фреттинге [116]: а — накопление запертых частиц в пространстве между высокими точками; б — объединение семейства контактирующих площадок в единую площадку; в — высыпание окисленных частиц в примыкающие участки углублений; г — криволинейная форма большой язвы как результат более сильного абразивного действия в центральном районе:

1 — возвышенные участки; 2 — участки углублений;

3 — контактирующие высокие точки; 4 — окисные частицы.

Из графика, представленного на рис.2.11, видно, что максимальной величине диссипированной в зоне локального контакта удельной энергии, соответствует момент перехода от трения покоя к трению скольжения. Поток внешней энергии, передаётся деформируемому материалу и вызывает в нём необратимые превращения, превращая часть объёма в продукты разрушения. Продолжительность динамических воздействий определяется соотношением

предельных свойств деформируемых объёмов материала и среднего значения амплитуды напряжения или энергии трения [69,70].

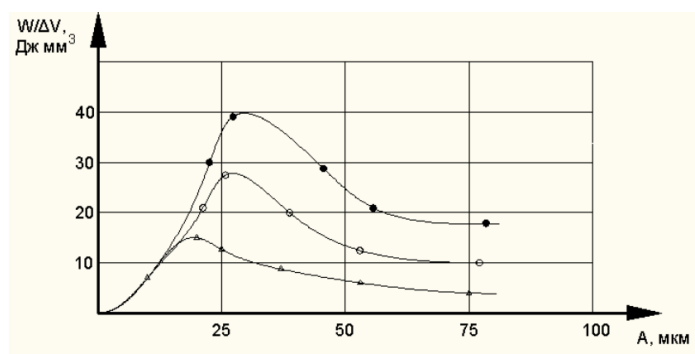


Рисунок 2.12 – Изменение величины удельной энергии, рассеиваемой в зоне контакта сопрягаемых поверхностей, в зависимости от амплитуды проскальзывания соответственно при давлениях: Δ - 10МПа; $^{\circ}$ - 20 МПа; \bullet - 30МПа.

На рис. 2.12 представлен результаты контактного взаимодействия образца из стали 30ХГСА и сферического контртела в условиях фреттинга, с характерным видом разрушения. Отчетливо заметны зоны пластического оттеснения материала (светлые участки поверхности), и следы механического действия заневоленных в зоне контакта продуктов разрушения. Экспериментальные исследования, проведенные проф. Островским М. С. [70] подтверждают гипотезу о наличии в зоне контакта условий, идентичных условиям развития усталостных трещин. По результатам анализа изменения микроструктуры поверхностных слоёв при фреттинге установлено, что на начальной стадии контактного взаимодействия происходит упрочнение локальных зон поверхностного слоя за счет пластического деформирования микровыступов поверхности в процессе циклического нагружения (рис. 2.13., б), что впоследствии приводит к разрыхлению поверхностного слоя и его разрушению (рис. 2.13, б)

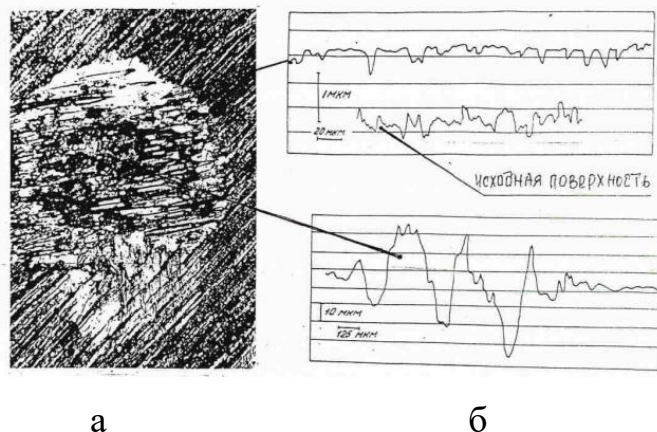


Рисунок 2.13. – Характер разрушения поверхности при фреттинге [70]:
а- вид пятна разрушения на плоском образце из стали 30ХГСА при контакте со сферическим индентором (давление 60 МПа, амплитуда смещения 20 мкм, частота колебаний 30 Гц, число циклов 5000); *б* – профилограммы различных зон.

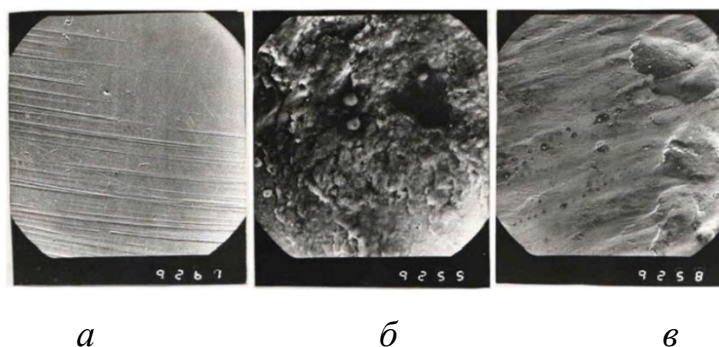


Рисунок 2.14.- Характерные участки контакта при фреттинге, выявленные с помощью электронной микроскопии поверхности образца из стали 30ХГСА [1]

а – исходная поверхность; *б* – рельеф со следами пластического деформирования; *в* - рыхлая поверхность с локальными повреждениями.

Таким образом, при фреттинге имеет место коррозионный процесс и процесс механического изнашивания, что в совокупности приводит к зарождению усталостных трещин. Следовательно, оценивать потери массы поверхностного слоя необходимо с учетом коррозионного и износного факторов.

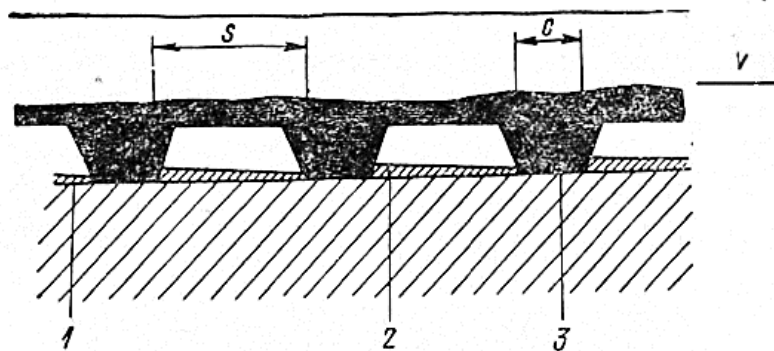


Рисунок 2.15. - Модель появления фреттинга на поверхности металла, покрытого оксидной пленкой, предложенная Улигом [95]:

1 — граница раздела; 2 — оксидная пленка; 3 — неровность (выступ шероховатости поверхности)

Большое число экспериментальных данных указывает на то, что рассчитать величину износа, или объем (массу) утраченного материала достаточно сложно и, если возможно, то только ориентировочно, так как приходится принимать ряд допущений, идеализирующих условия протекания процесса и потому снижающих точность расчета. Вместе с тем, для проектирования надежной техники, необходимо иметь в арсенале методики, позволяющие хотя бы ориентировочно прогнозировать долговечность соединений и оценивать возможные факторы, снижающие их ресурс.

В предыдущем параграфе было предложено оценивать устойчивость к фреттинг-износу при помощи критерия износостойкости W с учетом декремента колебаний. В этом случае не учитываются коррозионные потери материала. Поэтому, представляет интерес методика оценки потери массы материалов, предложенная Улигом, где в полной мере учитываются все факторы фреттинг-процесса.

При оценке потерь массы следует учитывать следующие характерные особенности процесса:

а) повреждение от фреттинга уменьшается в вакууме или инертной атмосфере;

б) продукты разрушения состоят главным образом из оксида железа Fe_2O_3 , следовательно, существенное значение приобретает учет скорости окислительной реакции;

в) наиболее серьезное повреждение поверхностей при заданном числе циклов, происходит при низких частотах по сравнению с высокими частотами колебаний;

г) с возрастанием нагрузки и относительного проскальзывания потери металла увеличиваются;

д) повреждение возникшие при температуре ниже комнатной, более разрушительны, чем при более высоких температурах в атмосфере сухого воздуха [47];

В соответствии с моделью, предложенной Улигом принято, что повреждение поверхности происходит регулярным рядом неровностей, срезающих оксидную пленку, которая сразу же формируется снова, чтобы вновь быть стертой в следующем цикле взаимодействия сопрягаемых участков поверхностей соединений.

При учете вклада коррозионного фактора в общий объем повреждения предполагается, что:

- рост оксидной пленки происходит по логарифмическому закону;

- неровности тоже врезаются в металлическую поверхность и непосредственно удаляют металл. Поэтому утрата массы металла за один цикл, вызванная удалением оксидной пленки, будет определяться уравнением:

$$W_{kopp} = 2nlck \ln\left(\frac{s}{2lft} + 1\right); \quad (2.30)$$

где n — число круговых неровностей на единицу площади; l — расстояние, проходимое неровностью за полупериод цикла, т. е. амплитуда проскальзывания; c — диаметр неровности; s — среднее расстояние между неровностями; f — частота циклов; τ, k — постоянные.

Потеря массы за цикл вследствие пропахивающего действия составляет

$$W_{\text{Мех}} = \frac{2k'lP}{p_0} = k_2lP, \quad (2.31)$$

где P — нормальная нагрузка; p_0 — давление текучести; k' и k_2 — постоянные.

Улиг, раскладывая в ряд логарифмический член в уравнении (2.31), пренебрегает всеми членами ряда, кроме первого. Таким образом, он фактически предполагает линейную скорость окисления. Тогда уравнение (2.31) принимает упрощенный вид

Оценить полную потерю массы или объема материалов контактируемых поверхностей при фреттинг-коррозии возможно лишь с учетом как коррозионной (первое слагаемое), так и механической (второе слагаемое) составляющей данного процесса, используя модель Улига [95]:

$$W_{\text{общ}} = \left(k_0P^{\frac{1}{2}} - k_1P\right) \frac{N}{f} + k_2lPN, \quad (2.32)$$

где N — общее число циклов нагружения (трения);

P — нормальная нагрузка; f — частота циклов; l — расстояние, проходимое единичной неровностью поверхности за полупериод цикла, характеризующее амплитуду цикла; k_0, k_1, k_2 — постоянные

$$k_0 = \frac{2}{\sqrt{\pi p_0}} \cdot \frac{k}{\tau} \text{ и } k_1 = \frac{4}{\pi p_0} \cdot \frac{k}{\tau} \quad (2.33)$$

где p_0 — давление текучести; τ — постоянная, для железоуглеродистых сплавов принимается от 0,06 до 3 с; k/τ характеризует скорость окисления металла

Исходные данные и результаты расчета потери массы зеркала цилиндра из стали 30ХГСА представлены в таблице 2.2.

Зная потери металла за определенный период нагружения, представляется возможным прогнозировать ресурс соединения.

Из формулы (2.32) вытекает, что частота колебаний оказывает существенное влияние на составляющую степени износа (потери массы) от воздействия коррозионных факторов, что, по-видимому, объясняется сокращением времени на реакцию окисления в процессе контактирования микровыступов поверхностей цилиндра и поршня. В то же время, на потерю массы от механического воздействия частота колебаний влияния не оказывает. Исходя из этих рассуждений, можно заключить, что потери массы при фреттинг-коррозии уменьшаются с возрастанием частоты колебаний.

С целью обеспечения должного ресурса соединения цилиндр-поршень, в практике проектирования, изготовления и эксплуатации гидростоек для направляющих поршневых колец рекомендуют и используют различные материалы. Функция поршневого износостойкого кольца заключается в том, чтобы в процессе работы направлять поршень и поршневой шток гидравлического цилиндра, воспринимая и поглощая поперечные усилия. Наряду с этим, кольцо улучшает условия трения, в случае применения полимерного кольца – предотвращает контакт «металл-металл», оптимизирует работу системы уплотнения, гасит вибрации.

Направляющие кольца – своего рода аналог подшипников скольжения: они передают радиальные усилия и не защищают от износа металлические элементы, в частности грядбуксу со штоком, и поршень с цилиндром, поскольку сила трения поступает уже на само кольцо.

Как правило, направляющие поверхности поршней изготавливают из латуни Л63, высококачественной пластмассы или эластомеров.

Для изготовления колец применяют антифрикционные маслостойкие материалы, сохраняющие форму и свойства при нагрузках и при значительном диапазоне рабочих температур.

В последнее время предпочтения отдают направляющим кольцам из полиформальдегида (РОМ) и фторопласт-4 (PTFE).

В работе [123] показано, что коэффициент износа K , рассчитанный по уравнению Арчера [124], позволяет проанализировать повреждения при фреттинге методом непрерывного скользящего износа. При этом для коэффициента износа k принимается формула:

$$k=3PV/LX \quad (2.34)$$

где

P - твердость более мягкого материала при вдавливании

V - объем потерянного материала

L - нормальная нагрузка

X - общее расстояние скольжения, которое при фреттинге случай равен $2aN$, где a - амплитуда скольжения и количество циклов N .

Коэффициент износа оказался пропорционален коэффициент трения в n -й степени, где n около 4,

$$k = K f^n \quad (2.35)$$

где K - константа для каждой комбинации материалов с типичным значением 5×10^{-4} . Поскольку K - постоянная его можно рассматривать как модифицированный коэффициент износа Аркара определяется как

$$K = 3PV/LX f^n \quad (2.36)$$

В работе [123] показано, что значение k , как правило, составляет порядка $0,2 \times 10^{-3}$, причем это справедливо как для мягкой, так и закаленной стали. Наряду с этим, экспоненциальная зависимость $k=Kf^n$ такая же как при непрерывном скольжении.

Коэффициент трения определяется в соответствии с результатами работы [4], где установлено, в начальный период скользящего контакта в течение 100 циклов коэффициент трения увеличивается с 0,4 до 1,0, после чего остается постоянным на протяжении 20000 циклов.

Таким образом, представляется возможным из формулы (2.36) получить объемный износ:

$$V = K.L.X. f^n / 3.P \quad (4) \quad (2.37)$$

Задавшись исходными данными для материала опорного пояска поршня, были рассчитаны величины объемного износа поршневого кольца в контакте со сталью при фреттинг-износе. (табл. 2.3, 2.4 рис. 2.16)

Таблица 2.2 – Исходные данные для расчета ожидаемой потери объема под влиянием фреттинг-процесса с учетом свойств материала поршневых колец

Материалы	Твердость мягкого материала P(N/мм ²)	Нормальная нагрузка L(KN)	Амплитуда скольжения(мм)	Количество циклов N	Коэффициент трения по стали
40X	2600	820	10-80	3.10 ⁴	0,7
СЧ18	2000				0,5
Л63	600				0,35
РОМ	130				0,17
PTFE	35				0,04

Таблица 2.3- Результаты расчета потери объема материала поршневого кольца при фреттинге

Материалы	Твердость мягкого материала (N/мм ²)	Объем износа (мм ³)
40X	2600	2,19

СЧ18	2000	2,05
Л63	600	1,64
POM	130	0,42
PTFE	35	0,014

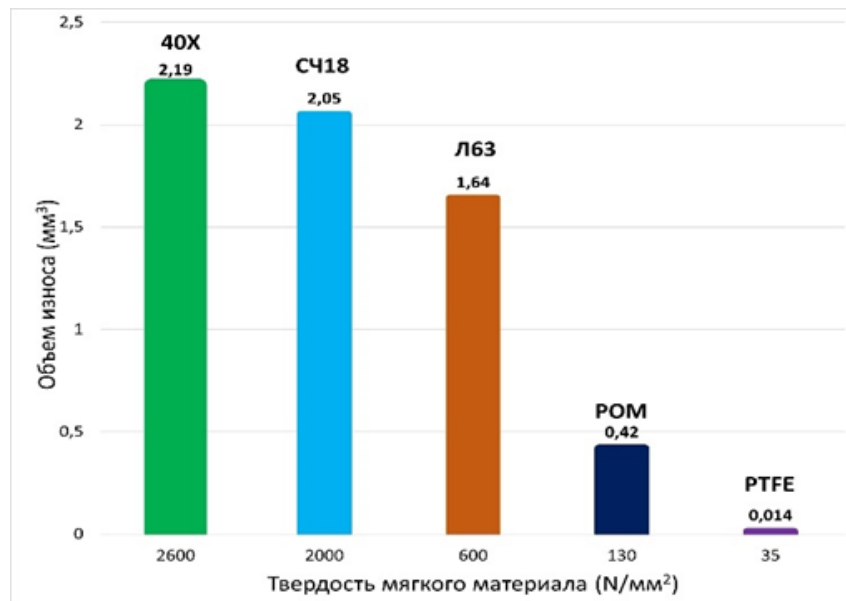


Рисунок 2.16. - Результаты расчета потери объема материала опорного кольца при фреттинге

Из полученных результатов расчета следует, что более пластичные и эластичные материалы проявляют повышенную сопротивляемость фреттингу, что вероятно обусловлено большими потерями энергии механических колебаний, затрачиваемой на преодоление внутреннего трения материала кольца. Наряду с этим, такие материалы технологичны, в контакте с зеркалом цилиндра предотвращают его ускоренный износ, обеспечивая должный ресурс соединения.

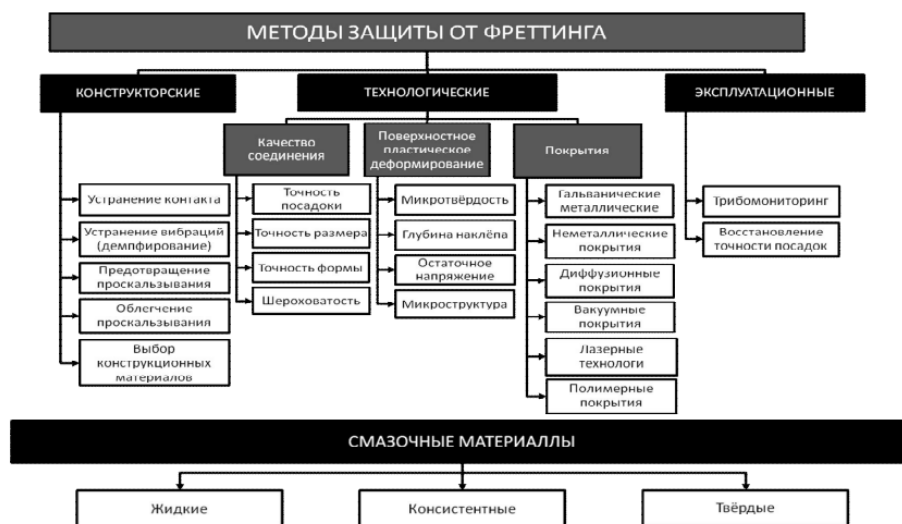


Рисунок 2.17. – Способы предотвращения фреттинг-процессов в узлах машин

Основываясь на проведенном анализе причин возникновения фреттинг-процессов на контактируемых поверхностях цилиндра и поршня, следует выделить ряд мероприятий, предотвращающий данный процесс, либо ослабляющий его влияние работу гидростойки и других элементов секции механизированной крепи (рис. 2.7):

- надежно разделять контактируемые поверхности слоем смазки для предотвращения открытого контакта по типу «металл-металл». Для это необходимо подбирать рабочие жидкости с присадками, обеспечивающими надежную защиту зеркала цилиндра в условиях фреттинг-коррозии;

- при необходимости ужесточения параметров точности и зазоров в паре «цилиндр-поршень» необходимо проводить мероприятия по коррозионной защите поверхности зеркала за счет формирования износ- и коррозионностойких покрытий хромированием, либо путем диффузионного упрочнения поверхностного слоя азотированием;

- из методов окончательной обработки внутренней поверхности цилиндров отдавать предпочтение хонингованию или видрораскатываю, для формирования благоприятного микрорельефа рабочей поверхности цилиндра;

- в качестве материала направляющих колец поршня применять полимерные материалы, обеспечивающие минимальное негативное воздействие на рабочую поверхность цилиндра при работе в условиях вибраций.

2.5. Выводы по главе 2

1. На основе анализа условий эксплуатации и цикла работы гидростойки секции механизированной крепи выявлены и приняты к рассмотрению две схемы контактного взаимодействия цилиндра с поршнем, оказывающие влияние на характер изнашивания зеркала цилиндра. Установлено, что в состоянии распора гидростойки при возникающих перекосах штока и выбранных зазорах между цилиндром и поршнем в зоне плотного контакта сопрягаемых поверхностей возникают предпосылки для развития фреттинг-процессов.

2. Выявлены и проанализированы источники вибрации в очистном забое, генерирующие колебания, негативно влияющие на работоспособность несущих элементов секции механизированной крепи. Установлено, что возникающие при обрушении кровли колебания изменяются в диапазоне от 20 до 80 мкм с частотой 25–100 Гц, воздействуя через сферическую опору на шток, могут вызвать микросмещения на сопрягаемых поверхностях пояска поршня и цилиндра и стать причиной активации на контактируемых участках фреттинг-процессов.

3. Предложена методика исследования механизма зарождения и развития фреттинг-коррозии в области контакта цилиндра с поршнем под воздействием внешних вибраций, на основе которой выявлены зависимости, позволяющие количественно оценить потери массы поверхностного слоя цилиндра вследствие фреттинг-коррозии, что определяет возможность прогнозировать ресурс соединения.

4. Предложена методика расчета объемного износа контактируемых тел в зависимости от материала поршневых колец. Выявлено, что

применение поршневых колец, выполненных на основе полимерных материалов POM и PTFE снижает объемный износ контактируемых материалов, благоприятно воздействуя на характер взаимодействия с цилиндром, ослабляя негативное воздействие от воздействия внешних колебаний.

Глава 3. Исследование процесса восстановления цилиндров гидростоек термопластическим деформированием за счет создания осевого градиента температур

Одной из важнейших задач ремонтного производства горных предприятий СВР является изыскание рациональных методов восстановления типовых деталей гидравлических стоек широкой номенклатуры при наименьших затратах энергии, материалов, времени и трудовых ресурсов. Наряду с этим, чрезвычайно важен поиск универсального метода, не вызывающего нарушение исходной структуры материала восстанавливаемой детали, реализации которого возможна с применением универсальных средств технологического оснащения. Все это определило необходимость исследовать возможность использования для восстановления цилиндров метода, основанного на индукционном нагреве и пластическом деформировании [1,45].

3.1. Исследование технологических условий восстановления деталей при помощи пластического деформирования индукционным нагревом

Основная задача, решаемая при ремонте гидравлических узлов, заключается в восстановлении размеров и форм изношенных деталей, обеспечивающих герметичность соединений, тем самым их функциональную работоспособность. При этом высокие требования предъявляют к восстановлению гильз гидроцилиндров, штоков плунжеров. Существует множество различных способов, с помощью которых возможно решить эту, они представлены на рис. 3.1. Вместе с тем многие из приведенных вариантов не систематизированы для гидроцилиндров и характеризуются большими затратами. В связи с этим технический уровень и объемы восстанавливаемых деталей на ремонтных предприятиях пока еще не высоки, что приводит к необходимости закупки большого числа запасных частей [45].

Основные виды повреждения гидроцилиндров: износ, фреттинг, коррозия, отслаивание, смятие, поломка [44,45]. Первые три вида дефектов составляют большую часть повреждений и успешно устраняются, остальные становятся причиной выбраковки деталей. При этом важно при ремонте обеспечить соотношение стоимости и качества восстановления гильз.

Анализ дефектов, характерных для цилиндров гидростоек, указывает на то, что величина износа зеркала цилиндров для подавляющего большинства деталей не превышает 0,3 мм [1]. Исключения составляют глубокие царапины, как следствие интенсивного механического изнашивания.

Проанализировав различные способы, для восстановления диаметра зеркала цилиндра рекомендуется способ пластической деформации гильзы за счет создания градиента температур индукционным нагревом с последующим охлаждением [1]. Согласно приведенной на рис. 3.1 классификации, реализуется термопластическое перераспределение материала гильзы из нерабочих зон в рабочие.

Сущность способа состоит в следующем (рис. 3.1, а). Установленную в специальном приспособлении полуку деталь 1 постепенно нагревают при помощи кольцевого индуктора ТВЧ 2 до температуры, не превышающей 920 °С, с последующим охлаждением через спрейер 3. При этом восстанавливаемой детали сообщается вращательное движение с одновременным перемещением вверх относительно индуктора с небольшой скоростью до 4 мм/с. В процессе постепенного последовательного нагрева и быстрого охлаждения детали непрерывно по всей длине создается осевой температурный градиент. Получаемая разница температуры ΔT° между холодными (участки выше и ниже зоны воздействия индуктора) и нагретыми участками зависит от мощности источника нагрева, параметров индуктора (в основном от его высоты) и скорости перемещения восстанавливаемой детали относительно источника нагрева. Температурный градиент вызывает в стенке детали резкое изменение термических напряжений. Таким образом, в

нагретых участках на длине ΔL (рис. 3.1, б) [1] возникают напряжения растяжения, стремящиеся расширить нагретые участки металла, однако выше- и нижележащие холодные участки цилиндра препятствуют этому процессу, сжимая их, поэтому нагретые участки оказываются сжатыми и, в свою очередь, воздействуют на ненагретую часть детали как симметрично приложенная растягивающая сила. Вследствие уменьшения предела прочности металла с повышением температуры, в нагретых зонах цилиндра, располагаемых между холодными участками, происходит пластическая деформация сжатия внутрь цилиндра, благодаря чему его внутренний диаметр уменьшается. Таким образом, при создании в детали осевого температурного градиента [1] $\Delta T^\circ/\Delta L$ в стенках цилиндра зарождается пластическая деформация, что позволяет получить необходимый компенсационный припуск на дальнейшую механическую обработку внутренней поверхности и требуемый диаметр цилиндра.

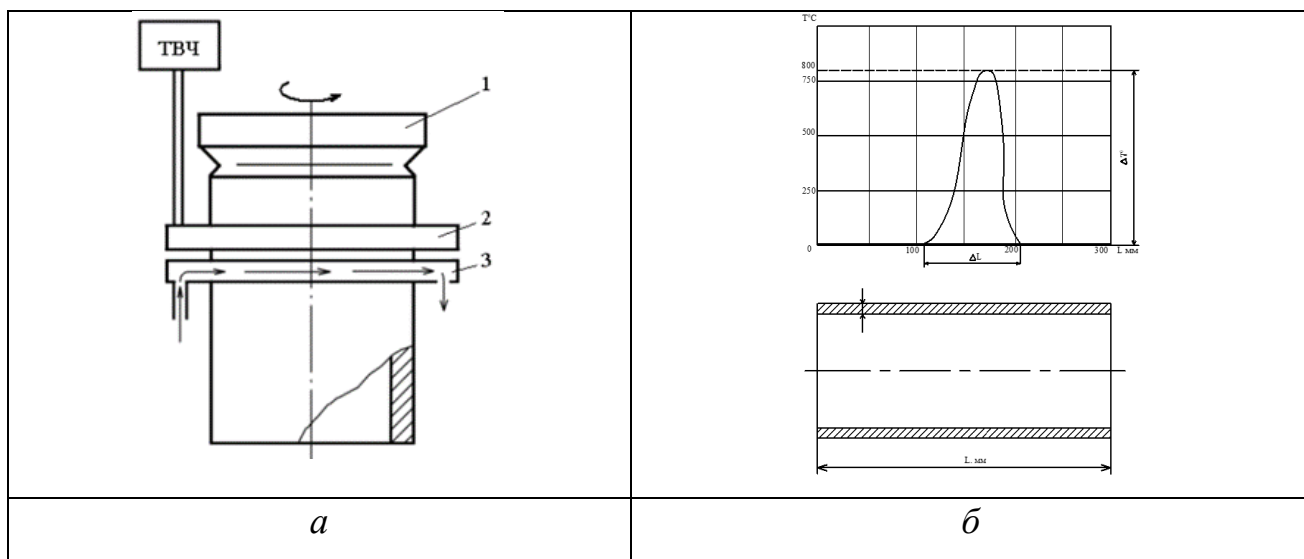


Рисунок 3.1 – Схема нагрева и деформации восстанавливаемой гильзы цилиндра созданием градиента температур (*a*) и эпюра изменения температуры ΔT на участке ΔL гильзы (*б*): 1- гильза цилиндра; 2- индуктор ТВЧ; 3 - спрейер

Исследования показывают, что величина деформации практически не зависит от способа индукционного нагрева и охлаждения цилиндра, поэтому нагрев (охлаждение) на практике может выполняться как снаружи, так и с

внутренней части цилиндра. А для толстостенных деталей, с толщиной стенки более 15 мм, рекомендуется применять совмещенную схему, т. е. нагрев осуществляют одновременно двумя индукторами – снаружи и изнутри, для обеспечения ускоренного равномерного нагрева по всей толщине стенки.

Согласно данным, приведенным в научной литературе [1,44,45] возможная относительная величина остаточной деформации, получаемая за один цикл термической обработки посредством индукционного нагрева, варьируется в пределах 0,445...0,95% независимо от диаметра восстанавливаемого объекта. При этом максимальная усадка материала при восстановлении отверстия составляет 0,7 мм на диаметр.

Вместе с тем с уменьшением диаметра восстанавливаемой детали уменьшается и абсолютная величина возможной деформации, что определяет возможность применения этого метода только при малых износах 0,1...0,2 мм. Наименьшая длина детали для восстановления лимитируется размерами применяемого индуктора ТВЧ и составляет 15...25мм.

Поскольку типоразмер цилиндров гидравлических стоек достаточно широк и степени износа стенок различны и в некоторых случаях превышают 0,5 мм на сторону, для получения более высоких значений степени остаточной деформации в работах [19,49, 89] рекомендуется применять дополнительное обжатие матрицей. Однако, следует понимать, что увеличение степени деформации может привести к нарушению формы детали и появлению неисправимого дефекта. В связи с этим, во избежание брака, необходимо правильно назначать параметры процесса восстановления

Согласно [1], величину деформации определяет ряд факторов:

- температура нагрева цилиндра T и форма температурного поля, $^{\circ}\text{C}$;
- физико-механические свойства материала детали – коэффициент температурного расширения материала α ($\text{мкм}/\text{м}\cdot^{\circ}\text{C}$) и модуль упругости E , МПа;
- скорость перемещения детали относительно индуктора V детали, мм/с и скорость охлаждения $^{\circ}\text{C}/\text{с}$;

- геометрические размеры детали D_n, D_b , мм;

Следует отметить, что в источниках научной литературы приводятся лишь обобщенные рекомендации по параметрам восстановления цилиндров при помощи создания градиента температур и преимущественно для углеродистых сталей и чугунов. Применительно к температуре нагрева указывается диапазон $870-920^0$ С. В связи с этим представляется целесообразным рассмотреть методику расчета и назначения режимов обработки для цилиндров гидростоек, изготавливаемых из легированной стали 30ХГСА, с наружным и внутренним диаметрами соответственно D_n, D_b и толщиной стенки δ .

1. Температура t_n и скорость нагрева V_n , выбор частоты тока f .

Температура нагрева детали под термическую обработку и пластическое деформирование определяется температурами критических точек, при которых в стали протекают необходимые полиморфные превращения, приводящие к образованию однофазной высокопластичной структуры. Для рассматриваемой марки стали в процессе нагрева, с учетом ее химического состава, необходимо получить легированный аустенит. В марочнике стали [88] для полной закалки сплава 30ХГСА рекомендуется температура нагрева $T = 880^0$ С. Поэтому с учетом высокой скорости нагрева заготовок при индукционном нагреве (от 100^0 С) и необходимости равномерного нагрева по толщине восстанавливаемого изделия назначаем температуру в интервале $880-900^0$ С.

Учитывая, что нагрев выполняется с помощью индуктора необходимо также знать его параметры и характеристики источника питания.

Источниками питания при индукционном нагреве являются машинные, полупроводниковые и ламповые генераторы [39], в которых получают токи соответственно от 500 до 10 000 Гц, от 4000 до 66 000 Гц и до 10 МГц. При необходимости сквозного нагрева на большую глубину питание индуктора может осуществляться от электросети с частотой 50Гц, либо, при значениях более с питанием от с машинного генератора, а в случае восстановления цилиндров значительных габаритов двумя индукторами.

Основным рабочим элементом высокочастотной установки является индуктор. Его конструкция должна предполагать возможность автоматизации процесса восстановления цилиндров в условиях ремонтного производства. При этом зазор между индуктором и объектом восстановления должен быть минимальным. Его принимают с учетом суммарной погрешности взаимного расположения восстанавливаемых и установочных поверхностей деталей в пределах $(3...5) \Delta_{\Sigma}$, что способствует повышению КПД установки.

При восстановлении цилиндра требуется осуществлять сквозной равномерный нагрев детали до требуемой температуры по всей толщине стенки. Однако известно, что при индукционном нагреве, возникающие в детали вихревые токи, концентрируются вблизи нагреваемой поверхности и постепенно убывают по мере удаления от нее вглубь монолитной детали (рис. 3.2.), что справедливо также и для полых элементов с достаточно большой толщиной стенки.

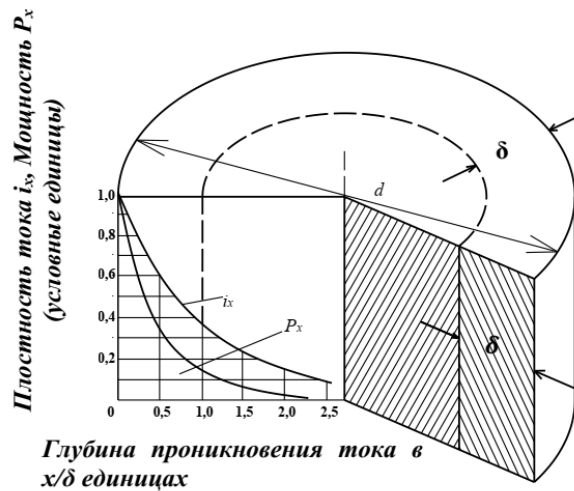


Рисунок 3.2 – Изменение плотности тока высокой частоты i_x и поглощаемой деталью мощности P_x в зависимости от глубины проникновения тока

Глубина проникновения тока δ в зависимости от температуры нагреваемого объекта рассчитывается по формулам:

для холодного сплава

$$\delta = 5030 \sqrt{\frac{\rho}{\mu \cdot f}} \quad (3.1)$$

для горячего сплава
$$\delta_{гор} \approx \frac{50}{\sqrt{f}}, \quad (3.2)$$

где ρ – удельное электрическое сопротивление нагреваемого материал, Ом·см;
 μ – магнитная проницаемость объекта;
 f – частота тока, Гц.

Из представленных зависимостей вытекает, чем больше частота тока, тем меньше глубина его проникновения и наоборот, а также то, что при восстановлении размеров отверстий цилиндров большого диаметра для равномерного нагрева стенки целесообразно использовать два кольцевых индуктора – наружный и внутренний. При этом при восстановлении массивных деталей сквозным нагревом, частота тока может варьироваться в пределах 50...1000 Гц, часто с питанием от электросети (при 50Гц), либо от машинного генератора.

Согласно рекомендациям работы [19,20] оптимальную частоту тока для глубинного нагрева полых стальных цилиндров можно определить по графику, изображенному на рисунке 3.3.

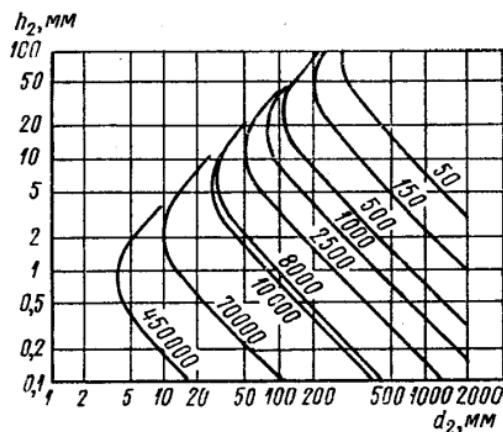


Рисунок 3.3. – Оптимальные частоты для нагрева полых стальных цилиндров: d_2 – диаметр цилиндра, h_2 - толщина стенки.

Оптимальную частоту тока для труб в случае длинного индуктора ($l > 10 R_{cp}$) можно вычислить также по формуле:

$$f_{\text{опт}} = \frac{8,65 \cdot 10^7 \cdot \rho_2}{2R_{\text{ср}}h_2}, \text{ Гц} \quad (3.3)$$

где ρ – удельное сопротивление материала цилиндра;

h_2 – толщина стенки; $R_{\text{ср}}$ – средний радиус системы индуктор-деталь.

Для короткого индуктора:

$$f_{\text{опт}} = \frac{8,65 \cdot 10^7 \cdot \rho_2}{2R_{\text{ср}}h_2k}, \text{ Гц} \quad (3.4)$$

где k – коэффициент Нагаока, $k = f\left(\frac{R}{l}\right)$

В случае очень короткого индуктора при $R/l \rightarrow \infty$ коэффициент k стремится к нулю, что может привести к получению завышенных значений частоты и малую глубину проникновения тока. Поэтому критерием применимости формулы (3.6) является соотношение $\delta \geq h_2$.

Скорость нагрева еще один важный параметр процесса. В общем случае рекомендуется скорость индукционного нагрева $V_{\text{н}}$ рассчитывать, как среднюю в интервале температур от точки Кюри (768°C) до температуры закалки. Часто ее назначают по табличным данным. В работе [39] при выполнении ориентировочных расчетов рекомендуется скорость рассчитывать из соотношения:

$$V_{\text{н}} \leq \frac{23500}{h_2^2(1,5-p_y)} + T_{\text{в}}, \text{ }^{\circ}\text{C/мин} \quad (3.5)$$

где $T_{\text{в}}$ – температура внутренней стенки трубы;

p_y - условный коэффициент равномерности нагрева.

Как правило, $h_2 = 2 \dots 3$ см, а p_y находится в пределах $0,1 \dots 0,5$, тогда максимальное значение произведения в знаменателе формулы (3.7) можно принять равным 13 и величиной $T_{\text{в}}$ можно пренебречь. При нагреве на оптимальной частоте выражение (3.7) можно использовать для ориентировочных расчетов, упростив его до вида:

$$V_{\text{н}} \leq \frac{350}{h_2^2}, \text{ }^{\circ}\text{C/с} \quad (3.6)$$

где h_2 – толщина стенки трубы в см;

Режимы ТПД с одновременной закалкой [4]:

-температура предварительного нагрева, °С 750...800 °С

-температура закалки, °С 870...950 °С

-скорость нагрева (предварительного), град/с

$$V_t = \frac{T_{\text{пре}}}{t_{\text{пре}}} = \frac{800}{20} = 40 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{c} < 50 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{c}$$

-скорость нагрева при закалке, град/с

$$V_t = \frac{T_{\text{зак}}}{t_{\text{зак}}} = \frac{950-800}{8} = 18.75 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{c}$$

Скорость нагрева при индукционном нагреве достаточно высока и лежит в пределах $100 \dots 1000^0 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{c}$, что определяет специфику фазовых превращений в сталях [39]:

- практически одновременное протекание фазовых превращений в зоне индукционного нагрева, благодаря чему создаются одинаковые структура и свойства стали, что имеет существенное значение при восстановлении деталей;

- фазовые превращения, например превращения феррито–карбидной структуры в аустенит, сдвигаются к спектру более высоких температур, а завершение перлитно–аустенитного превращения происходит при температурах выше температуры полиморфного превращения свободного феррита (рис. 3.4). Исходя из этого, при необходимости равномерного нагрева стенки цилиндра из стали 30ХГСА по глубине целесообразно скорость индукционного нагрева принимать равной от 100 до 250 $^0\text{C}/\text{c}$ во избежание перегрева, в результате которого ускорится рост зерна аустенита и образуется крупнозернистая структура, негативно сказывающаяся на эксплуатационных свойствах восстанавливаемого материала.;

- начало превращения перлита в аустенит отмечается при температуре, превышающей критическую точку A_{c1} , чем обеспечивается возникновение устойчивых зародышей аустенита;

- получаемый при индукционной закалке мартенсит имеет мелкоигольчатое строение, тогда как при объемной закалке в легированной стали такой эффект проявляется лишь при значительном перегреве.

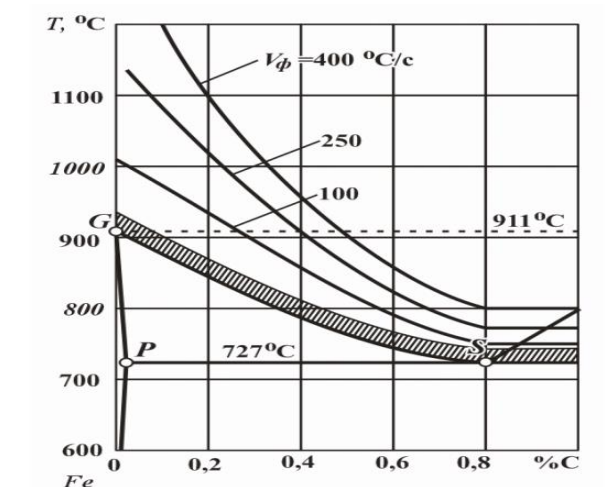


Рисунок 3.4 – Зависимость температуры нагрева стали от содержания углерода и скорости нагрева в температурном диапазоне фазовых превращений. Выделенный штриховкой температурный интервал соответствует медленному нагреву при объемной закалке [91]

Все эти факторы имеют существенное значение при восстановлении деталей пластическим деформированием, так как изменение структуры и свойств материала недопустимо. Таким образом, структура и свойства материала восстановленной детали должны отвечать структуре и свойствам материала новой детали.

2. *Время индукционного нагрева t_k (с) и удельная мощность p_o (кВт/см²).*

В контексте исследования термопластических процессов под воздействием индукционного нагрева преимущественно рассматривается сквозной нагрев, для получения которого требуются небольшая удельная мощность 0,05...0,15 кВт/см² и продолжительный нагрев от 30 до 500 с.[106]. В литературных источниках представлены данные и методики выбора этих 4. Смирнов, М.А параметров преимущественно для получения тонких поверхностных закаленных слоев от 0,2 до 0,8 мм для цилиндрических и плоских деталей при достаточно больших частотах токов от 2,5 до 250 кГц по графикам А.Е. Слухоцкого (рис. 3.5).

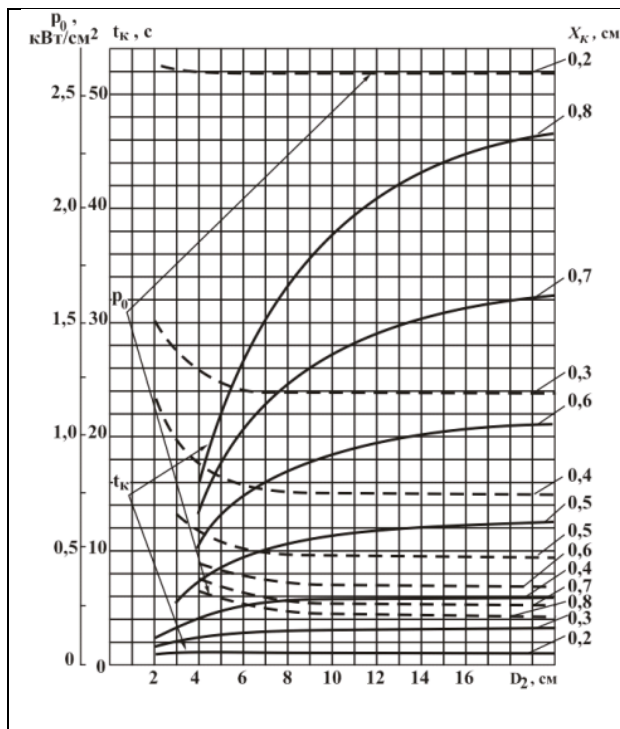


Рисунок 3.5 - Зависимость времени нагрева t_K (сплошные линии) и удельной мощности p_0 , сообщаемой детали (штриховые линии), от диаметра D_2 нагреваемого цилиндра при частоте тока 2500 Гц (цифры на кривых указывают глубину закалённого слоя в см)

Как видно из графика, с увеличением глубины требуемого закаленного при одинаковом диаметре детали и одной постоянной частоте, время нагрева увеличивается, а удельная мощность снижается. С другой стороны, для получения одного и того же значения глубины закалки, к примеру 0,8 мм, на частоте 2500 Гц время нагрева составляет 46 с, тогда как на частотах тока 250кГц оно возрастает до 152 с при меньшем значении удельной мощности [39].

При нагреве токами меньшей частоты, в том числе при сквозном нагреве цилиндрических заготовок, удельную мощность можно определить по графикам, представленным на рис. 3.6 [49] для холодных и горячих режимов.

Время нагрева может быть рассчитано по нижеследующим формулам: для нагрева цилиндра с постоянной удельной мощностью

$$t_H = k_H \left(R_2 - \frac{\Delta_\Gamma}{2} \right)^2 \quad (3.7)$$

где R_2 – радиус заготовки;

$$\Delta_\Gamma = 0,4 \cdot R_2;$$

$k_H = T_\Phi / a_2$, T_Φ - критерий Фурье, a_2 – удельная площадь нагрева, $\text{см}^2/\text{с}$

При скоростном нагреве вместо коэффициента k_n используют коэффициент k_{yc} , их значения приведены в таблице 3.1

Таблица 3.1: - Коэффициенты к расчету температуры нагрева по формуле (3.7)

$\Delta T, ^\circ\text{C}$	40	50	75	100	125	150	175	200	230
K_n	36,0	31,5	24,6	18,0	16,0	14,6	13,0	11,8	10,5
K_{yc}	10,8	10,2	9,1	8,3	7,6	7,1	6,7	6,3	5,7

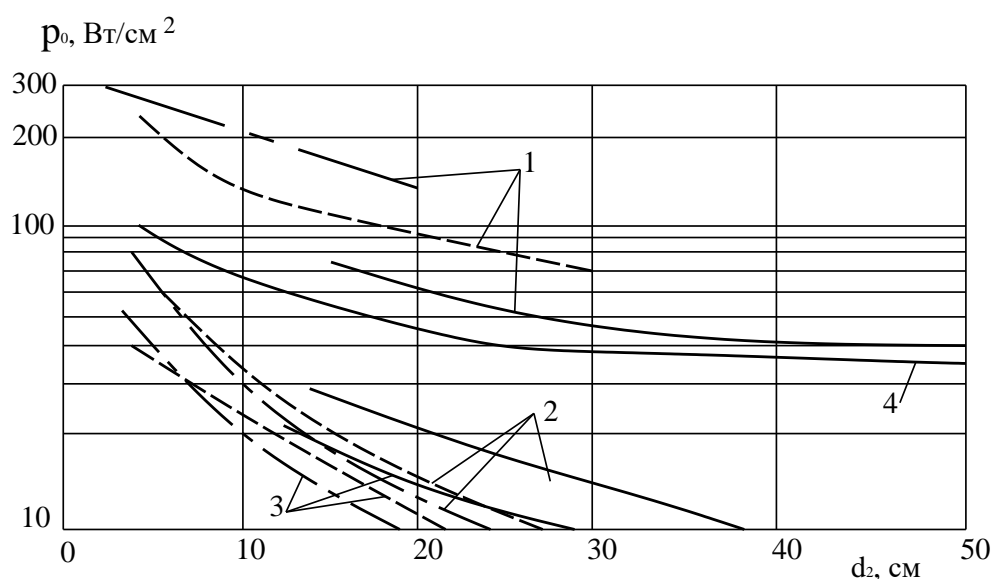


Рисунок 3.6 - Удельная мощность для нагрева цилиндрических заготовок при различных частотах тока: 1 – холодный режим; 2 – горячий режим при $\Delta T=100^\circ\text{C}$; 3 -горячий режим при $\Delta T=50^\circ\text{C}$; удельные тепловые потери в горячем режиме 10 q; — - 50 Гц; ----- - 500 Гц; — — — -1000 Гц.

Для получения однородной структуры по толщине стенки цилиндра следует осуществлять сквозной нагрев, т. е. перепад температуры от наружной стенки к внутренней должен быть минимальным. Важную роль в выполнении данного условия выполняет теплопроводность материала детали, поэтому принятая скорость нагрева должна быть невысокой, так как индукционный ток проникает на наибольшую глубину. Вместе с тем скорость индукционного нагрева так или иначе на порядок выше скорости нагрева заготовок в печах.

В случае полых цилиндров сквозной нагрев осуществляют поддержанием постоянного напряжения на индукторе или чередованием нагрева с паузами.

Время индукционного нагрева полого цилиндра можно рассчитать по формуле:

$$t_{\text{н}} = \frac{\tau_{\text{э2}}}{\alpha} \frac{S(\alpha, 0) - T_0/T_{\text{ц}} S(\alpha, 1)}{T_0/T_{\text{ц}} - 1},$$

где $\tau_{\text{э2}} = \tau_2 - \frac{\Delta_r}{2}$, $\Delta_r = 0,4R$, $\alpha = \frac{\Delta_r}{\tau_2}$,

$T_0, T_{\text{ц}}$ - температуры на поверхности цилиндра и в центре.

В процессе восстановления цилиндров протяженной длины, рекомендуемый способ нагрева и охлаждения аналогичен непрерывно-последовательному способу индукционного нагрева при закалке. В этом случае скорости относительного перемещения индуктора и восстанавливаемой детали оказывают существенное влияние на производительность процесса и эффективность сквозного нагрева.

Мощность, подаваемая к индуктору, рассчитывается по формуле:

$$P_{\text{н}} = p_0 \cdot \pi D l h / 0,75$$

где $P_{\text{н}}$ – мощность, подводимая к индуктору, кВт;

p_0 – удельная мощность, кВт/см²; D_2 – диаметр детали, см.

h – высота индуктора, см; 0,75 – средний КПД индуктора.

Напряжение на индукторе и ток можно рассчитать по формулам [39]:

$$U_{10} = 1.3 \sqrt{p_0} \text{ В/см}; I_{10} = 2500 \sqrt{p_0} \text{ А/см.}$$

где I_{10} - ток в индукторе на 1 см ширины паза;

p_0 - удельная мощность, передаваемая в деталь, кВт/см²;

U_{10} - напряжение на 1 см длины индуктирующего провода.

$$U_{10} = 1.3 \sqrt{0.06} = 0,31 \text{ В/см}; I_{10} = 2500 \sqrt{0.06} = 612 \text{ А/см};$$

Напряжение на индукторе

$$U_1 = 2\pi R_1 U_{10} = 2 * 3.14 * \frac{22}{2} * 0.31 = 21,4 \text{ В};$$

Ток в индукторе $I_1 = I_{10} \cdot h = 612 * 2.4 = 1,4 \text{ кА}$

Коэффициент мощности индуктора

$$\cos \phi_{и} = P_{и} / U_1 \cdot I_1 = 13,6 \cdot 1000 / 21,4 \cdot 1400 = 0.45$$

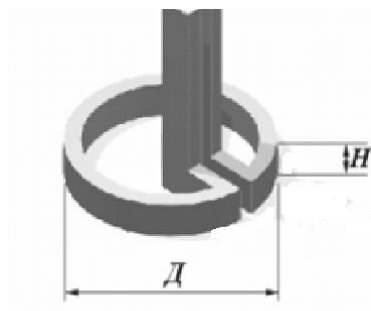


Рисунок 3.7 – Параметры внутреннего индуктора

3. *Скорость перемещения V_d детали относительно индуктора и скорость охлаждения V_o .*

Скорость охлаждения при термопластическом восстановлении должна быть такой же высокой, как и при поверхностной закалке для получения требуемой структуры материала. Практически, при восстановлении цилиндров путем создания градиента температур воспроизводятся условия полной объемной закалки только при помощи индукционного нагрева. При ускоренном нагреве легированной стали оставшаяся часть нерастворённых карбидов снижает устойчивость переохлаждённого аустенита к диффузионному распаду в связи с чем требуется его ускоренное охлаждение. Например, для стали 40ХН2М скорость охлаждения возрастает в 9 раз (от 15 °С/с до 135 °С/с) [100]. При этом рекомендуется применять спрейерное водяное охлаждение как для углеродистых, так и легированных сталей.

-скорость относительного перемещения гильзы и индуктора (предварительный нагрев), мм/сек

$$V_t = [(T_k - T_n) * V_r] / h$$

где V_t - скорость нагрева, °C/c;

V_r - скорость вертикального перемещения матрицы с гильзой, мм/с;

T_k - конечная температура нагрева, °C

T_n - начальная температура гильзы, °C

h - высоты индуктора

$$\text{Откуда: } V_r = \frac{V_t * h}{T_k - T_n} = \frac{37.5 * 24}{800} = 1.125 \text{ мм/с}$$

-частота вращения гильзы, об/мин $24 \div 28$

Расход охлаждающей воды:

Высота индуктора $h=24$ мм; выбираем трубку размером $(24 \times 20) / (20 \times 16)$ мм [2].

При расчете необходимо ориентироваться на следующие исходные данные: скорость воды V_v токопроводе 3 м/сек; температура воды T_n , на входе в индуктирующий провод не ниже 10° C, не выше 30° C, температура воды 1 к на выходе из индуктирующего провода не выше 60° C, коэффициент шероховатости первого медной труб $\text{кв}=3$, удельная масса воды

$$\rho = 101. \text{ кг. сек/м}^4$$

падение давления воды в индуктирующем проводе $\Delta p_v < 2,5$ ама; критерий Рейнольдса $Re > 2300$, что обеспечивает турбулентный характер протекания воды в трубке. Тогда находим расход воды на охлаждение индуктирующего провода [1].

$$W_B = \frac{0.24 * p_i (1 - \eta_i \eta_T)}{T_k - T_n}$$

где p_i - мощность индуктора

η_i - электрический КПД индуктора;

η_T - коэффициент, учитывающий передачу тепла в индуктор от нагретой детали (в холодном режиме можно принять $\eta_T = 1$, в горячем режиме $\eta_T = 0,95$).

$$W_B = \frac{0.24 * 57.5 * (1 - 0.75 * 1)}{50 - 20} = 0.12 \text{ л/сек};$$

Скорость протекания воды в индуктирующем проводе определим по формуле

$$V_B = 10^{-3} \frac{W_B}{S_B} \text{ м/сек.}$$

где S_B - площадь окна в сечении индуктирующего провода в м^2 .

$$\text{Откуда: } V_B = 10^{-3} \frac{0.12}{20 \cdot 16 \cdot 10^{-6}} = 0.38 \text{ м /сек.}$$

3.2. Исследование влияния параметров пластического деформирования на степень деформации гильзы при помощи программного комплекса Qform

В процессе выполнения ремонтных работ по восстановлению полых цилиндров методом пластического деформирования важно придерживаться основополагающего принципа: при устранении одного дефекта не допустить появления другого. В заготовительной практике обработки металлов давлением категорически не рекомендуется деформировать детали с какими-либо полостями или несплошностями, во избежание появления нежелательных отклонений формы заготовок требуется соблюдение закона постоянства объема заготовки до и после деформации. В связи с этим, назначение режимов нагрева и сопутствующего деформирования полых цилиндров является достаточно важным этапом в технологической подготовке операции по восстановлению размеров детали.

Теоретические расчеты параметров обработки в случае полых конструкций весьма трудоемки и требуют анализа влияния значительного числа параметров и коэффициентов, полученных экспериментальным путем. Приведенные выше выражения не позволяют точно установить связь между параметрами индукционного нагрева и степенью деформации стенки трубы путем создания градиента температур при проведении термопластической обработки. Это приводит к необходимости проведения многочисленных

экспериментальных исследований. Вместе с тем поставленную задачу возможно решить при помощи компьютерного моделирования процесса обработки.

В последние десятилетия большинство прикладных задач в технике успешно решается с помощью пакета компьютерных программ и численного эксперимента, которые позволяют моделировать состояние объекта исследования под воздействием различных внешних факторов - нагрузки, температуры, магнитных полей и т. п. Программные комплексы успешно применяются также для имитации и визуализации различных технологических процессов и методов обработки деталей, реализуемых на металлорежущих станках, в металлургическом и литейном производстве, порошковой металлургии и др.

Для компьютерного моделирования процессов обработки металлов давлением разработан программный комплекс QForm, обладающий широкими функциональными возможностями. С помощью данного программного продукта возможно проводить моделирование практически всех формообразующих технологических процессов, выявляя наиболее рациональные параметры технологических операций. Комплекс расчётных алгоритмов QForm позволяет быстро и эффективно выполнять технологические расчеты сохранять и выводить полученные результаты в любом формате. Важным достоинством программного комплекса является возможность генерировать и перестраивать конечно-элементную сетку в автоматическом режиме, а также колоссальная база данных как деформируемых, так и инструментальных материалов, реестр существующего технологического оборудования и применяемых смазочных материалов. При необходимости программа предоставляет информацию по различным моделям прессов для горячей объемной штамповки иковки.

Специальный модуль QForm Heat Treatment позволяет моделировать также термическую обработку, что очень важно для решения задачи восстановления гильзы гидроцилиндра при помощи индукционного нагрева.

При помощи данного модуля возможно моделировать как дополнительные и комбинированные операции, например, термомеханическую обработку в последовательности нагрев – деформация – термообработка, так и для моделирования изменения фазового состава в процессе деформирования или охлаждения в заэволюционированном состоянии (закалка в прессе).

На рабочих поверхностях гидроцилиндров, поступивших в ремонт, как правило, наблюдаются многочисленные локальные повреждения различного происхождения глубиной 0,15...0,5 мм. Возможны также риски и царапины, коррозионные повреждения.

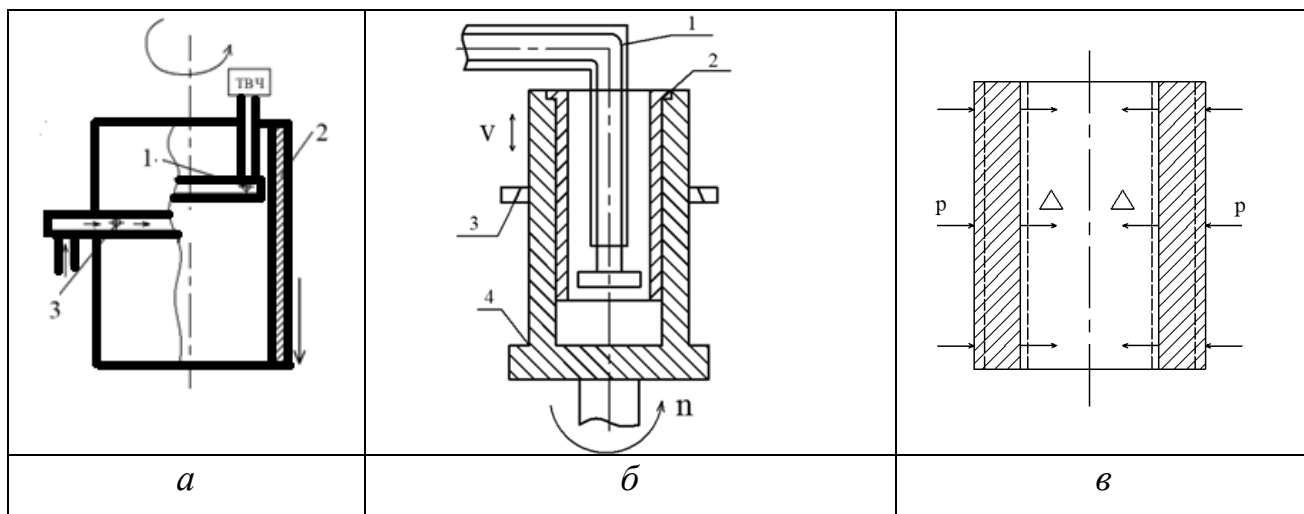


Рисунок 3.8 – Схема восстановления внутреннего диаметра цилиндра при помощи непрерывного-последовательного индукционного нагрева по высоте: *а* - за счет создания градиента температур; *б* – за счет обжаривания цилиндра в матрице; *в* – направление деформации. 1-индуктор; 2 - восстанавливаемая деталь; 3 - спрейер; 4 – матрица.

Учитывая достаточный разброс по величинам износа, характерных для зеркала цилиндра, для восстановления его внутреннего диаметра принимаем к рассмотрению две схемы пластического формоизменения:

1. восстановление диаметра гильзы исключительно за счет создания градиента температур при помощи индукционного нагрева с последующим охлаждением (рис. 3.8, *а*);

2. восстановление внутреннего диаметра путем принудительного пластического деформирования гильзы дополнительным обжатием матрицей при индукционном нагреве и с последующим охлаждением (рис. 3.8, б).

При помощи программного продукта QForm Heat Treatment определим пределы возможного бездефектного термопластического деформирования при восстановлении размеров цилиндра с наружным диаметром $D_n = 273$ мм и внутренним $D_v = 220$ мм гидростойки двойной гидравлической раздвижности.

По приведенной в параграфе 3.1 методике и рекомендациям были определены параметры термопластического деформирования при индукционном сквозном и неравномерном нагревах полого цилиндра с заданными размерами (табл. 3.2).

Таблица 3.2 – Принятые параметры индукционного нагрева до температуры $920-950^{\circ}\text{C}$ и охлаждения восстанавливаемого цилиндра

Параметр обработки	Численное значение	Параметр обработки	Численное значение
Частота тока f , Гц	50 -150*	Скорость подачи воды, л/с	0,38
Скорость нагрева V_n , $^{\circ}\text{C}/\text{с}$	50	Высота индуктора, мм	24
Удельная мощность p_0 , kBt/cm^2	0,06-0,07	Мощность, кВт	13,6
Длительность нагрева t_n , с	80-100	Зазор между индуктором и нагреваемой поверхностью, мм	1 ÷ 3
Скорость охлаждения детали V_o , $^{\circ}\text{C}/\text{с}$	120	Скорость протекания воды V_v , м/с	0,38
Напряжение U_u , В	21,4	Сила тока I_u , кА	1,4

*при сквозном нагреве

На первом этапе работы в программу вводятся исходные данные по физико-механическим свойствам материала восстанавливаемой детали (рис. 3.9) При моделировании процессов термопластического деформирования учитывалось изменение физико-механических свойств материала цилиндра при изменении температуры (рис 3.10–3.14).

Затем задавались параметры технологической операции и восстанавливаемого объекта.

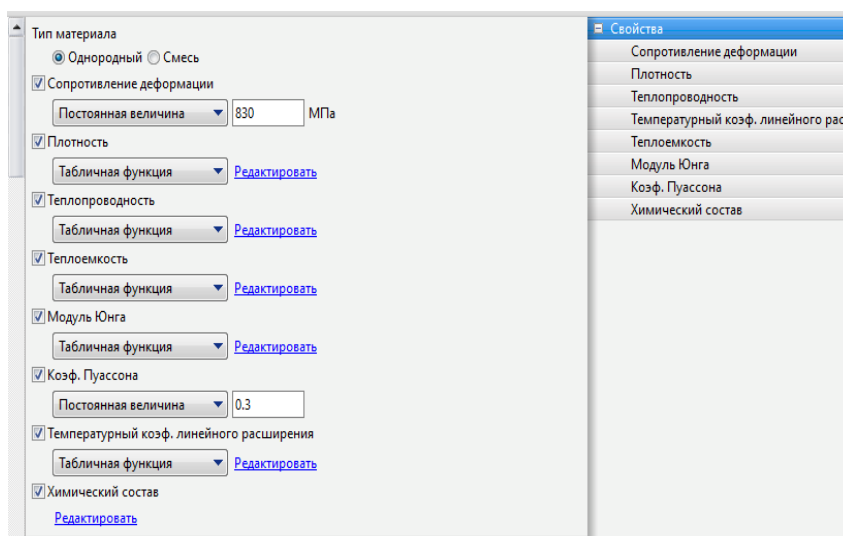


Рисунок 3.9 - Интерфейс программы QForm Heat Treatment

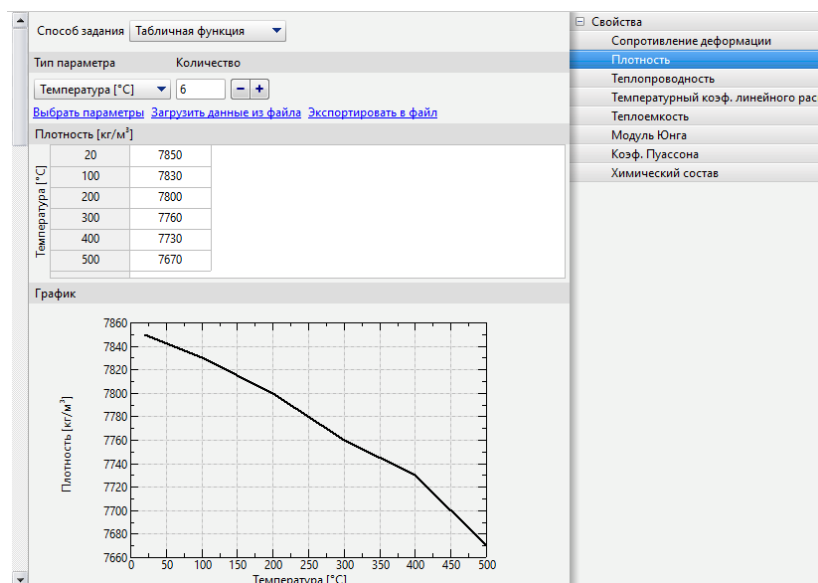


Рисунок 3.10 – Изменение плотности стали 30XГСА при повышении температуры

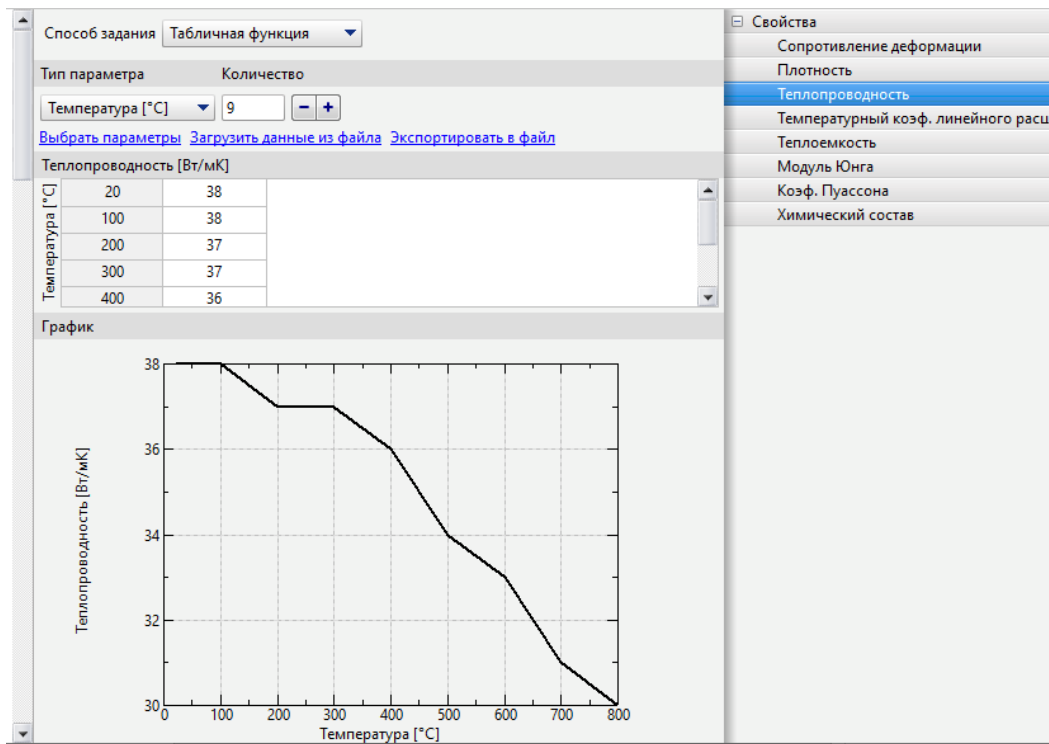


Рисунок 3.11 – Изменение теплопроводности стали 30ХГСА при повышении температуры

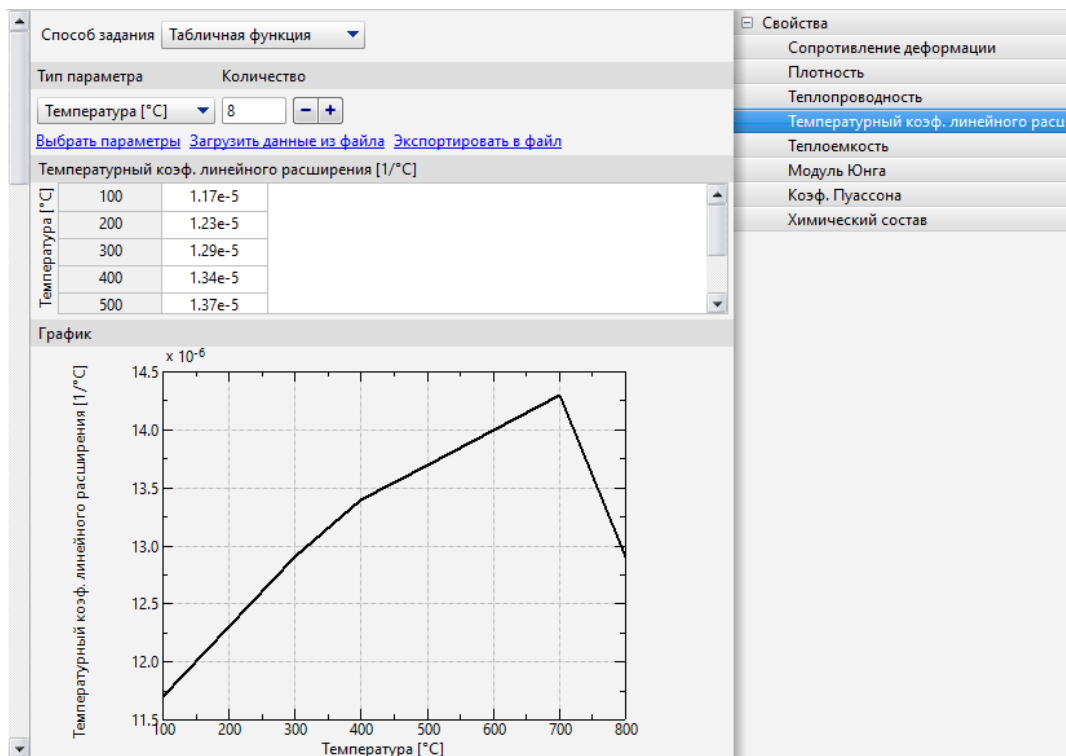


Рисунок 3.12 – Изменение температурного коэффициента линейного расширения стали 30ХГСА при повышении температуры

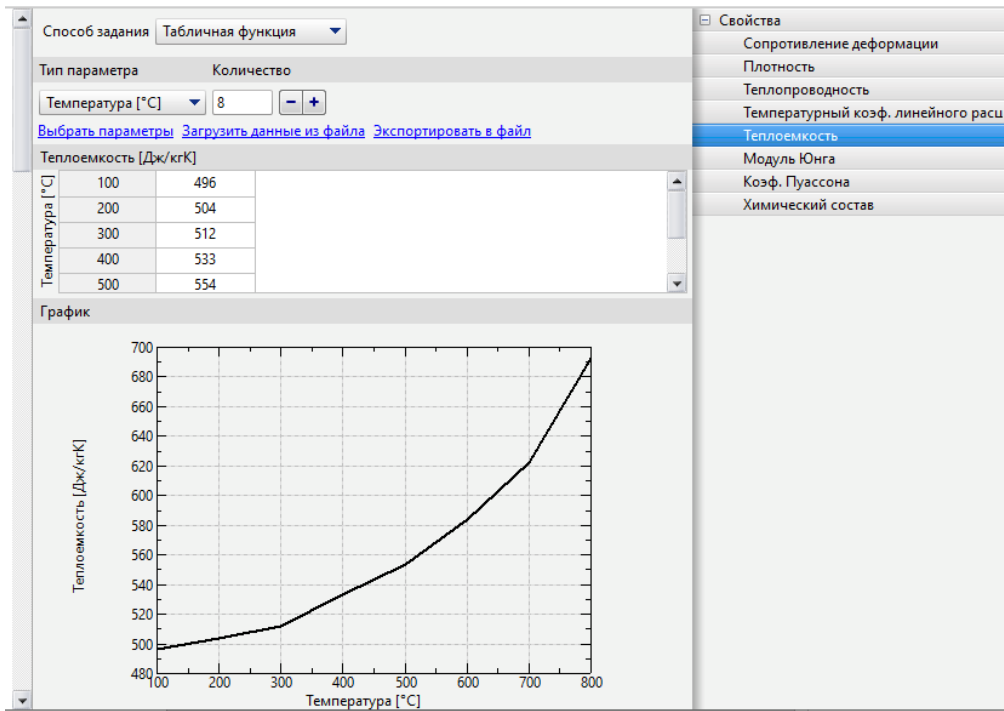


Рисунок 3.13 – Изменение теплоемкости стали 30ХГСА с изменением температуры

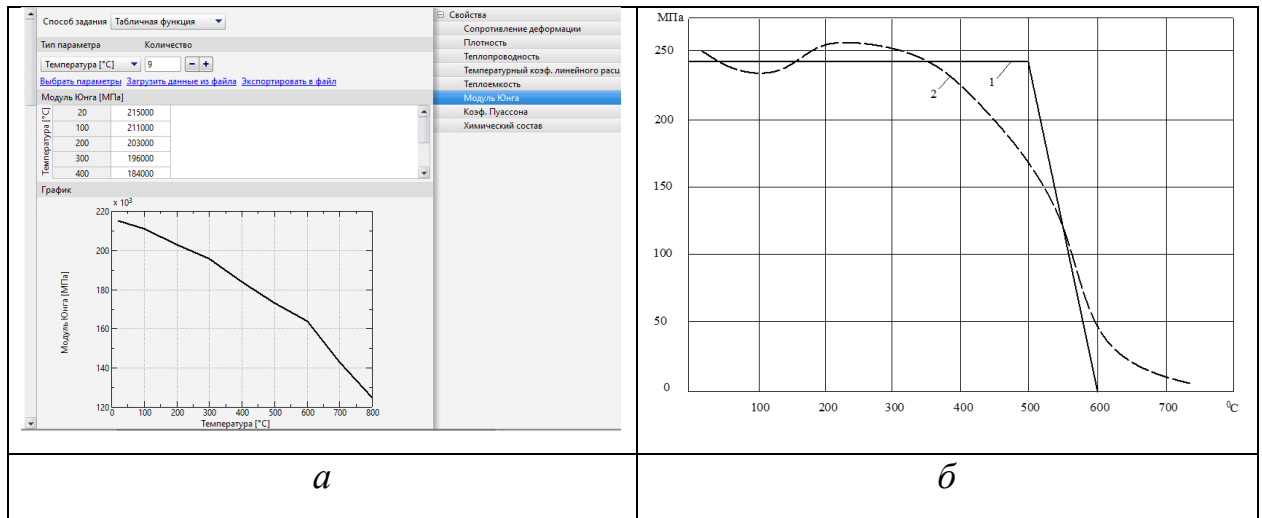
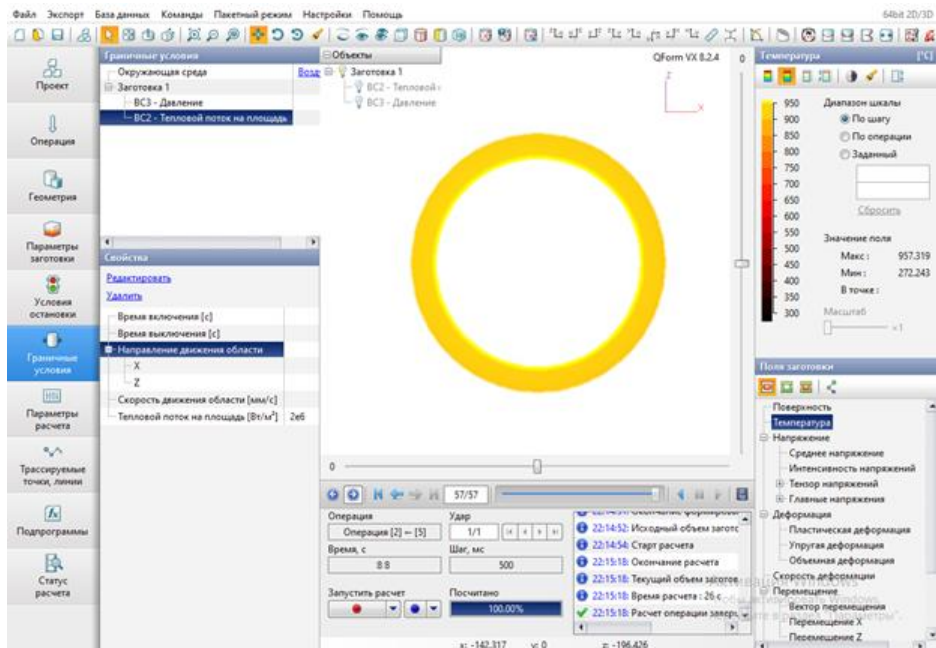


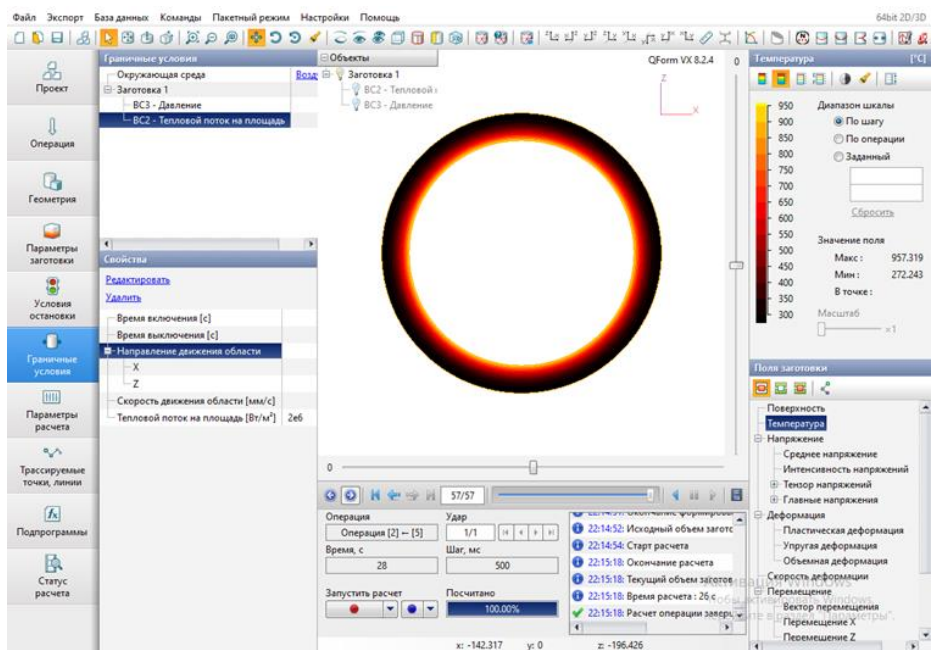
Рисунок 3.14 – Изменение модуля Юнга (а) и предела текучести σ_T (б) стали 30ХГСА при повышении температуры: 1 – схематическое изображение; 2 – реальная зависимость

При реализации второй схемы термопластического деформирования за счет создания градиента температур моделировались условия индукционного

нагрева стенки гильзы в соответствии с полученными расчетными данными (табл. 3.2.)



а



б

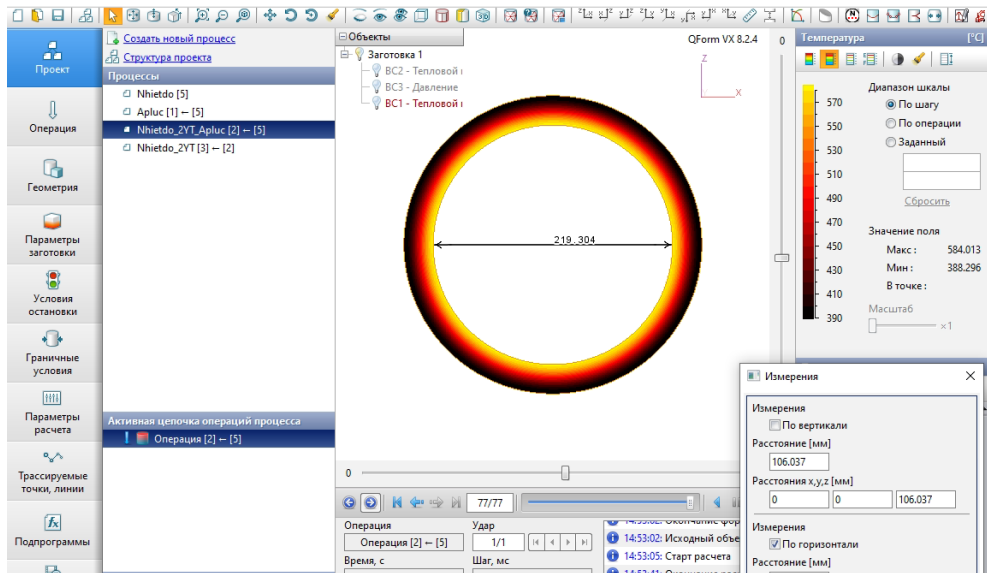
Рисунок 3.15 – Моделирование нагрева цилиндра до температуры термопластического деформирования 920-950 °С.: а – равномерный сквозной, $\Delta T=50^{\circ} \text{C}$, $f=100$ Гц; б - неравномерный нагрев $f=8000$ Гц,

В теории и практике индукционного нагрева труб, цилиндры с толщиной стенки более 15 мм относятся к толстостенным. Для возможности качественной их деформации важно обеспечить равномерный нагрев по всему сечению. Поскольку цилиндры гидростоек в основной своей массе имеют толщину стенки более 15 мм, необходимо соблюсти это требование и при моделировании данного процесса. На рис 3.15, а показан цилиндр на этапе сквозного нагрева с удельной мощностью $p_0 = 0.06-0,07$ кВт/см² в течение 40–60 с частотой тока 50-150Гц. Параметры нагрева рассчитаны для кольцевого одновиткового индуктора высотой 24 мм.

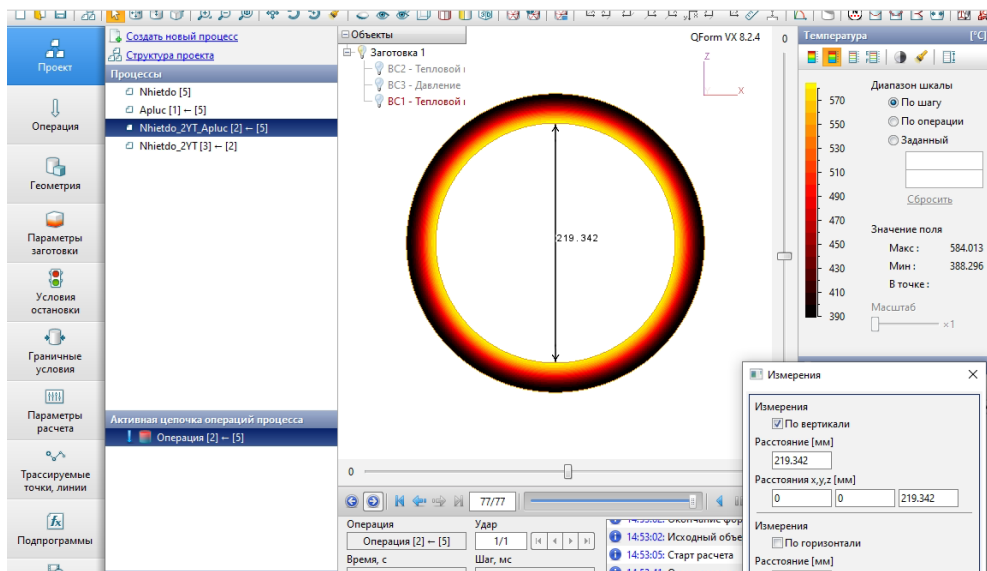
Вместе с тем для оценки степени деформации в случае неравномерного нагрева гильзы, обусловленной, например, ускоренным перемещением детали относительно индуктора, смоделированы условия нагрева со сдвигом максимальной температуры к внутренней стенке цилиндра, что обеспечивалось назначением более высокой частоты тока 8000 Гц и удельной мощности $p_0 = 0.2$ кВт/см². При этом время нагрева не изменялось, рис. 3.15, б.

Для имитации сдвига материала по кристаллографическим направлениям и его деформации от температурного градиента, к наружной поверхности цилиндра в направлении от периферии к центру, дополнительно было приложено давление в узком диапазоне значений от 160 до 170 МПа. Процесс термопластического деформирования реализовывался по схеме: нагрев – быстрое охлаждение снаружи водой с температурой равной 30⁰ С в течение времени $t=10$ с, благодаря чему создается осевой температурный градиент, который и приводит к пластическому перераспределению материала цилиндра от наружной поверхности к внутренней.

На рисунке 3.16 показано распределение температурного поля в радиальном сечении гильзы в процессе ускоренного охлаждения и получаемые диаметры отверстия гильзы для сквозного равномерного нагрева.



а



б

Рисунок 3.16 - Температурное поле в стенке и значение внутреннего диаметра цилиндра по оси x (а) и z (б) при охлаждении снаружи

Анализируя полученные значения, можно сказать, что максимально возможная усадка для толстостенного цилиндра возможна при равномерном сквозном нагреве по толщине стенки, в связи с этим, скорости перемещения детали относительно индуктора должны быть невысокими. \

Результаты моделирования по усадкам цилиндра представлены в таблице 3.3.

Таблица 3.3 – Результаты моделирования усадки для различных условий нагрева и внешнего давления.

Радиальный градиент температур по толщине стенки, °C	Полученный внутренний диаметр цилиндра в мм		Абсолютная средняя величина усадки, мм
	по оси x	по оси z	
$\Delta T=200$	219.304	219.342	0.677
$\Delta T=100$	219.107	219.22	0.837
$\Delta T=50$	218.927	219.147	0.963

Таким образом, значительные скорости перемещения восстанавливаемой детали через индуктор приводят к неравномерности нагрева по толщине стенки полого цилиндра. Поэтому при одинаковых режимах температурного воздействия с увеличением толщины стенки величина деформации уменьшается. Для получения требуемой величины деформации за один цикл нагрева для толстостенных цилиндров целесообразно проводить нагрев двумя источниками питания, т. е. одновременно снаружи и изнутри.

Для второй схемы был выбран тип операции «Деформация» для условий плоской задачи и 2D – моделирования, проводимого в двух вариантах: с учетом осевого градиента температур, возникающего при нагреве и быстром охлаждении стенок и деформация с принудительным обжатием в матрице. Во втором случае задаются значения нормальных давлений в диапазоне от 150 до 210 МПа с шагом 10 МПа, направленных от периферии цилиндра к центру, имитирующих воздействие матрицы при нагреве и деформации (рис. 3.17). Направление давления от внешних сил совпадает с направлением деформаций (рис. 3.8, в) Оценивается их влияние на степень деформации стенки и величину усадки.

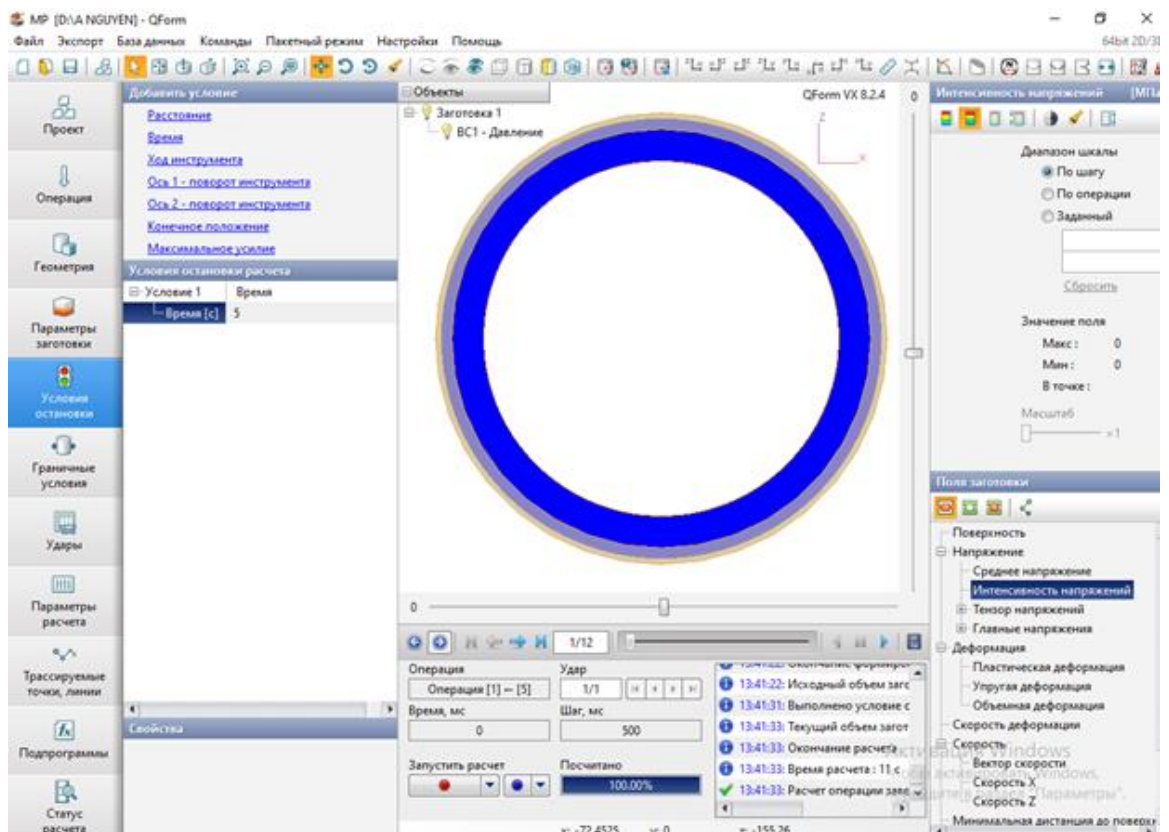
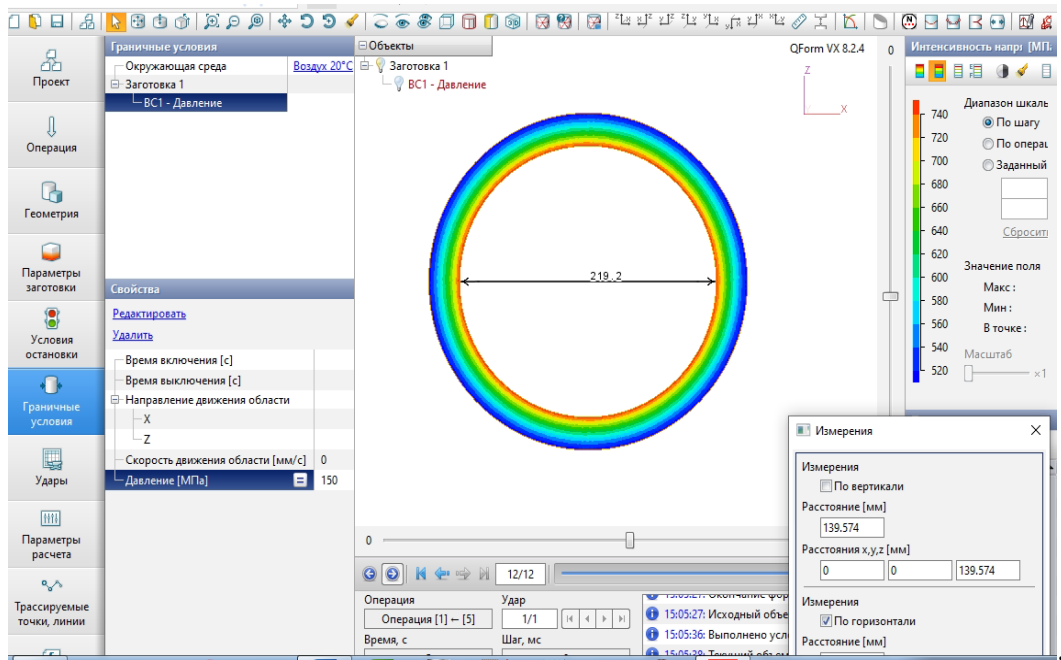


Рисунок 3.17 - Принятие схемы деформирования цилиндра при обжатии матрицей

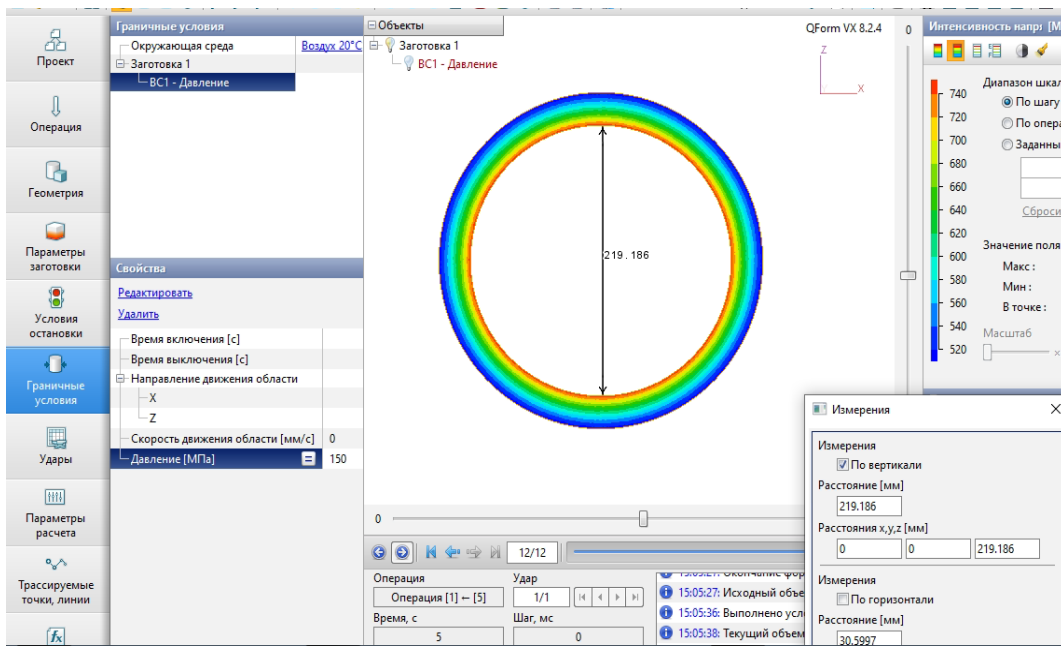
Условия нагрева и охлаждения:

Схема 1: сквозной индукционный нагрев в направлении от внутренней стенки цилиндра к внешней; охлаждение от наружной стенки к внутренней (рис. 3.8 б);

Схема 2: сквозной нагрев с последующим охлаждением от внутренней стенки цилиндра к внешней; дополнительное охлаждение матрицы снаружи (рис. 3.8.а).



а



б

Рисунок 3.18- Диаметры отверстия по осям x (а) и z (б) и интенсивность напряжений в стенке цилиндра после индукционного нагрева и деформирования с приложением внешнего давления 150 МПа.

В таблице 3.4 и на рис. 3.18 представлены диаметральные размеры отверстия гильзы, полученные при термопластическом деформировании в зависимости от величины приложенного внешнего давления, откуда видно,

что увеличение внешнего давления свыше 206 МПа приводит к недопустимой деформации и появлению брака.

Таблица 3.4 – Результаты моделирования термопластической деформации цилиндра с приложением внешней нагрузки (в матрице)

Внешнее давление в МПа	Полученный диаметр цилиндров в мм		Усадка абсолютная, мм	Усадка относительная, %
	по оси x	по оси z		
150	219.20	219.186	0.814	0,37
160	219.147	219.147	0.853	0,39
170	219.092	219.092	0.908	0,41
180	219.026	219.026	0.974	0,44
190	218.941	218.942	1.058	0,48
200	218.764	218.781	1.236	0,56
206	217.684	217.755	2.316	1,05
210	214.717	214.74	5.283	2,4

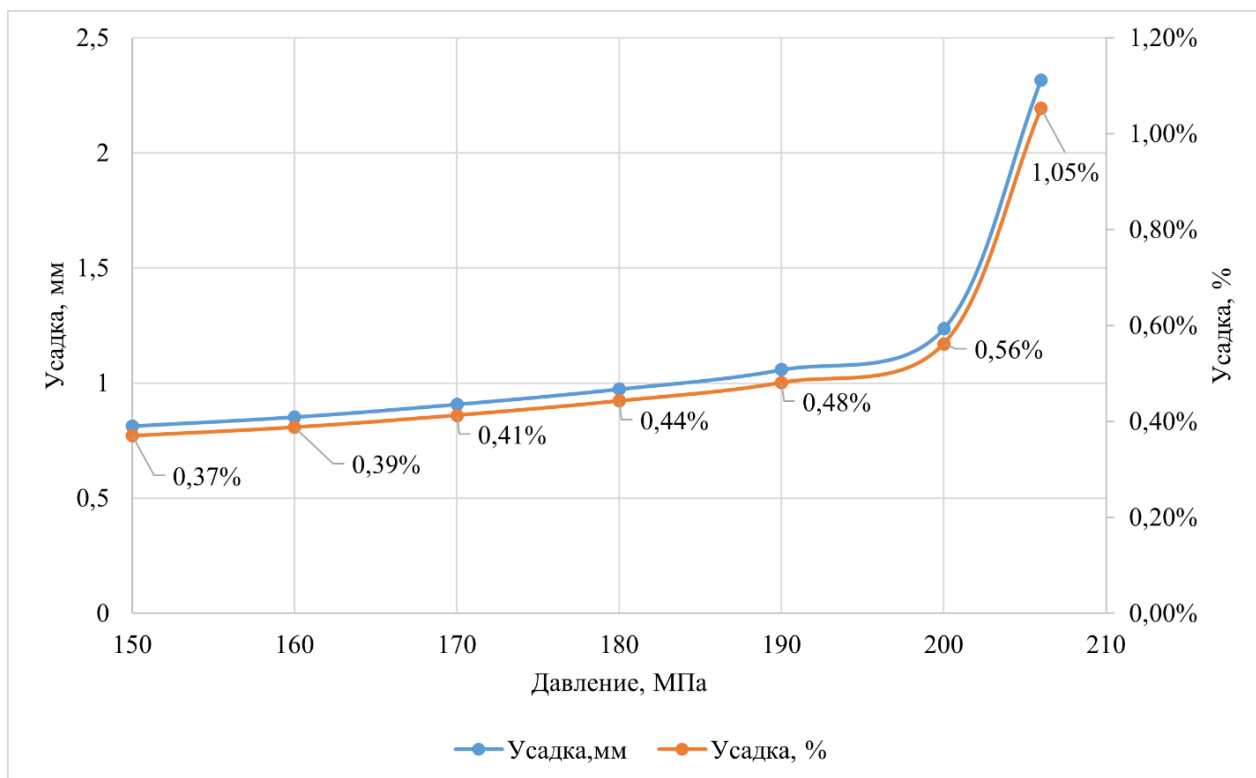
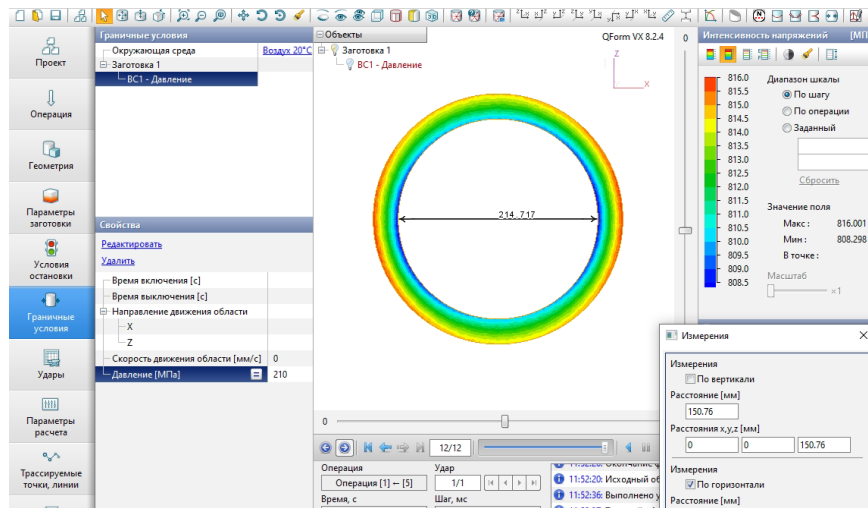


Рисунок 3.19 - График зависимости величины усадки от внешнего давления.

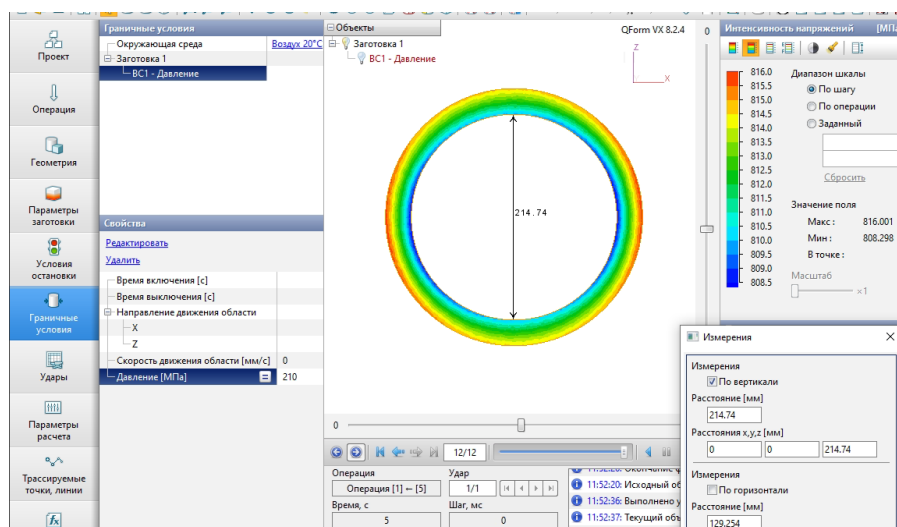
Из полученного графика (рис. 3.19) следует, что деформирование цилиндра в матрице следует проводить до величины абсолютной усадки, равной 2, мм (при этом относительная усадка – 0,56%) во избежание нарушения требуемой геометрической формы детали, что может привести к неисправимому браку.

На рисунке 3.20 приведены условия формирования недопустимой величины усадки при воздействии внешнего давления в 210МПа.

Таким образом, максимально возможная величина усадки при восстановлении цилиндра путем принудительного термопластического деформирования в матрице составляет 2–2,3 мм, после чего наступает неконтролируемая деформация, вызывающая нарушения исходной геометрии стенки цилиндра и неисправимый брак. При этом максимальные напряжения распределены по наружному контуру цилиндра.



a



б

Рисунок 3.20- Распределение напряжений в стенке цилиндра и формирование недопустимых величин диаметра отверстия по осям *x* (*a*) и *z* (*б*) при внешнем давлении 210 МПа

Данная схема деформирования может применяться на практике при необходимости устранения значительных износов зеркала цилиндра, с созданием припуска на отделочную обработку до 1,00 мм на сторону.

3.3. Исследование влияния термопластического деформирования на микроструктуру стали 30ХГСА

Для убедительной оценки возможности применения восстановления цилиндров гидростоек пластическим деформированием получение требуемого размера и формы внутренней поверхности гильзы являются недостаточными. Необходимы также экспериментальные исследования микроструктуры стали и ее свойств, полученных в результате реализации последовательных процессов: нагрев-деформирование-охлаждение.

С этой целью в лаборатории материаловедения кафедры горного оборудования, транспорта и машиностроения Горного института (рис. 3.21, а) были имитированы условия, при которых проводилось восстановление цилиндра с той лишь разницей, что деформированию подвергались призматические образцы из стали 30ХГСА (рис. 3.21, б), предварительно прошедшие термообработку – улучшение. Выбор формы образцов определялся возможностью измерения его размеров доступными универсальными средствами контроля до и после деформации, а также удобством его использования при оценке твердости материала до и после термообработки. При проведении данного эксперимента степень деформации образца соответствовала максимальному значению, полученному при моделировании бездефектной обработки пластическим деформированием и составляла 0,8 – 0,9%.

В сущности, была реализована термомеханическая обработка. Для нагрева образцов использовались муфельные печи прямого нагрева с горизонтальной загрузкой модели Варта с программным терморегулятором ТП403 и ТП400, позволяющие точно устанавливать и поддерживать требуемый температурный режим с точностью до 1° . При этом нагрев образца производился в специальном ложементе, для удобства выгрузки из печи, деформации и переноса в охлаждающую среду, в качестве которой использовалось индустриальное масло И20. Деформация образцов выполнялась в тисках с

призматическими губками. Требуемая степень деформации обеспечивалась установкой в тисках упора и составляла 0,9-1.1%.

Маршрут термомеханической обработки:

1. Нагрев образцов до $t = 920^{\circ}\text{C}$.
2. Деформация (рис. 3.11)
3. Закалка, охлаждение в масле.
4. Высокий отпуск при $t=650^{\circ}\text{C}$ с охлаждением в воде.

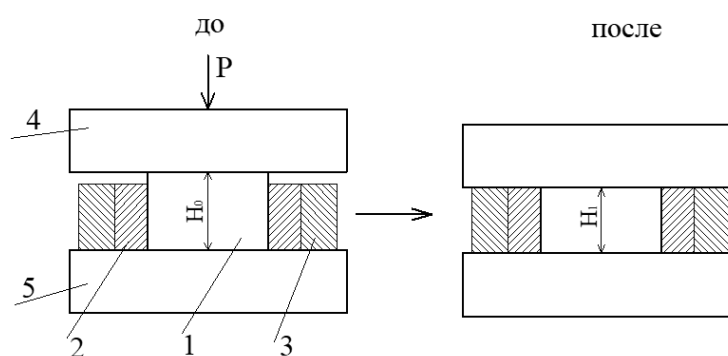
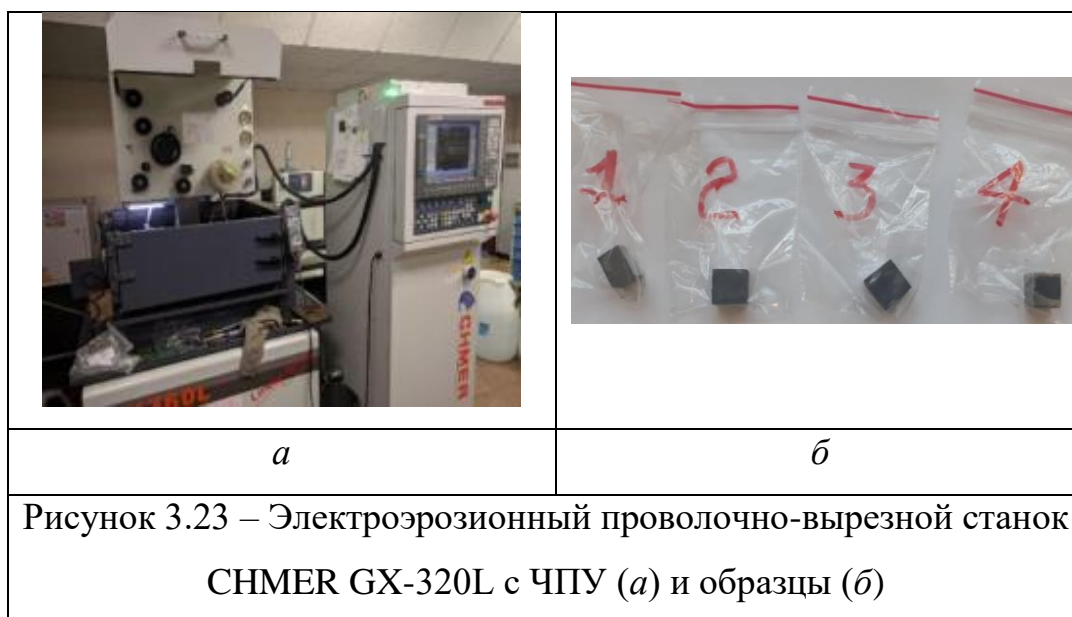


Рисунок 3.22 – Схема деформирования образца в тисках (вид в плане):

- 1 – призматический образец; 2, 3 – упоры; 4, 5 – подвижная и неподвижная губки

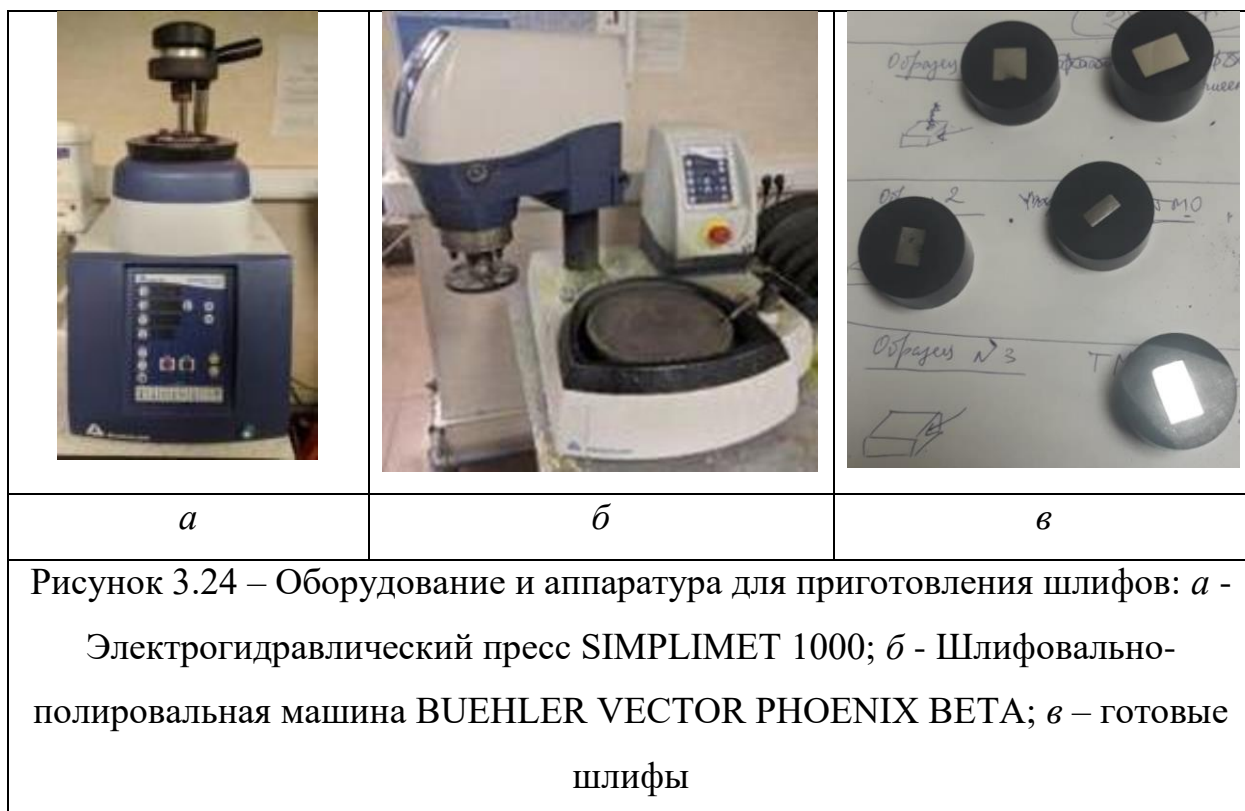
После проведения термомеханической обработки производился анализ микроструктуры образцов после закалки, а затем и после высокого отпуска.

При этом вырезку закаленных образцов осуществляли методом электроэрозионной резки на проволочно-вырезном станке CHMER GX-320L с ЧПУ (рисунок 3.23, *a*).



Для приготовления металлографических шлифов выполняли горячую запресовку в специальную смесь фенольной смолы. Горячая запресовка проводилась в автоматическом запресовочном прессе Simplimet 1000 при температуре 150 °С и давлении 286 атм. (рисунок 3.24, *a*). Приготовленный образец устанавливался на специальный столик прессы и засыпался порошковой смесью фенольной смолы. После этого столик с образцом и смесью опускался в специальную камеру, где происходила запресовка и затвердевание смолы.

После запресовки образцы помещали в револьверный механизм шлифовально-полировальной машины и приготавливали шлифы. Шлифы получали на шлифовально-полировальной машине BuehlerVectorPhoenixBeta (рис. 3.24, *б*) путем последовательной полировки, начиная с наименее дисперсной шлифовальной бумаги и заканчивая алмазной суспензией с размером абразивных частиц $1 \div 2$ мкм.



При полировке суспензией использовали ткань с нанесением на неё алмазной суспензии METADI SUPREME с размером частиц 9, 6, 3, 1 мкм (время полировки составляло около 3 мин на каждой стадии). На заключительной стадии применяли бархат, на который наносили абразивную суспензию Masterprep (0,05 мкм) и полировали 2 ÷ 3 мин с нагрузкой 25 Н, в результате чего добивались зеркальной поверхности шлифа. Характеристики режимов полировки приведены в таблице 3.5

Таблица 3.5 – Параметры шлифования металлографических образцов

Шаг	Скорость, об/мин	Степень шероховатости абразива	Время, мин	Нагрузка, Н
1	300	Наждачная бумага 400 Grit	3	30
2		Наждачная бумага 1200 Grit	4	25
3		Наждачная бумага 2500 Grit	4	25
4	150	Ткань грубая на 9 мкм	3	20

5		Ткань G-cloth на 3 мкм	4	20
---	--	------------------------	---	----

После полировки образцы просушивались и протирались спиртом. Для выявления структуры использовалось химическое травление – 3%-ый раствор азотной кислоты.

Металлографические исследования проводили на подготовленных металлографических шлифах образцов с использованием оптической микроскопии в режиме светлого поля. Для исследований использовали оптический микроскоп Carl Zeiss AXIOVERT 40 MAT (рис. 3.25, а).

На оптическом микроскопе с помощью встроенной цифровой камеры и программного обеспечения Thixomet снимали изображения микроструктуры исследуемых образцов.

Оценка параметров микротвердости выполнялась с использованием микротвердомера Wilson Tukon 1102 (рисунок 3.25, б) в соответствии с методикой проведения замеров микротвердости методом Виккерса по ГОСТ 2999-75. Показателей твердости определялись при вдавливании в поверхность исследуемого образца алмазной пирамидки при определенной нагрузке P в течение конкретного времени выдержки t , с.



микротвердости образцов: *a* - микроскоп Carl Zeiss AXIOVERT 40 MAT; *б* - микротвердомер Wilson Tukon

Расчет микротвердости проводился по формуле:

$$HV = k \frac{F}{d^2} \quad (3.8)$$

где $k = 0,1891$ – постоянная;

F – нагрузка, используемая при измерении, Н;

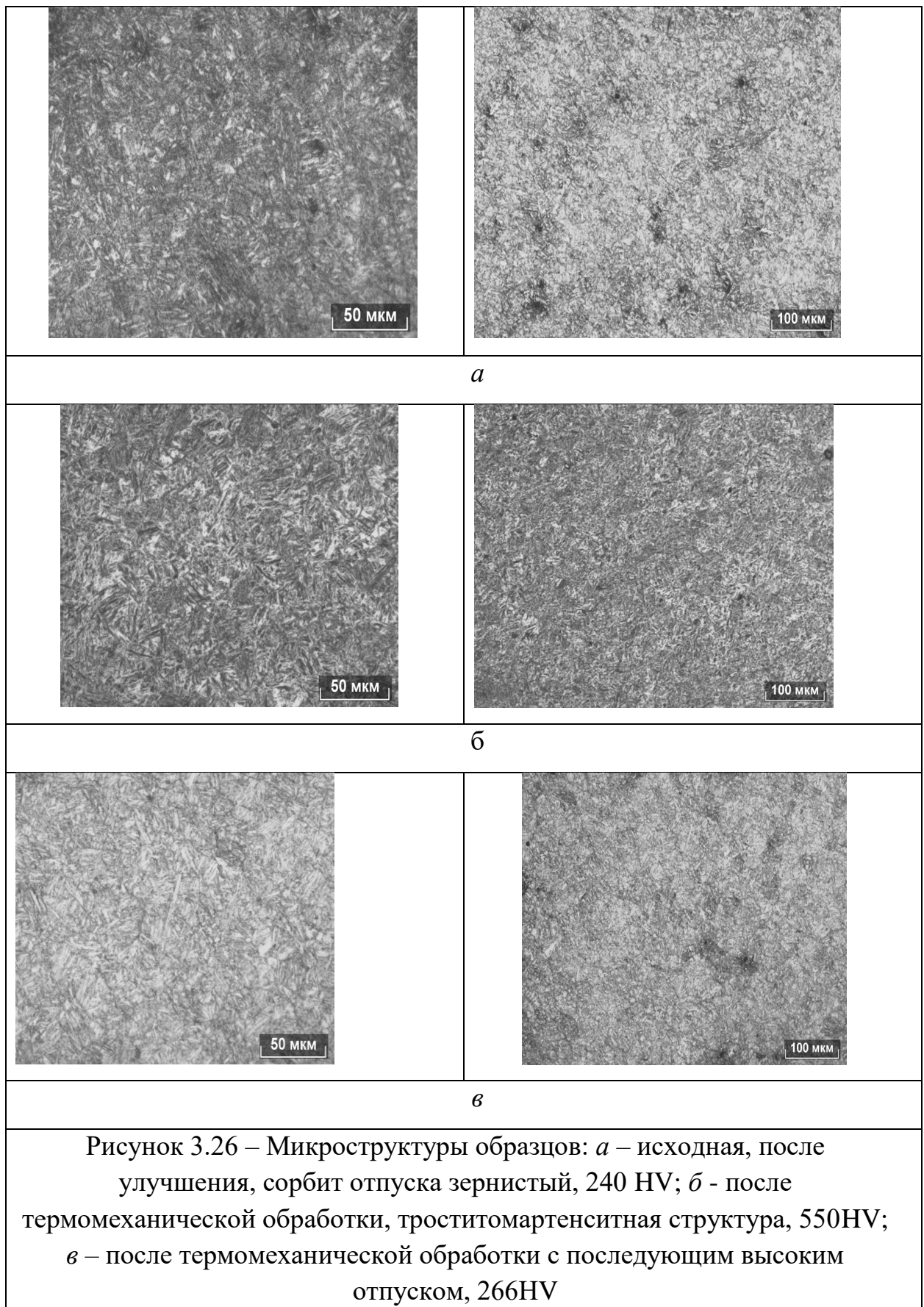
d – среднее арифметическое значение длин диагоналей d_1 и d_2 , мм.

Микроструктуры образцов из стали 30ХГСА представлены в таблице 3.5 в 100- и 50-кратном увеличении.

На рисунке 3.26, *a*, представлена исходная структура стали перед выполнением термомеханической обработке, соответствующая микроструктуре материала цилиндра перед выполнением восстановительных работ пластическим деформированием. Таким образом, исходный сплав после обработки улучшением имеет структуру сорбита зернистого. Твердость исходная 240 НВ.

На рисунке 3.26, *б*, представлена структура стали после термомеханической обработки. Отчетливо видны структурные составляющие – мартенсит закалки и мелкодисперсный троостит. Твердость отвечает структуре, полученной после термомеханической обработки.

На рисунке 3.26, *в*, показана микроструктура стали после термомеханической обработки с последующим высоким отпуском. Хорошо просматривается структура зернистого сорбита более тонкодисперсного, чем сорбит отпуска исходной структуры, подвергнутой только улучшению. Твердость также выше, чем перед ТМО, что обусловлено более мелким зерном, что характерно для структур, обработанных ТМО, несмотря на малую величину деформации.



Таким образом, исследование микроструктуры стали 30XГСА и полученные

результаты по твердости сплава подтверждают целесообразность применения термопластического деформирования для восстановления утраченных размеров цилиндров гидростоек.

3.4. Выводы по главе 3

1. В ходе анализа методов восстановления деталей соединений гидростойки выявлен рациональный метод компенсации износов внутренней поверхности гильзы гидроцилиндра путем создания градиента температур в процессе индукционного нагрева.

2. В результате исследования метода восстановления цилиндра при помощи термопластического деформирования выявлены специфика применения индукционного нагрева и основные параметры процесса, определяющие правомочность и эффективность его использования – частота тока f , скорость нагрева V_n и охлаждения V_o , температура нагрева T , скорость перемещения индуктора $V_{ин}$; длительность и мощность нагрева t_n, P .

3. Для анализа влияния параметров процесса восстановления на степень деформации цилиндра установлены две технологические схемы процесса восстановления- деформация созданием градиента температур и восстановление гильзы с применением принудительного деформирования в матрице.

4. При помощи моделирования процесса восстановления гильзы в программном комплексе QForm установлены возможные численные значения степени деформации в интервале 0,7...0,9 мм, обеспечивающие бездефектное восстановление утраченных размеров цилиндра; при обжатии матрицей- до 2,3 мм.

5. Анализ микроструктуры образцов из стали 30ХГСА подтвердил правомочность метода восстановления пластическим деформированием улучшением структуры свойств материала гильзы после термомеханической обработки. Так твердость стали после ТПД и последующего высокого отпуска увеличилась до 266HV по сравнению с исходной - 240МПа.

Глава 4. Обоснование методов восстановления работоспособности штоков и обеспечения точности сборки соединений гидростоек

4.1 Обоснование метода восстановления штока гидростойки в условиях ремонтных баз горных предприятий.

Спектр технологий, реализуемых в современном ремонтном производстве для восстановления работоспособности деталей, достаточно широк. Как правило, эти технологии основаны на использовании различных методов нанесения функциональных покрытий, таких как наплавка, газотермическое и холодное газодинамическое напыление, электроискровое упрочнение, гальваническое осаждение и др. [4, 18, 19, 89]. При этом для оценки возможности применения того или иного метода в каждом конкретном случае руководствуются величиной и характером рабочих нагрузок, воспринимаемых деталью, видом и степенью ее повреждения, а также требованиями, предъявляемыми к эксплуатационным характеристикам восстанавливаемой поверхности. Последние, как известно, определяются конструктивными особенностями, материалом восстанавливаемой детали, физико-механическими свойствами и качеством ее поверхностного слоя.

Немаловажным фактором при выборе способа восстановления является его универсальность, экологическая безопасность, простота в обслуживании и мобильность используемого оборудования, стабильность и воспроизводимость качества восстановительных работ, возможность автоматизации процесса восстановления.

Шток гидростойки является выходным звеном силового гидроцилиндра. Он функционирует в условиях воздействия значительных внешних асимметрично приложенных циклических нагрузок и обеспечивает должную несущую способность крепи очистного забоя [43, 44]. Согласно статистике, порядка 40-50% отказов силовых гидроцилиндров происходят по причине износа и коррозии рабочей поверхности штоков, контактирующей с уплотнением грундбоксы [59, 121]. К числу факторов, усугубляющих условия

эксплуатации штоков можно отнести: наличие абразивной пыли, перепады температур, высокую влажность окружающего воздуха и др. Известно, что около 60...70% штоков механизированных крепей теряют свою работоспособность, не выработывая предусмотренный ресурс. Это приводит к необходимости изыскания эффективного универсального метода восстановления его эксплуатационных характеристик, а также организации специализированных участков по ремонту штоков, принимая во внимание большое количество и значительную номенклатуру функционирующих в угольных шахтах СРВ гидростоек.

Так, например, в зависимости от мощности угольных пластов используемые гидросийки механизированных крепей могут быть одинарной и двойной раздвижности [101, 103]. В связи с этим, штоки в гидростойках применяют как полый конструкции с поршневой частью, так и сплошные с резьбовой поверхностью на одном из концов для установки поршня (рис. 4.1). Из-за схожести конструкторско-технологических признаков, штоки, как правило, изготавливают по типовым технологиям из среднеуглеродистых улучшаемых сталей марок 45, 40Х, 30ХГСА. К этому же классу относятся и полые плунжеры, входящие в состав гидростоек двойной раздвижности. Дефекты, возникающие на рабочих поверхностях плунжеров аналогичны повреждениям рабочей поверхности штока, соответственно и технологии восстановления данных элементов практически идентичны.

Анализируя технологию изготовления штоков, можно выделить четыре основных этапа, на которых обеспечиваются требуемые качество и эксплуатационные свойства рабочей поверхности детали [44, 89]:

1. формообразующая механическая обработка;
2. упрочняющая объемная термическая обработка;
3. упрочняющая поверхностная обработка ТВЧ и гальваническим хромированием;
4. отделка рабочей поверхности полированием

Как видно, поверхностной закалкой ТВЧ с последующим гальваническим хромированием обеспечиваются положительный градиент физико-механических свойств материала детали от сердцевины к поверхности на глубине 1,5...4,0 мм (рис. 4.1) и, тем самым, высокая износостойкость поверхностного слоя и сопротивляемость коррозии. Но, несмотря на упрочняющее хромирование, в процессе эксплуатации рабочая поверхность штоков подвергается интенсивному неравномерному износу. При этом основными поверхностными дефектами являются следы коррозии и абразивного изнашивания в виде царапин и рисок, что является следствием царапающего действия мелких абразивных частиц, попадающих в зону контакта штока с уплотнением [2,44,45].

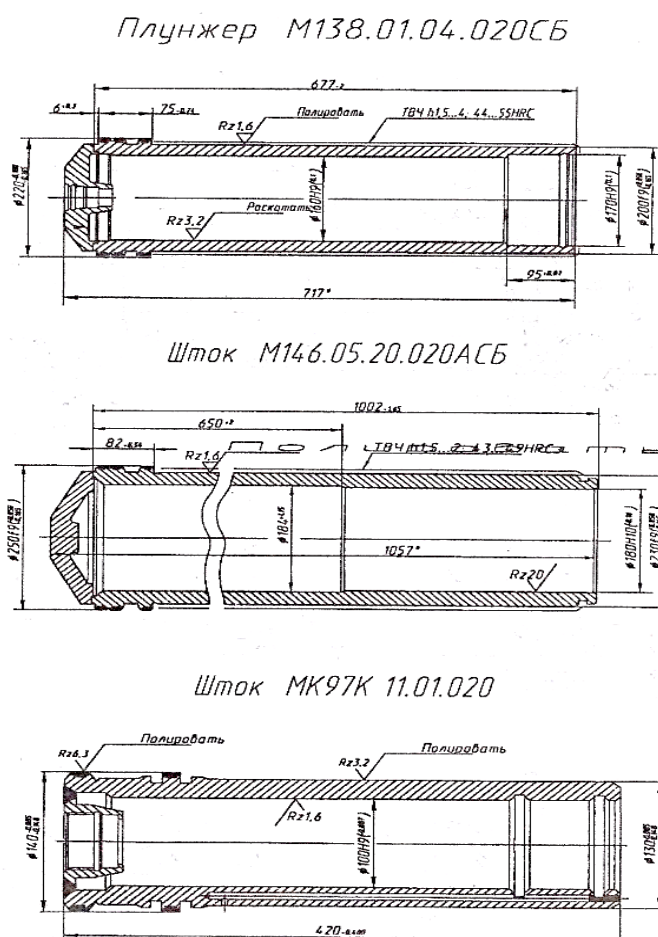


Рисунок 4.1 – Конструкции и требования к качеству поверхности штоков и плунжера гидростоек различных механизированных крепей

Для восстановления исходных геометрических параметров и эксплуатационных характеристик рабочей поверхности штока, в большинстве случаев, как правило, выполняется повторное хромирование поврежденной поверхности после предварительной ее механической обработки. При этом стоимость восстановительного ремонта часто достигает 45–50% цены новой детали [60, 62]. Бесспорно, гальваническое хромирование является эффективным методом поверхностного упрочнения деталей на этапе изготовления в условиях специализированных участков, обеспечивает защиту поверхности от коррозионно-механического и абразивного износа. Вместе с тем, данный процесс имеет ряд существенных недостатков, что ограничивает его применение при ремонте деталей, например, таких как, как [19]:

- вредное воздействие применяемых электролитов на окружающую среду и здоровье человека (использование шестивалентного хрома);
- высокая стоимость основных компонентов электролитов;
- необходимость утилизации токсичных отходов (ионов тяжелых металлов) и применения средств комплексной защиты персонала ремонтного участка;
- необходимость в проведении тщательной многоэтапной подготовки восстанавливаемой поверхности под гальваническое осаждение покрытия;
- ограниченная толщина формируемого слоя;
- отсутствие возможности восстановления повреждённых локальных участков;
- вероятность появления макрогеометрических погрешностей формы рабочей поверхности штока [121], негативно влияющих на условия контактного взаимодействия с уплотнением грунбуксы.

Из-за перечисленных недостатков в практике ремонта штоков постепенно отказываются от гальванических методов, отдавая предпочтение более прогрессивным альтернативным технологиям. Особое внимание заслуживают методы восстановления, не требующие трудоемкой многоэтапной подготовки восстанавливаемой поверхности, с возможностью компенсировать значительные износы, которые можно реализовать в мобильных ремонтных подразделениях на горных предприятиях по месту эксплуатации горной

техники для оперативного восстановления штоков и позволяют значительно снизить затраты на ремонт ответственных узлов.

Самым распространенным способом восстановления деталей на ремонтных предприятиях является наплавка [19, 89, 107]. Благодаря простоте обслуживания, компактности, невысокой стоимости оборудования для наплавки, на практике широко используются самые различные ее варианты — наплавка в среде углекислого газа, самозащитной проволокой, под слоем флюса. При этом восстанавливают поверхности со значительными износами, а формируемые поверхностные слои отличаются достаточно высокими эксплуатационными характеристиками. Вместе с тем, используемая в качестве теплового источника электрическая дуга приводит к неравномерному нагреву и охлаждению поверхностного слоя штока гидроцилиндра, таким образом, приводит к ускоренному протеканию различных фазовых превращений и изменению структуры поверхностного слоя материала детали, что может стать причиной появления значительных остаточных напряжений, снижающих ресурс изделия. Сталь 40X относится к трудносвариваемым материалам, склонна к отпускной хрупкости. Неравномерный нагрев является одной из основных причин образования трещин в деталях, изготовленных из данной стали [51]. Следует отметить, что использовать наплавку повторно для восстановления одной и той же поверхности (детали) не рекомендуется, что является существенным ограничивающим фактором, учитывая высокую трудоемкость изготовления штоков.

Не все альтернативные варианты технологий упрочнения и восстановления деталей из стали 40X демонстрируют возможность их применения при ремонте штоков. К примеру, рекомендуемые для этого методы лазерного борирования и CVD-методы [119, 122] практически невозможно реализовать в ремонтном производстве ввиду жестких требований к подготовке поверхности под покрытия и условиям протекания процессов, низкой производительности методов, высокой стоимости применяемого оборудования.

Большие перспективы в плане восстановления изношенных штоков на ремонтных базах угольных предприятий СРВ открывают методы газотермического напыления, в частности методы плазменного и высокоскоростного газопламенного напыления [5]. В ряде случаев производители гидравлического оборудования стали использовать данную технологию и на этапе изготовления штоков, благодаря ее экологической безопасности.

Метод высокоскоростного газопламенного напыления основан на использовании сверхзвуковых скоростей полета напыляемых частиц, изменяющихся в диапазоне 600...900 м/с, что позволяет формировать высокоплотные покрытия с пористостью менее 0,1% и прочностью сцепления с подложкой от 80 МПа и выше. Главные достоинства метода – отсутствие интенсивного нагрева восстанавливаемой поверхности и, соответственно, коробления детали, а также сохранение исходной структуры материала подложки. Температура нагрева основы не превышает 150⁰С, что значительно ниже температуры протекания фазовых превращений в стали. При этом в связи с малой шероховатостью поверхности создаваемого покрытия механическая обработка после его нанесения имеет небольшой объем. Для этих целей, как правило, используют абразивную либо алмазно-абразивную обработку. Одно из преимуществ высокоскоростного напыления по сравнению с наплавкой состоит в возможности многократного восстановления одной и той же поверхности. Благодаря компактности и мобильности современных установок (*HVAF Plakart HVA-7, HIJET – 9610, JP-5000 HVOF* и др.) [5], этот метод можно реализовать также и в полевых условиях с возможностью нанесения широкого спектра материалов покрытий – от коррозионностойких металлических сплавов до металлокерамических материалов.

В работе [120] приведена сравнительная характеристика трибологических свойств газотермического металлокерамического покрытия и гальванического хрома. Были исследованы свойства покрытия Cr₃C₂ 75%+NiCr20 25%, сформированного высокоскоростным напылением из 3

порошков одинакового состава – стандартного с размером частиц ~30-50 мкм (WOKA 7204 сферический, агломерированный и спечённый); порошка дополнительно обработанного плазменным уплотнением; измельчённых порошков с размером частиц ~5 мкм и ~10 мкм. Установлено, что покрытия из мелкодисперсных порошков уступают по твёрдости покрытиям из стандартного порошка из-за интенсивного обезуглероживания более мелких частиц при напылении вследствие их большей удельной поверхности. При этом износостойкость таких покрытий гораздо выше, чем покрытий из стандартного порошка и гальванического хрома. Последнее обусловлено более прочной связью мелких карбидных частиц в металлической матрице, что существенно снижает риск их отрыва во время трения. Все 3 покрытия показали более высокие трибологические характеристики в сравнении с хромовым покрытием.

Анализ научных данных последних двух десятилетий в области формирования и использования защитных покрытий [123] свидетельствуют о том, что наиболее перспективной альтернативой гальваническому хрому являются композиционные покрытия на основе карбидной керамики систем WC-Co, WC-Co-Cr. При высокотемпературном износе (до 800-900 °C) в условиях коррозии более эффективной для керметов является металлическая матрица на основе композиции CrC-NiCr. При температурах эксплуатации, не превышающих 400⁰C и наличии коррозионных сред, покрытия системы WC-Co являются лучшим выбором, так как обладают высокой твёрдостью и износостойкостью. В качестве упрочняющей фазы в металлокерамических композициях могут также использоваться карбиды титана, хрома и бориды хрома (WC, TiC, Cr₂C₂, CrV₂ и др.), а также чистые металлы, формирующие при напылении интерметаллиды (например, Ni-Al и др.)

При напылении на шток твердосплавных материалов системы WC-Co-Cr (рис. 4.2) прочность сцепления покрытия со стальной основой превышает 80 МПа, а его микротвёрдость превосходит микротвёрдость гальванического хрома. Сравнительная характеристика покрытий, полученных гальваническим

хромированием и высокоскоростным напылением, представлена в табл. 4.1. При стоимости напыления менее 10% от стоимости готового изделия ресурс деталей увеличивается на 20–30%, ресурс штоков на 50% [5].



Рисунок 4.2 - Шток с твердосплавным покрытием до (а) и после (б) шлифования [5]

Таблица 4.1 - Сравнительная характеристика покрытий, полученных гальваническим хромированием и высокоскоростным напылением

Способ осаждения покрытия	Прочность сцепления σ , МПа	Микротвердость, HV	Пористость, %
Гальваническое хромирование	30	950-1100	3-10
Высокоскоростное напыление порошка WC-Co-Cr	до 100	1200	< 1

В твердосплавных покрытиях системы WC-Co-Cr доля металлической матрицы, как правило, находится в пределах 20-30%, что обеспечивает достаточно высокую адгезию и когезию покрытий за счет интенсивной деформации металлических частиц напыляемого порошка, при их соударении с поверхностью подложки и промежуточными слоями покрытия. Присутствие кобальта – как основного связующего в металлической матрице твердого сплава, обеспечивает высокую смачиваемость карбида вольфрама

[113, 114], и, соответственно, должную адгезию и когезию покрытия, что формирует высокие эксплуатационные характеристики поверхностного слоя. Наличие Cr в Co-матрице способствует повышению коррозионной стойкости металлокерамического покрытия за счет образования устойчивой псевдопассивной пленки предотвращающей активное растворение матрицы.

Однако использование кобальта в порошковых материалах приводит к необходимости вводить и соблюдать строгие требования по обеспечению безопасности технологического персонала при осаждении и механической обработке покрытий, так как металлический кобальт входит в список канцерогенных веществ (кат. 1B, согласно европейской директиве CLP о классификации и маркировке опасных веществ). Также кобальт является дефицитным и дорогим компонентом, что отражается на стоимости кобальтосодержащих порошковых материалов. В качестве альтернативы кобальту в качестве связующего компонента рекомендуется использовать никель. Системы на основе никелевых сплавов несколько уступают кобальтовым в износо- и коррозионности, однако они также обладают высокими прочностными, трибологическими и антикоррозионными характеристиками, обеспечивающими хорошую смачиваемость WC частиц и высокую прочность сцепления со стальными подложками.

В связи с имеющимися ограничениями по прочности сцепления газотермических покрытий с материалом основы восстанавливаемой детали, необходимо дать научное обоснование возможности применения данной технологии для штоков, основываясь на исследованиях напряженно-деформированного состояния контактных поверхностей штоков, возникающих под действием эксцентрично действующей внешней нагрузки. От работоспособности штока зависит несущая способность крепи, поэтому целесообразность и безопасность применения износостойких покрытий должна быть подтверждена при помощи анализа контактных напряжений, величина которых не должна превышать величину прочности сцепления покрытия с основой, так как адгезионная прочность является основным критерием

работоспособности деталей с покрытиями. Таким образом, при восстановлении штоков гидростоек приоритетным эксплуатационным показателем является прочность сцепления покрытия с материалом восстанавливаемой детали.

4.2. Исследование напряженно-деформированного состояния рабочей поверхности штока при помощи моделирования контактного взаимодействия с грундбуксой

Целесообразность применения покрытий с целью восстановления эксплуатационных характеристик штока оценим при помощи двух критериев – прочности сцепления покрытия с подложкой и физико-механическим свойствам материала покрытия. В обоих случаях требуется исследование уровня напряжений, возникающих как на границе раздела покрытия с основой, так и контактных напряжений на рабочей поверхности штока под нагрузкой при взаимодействии с грундбуксой.

Прочность сцепления покрытия с основой $\sigma_{\text{сц}}$ (МПа) представляет собой критическое напряжение, возникающее на границе раздела покрытия с основой в момент действия критической внешней нагрузки, стремящейся оторвать покрытие от основы в нормальном или тангенциальном направлениях. Прочность сцепления определяется по формуле [ГОСТ 9.304–87]:

$$\sigma_{\text{сц}} = \frac{P}{F}, \quad (4.1)$$

где P – разрывная нагрузка, Н;

F – площадь поперечного сечения образца с покрытием, мм².

Оценку прочности сцепления выполняют теоретически с помощью аналитических расчетов и экспериментальными методами. Однако разработанные современные методики расчёта, устанавливая связь между технологическими режимами процесса напыления и адгезией, все-таки не позволяют точно определить данный параметр; они требуют выполнения громоздких приближенных расчетов, прибегая, как правило, к ряду допущений,

идеализирующих процесс формирования покрытия. В связи с этим наиболее точными являются экспериментальные методы.

В настоящее время существуют различные методы количественной оценки данного параметра, широко используемые на практике. Определение адгезионных характеристик в мировой практике производится в соответствии со стандартом DIN EN 582 "Testing of thermally sprayed coatings -Determination of adhesive tensile strength. В России, как правило, применяется штифтовой метод определения (ГОСТ 9.304–84).

Несмотря на все многообразие применяемых методов, в зависимости от направления приложения нагрузки к границе раздела покрытие-основа, их можно разделить на две группы:

1 – методы, в которых нагрузка действует нормально к поверхности раздела покрытия с основой (на отрыв под действием нормальных напряжений) (рис. 4.3, а);

2 – методы, с тангенциальным приложением нагрузки (на сдвиг под действием касательных напряжений) (рис. 4.3, б).

В зависимости от принятой схемы нагружения в знаменателе формулы (4.1) для первого случая учитывают площадь поперечного сечения образца с покрытием, на которую действует внешняя нормальная нагрузка, тогда как во втором случае величину прочности сцепления определяют как отношение разрушающей нагрузки к площади цилиндрической поверхности, на которую нанесено покрытие.

Для рассматриваемого нами случая второй метод дает более достоверную оценку по адгезии покрытия, поскольку в большей степени отвечает условиям нагружения штока при работе пары трения скольжения шток-грундбукса как при распоре гидростойки, так и при ее разгрузке. Определив диапазон касательных напряжений, возникающих в поверхностном слое штока при его перемещениях относительно грундбуксы (в том числе и малых, пульсирующего характера вследствие изменения горного давления (от кровли) и давления рабочей жидкости), представляется возможным обосновать

целесообразность использования методов газотермического напыления для восстановления штоков по важнейшему эксплуатационному критерию – прочности сцепления.

Для этого необходимо и достаточно знать величину внешней нагрузки на шток, а также геометрические параметры поверхностей грундебуксы, контактирующих со штоком.

<i>a</i>	<i>б</i>	<i>в</i>
<p>1- основа; 2- контртело; 3- проточка; 4- клей; 5 – покрытие</p>	<p>1 – основа; 2 – штифт; 3- покрытие; 4 – упоры</p>	<p>1 – покрытие; 2 – основа; 3- матрица; 4- проточки</p>
<p>Рисунок 4.3. – Схемы действия сил при испытаниях на адгезионную прочность газотермических покрытий: <i>a, б</i> – нагружение нормальной силой; <i>в</i>– нагружение тангенциальной силой.</p>		

Известно, что прочность сцепления плазменных покрытий составляет 25...55 МПа. Большие значения соответствуют адгезии самофлюсующихся покрытий после оплавления, меньшие - керамическим материалам и композициям на их основе. В случае напыления покрытий высокоскоростным газопламенным методом (*HVOF, HVAF*), прочность сцепления превышает 60 МПа и для некоторых металлических покрытий может достигать до 100 МПа.

Ранее, во второй главе, было отмечено, что шток гидростойки работает в достаточно сложном нагруженном состоянии, испытывая как трение

скольжения, так и значительные контактные нагрузки при его перекосах вследствие действия асимметричной внешней силы. В связи с этим, материал предлагаемого покрытия должен иметь способность сопротивляться износу и обладать достаточной контактной прочностью, которая для газотермического покрытия определяется как когезионная прочность, т. е. прочность сцепления частиц самого покрытия. Кроме того, известно, что усталостная прочность газотермических покрытий на 10–15% ниже выносливости аналогичного компактного материала.

Известны стандартные методики расчета гидростоек на контактную и статическую прочность [30, 103], дающие возможность выполнения важных инженерных расчетов и выявления наиболее нагруженных участков гидростоек в месте контакта поршня с цилиндром. Однако, как было выявлено ранее [62, 63], в данных расчетах, выполненных для компактных материалов, при оценке максимальных удельных контактных давлений не учитываются величины конструктивных зазоров в парах цилиндр-поршень и шток-грудбукса, играющих существенную роль в формировании позиционных отклонений штока и, соответственно, оказывающих влияние на величину контактных напряжений. В связи с этим, для достоверной оценки максимальных контактных напряжений на рабочей поверхности штока с учетом конструктивных зазоров в соединениях гидростойки применялся метод компьютерного моделирования

Поставленную задачу по оценке уровня напряжений на контактной поверхности штока решали при помощи метода конечных элементов, широко применяемого в последние десятилетия для выполнения инженерных расчетов. С этой целью на первом этапе решения задачи при помощи программного обеспечения Ansys, предназначенного для инженерного анализа и численного моделирования, была создана твердотельная цифровая модель гидростойки одинарной раздвижности со сферическими опорами (рис. 4.4) с конечно-элементной сеткой и смоделированы условия взаимодействия деталей

соединений при нагружении их внешней эксцентрично приложенной к штоку нагрузкой.

Известно, что эксцентриситет возникает вследствие подвижности (податливости) верхней опоры гидростойки и наличия трения в опорных элементах. Его величина для принятой конструкции опорных элементов рассчитывается по формуле [103]:

$$e_0 = r_0 \sin \left(\operatorname{arctg} \mu_T + \operatorname{arctg} \frac{H_{y.в.}}{P} \right) \frac{2(\nu_2 - \nu_1) + \sin 2\nu_2 - \sin 2\nu_1}{2(\sin^2 \nu_2 - \sin^2 \nu_1)}, \quad (4.2)$$

где где r_0 - внутренний радиус проушины; $H_{y.в.}$ - реакция в опоре гидроцилиндра; $\mu_T = 0,2$ - коэффициент трения скольжения; ν_1, ν_2 - углы, ограничивающие поверхность трения.

Для моделирования м анализа была выбрана гидростойка крепи одинарной раздвижности на рис. 4.4. Принятые для обозначения геометрические параметры показаны на рис. 4.5. При этом оценка напряжений выполнялась с учетом имеющихся в соединениях конструктивных зазоров и моделированием наиболее неблагоприятных условий контакта, отвечающим наибольшим позиционным отклонениям штока, а также максимально возможным контактными напряжениям и напряжения сдвига. При создании твердотельной модели соблюдались требования точности расположения цилиндрических поверхностей. Принятые обозначения геометрических параметров гидроцилиндра и зазоров в соединениях приведены ниже.

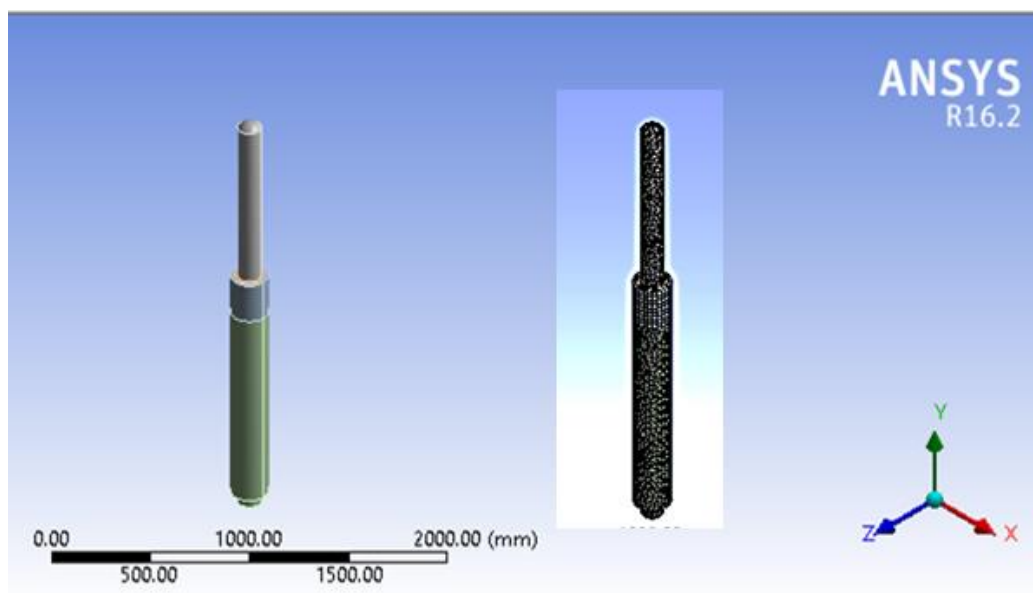


Рисунок 4.4- Твёрдотельная модель гидроцилиндра с конечно-элементной сеткой

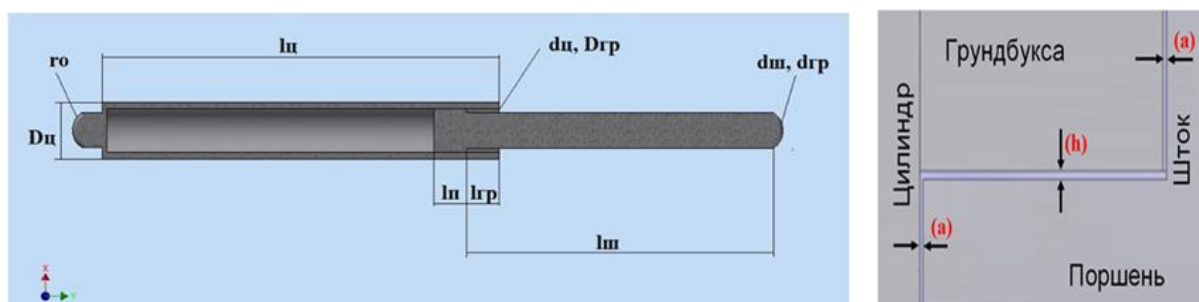


Рисунок 4.5 – Принятые обозначения геометрических параметров деталей гидроцилиндра (а) и зазоров (б)

Физико-механические характеристики материалов элементов гидроцилиндра, в частности, пределы прочности σ_e и текучести σ_T , соответствуют марке применяемых материалов после соответствующей термообработки:

- цилиндр – сталь 30ХГСА (улучшение), $\sigma_e=1100\text{МПа}$ и текучести $\sigma_T=850\text{ МПа}$;
- поршень - сталь 40Х (улучшение), опорный поясок - латунь Л 82;
- грундбукса – сталь 40Х (улучшение),
- шток – сталь 40Х (улучшение, закалка ТВЧ, хромирование). $\sigma_e=1000\text{МПа}$ и текучести $\sigma_T=800\text{ МПа}$;

При моделировании принимались следующие входные параметры: расчетное сопротивление гидроцилиндра P (сила), равное 820кН, эксцентриситет приложения нагрузки на сферических опорах $e_o = 11,91$ мм, давление рабочей жидкости $Q = 40$ МПа (рис. 4.6). Наложено ограничение на перемещение нижней опоры, верхняя – без ограничений.

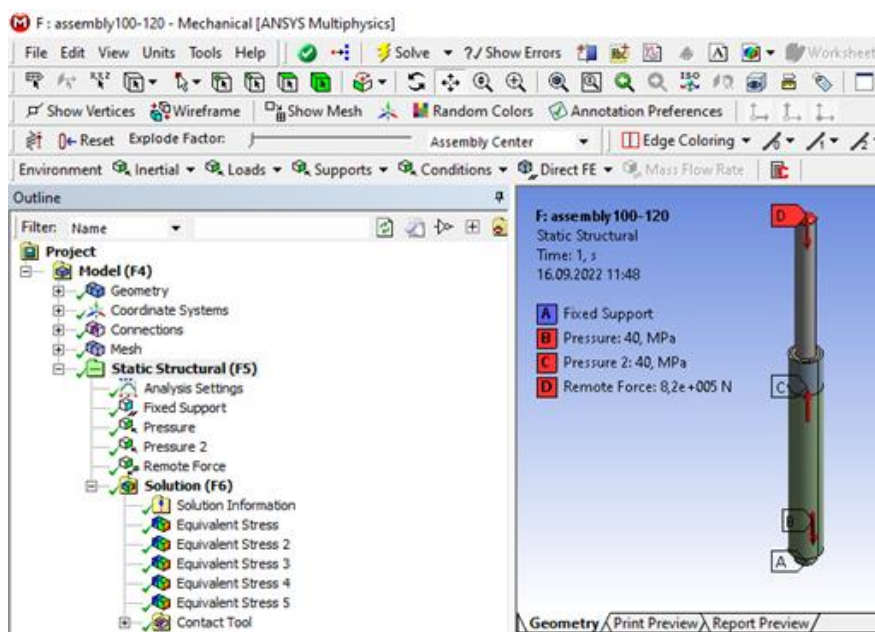


Рисунок 4.6- Принятые нагрузки и ограничения

Моделирование НДС штока проводилось при точности соединений и величинах конструктивных зазоров:

цилиндр-поршень: $\phi 160 \frac{H9}{f7}$: ES=100 мкм; EI=0; es=- 43 мкм; ei=-83 мкм→

$S_{min}=43$ мкм; $S_{max}=183$ мкм;

Шток-грундбукса: $H9/f7$: $\phi 120 \frac{H9}{f7}$: ES=87 мкм; EI=0; es=-36 мкм; ei=-71 мкм→

$S_{min}=36$ мкм; $S_{max}=158$ мкм.

При этом зазоры в соединениях изменялись от S_{min} до S_{max} с шагом $\Delta S=15$ мкм: зазоры в паре грундбукса-шток, 40-160 мкм; зазоры в паре грундбукса-шток, 45-180 мкм

Таким образом, было смоделировано значительное число различных состояний НДС штока, дающее представление об условиях контакта и зонах с максимальными напряжений как на поверхности, так и по глубине. Для этого

сначала при постоянных значениях зазора между цилиндром и поршнем изменяли величину зазоров между грундбуксой и штоком, и наоборот, На рисунке 4.7 представлена гидростойка в деформированном состоянии под нагрузкой с максимальным перекосом штока. На рисунке 4.8, и 4.9 показаны напряжения соответственно на штоке и грундбуксе при самых неблагоприятных условиях контакта.

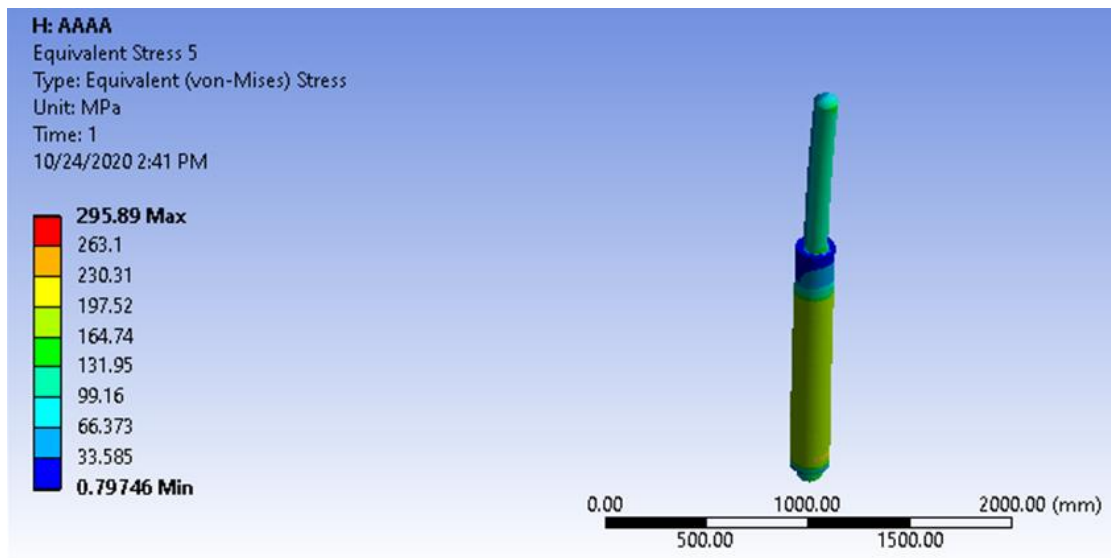


Рисунок 4.7 - Деформированное состояние гидроцилиндра

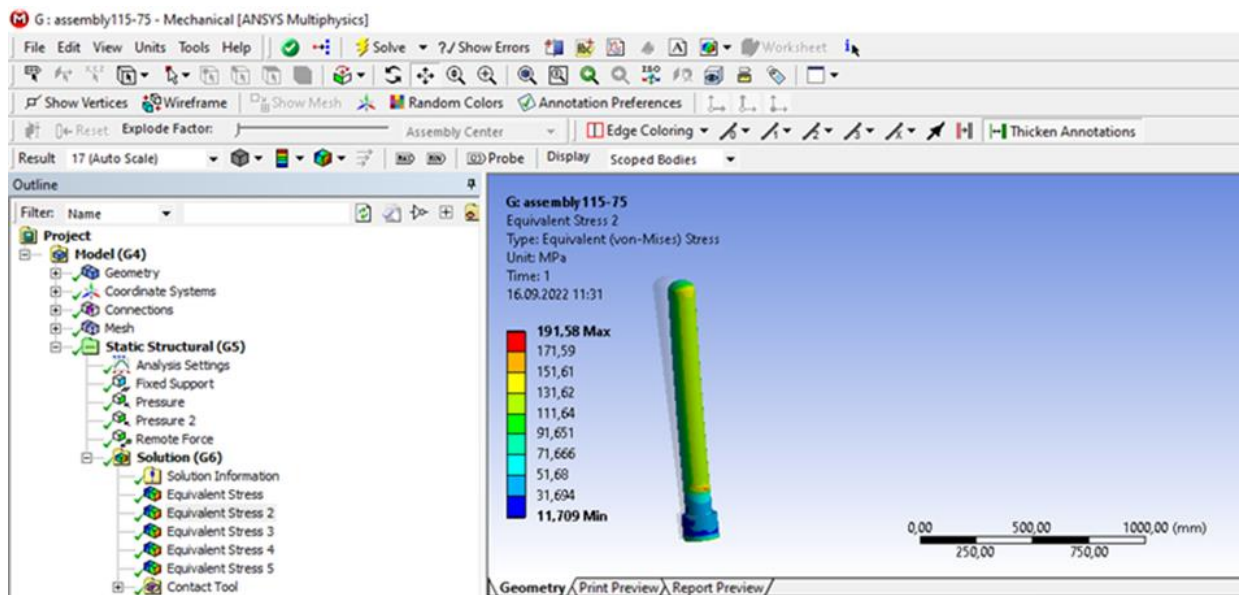


Рисунок 4.8 – Контактные напряжения на штоке с учетом его максимального перекоса

Анализируя результаты численного эксперимента по моделированию НДС соединения грундбукса-шток вытекает вывод, что максимальное

напряжение на штоке составляет 191,6 МПа и имеет место при зазорах в парах цилиндр-поршень и грундбука-шток, соответственно 180 и 70 мкм при максимальном перекосе штока. Из рисунка видно, что максимальные напряжения имеют локальный характер. Уровень контактных напряжений свидетельствует о том, что для упрочнения штоков целесообразно применять покрытия на основе твердых сплавов и самофлюсующихся материалов, физико-механические и эксплуатационные характеристики которых не уступают, а порой и превосходят характеристики твердого хрома, что согласуется с ранее проведенными исследованиями [113, 114]. Предел прочности при изгибе у твердых сплавов составляет не менее 1300 МПа, при сжатии в пределах 3500-3700 МПа

На рисунке 4.9 показано распределение контактных напряжений в грундбуксе. Локализация напряжений по контактному краю торцевой поверхности детали свидетельствует о перекосе штока, что может привести к ускоренному износу как штока, так и грундбуксы. По этой причине зазоры в соединениях должны быть близки к минимальным значениям, что в свою очередь, позволит уменьшить влияние неопределенности базирования штока на его позиционные отклонения под действием эксцентрично приложенной нагрузки.

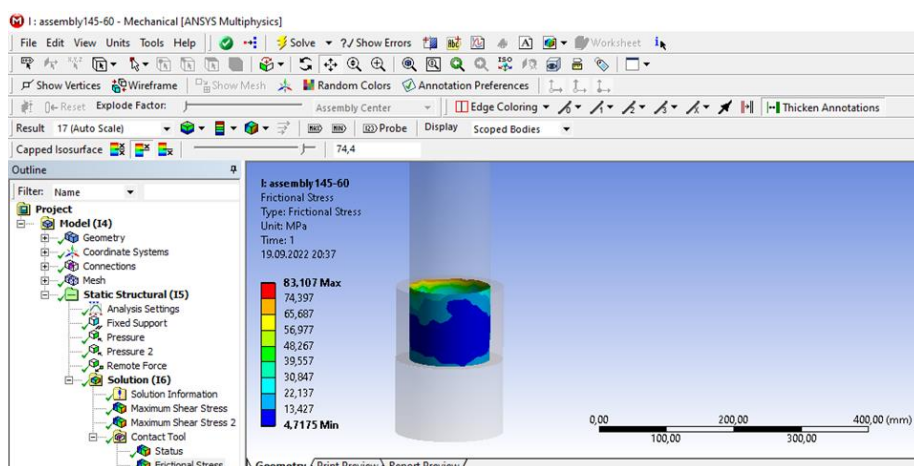


Рисунок 4.9 – Область контактных напряжений на грундбуксе при перекосах штока

Программные модули *Ansys* позволили рассчитать на штоке и грундбуксе и касательные напряжения сдвига (рис. 4.10, 4.11, 4.12), возникающие под действием внешней нагрузки, что дает возможность оценить целесообразность применения для штока газотермических покрытий, их рациональную толщину.

Из рисунка 4.11 видно, что максимальные значения напряжений сдвига наблюдаются на поверхности штока, однако по глубине поверхностного слоя - от поверхности к сердцевине, их значение постепенно убывает. Таким образом, зная картину касательных напряжений на различных участках поверхностного слоя в поперечном сечении, можно прогнозировать их значение на границе раздела покрытие-основа во избежание появления условий, способствующих отслоению покрытия.

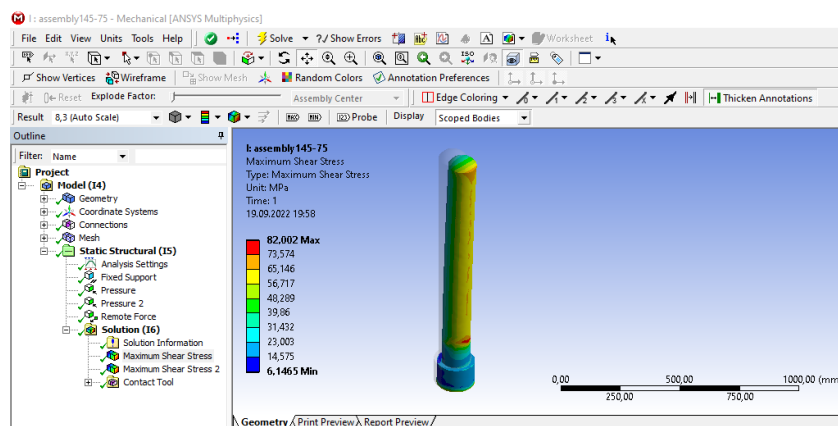


Рисунок 4.10– Напряжения сдвига на штоке при зазорах: в паре цилиндр-поршень 75 мкм, между грундбуксой и штоком - 145 мкм

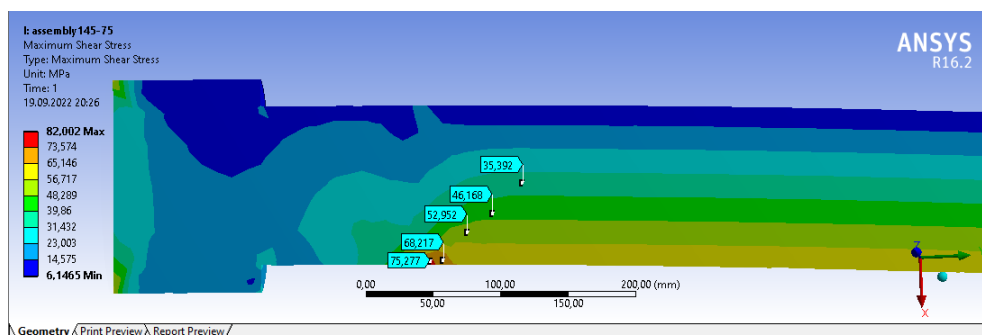


Рисунок 4.11 – Распределение напряжений сдвига по глубине штока при его максимальном перекосе

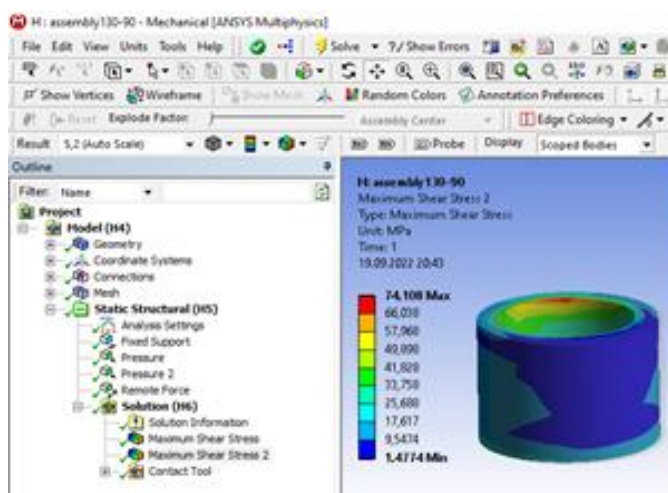


Рисунок 4.12 – Напряжения сдвига в грундбуксе

На рисунке 4.13 показано, каким образом изменяются напряжения сдвига по глубине штока. Так, если на поверхности они имеют значение, равное 82 МПа, то на глубине 130 мкм уровень напряжений постепенно снижается до 68 МПа. Далее, на глубинах 330 и 530 мкм они убывают до 40 МПа. Учитывая, что толщина покрытий, напыляемых на шток при их восстановлении, редко превышает 300 мкм, исходя из этого, на границе раздела покрытия с основой при самых неблагоприятных условиях контакта напряжения будут в диапазоне 40-60 МПа. Принимая во внимание уровень прочности сцепления покрытия с подложкой, формируемый при высокоскоростном напылении в пределах 80...100 МПа, коэффициент запаса по прочности сцепления покрытия составит $K=1,45...1,5$, что обеспечит должные эксплуатационные свойства и надежность штоков с твердосплавными покрытиями и самофлюсующимися покрытиями.

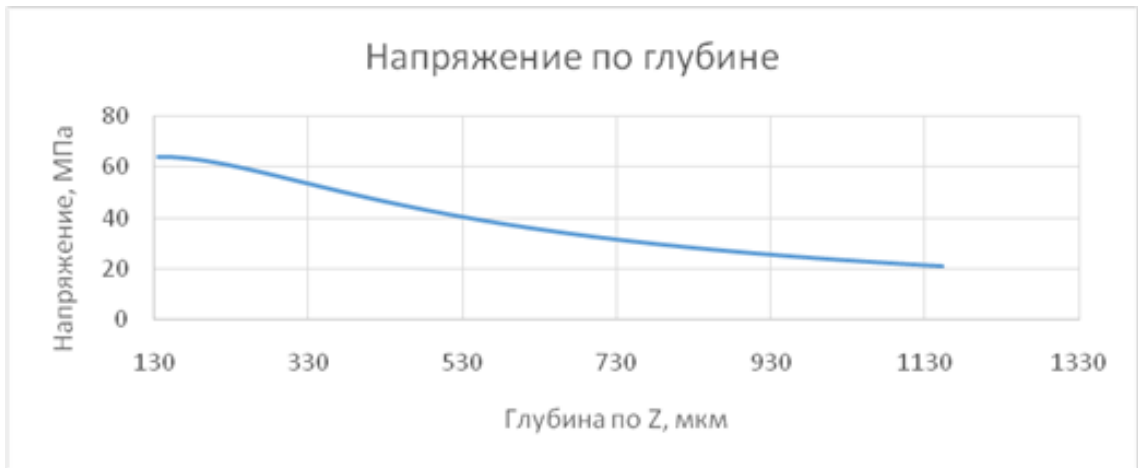


Рисунок 13 – Распределение напряжений сдвига по глубине штока

На рис. 4.14 показано распределение твердости по глубине нового хромированного штока.

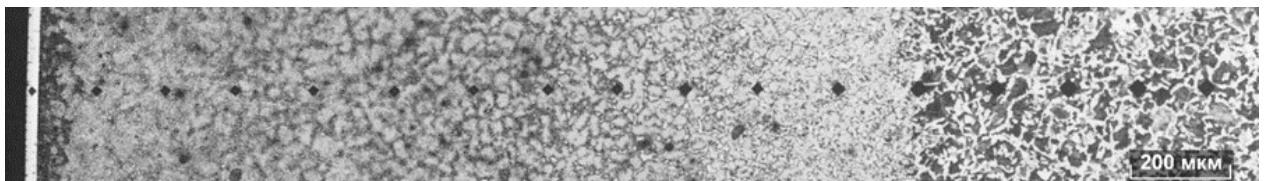


Рисунок 4.14 - Распределение микротвердости по глубине хромированного штока из стали 40X и микроструктура сплава.

4.3. Обеспечение качества штоков, восстановленных покрытием, обработкой алмазным выглаживанием

Выше было отмечено, что для повышения экологической безопасности напыления металлокерамических порошков на основе твердых сплавов и снижения стоимости порошков целесообразно вместо кобальтовой связки использовать никелевую или металлическую матрицу на основе никель-хромовых самофлюсующихся порошков. Последние также приводят к образованию покрытий с высокими трибологическими характеристиками. Вместе с тем они уступают вольфрамокобальтовым сплавам по твердости, износо- и коррозионностойкости.

Дополнительным резервом повышения эксплуатационных характеристик покрытий на основе самофлюсующихся порошков и соответственно ресурса штока в процессе восстановления газотермическим напылением является отделочно-упрочняющая обработка покрытий поверхностным пластическим деформированием, в частности, алмазным выглаживанием. Оно выполняется после шлифования [10]. Так, например, при восстановлении штоков напылением износостойких самофлюсующихся материалов на никелевой основе системы *Ni-Cr-B-Si*, алмазное выглаживание можно использовать для дополнительного упрочнения поверхностного слоя. Твердость формируемых покрытий в зависимости от химического состава порошка может изменяться от 35 до 60HRC. В этом случае после напыления производится дополнительное оплавление покрытий с целью повышения их адгезионной прочности и плотности. Затем выполняется обработка шлифованием, чем обеспечивается требуемая размерная точность восстановленной поверхности и необходимые параметры шероховатости. Далее, с целью получения высоких показателей качества поверхности и создания благоприятного для работы трибосопряжений микропрофиля, самофлюсующиеся покрытия с твердостью 45-55HRC дополнительно обрабатывают алмазным выглаживанием. При такой обработке происходит уменьшение шероховатости поверхности *Ra* с 0,4...0,5 мкм до

0,1...0,2 мкм, достигается степень упрочнения поверхностного слоя в пределах 40...55%, в поверхностном слое образуются благоприятные сжимающие напряжения. При этом упрочнение покрытий происходит за счет ориентации зерен поверхностного слоя в направлении движения выглаживателя. Таким образом, отделка алмазным выглаживанием способствует повышению износостойкости детали, и, следовательно, ее ресурса примерно в 1,5 раза.

Для исследования был выбран порошок на основе самофлюсующегося сплава ПН77Х15СЗР2, который наносился методом высокоскоростного напыления на нужную поверхность цилиндрических образцов в форме втулок (рис. 4.15). В качестве материала подложки была выбрана сталь 40Х, предварительно прошедшая поверхностную закалку ТВЧ с последующим низкотемпературным отпуском. Твердость подложки составляла 45...47 НРС. Образцы-втулки в процессе напыления устанавливались на оправку, которая закреплялась в центрах токарного станка 16К20, для сообщения заготовкам вращательного движения в процессе напыления.

После напыления покрытие подвергалось оплавлению для улучшения когезионных и адгезионных характеристик.

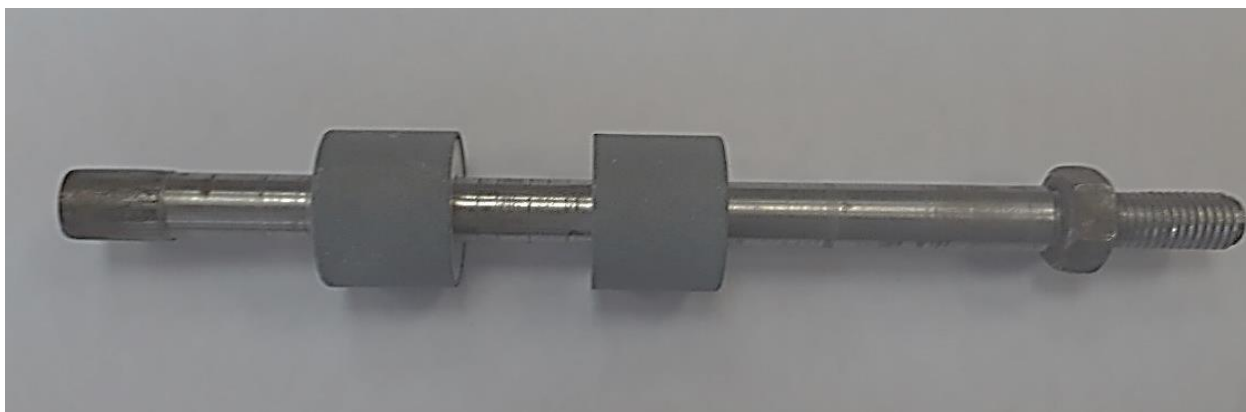


Рисунок 4.15 – Образцы с покрытием из самофлюсующегося материала ПН77Х15СЗР2.

Далее осуществлялась механическая обработка покрытия на круглошлифовальном станке 3М150 до шероховатости Ra 0,63 мкм, после чего

проводилась отделочная обработка поверхности алмазным выглаживанием. При этом достигалась шероховатость поверхности R_a в пределах 0,16...0,2 мкм, а степень упрочнения поверхностного слоя находилась в пределах 40–42%. На рис. 4.16 представлено фото образцов после выглаживания и державка с алмазным индентором, с помощью которых выполнялась отделочная обработка ППД.

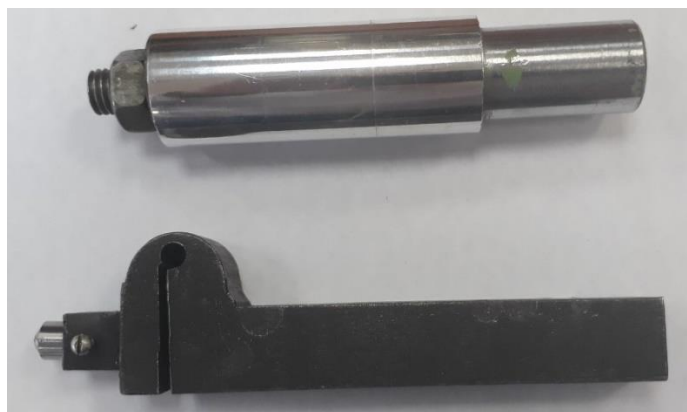


Рисунок 4.16 – Образцы с покрытием после обработки алмазным выглаживанием (вверху) и державка, с помощью которой осуществлялась отделочная обработка

В качестве индентора использовался алмаз синтетический поликристаллический АСПК-3 (алмаз синтетический поликристаллический) с радиусом при вершине $R = 3$ мм.

Напыление образцов, оплавление, шлифование и алмазное выглаживание выполнялось на одной и той же центровой оправке. Обработка алмазным выглаживанием выполнялась на токарном станке при следующих режимах: скорость вращения шпинделя $V = 46$ м/мин, продольная подача индентора $S = 0,1$ мм/об, усилие деформирования $P_y = 165 - 170$ Н

Установлено, что в результате алмазного выглаживания самофлюсующегося покрытия ПН77Х15С3Р2 исходная шероховатость R_a снизилась с 0,4...0,5 мкм до 0,16...0,2 мкм. (рис. 4.17). При этом степень упрочнения слоя составила до 40%.

Дальнейшее увеличение P_y сопровождается увеличением пластических деформаций материала поверхности в направлении, обратном подаче, и ростом микронеровностей. В связи с этим большие значения P_y могут вызвать перенаклеп материала поверхностного слоя и отслоение покрытия.

Для снижения коэффициента трения при алмазном выглаживании до $\mu = 0,04-0,06$ и исключения схватывания между инструментом и материалом покрытия применялась смазочно-охлаждающая жидкость.



Параметры шероховатости поверхности, мкм					
R_a	R_q	R_z	R_t	R_p	R_v
0,159	0,200	0,868	1,200	0,440	0,427

Рисунок 4.17 – Шероховатость поверхности покрытия после алмазного выглаживания, полученная при обработке с усилием деформирования 165-170 Н; радиус выглаживателя 3,0 мм. Шероховатость определяли профилометром модели Time TR200

4.4. Метод достижения точности сборки соединения цилиндр-поршень при ремонте гидростоек механизированных крепей

Для горнодобывающих предприятий Вьетнама вопросы ремонта горной техники чрезвычайно важны, так как в данной отрасли народного хозяйства эксплуатируется преимущественно оборудование зарубежного производства. Специфические климатические условия страны, обусловленные высокой влажностью и повышенной среднегодовой температурой воздуха, ускоряют процессы коррозии и износа ответственных элементов горных машин.

Цилиндры силовых гидростоек механизированных крепей, вышедшие из строя, восстанавливают одним из следующих способов – электродуговой или индукционной наплавкой. В случае незначительных износов отверстий применяют только механическую обработку под ремонтные размеры. При сохранении должной прочности стенки цилиндра этот метод является наиболее предпочтительным, так как лишен основного недостатка наплавки – термического влияния на восстанавливаемую поверхность, что вызывает изменение структуры материала поверхностного слоя детали. Вместе с тем при переводе цилиндра в ремонтный размер важно обеспечить первоначальную точность соединения, путем создания требуемого функционального зазора.

При сборке новых гидростоек требуемые зазоры в соединении цилиндра с поршнем достигают методами полной, групповой и межгрупповой взаимозаменяемости (селективной сборкой). [60, 62, 93]. Разработанные и предложенные методы сборки гидростоек позволяют повысить точность соединения без ужесточения допусков на исходные размеры сопрягаемых поверхностей, т.е. без существенного изменения действующей технологии изготовления и ремонта деталей.

При переводе одной из деталей соединения в ремонтный размер, принципы взаимозаменяемости нарушаются, и соблюсти их для всех восстанавливаемых элементов практически невозможно. Часто технологические условия ремонтных подразделений, где используются преимущественно универсальное оборудование, не позволяют получать исходные параметры точности восстанавливаемой поверхности, при этом из экономических соображений на размеры деталей назначают расширенные допуски. Однако, даже в этом случае, возможно обеспечить требуемую точность соединения и в ряде случаев повысить ее.

Известно, что отделочная обработка внутренних цилиндрических поверхностей, особенно цилиндров большого диаметра и протяженной длины, является более трудоемкой по сравнению с обработкой наружных поверхностей поршней и штоков. В этом случае значительно увеличиваются расходы на

дополнительную технологическую оснастку, а также повышаются требования к квалификации станочников, выполняющих обработку. Следовательно, при ремонте ужесточение требований для цилиндра экономически нецелесообразно. Вместе с тем обеспечить более жесткий допуск для наружной поверхности поршня задача вполне реализуемая. Исходя из данных соображений, для обеспечения требуемой точности соединения «цилиндр-поршень» в условиях ремонтного производства можно использовать другой метод сборки, в частности метод регулировки, позволяющий компенсировать возможные отклонения получаемого в соединении зазора за счет подбора поршня требуемого размера. В этом случае поршень будет выполнять функцию неподвижного компенсатора.

Сущность предлагаемого метода заключается в том, что первоначально выполняют окончательную механическую обработку отверстия в цилиндре, устраняют следы износа, а затем для поршня, с учетом полученного расширенного допуска на отверстие, рассчитывают число групп компенсаторов, необходимое для устранения возможных отклонений величины получаемого зазора от требуемого значения. При этом возможно не только обеспечить требуемый зазор, но также и уменьшить его для обеспечения высокого ресурса соединения [61, 62, 63]. Таким образом, представив поршень в качестве неподвижного компенсатора, требуемый зазор в соединении можно обеспечить, подобрав к восстановленному цилиндру сопрягаемую деталь с необходимыми отклонениями предельных размеров.

Возможность применения предложенного метода покажем на примере соединения цилиндр-поршень $\varnothing 220H9/f9$, элементы которого переведены в ремонтный размер $\varnothing 222H9/f9$ (рис. 4.18). Рассмотрим вариант расчета и продемонстрируем возможность уменьшения требуемого допуска посадки с зазором (конструктивного зазора) на 18-20% при назначении на сопрягаемые поверхности расширенных допусков.

Согласно [5], зазор S между цилиндром и поршнем формализуется как

замыкающее звено конструкторской размерной цепи $B_{\Delta} = S$, составляющими звеньями которой являются внутренний диаметр отверстия цилиндра $B_1 = D$ и наружный диаметр поршня $B_2 = d$

$$B_{\Delta} = \vec{B}_1 - \vec{B}_2,$$

где B_1 - увеличивающее звено;

B_2 - уменьшающее звено.

В соответствии с требованиями, предъявляемыми к гидростойкам, при изготовлении сопрягаемых элементов по 9-му качеству в соединении необходимо обеспечить зазор в пределах $\Delta_{\Delta}^B = S_{max} = 280 \text{ мкм} = 0,28 \text{ мм}$ и $\Delta_{\Delta}^H = S_{min} = 50 \text{ мкм} = 0,05 \text{ мм}$. При этом допуск посадки определяется как допуск замыкающего звена (рис. 1, а):

$$T_{\Delta} = \Delta_{\Delta}^B - \Delta_{\Delta}^H = 280 - 50 = 230 \text{ мкм} = 0,23 \text{ мм (IT9)}$$

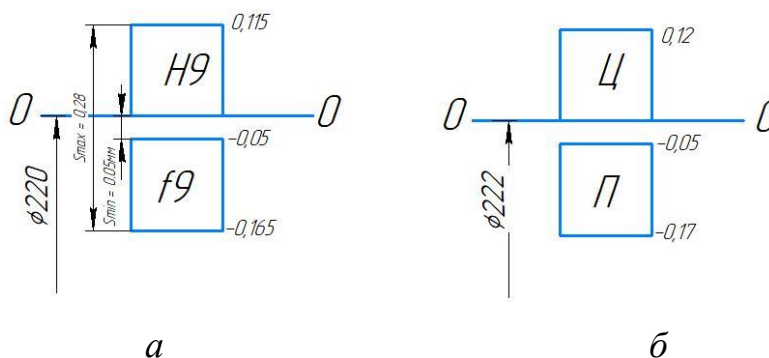


Рисунок 4.18 – Поля допусков для отверстия в цилиндре и поршня новых деталей (а) и при переводе в ремонтный размер (б). Ц-цилиндр, П-поршень.

Исходная требуемая точность зазора должна быть обеспечена при точност изготовления цилиндра $T_1 = 0,115 \text{ мм}$ ($\Delta_1^B = 0,115 \text{ мм}$ и $\Delta_1^H = 0,00 \text{ мм}$) и поршня $T_2 = 0,115$ ($\Delta_1^B = -0,05 \text{ мм}$ и $\Delta_1^H = -0,165 \text{ мм}$).

Уменьшим требуемый допуск посадки T_{Δ} с 0,23 до 0,18 мм, приняв верхнее и нижнее отклонения замыкающего звена $\Delta_{\Delta}^B = S_{max} = 230 \text{ мкм} = 0,23 \text{ мм}$ и $\Delta_{\Delta}^H = S_{min} = 50 \text{ мкм} = 0,05 \text{ мм}$ соответственно. При этом назначим на размеры сопрягаемых поверхностей цилиндра и поршня экономически целесообразные

для ремонтного производства допуски и предельные отклонения (табл. 4.1).

Таблица 4.1. Исходные данные для расчета

	Верхнее предельное отклонение звена, мм Δ^B_i	Нижнее предельное отклонение звена, мм Δ^H_i	Допуск на размер звена, мм T_i
B_Δ	0,23	0,05	0,18
B_1	0,12	0	0,12
B_2	-0,05	-0,17	0,12

Принятые расширенные допуски T'_i на составляющие звенья конструкторской цепи приведут к появлению погрешности на замыкающем звене, которую необходимо компенсировать методом регулировки, используя звено B_2 (поршень) в качестве неподвижного компенсатора.

Величина компенсации T_k , которая определяет наибольший требуемый размер регулировки, рассчитывается по формуле [56, 92]:

$$T_k = \sum_{i=1}^{i=m-1} T'_i - T_\Delta \quad (4.3)$$

где T_Δ - допуск на замыкающем звене,

T'_i - расширенные допуски на звенья.

В рассматриваемой задаче, согласно (4.1), $T_\Delta = 0,18$, а расширенный допуск в трехзвенной цепи B_Δ имеют звенья B_1 и B_2 , что обусловлено износом рабочей поверхности цилиндра и переводом его и поршня в ремонтные размеры. При верхнем предельном отклонении отверстия цилиндра $\Delta_1^B = 0,12$ мм и нижнем предельном отклонении $\Delta_1^H = 0,0$ мм, расширенный допуск составит $T'_1 = 0,12$ мм. Для второго звена $\Delta_2^B = -0,05$ мм, нижнее $\Delta_2^H = -0,17$ мм, соответственно $T'_2 = 0,12$ мм. Согласно (1) получим:

$$T_k = \sum_{i=1}^{i=m-1} T'_i - T_\Delta = (0,12 + 0,12) - 0,18 = 0,24 - 0,18 = 0,06 \text{ мм}$$

В данном случае $T_k = 0,06$ мм подразумевает разность максимального и

минимального диаметров поршней, выполняющих роль компенсаторов:

$$T_k = D_{нб} - D_{нм} = 0,06 \text{ мм}$$

Рассчитываем требуемое количество групп поршней-компенсаторов N

$$N = \frac{T_k}{T_{\Delta} - T_{ком}} + 1 \quad (4.4)$$

где $T_{ком}$ - допуск на звено компенсатор, который в нашем случае составляет

$$T_{ком} = T_2 = 0,12 \text{ мм.}$$

Подставим в (2) численные значения составляющих:

$$N = \frac{0,06}{0,18 - 0,12} + 1 = 2$$

в результате получим две размерные группы поршней-компенсаторов.

Величину ступени компенсации P , представляющую собой разность диаметральных размеров смежных поршней-компенсаторов или перепад размеров компенсатора определяем по формуле:

$$P = \frac{\Delta_1^B - \Delta_1^H}{N}, \quad (4.5)$$

где Δ_1^B, Δ_1^H - предельные отклонения ремонтного размера отверстия в цилиндре B_1 .

При допустимых предельных отклонениях $\Delta_1^B = 0,12$, $\Delta_1^H = 0$ и $N = 2$ в соответствии с (3) получим:

$$P = \frac{0,12 - 0}{2} = 0,06 \text{ мм}$$

Функцию компенсатора первой группы выполняет начальный поршень B_2 , предельные отклонения диаметра которого указаны в табл. 2 $B_2 = \text{Ø}222_{-0,17}^{-0,05}$

Предельные отклонения компенсатора второй группы определяем прибавлением к предельным отклонениям поршня первой группы величины ступени компенсации P :

$$\Delta_{IIк}^B = -0,05 + 0,06 = 0,01 \text{ мм}$$

$$\Delta_{IIк}^H = -0,17 + 0,06 = -0,11 \text{ мм}$$

Таким образом, для каждой из двух групп поршней-компенсаторов получим следующие отклонения (табл. 4.2)

Таблица 4.2. Предельные отклонения размеров в группах штоков-компенсаторов

	I гр.	II гр.
Δ_{κ}^B	-0,05	0,01
Δ_{κ}^H	-0,17	-0,11

Размеры компенсаторов: $\varnothing 222_{-0,17}^{-0,05}$ и $\varnothing 222_{-0,11}^{0,01}$

Таблица 4.3 устанавливает связь между изменением диаметра отверстия цилиндра Δ_1 и диаметральной размером ремонтного поршня.

Таблица 4.3 - Соответствие ремонтного поршня отклонениям Δ_1 отверстия в цилиндре

Отклонения отверстия цилиндра Δ_1 (мм)	$(\Delta^B - \Delta^H)_I$ 0 - 0,06	$(\Delta^B - \Delta^H)_{II}$ 0,06 – 0,12
Группа № и диаметр ремонтного ролика	№ I $\varnothing 222_{-0,17}^{-0,05}$	№ II $\varnothing 222_{-0,11}^{0,01}$

Выполним проверку правильности предложенной методики и проведенного расчета ремонтных размеров поршней-компенсаторов при помощи выражений:

$$\Delta_{\Delta}^B = \Delta_{\Sigma}^B - \Delta_{\kappa}^H \quad (4.6)$$

$$\Delta_{\Delta}^H = \Delta_{\Sigma}^H - \Delta_{\kappa}^B$$

Согласно (4), при использовании поршней ремонтных размеров №I и № II в соответствующем диапазоне отклонений отверстия в цилиндре ($\Delta_1^B - \Delta_1^H$); в соединении во всех группах должны обеспечиваться требуемая величина

зазора и его предельные отклонения:

$$\text{верхнее } S_{max} = \Delta_{\Delta}^B = 0,23 \text{ мм и нижнее } S_{min} = \Delta_{\Delta}^H = 0,05 \text{ мм}$$

Для группы № I

$$\Delta_{\Delta}^B = \Delta_{I}^B - \Delta_{K}^H = 0,06 - (-0,17) = 0,23 \text{ мм; } \Delta_{\Delta}^H = \Delta_{I}^H - \Delta_{K}^B = 0 - (-0,05) = 0,05 \text{ мм}$$

Для группы № II

$$\Delta_{\Delta}^B = \Delta_{I}^B - \Delta_{K}^H = 0,12 - (-0,11) = 0,23 \text{ мм; } \Delta_{\Delta}^H = \Delta_{I}^H - \Delta_{K}^B = 0,06 - 0,01 = 0,05 \text{ мм.}$$

Проверка подтвердила правильность решения поставленной задачи.

Достижение требуемой точности зазора в соединении цилиндр-поршень с использованием двух групп ремонтных поршней наглядно показывает также схема соответствия отклонений отверстия в цилиндре и диаметральных размеров сопрягаемой поверхности поршня (рис. 4.19)

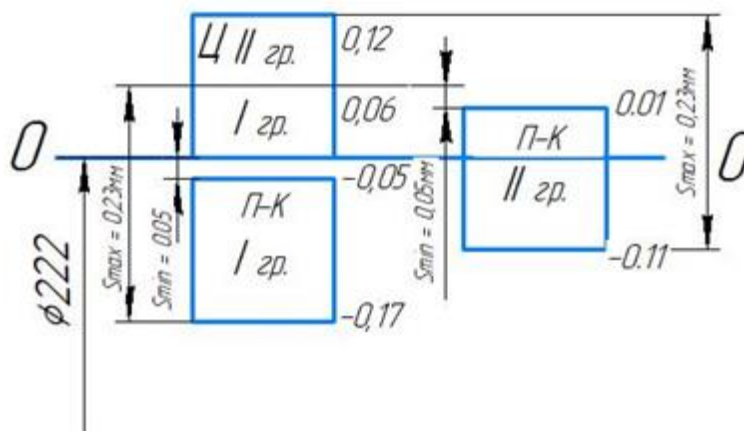


Рисунок 4.19 - Схема соответствия отклонений отверстия цилиндра Δ_1 и применяемых поршней-компенсаторов. Ц – цилиндр, П-К – поршень-компенсатор

4.5. Выводы по главе 4

1. На основе анализа условий эксплуатации штоков, характера повреждения рабочей поверхности и применяемых методов ремонта гидропривода выявлено, что наиболее целесообразным способом восстановления штоков являются методы газотермического напыления. Они не оказывают на восстанавливаемую деталь негативных термических воздействий, позволяют формировать износостойкие покрытия без трудоемкой подготовительной обработки поверхности штока.

2. Результаты моделирования НДС сопрягаемых деталей соединения грундбукса-шток подтверждают возможность восстановления штоков высокоскоростным напылением износостойких покрытий так как данный метод обеспечивает должные эксплуатационные свойства деталей, что определяются достаточной прочностью сцепления, при этом коэффициент запаса по прочности сцепления составляет 1,15 до 1,5. Лучшим вариантом из существующих на сегодня материалов покрытия являются твердосплавные и самофлюсующие материалы как обладающие комплексом необходимых эксплуатационных характеристик для условий эксплуатации штока.

3. Дополнительным резервом по улучшению качества и износостойкости сформированного покрытия является обработка ППД. Сочетание операций круглого шлифования с последующей обработкой алмазным выглаживанием позволяет получить высокие стабильные параметры качества, в частности, шероховатость Ra до 0,2 мкм со степенью упрочнения поверхностного слоя не менее 40%.. Установлены рациональные параметры обработки, обеспечивающие требуемые показатели качества самофлюсующихся покрытий.

4. Для обеспечения точности сборки соединения цилиндр – шток, детали которого были переведены в ремонтные размеры, предложено осуществлять сборку регулировкой с использованием поршня в качестве неподвижного компенсатора. Предложенная методика расчета числа групп поршней-компенсаторов, позволяет повысить точность и ресурс соединения за счет уменьшения начального зазора примерно на 20 %.

Заключение

Диссертация является законченной научно-квалификационной работой, в которой на основе теоретических и экспериментальных исследований дано решение актуальной научной задачи, заключающейся в повышении эффективности ремонта гидростоек крепей очистных забоев на основе раскрытия связи между характером повреждения элементов гидростоек крепей, горно-техническими условиями их эксплуатации и рациональными технологическими методами восстановления работоспособности несущих элементов, что имеет важное практическое значение для горных предприятий СРВ.

Основные научные и практические результаты работы заключаются в следующем.

1. Проанализированы требования, предъявляемые к конструкции гидравлических стоек, горно-технические условия их эксплуатации, а также систематизированы факторы, вызывающие потерю работоспособности, и методы ремонта деталей гидростоек очистных угольных забоев СРВ.

2. Выявлены источники вибраций в очистном забое, генерирующие колебания, негативно влияющие на работоспособность несущих элементов секции механизированной крепи. Установлено, что возникающие при обрушении кровли колебания изменяются в диапазоне от 20 до 80 мкм с частотой 25-100 Гц, воздействуя через сферическую опору на шток, могут вызвать микросмещения на сопрягаемых поверхностях пояска поршня и цилиндра при перекосах штока и стать причиной активации на малых контактируемых участках фреттинг-процессов.

3. Получены математические модели, устанавливающие взаимосвязь между параметрами поверхностного слоя зеркала цилиндра гидростойки, условиями ее эксплуатации, параметрами колебаний, воспринимаемых штоком, и величиной износа поверхности с учетом специфики протекания фреттинг-процессов на контактируемых участках цилиндра и поршня.

Оценку сопротивляемости внутренней поверхности цилиндра фреттинг-износу предлагается выполнять с помощью критерия износостойкости W в зависимости от предела текучести материала цилиндра и декремента колебаний от тангенциальных нагрузок.

4. Установлено влияние свойств материала опорных колец поршня на интенсивность износа контактируемых поверхностей цилиндр-поршень при фреттинг-износе. Так, при использовании уплотняющих колец из гиперупругого эластомера марки PTFE объем утраченного вследствие фреттинг-износа материала уменьшается с $1,14 \text{ мм}^3$ (для латунных поясков) до значений $0,014 \text{ мм}^3$.

5. На основе анализа характерных дефектов и величины износа внутренней поверхности цилиндров гидравлических стоек предложен эффективный метод их восстановительного ремонта, основанный на термопластическом деформировании путем создания осевого градиента температур в процессе непрерывно-последовательного индукционного нагрева поврежденных износом гильз.

6. На основе проведения теоретических исследований определены основные схемы термопластического деформирования полых цилиндров, а также зависимости, с помощью которых представляется возможным рассчитать и назначить основные технологические параметры процесса, определяющие степень деформации восстанавливаемого объекта.

7. С целью исследования процесса термопластического деформирования в программном комплексе QForm созданы цифровые модели технологических операций, с помощью которых были визуализированы полученные результаты и определены рациональные значения технологических параметров. Установлено, что при реализации данного метода абсолютная величина усадки для внутреннего диаметра цилиндра изменяется в пределах $0,6...0,9 \text{ мм}$, что вполне достаточно для создания компенсационного припуска на отделочную обработку отверстия гильзы при проведении восстановительных работ. При частоте

индукционного тока $f = 100-150$ Гц, скорости нагрева $V_n = 50$ °C/с и длительности нагрева t_n в пределах 50-60 с, усадка достигает максимального значения. Для компенсации больших износов внутреннего диаметра цилиндра - от 0,9 до 2 мм, следует применять термопластическое деформирование с дополнительным обжатием в матрице.

8. В результате моделирования и анализа напряженно-деформированного состояния штока при контакте с грундбуксой под действием эксцентрично приложенной внешней нагрузки получены значения контактных напряжений и деформаций, уровень которых позволяет обосновать целесообразность применения высокоскоростного газопламенного напыления для восстановления эксплуатационных характеристик рабочей поверхности штока путем нанесения износостойких твёрдосплавных покрытий систем $WC-Co, Cr$ и $Ni-Cr-B-Si$. Установлено, что напряжения сдвига в поверхностном слое штока на глубине 0,3–0,5 мм составляют 40-60 МПа, при этом коэффициент запаса $K_{п.с.}$ по прочности сцепления покрытия для высокоскоростного напыления составляет 1,45-1,55. Дополнительная отделочная обработка самофлюсующихся покрытий алмазным выглаживанием, позволяет улучшить эксплуатационные свойства поверхностного слоя за счет получения благоприятного микропрофиля и упрочнения поверхности до 40%.

9. Разработанная и предложенная для условий ремонтного производства технология сборки соединения цилиндр-поршень с использованием поршня в качестве неподвижного компенсатора позволяет повысить точность сборки сопрягаемых деталей, переведенных в ремонтные размеры, за счет уменьшения допуска на зазор ITS на 18-20%, что положительно влияет на ресурс данного соединения.

Список использованной литературы

1. А. с. 969495 В23Р 6/02. Способ восстановления изношенной внутренней цилиндрической поверхности преимущественно стальных и чугуновых деталей. Е. П. Меркулов, Л. И. Вахрушев и др.
2. Александров, Б. А. Влияние начального распора механизированной крепи на частоту и интенсивность резких осадок кровли / Б. А. Александров, Г. Д. Буялич, Ю. А. Антонов // Вестник Кузбасского государственного технического университета. - 2002. № 6. -С. 21–22.
3. Александров, Б. А., Буялич Г. Д., Антонов Ю. А., Леконцев Ю. М., Лупий М. Г. Особенности взаимодействия механизированных крепей с боковыми породами в сложных горно-геологических условиях пологих и наклонных пластов. Томск: Изд-во Том. ун-та, 2002.-144 с.
4. Александров, Б. А., Буялич, Г. Д., Антонов Ю. А. Влияние начального распора механизированной крепи на частоту и интенсивность резких осадок кровли // Вестник Кузбасского государственного технического университета. – 2002. – № 6. – С. 21–22.
5. Балдаев Л.Х., Балдаев С.Л., Маньковкий С.А. Повышение эксплуатационных характеристик горного оборудования путем нанесения защитных покрытий газотермическими методами. Сборник научных трудов семинара «Современные технологии в горном машиностроении», «Неделя горняка – 2012» 23–27 января 2012. М: МГТУ, 2012 г., с. 99–107.
6. Беляев Н. М. Труды по теории упругости и пластичности. - М.: Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1957.-632 с.
7. Болотин, В. В. Применение методов теории вероятностей и теории надежности в расчетах сооружений. М.: Стройиздат, 1971. 256 с.
8. Болотин, В. В. Статистические методы в строительной механике М.: Стройиздат, 1965. 270 с.

9. Буялич, Г. Д. Исследование работы предохранительного клапана ЭКП в период резких осадок кровли / Г. Д. Буялич, Ю. М. Леконцев, Б. А. Александров // Механизация горных работ: межвуз. сб. науч. тр. / Кузбас. политехн. ин-т. - Кемерово, 1978. - Выпи. 2.-С. 49–55.

10. Буялич, Г. Д. Направления совершенствования механизированных крепей для отработки угольных пластов в сложных горно-геологических условиях / Горная техника переработка полезных ископаемых: каталог-справочник. – СПб.: Славутич, 2007. С. 10–16.

11. Буялич, Г. Д., Умрихина В.Ю. Определение характера и величины воздействия колебаний кровли на крепь / Буялич, Г. Д., Умрихина В.Ю.// Инновационные технологии и экономика в машиностроении»: сб. тр. VI-й Междунар. науч.-практ. конф. с элементами научной школы, секция 5 «Передовые технологии и техника для агропромышленного комплекса и разработки недр». Томск. 2020. с. 441–444.

12. Буялич, Г. Д. О форме динамических колебаний блока кровли при реакции крепи в виде сосредоточенной силы / Г. Д. Буялич, К. Г. Буялич, В. Ю. Умрихина // Перспективы инновационного развития угольных регионов России: сб. тр. IV Междунар. науч.-практ. конф. -Прокопьевск, 2014. -С. 133–134.

13. Буялич, Г. Д. Оценка характера взаимодействия крепи с трудно обрушаемой кровлей // Совершенствование технологических процессов при разработке месторождений полезных ископаемых: сб. науч. тр. / Ассоциация «Кузбассуглетехнология». - Кемерово, 1995.- № 9. С. 35–37.

14. Буялич, Г. Д. Буялич К.Г., В. Ю. Умрихина. Расчет колебаний кровли при вторичных осадках// Горный информационно-аналитический журнал. 2016, № 6. с. 115–121.

15 Буялич, Г. Д., Буялич К.Г., В. Ю. Умрихина Исследование колебаний кровли в очистном забое при сопротивлении крепи в виде сосредоточенной силы.

/ Сборник трудов VII Международной научно-практической конференции. Юргинский технологический институт Томского политехнического университета. 2016 г. с.448 – 452.

16. Буялич, Г. Д., Антонов, Ю. А., Шейкина, В. И. Механизм взаимодействия механизированных крепей с кровлями угольных пластов // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). 2012.- Отд. вып. 3: Горное машиностроение. С 122–125.

17. Вержанский А.П., М.С. Островский, В.У. Мнацаканян. Современные технологии технического обслуживания и ремонта горных машин и оборудования. // Сборник научных трудов семинара «Современные технологии в горном машиностроении». – М.: МГГУ. – 2014.с.4 – 29.

18. Вибрации в технике: Справочник. В 6 т./Ред. совет: В.Н. Челомей (пред.) – М.: Машиностроение, 1981. – Т.6 Защита от вибрации и ударов / Под ред. К. В. Фролова. 1981. 456 с., ил.

19. Воробьев Л. Н. Технология машиностроения и ремонт машин: Учебник для вузов. – М.: Высшая школа, 1981. – 344 с., ил.

20. Восстановление деталей машин: Справочник/ Ф. И. Пантелеенко, В. П. Лялякин, В. П. Иванов, В. М. Константинов; под ред. В. П. Иванова. – М.: Машиностроение, 2003. – 672 с., ил.

21 Ву, Д. Т. Обоснование рационального уровня потерь и засорения угля при открытой разработке месторождения “Тай Нам Да Май», Вьетнам: дис... канд. техн. наук: 25.00.22 / Д. Т. Ву. – СПб. – 2018. – 123 с.

22. Ву, Т. Т. З. Обоснование технологии разработки мощных угольных пластов наклонными слоями с выпуском угля в условиях шахт Куангниньского бассейна: дис... канд. техн. наук: 25.00.22 / Т. Т. З. Ву. – СПб. – 2016. – 154 с.

23. Габов, В. В. Состояние и перспективы использование очистных механизированных комплексов на шахтах Вьетнама / В. В. Габов, К. Л. Нгуен // Сборник научных трудов Международная научно-практическая конференция «Социально-экономические и экологические проблемы горной

промышленности, строительства и энергетики». – 2017. – Том 1. – С. 223–226.

24. Галлагер Р. Метод конечных элементов. Основы: Пер. с англ. - М.: Мир, 1984. - 428с, ил.

25. Горячева И. Г., Добычин М. Н. Контактные задачи в трибологии. - М.: Машиностроение, 1988. - 256 с.

26. ГОСТ 12.44.258 -84, Комбайны очистные. Выбор параметров и расчет сил резания и подачи на исполнительных органах. – М.: издво Министерства угольной промышленности СССР. – 1985. –108 с.

27. ГОСТ 12445–80. Гидроприводы объемные. Ряды основных параметров. – М.: Стандарты, 1985. – 24 с.

28. ГОСТ 15852–82. Крепи механизированные гидравлические поддерживающие для лав: основные параметры и размеры. – М.: «Стандарты», 1985. – 5 с.

29. ГОСТ 16514–96. Гидроприводы объемные: общие технические требования. – М.: «Стандарты», 2002. – 8 с.

30. ГОСТ 18464–96. Гидроприводы объемные: правила приемки и методы испытаний. – М.: «Стандарты», 2002. – 12 с.

31. ГОСТ 25346–89. Единая система допусков и посадок: общие положения, ряды допусков и основных отклонений. – М.: «Стандарты», 1990. – 23 с.

32. ГОСТ 4543–2016.Metalлопродукция из конструкционной легированной стали: технические условия. – М.: «Стандарты», 2017. – 53 с.

33. ГОСТ 8732–78. Трубы стальные бесшовные горячедеформированные: сортамент. – Государственный стандарт союза ССР, 1979. – 11 с.

34. ГОСТ 8734–75. Трубы стальные бесшовные холоднодеформированные: сортамент. – М.: «Стандарты», 1977. – 12 с.

35. Давиденков Н. Н. О рассеянии энергии при вибрации. – ЖТФ. 1938. Т. 8, № 6, с. 151–161.

36. Демкин Н. Б., Рыжов Э. В. Качество поверхности и контакт деталей машин. - М.: Машиностроение, 1981. - 24 с.

37. До, К. Т. Обоснование и выбор параметров крепи горных выработок в сложных горно-геологических условиях угольного месторождения в районе дельты красной реки (Вьетнам): дис... канд. техн. наук: 25.00.22 / К. Т. До. – СПб. – 2016. – 119 с.

38. Доан В.К, Нгуен А.Т, Фунг М.Д и др. Исследование и выбор технологии механизации разработки и проект, фабрикация механизированной крепь, которая соответствует с горно-геологическими условиями мощных угольных пластов, имеющих угол падения до 350, в бассейне Куангнинь. Итоговые сообщения государственной научно-технической программы КС.06.01/06-10(Часть геология). Ханой. 2008. – 306 с.

39. Индукционный нагрев труб. Бодажков В.А.М.: Машиностроение. 1969. – 152 с.: ил.

40.Инженерия поверхности детали / Колл. авт.; под ред. А. Г. Сулова. М.: Машиностроение. 2008. – 320 с.: ил.

41. Информационно-аналитические материалы по угольной отрасли, ЦДУ ТЭК, 2000–2017 гг.

42. Клорикьян, С. Х., Старичнев, В. В., Сребный М. А. Справочник. Машины и оборудование для шахт и рудников // Справочник. 6-е изд., стереотип /. – 2000. – 471 с.

43. Коваль П.В. Гидравлика и гидропривод горных машин: Учебник для вузов по специальности «Горные машины и комплексы». — М.: Машиностроение, 1979. — 319 с, ил.

44. Коган, Б. И. Прогрессивная технология горного машиностроения, часть 2- Прогрессивные технологические процессы - Кемерово; Кузбассвузиздат, 2000. 335с.

45. Коган Б. И. Опыт создания программы выбора способа восстановления деталей машин (на примере гидроцилиндров)//Сборник

научных трудов семинара «Современные технологии в горном машиностроении». – М.: МГГУ. – 2012.

46. Козлов, С. В. Основные тенденции развития и совершенствования горной техники для очистных работ на шахтах Российской Федерации//Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2001. – №12. – С. 184–189.

47. Коллинз Д. А. Повреждение материалов в конструкциях. Монография (США). М.: «Мир», 1984. – 415 с.

48. Кондаков, Л. А., Голубев А. И. и др. Уплотнения и уплотнительная техника. Справочник. – М.: «Машиностроение», 1986. – 464 с.

49. Костюков А. Ю. Восстановление гильз цилиндров дизельных двигателей сельскохозяйственной техники термпластическим деформированием в матрице. Автореферат на сои. канд. техн. наук. М., 2006, ГОСНИТИ.

50. Корягин Ю.Д., Филатов В. И. Индукционная закалка сталей: учебное пособие / Ю.Д. Корягин, В. И. Филатов. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2006. – 52 с.

51. Лахтин Ю. М., Леонтьева В. П. Материаловедение. Учебник для высших технических учебных заведений. — 3-е изд., перераб, и доп. —М.: Машиностроение, 1990. —528 с., ил

52. Ле, В. Х. Обоснование параметров подземной разработки наклонных пластов бассейна Куангнинь под охраняемыми объектами на поверхности: дис... канд. техн. наук: 25.00.22 / В. Х. Ле. – СПб. – 2016. – 122 с.

53. Левина З. М., Решетов Д. Н. Контактная жесткость машин. - М.: Машиностроение, 1971. - 264 с.

54. Марутов, В. А., Погорелый А. Н. Эксплуатация и ремонт гидроприводов горнорудных машин. – М.: Недра, 1976. – 192 с.

55. Методические рекомендации по испытанию гидростоек механизированных крепей в динамическом режиме нагружения. – Л.: ВНИМИ. – 1977. – 18 с.

56. Мнацаканян В. У., Нго Ву Нгуэн, Нгуен Тхэ Винь, Нгуен Суан Хынг Достижение требуемой точности соединения цилиндр-поршень при ремонте гидростоек механизированных крепей // Горный информационно-аналитический бюллетень. — 2022. — № 5 (S4). — С. 3–11. DOI: 10.25018/0236_1493_2022_5_4_3.

57. Мнацаканян В.У., Королев П. А., Соловых Д.Я. Применение комбинированных методов обработки при ремонте машин. // Сборник научных трудов семинара «Современные технологии в горном машиностроении». – М.: МГГУ. – 2014. с.271-276

58. Мнацаканян В.У. Технологические основы обеспечения точности и восстановления работоспособности деталей и узлов текстильных машин. – М.: «Янус-К». -128 с., ил.

59. Мнацаканян В.У., Севагин С.В, Нго Ву Нгуэн, Мартюшова А. А. Эффективные технологии восстановления штоков гидроцилиндров горных машин // Горный информационно-аналитический бюллетень. — 2022. — № 5 (S4). — С. 12–19. DOI: 10.25018/0236_1493_2022_5_4_12.

60. Набатников Ю.Ф. Обеспечение заданного ресурса соединений деталей машин // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2011. № 4. С. 3–8.

61. Набатников Ю.Ф. Селективная сборка деталей машин в горном машиностроении //Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал. – 2014. – №8. – pp. 159–164.

62. Набатников Ю.Ф., Нго Ван Туан. Точность изготовления, уровень качества, ресурс гидростоек механизированных крепей и технология обеспечения этих параметров. Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2019. – №3 – с. 192–198.

63. Набатников Ю.Ф., Нго Ван Туан, Нго Ву Нгуэн. Обеспечение заданного ресурса силовых гидроцилиндров механизированных крепей селективной сборкой их соединений. Горный информационно-аналитический

бюллетень (научно-технический журнал). – 2019. – №12 (специальный выпуск №45) – с. 3–17.

64. Наплавка штоков и труб крупных и негабаритных промышленных гидроцилиндров, устранение дефектов, сколов, царапин, выбоин штока гидроцилиндра диаметром более 150мм. – URL: <https://b-trans.com.ua/blog/153-naplavka-shtokov-i-trub-krupnyh-i-negabaritnyh-promyshlennyh-gidrocilindrov-ustranenie-defektov-skolov-carapin-vyboin-shtoka-gidrocilindra-f-bolee-150mm.html>

65. Нго Ву Нгуэн, Нго Ван Туан, Нгуен Тхэ Винь, Нгуен Суан Хынг. Обоснование метода восстановления работоспособности штоков гидростоек крепей очистных забоев. ТГиСМ НиП. - 2022. - №16 - с.146-154.

66. Никулин, К. К. Исследование прочности и долговечности гидравлических стоек механизированных крепей / Никулин К. К. – Тула. – 1982. – 19 с.

67. Одинцов, Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. Справочник.1987.

68. Орлов, А. А. Крепление и управление кровлей в комплексно-механизированных очистных забоях / А. А. Орлов, С. Г. Баранов, Б. К. Мышляев. – М.: Недра, 1993. – 284 с.

69. Островский М. С. Триботехнические основы обеспечения качества функционирования горных машин. Часть I. - М.: МГГУ, 1993. - 160 с.

70. Островский М. С. Триботехнические основы обеспечения качества функционирования горных машин. Часть II. - М.: МГГУ, 1993. - 229 с.

71. Отчет о результатах работы угольной компании «Винакомин» за 2005–2017 гг. Ханой, 2017. – 134 с.

72. Отчет угольной компании «Винакомин» об использовании угля в народном хозяйстве СРВ. Ханой, 2015. – 62 с.

73. Пальмов В. А. Колебания упругопластических тел. М.: Наука, 1976. 328 с.

74. Пановко Я. Г. Внутреннее трение при колебаниях упругих систем. М.: Физматгиз, 1960. 190 с.

75. Пановко, Г. Я. Дискретная колебательная модель тела человека и определение ее параметров. Машиноведение. - 1974. - № 4. - С. 16–20.

76. Перспективный план развития угольной промышленности Вьетнама в период 2010–2025 гг. Ханой, 2010. – 102 с.

77. Петухов А. Н. Фреттинг и фреттинг-усталость конструкционных материалов и деталей // Сборник научных трудов семинара «Современные технологии в горном машиностроении». – М.: МГГУ. – 2014. с 285–296

78. Писаренко Г. С., Яковлев А. П., Матвеев В.В. Вибропоглощающие свойства конструкционных материалов. Киев: Науково Думка, 1971. 376 с.

79. План добычи и торговли угля компании «Винакомин» за 2016–2020. Ханой, 2016. – 80 с.

80. Подземная разработка пластовых месторождений. Теоретические и методические основы проведения практических занятий: учебное пособие О. В. Михеев [и др.]; под ред. Л. А. Пучкова. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: издво МГГУ, 2001. - 487 с.

81. Радкевич Я.М., Схиртладзе А.Г. Метрология, стандартизация и сертификация. 5-е издание. Учебник. М.: Изд-во Юрайт, 2012. – 813 с.

82. Развитие теории контактных задач в СССР. - М.: Наука, 1976. - 494 с.

83. Разработка научно обоснованных предложений по стратегическим направлениям технологического развития и импортозамещения в угольной промышленности. – АО «Росинформуголь», 2017.

84. Ржевский, В. В. Проблемы горной промышленности и комплекса горных наук / В. В. Ржевский. М.: Изд-во МГИ – 1991. – 242 с.

85. Садыков, А. М. Влияние расходной характеристики предохранительного клапана на работу гидростоек / А. М. Садыков, Э. М. Ялышев, С. В. Поляков // Угольное машиностроение / ЦНИИЭИуголь, УССР. – 1978. – № 11. – С.11-13.

86. Садыков, А. М. Работа гидравлических опор крепи при резких осадках кровли / А. М. Садыков, А. А. Орлов. – 1977. – № 1. – С. 41–44.

87. Свешников, А. А. Прикладные методы теории случайных функций. М.: Физматлит, 1968, 463 с.

88. Скляр, Н. С. Оценка и повышение качества капитально ремонтируемых механизированных крепей угледобывающих комплексов. Дисс. на соискание уч. степени к. т. н. - М.: МГИ, 1982.-261 с.

89. Солод Г. И., Морозов В. И, Русихин В. И. Технология машиностроения и ремонта горных машин: учебник для вузов. – М.: Недра, 1988–421 с.

90. Сорокин, Е. С. К теории внутреннего трения при колебаниях упругих систем.- М.: Госстройиздат, 1960. 131 с.

91. Технический документ. Крепи механизированные. Стойки и домкраты. Расчет цилиндров на циклическую и контактную прочность. Методика. - Тула: Тульский ордена Трудового Красного Знамени политехнический институт, 1981. - 46 с.

92. Тимирязев В. А., Новиков В. Ю. А.А., Схиртладзе А.Г. Основы технологии машиностроения. Учебник для вузов, МГТУ «Станкин», 2019, 393с.

93. Тимирязев В. А. Хостикоев М.З. Мнацаканян В. У. Агеева В. Н. Обеспечение точности замыкающего звена при сборке с использованием метода групповой взаимозаменяемости// Оборудование и технологии для нефтегазового комплекса» №2 (116), 2020, с. 54–58

94. Тимошенко С. П., Гузьер Дж. Теория упругости. - М.: Наука, 1975. - 575с.

95. Улиг Г.Г., Ревы Р.У. Коррозия и борьба с ней. Введение в коррозионную науку и технику: Пер. с англ./ Под ред. А. М. Сухотина. – Л.: Химия, 1989. – Пер. изд. США, 1985. – 456 с.: ил.

96 Уотерхауз Р.Б. Фреттинг-коррозия. Л.: «Машиностроение», 1976, 271 с.: ил.

97. Фам, Д. Т. Обоснование инновационных пространственно планировочных и технологических решений по интенсивной отработке наклонных угольных пластов средней мощности месторождения куангнинь СРВ (Вьетнам): дис... канд. техн. наук: 25.00.22 / . – Москва. – 2018. – 157 с.

98. Фролов, Б. А., Клишин В. И., Хорин В. Н., Мышляев Б. К., Рагутский А. М., С. В. Быков. Авторское свидетельство СССР №898086. Шахтная гидравлическая стойка / Заявл. 15.02.80. Оpubл. 15.01.82.

99. Фунг, М. Д. Исследование и выбор технолого-технических решений для разработки угольных пластов, залегающих под защищаемыми объектами / Фунг Мань Дак. – Ханой, 2011. – 235 с.

100. Хорешок, А. А. Производство и эксплуатация разрушающего инструмента горных машин / А. А. Хорешок, Л. Е. Маметьев, А. М. Цехин. Томск: Изд-во Томского политехнического университета – 2013. – 296 с.

101. Хорин, В. Н. Объемный гидропривод забойного оборудования. – М.: Недра. –1980. – 189 с.

102. Хорин, В. Н., Миндели Э. О., Зурабишвили И. И. Авторское свидетельство СССР №735786. Гидравлическая стойка шахтной крепи; Заявл. 24.05.78. Оpubл. 25.05.80.

103. Хорин, В.Н. Расчет и конструирование механизированных крепей. – М.: Недра. –1988. – 53 с.

104. Черемисский, Б. Г. Энергетический критерий выбора рационального сопротивления крепи. // Физические процессы горного производства: Все союз. меж вуз. сб. / Ленингр. горн, ин-т им. Г. В: Плеханова. – 1979. – № 7. – С. 81–84.

105. Шамо́в А.Н., Бодажков В.А. Проектирование и эксплуатация высокочастотных установок. 2-е изд., перераб. и доп. - Л.: Машиностроение, 1974. - 280 с.: ил.

106. Шепеляковский К.З. Упрочнение деталей машин поверхностной закалкой при индукционном нагреве. М.: Машиностроение. 1992. 288 с.

107. Шубина, Н. Б., Грязнов Б. П., Шахтин И. М., Морозов В. И., Березкин В. Г. Предупреждение разрушения деталей забойного оборудования. - М.: Недра, 1985. - 215 с.
108. Яновский, А. Б. Основные тенденции и перспективы развития угольной промышленности России // Уголь. 2017. № 8. С. 10–14. DOI: 10.18796/0041-5790-2017-8-10-14.
109. Яновский, А. Б. Результаты структурной перестройки и технологического перевооружения угольной промышленности России и задачи по перспективному развитию// Уголь. 2019. № 8. С. 8–16. DOI: 10.18796/0041-5790-2019-8-8-16.
110. Яновский, А. Б. Уголь: битва за будущее // Уголь. 2020. № 8. С. 9–14. DOI: 10.18796/0041-5790-2020-8-9-14.
111. Fairweather A., Lazenby F., Parker A. E. -«Intl. Res. Symp. Elec. Contacts», Graz, Austria, 1964, p. 316.
112. Halliday, J. S., Hirst W. - «Proc. R. Soc. », A, Vol. 236, 1956, p. 411.
113. Berger L.-M. Coatings by thermal spray. V.K. Sarin, D. Mari, L. Llanes, C. Nebel (Eds.), Compr. Hard Mater, Elsevier, Amsterdam, NL (2014), pp. 471-506114.
114. 43 Lay S., Missiaen J.-M. Microstructure and morphology of hardmetals, in: V.K. Sarin, D. Mari, L. Llanes, C. Nebel (Eds.), Compr. Hard Mater., Elsevier, 2014: pp. 91–120
115. Fairweather A., Lazenby F., Parker A. E. -« Intl. Res. Symp. Elec. Contacts », Graz, Austria, 1964, p. 316.
116. Feng, I. M., Rightmire B.G.-«Proc. Instn. Mech. Engrs», Vol. 1970, 1956, p. 1055.
117. <http://www.ispu.ru/library/lessons/Maslov/index.html>. Лекция 2. Основные понятия и концепция МКЭ.
118. <https://fb.ru/article/434456/fretting-korroziya-prichinyi-i-sposobyi>

119. Kulka M., Makuch N., Pertek A. Microstructure and properties of laser-borided 41Cr4 steel // Optics & Laser Technology. - Volume 45. – 2013. - P. 308-318. – URL: <http://dx.doi.org/10.1016/j.optlastec.2012.06.030>

120. Picas J.A., Forn A., Matthaus G. HVOF coatings as an alternative to hard chrome for pistons and valves. Wear 261 (2006) 477–484. doi: 10.1016/j.wear.2005.12.005

121. S V Sevagin, V.U. Mnatsakanyan Ensuring the required manufacturing quality of hydraulic-cylinder rods in mining machines. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 2020 Volume 709 044095

122. Schwarz S., Musayev Y., Rosiwal S.M., Schaufler C, Meerkamm H. High temperature diffusion chromizing as a successful method for CVD-diamond coating of steel // Diamond and Related Materials. - Volume 11. - 2002. - P 757-762. PII: S0925-9635(01)00710-5.

123. Bo Song, James W. Murray, Richard G. Wellman, Zdenek Pala, Tanvir Hussain. Dry sliding wear behaviour of HVOF thermal sprayed WC-Co-Cr and WC-CrxCy-Ni coatings. Wear. - Vol. 442–443. – 2020. – P 203114. ISSN 0043-1648, <https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.203114>

124. Tomlinson, G.A., Thorpe P. L., Gough H. J- « Proc. Instn. Mech. Engrs.», Vol. 141, 1939, p. 233.

125. www.bechem.com

ПРИЛОЖЕНИЕ



INSTITUTE OF MINING SCIENCE AND TECHNOLOGY
№ 3 Phan Dinh Giot Str., Phuong Liet, Thanh Xuan, Hanoi, Vietnam
Tel: +84.4.38642024 - Fax: +84.4.38641564
Web: <http://imsat.vn> Email: imsat@vkhcnm.com.vn

УТВЕРЖДАЮ
Зам. директора Ханойского Института
Горной науки и технологии
д-р.и. Нгуен Вьет Туан
CỘNG HÒA VIỆT NAM
KHOA HỌC VÀ CÔNG NGHỆ
VINACOMIN
07 июня 2022 г

Справка

о внедрении результатов диссертационной работы **Нго Ву Нгуэна** на тему: «Обоснование методов восстановления гидростоек крепей очистных забоев угольных шахт Социалистической Республики Вьетнам», выполненной в Национальном исследовательском технологическом университете «МИСиС» (г. Москва, Россия)

Настоящей справкой подтверждаем, что предложенные в диссертационной работе **Нго Ву Нгуэна** научно-обоснованные методы восстановления деталей гидравлических стоек крепей очистных забоев, основанные на использовании термомеханической обработки изношенных цилиндров, износостойких газотермических покрытий для штоков, методов компьютерного моделирования и численного анализа, методов размерного анализа, представляющие большой научно-практический интерес, рассмотрены на Ученом совете Ханойского Института Горной Науки и Технологии (ХИГНиТ) и приняты к использованию в учебном процессе при подготовке специалистов в области проектирования, технического обслуживания и ремонта современной горной техники и разработке технологии восстановления гидростоек крепей очистных забоев.



Акционерное общество
Можайское экспериментально-механическое
предприятие

УТВЕРЖДАЮ

Генеральный директор
АО «Можайское экспериментально-
механическое предприятие»

Бергер В.И.



18» мая 2022 г.

Справка

о внедрении результатов диссертационной работы Нго Ву Нгуэна на тему:
«Обоснование методов восстановления гидростоек крепей очистных забоев
угольных шахт Социалистической Республики Вьетнам», представленной на
соискание учёной степени кандидата технических наук

Настоящей справкой подтверждаем, что результаты диссертационной работы аспиранта кафедры горного оборудования, транспорта и машиностроения Горного института Национального исследовательского технологического университета «МИСиС» Нго Ву Нгуэна имеют большое практическое значение. Разработанные автором технологические рекомендации по восстановлению работоспособности гильз и штоков гидравлических стоек, а также предложенный метод обеспечения точности сборки соединения цилиндр-поршень с использованием поршня в качестве неподвижного компенсатора, методика расчета числа группы компенсаторов успешно апробированы и приняты к использованию в конструкторско-технологическом отделе АО «МЭМП».

Начальник конструкторско-
технологического отдела

В.Д. Зыбенко