

Министерство науки и высшего образования Российской Федерации
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
«Санкт-Петербургский горный университет императрицы Екатерины II»

На правах рукописи

Селихов Александр Александрович



ГЕОМЕХАНИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ МОДЕЛИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ
ЗАКЛАДОЧНОГО МАССИВА ИЗ ОТХОДОВ СОЛЯНОЙ
ПРОМЫШЛЕННОСТИ

Специальность 2.8.6. Геомеханика, разрушение горных пород, рудничная
аэрогазодинамика и горная теплофизика

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук, доцент
Карасев М.А.

Санкт-Петербург – 2025

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	6
ГЛАВА 1 СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА УЧЕТА ВЛИЯНИЯ ЗАКЛАДОЧНОГО МАССИВА НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ МАССИВА ГОРНЫХ ПОРОД.	12
1.1 Описание и анализ объекта исследования	12
1.1.1 Закладочные массивы месторождений водорастворимых руд	12
1.1.2 Закладочные массивы объектов захоронения отходов (на примере WIPP - Waste Isolation Pilot Plant)	14
1.1.3 Типы закладочных массивов	15
1.1.4 Состав закладочных массивов	16
1.1.5 Исследования механического отклика закладочных материалов и массивов	17
1.1.6 Общие требования к закладочным материалам	18
1.2 Обзор и анализ существующих геомеханических моделей деформирования закладочных материалов	19
1.2.1 Модель Кулона-Мора	19
1.2.2 Модель С.А. Константиновой	22
1.2.3 Модель Оливеллы С. и Генса А.	24
1.2.4 Модель Каллахана (WIPP model)	27
1.2.5 Сравнение моделей и обоснование выбора Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model	32
1.3 Цель и задачи исследования	34
1.4 Выводы по первой главе	36
ГЛАВА 2 ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКОГО ОТКЛИКА ЗАКЛАДОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ РАЗДРОБЛЕННЫХ СОЛЕЙ	38
2.1 Методика и аппаратура для лабораторных исследований	38
2.1.1 Цели и задачи лабораторных исследований	38
2.1.2 Программа лабораторных испытаний	38
2.1.3 Подготовка образцов	41
2.1.4 Испытательное оборудование	42
2.1.5 Обработка результатов испытаний	43

2.1.6 Обеспечение достоверности результатов	44
2.2 Результаты лабораторных испытаний.....	44
2.2.1 Результаты определения гранулометрического состава и влажности	44
2.2.2 Результаты испытаний на гидростатическое сжатие.....	45
2.2.3 Результаты испытаний на трехосное сжатие по схеме Кармана	47
2.2.4 Результаты испытаний при постоянном соотношении σ_3/σ_1	55
2.2.5 Результаты испытаний на ползучесть	60
2.2.6 Результаты испытаний на прямой сдвиг	61
2.2.7 Анализ влияния гранулометрического состава, влажности и других факторов на механический отклик материала	62
2.2.8 Результаты испытаний закладочных образцов с добавлением цементного вяжущего.....	62
2.3 Анализ результатов лабораторных испытаний	68
2.3.1 Анализ результатов лабораторного исследования закладочного материала на основе раздробленных соляных пород	68
2.3.2 Анализ результатов лабораторного исследования закладочного материала на основе солеотходов и цемента.....	69
2.4 Выводы по второй главе	70
ГЛАВА 3 ПОДБОР ПАРАМЕТРОВ МОДЕЛИ ЗАКЛАДОЧНОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ РАЗДРОБЛЕННЫХ СОЛЕЙ	72
3.1 Требования к геомеханической модели деформирования материала.....	72
3.1.1 Обоснование выбора моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model.....	72
3.1.2 Формулирование основных требований к модели, учитывающей особенности деформирования раздробленных соляных пород	73
3.2 Описание cap model и soft-rock plasticity model	76
3.2.1 Основные уравнения и допущения моделей	76
3.2.2 Поверхности пластического течения и потенциала.....	77
3.2.3 Законы упрочнения и эволюционные параметры моделей.....	81
3.3 Подбор параметров моделей на основании проведенных испытаний.....	81
3.3.1 Методика определения параметров моделей по результатам лабораторных испытаний.....	81

3.3.2 Определение параметров Cap Model для раздробленных соляных пород	84
3.3.3 Определение параметров Soft-Rock Plasticity Model для раздробленных соляных пород ...	87
3.3.4 Адаптация параметров для закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цементного вяжущего	88
3.4 Верификация моделей с лабораторными испытаниями.....	89
3.4.1 Создание численных моделей образцов в программном комплексе Abaqus CAE	89
3.4.2 Задание граничных условий и нагрузок, соответствующих условиям лабораторных испытаний	90
3.4.3 Проведение численного моделирования и сравнение результатов с данными лабораторных испытаний	91
3.5 Выводы по третьей главе.....	118
ГЛАВА 4 ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕЖДУКАМЕРНОГО ЦЕЛИКА ПРИ СОВМЕСТНОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С ЗАКЛАДОЧНЫМ МАССИВОМ.....	120
4.1 Постановка цели и задач численного моделирования взаимодействия закладочного массива и целиков	120
4.2 Анализ существующих подходов к оценке взаимодействия закладочного массива с междуканнерным целиком	121
4.3 Методика построения численной модели взаимодействия междуканнерного целика с закладочным массивом	123
4.3.1 Постановка задачи численного исследования.....	123
4.3.2 Обоснование выбора расчетной схемы и построение геометрической модели	123
4.3.3 Выбор и обоснование параметров моделей материалов	124
4.3.4 Сравнение использования различных моделей деформирования закладочных материалов	127
4.3.5 Оценка влияния степени заложения камеры на НДС междуканнерного целика	130
4.4 Разработка практических рекомендаций по применению модели и закладочных материалов	135
4.4.1 Рекомендации по выбору геомеханической модели для задач проектирования	135
4.4.2 Рекомендации по определению рациональных параметров закладочных работ.....	137

4.5 Выводы по четвертой главе.....	139
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	141
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	142
ПРИЛОЖЕНИЕ А Акт об использовании результатов кандидатской диссертации	153
ПРИЛОЖЕНИЕ Б Свидетельство о государственной регистрации базы данных	155

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования

Разработка калийных месторождений в условиях больших глубин требует применения эффективных методов управления горным давлением, например, таких как использование систем разработки с закладкой выработанного пространства. В таких условиях закладка выработанного пространства является ключевым подходом к обеспечению безопасной эксплуатации рудников. Эффективность подхода напрямую зависит от способности закладочного массива воспринимать нагрузку и снижать напряжения в междукammerных целиках, предотвращая их разрушение, что благоприятно сказывается на геомеханической безопасности разработки месторождений калийных солей.

В этой связи повышаются требования к достоверности прогноза напряженно-деформированного состояния (далее «НДС») целиков за счет включения в совместную работу закладочного материала на основе раздробленных соляных пород или солеотходов с добавлением цемента, модель деформирования которых должна учитывать ключевые механизмы поведения – уплотнение, упрочнение, дилатансию и нелинейный характер сдвигового разрушения, что обуславливает актуальность исследования.

Степень разработанности темы исследования

Фундаментальные основы в области разработки месторождений калийных солей, механики деформирования и разрушения соляных пород и оценки устойчивости междукammerных целиков внесли А.А. Барях, В.П. Зубов, А.Г. Протосеня, А.Н. Ставрогин, А.О. Ермашов, В.А. Асанов, И.А. Санфиров, Ю.А. Кашников, Е.Р. Ковальский и др. Вопросами формирования и свойств закладочных массивов на основе отходов калийного производства занимались С.А. Константинова, М.В. Гилев, К.В. Громцев, Ч.Б. Конгар-Сюрюн, М.М. Хайрутдинов.

Исследования механики раздробленных соляных пород в международной практике рассмотрены в работах G.D. Callahan, F.D. Hansen, L. Blanco-Martín и др. разработаны термо-гидро-механические модели, описывающие уплотнение и длительную ползучесть измельченной соли. Моделированию сыпучих и слабосцементированных геоматериалов с использованием подходов механики сплошной среды, посвящены труды S. Olivella, A. Gens, P.A. Vermeer и др.

Несмотря на значительный объем проведенных научных исследований, большинство существующих моделей деформирования закладочного материала либо сводят механический отклик к линейно-упругому или идеально-пластическому, либо, разработаны для специфических термомеханических условий, не характерных для калийных месторождений, и требуют определения параметров, получаемых с использованием дорогостоящего оборудования по программам лабораторных испытаний отклоняющихся от общепринятых в инженерной практике. Сохраняется научный пробел в области комплексного экспериментального

исследования и моделирования механического поведения закладочных материалов из отходов соляной промышленности при сложных траекториях нагружения, характерных для их работы в массиве. Отсутствует единая методология калибровки и верификации современных упругопластических моделей шатрового класса с упрочнением применительно к данному классу геоматериалов.

Объект исследований – закладочные массивы, формируемые из отходов соляной промышленности.

Предмет исследований – деформирование и разрушение закладочных массивов при совместном взаимодействии с породами междокамерного целика.

Цель работы – обоснование модели деформирования закладочного массива и повышение достоверности прогноза НДС междокамерных целиков и закладочного массива при их совместном взаимодействии.

Идея работы – достоверность прогноза НДС междокамерных целиков при совместном взаимодействии с закладочным массивом достигается за счет совершенствования шатровых моделей деформирования геоматериалов в части выбора поверхностей пластического течения и потенциала, а также обоснования параметров пластического упрочнения по результатам комплексных лабораторных исследований раздробленных и цементированных соляных пород.

Поставленная в диссертационной работе цель достигается посредством решения нижеуказанных **задач**:

1. Анализ существующих подходов к моделированию закладочных массивов, выявление их ограничений и обоснование выбора современных моделей деформирования для детального исследования.

2. Разработка программы и проведение комплекса лабораторных исследований механического отклика раздробленных соляных пород и цементированных солеотходов при различных траекториях нагружения.

3. Установление моделей деформирования закладочных массивов по результатам экспериментальных исследований: вид и параметры поверхностей пластического течения и пластического потенциала, закона упрочнения.

4. Адаптация моделей деформирования геоматериалов для прогноза их НДС при выполнении численного моделирования.

5. Верификация параметров геомеханических моделей деформирования закладочных материалов на основе данных лабораторных исследований.

6. Разработка методики прогноза НДС междокамерных целиков и закладочного массива при их совместном взаимодействии при различной степени заполнения камер с применением ранее верифицированных моделей закладочных материалов и вмещающих пород.

Научная новизна работы:

1. Экспериментально установлено, что деформирование закладочного материала на основе раздробленных соляных пород описывается неассоциированным законом пластического течения в сдвиговой части поверхности текучести, что в классических моделях не учитывается и приводит к некорректному описанию объемных пластических деформаций и дилатансии.

2. Выявлен механизм изменения формы поверхности пластического течения при наличии в закладочном массиве цементационных связей, что позволило создать модель, описывающую переход от фрикционного поведения к когезионно-фрикционному, что повысило точность прогноза НДС твердеющих закладочных материалов.

3. Установлена логарифмическая зависимость угла внутреннего трения от уровня средних напряжений, что позволило повысить достоверность прогноза сдвиговой прочности материала при различных уровнях всестороннего обжатия, устранив погрешность, свойственную моделям с постоянными углом внутреннего трения.

4. Предложен новый закон пластического упрочнения, описывающий эволюцию предела текучести при объемном сжатии, который, в отличие от стандартных линейных аппроксимаций, позволяет учитывать нелинейный характер уплотнения и набора прочности материала, что обеспечило повышение достоверности прогноза НДС закладочного массива.

Соответствие паспорту специальности

Содержание работы соответствует паспорту научной специальности 2.8.6. Геомеханика, разрушение пород взрывом, рудничная аэрогазодинамика и горная теплофизика по п.п. 1, 3, 5, 6, а именно:

1. Напряженно-деформированное состояние массивов горных пород и грунтов в естественных условиях и его изменение во времени, в том числе в связи с проведением горных выработок, строительством сооружений, газовых и нефтяных скважин, эксплуатацией месторождений.

3. Изменения свойств горных пород и грунтов в образцах и в естественных условиях в массиве в результате воздействия механических, тепловых, электромагнитных, физико-химических и других полей.

5. Теоретические основы, математические модели и способы управления состоянием и поведением массивов горных пород и грунтов с целью обеспечения устойчивости горных выработок, подземных и наземных сооружений, предотвращения проявлений опасных горно-геологических явлений.

6. Теоретические основы прогнозирования геомеханических процессов в массивах горных пород и грунтов, в том числе антропогенных, служащих средой и материалом различных горнотехнических конструкций.

Теоретическая и практическая значимость работы:

1. Экспериментально обосновано применение неассоциированного закона пластического течения для раздробленных соляных пород и количественно определены его параметры.
2. Получены уравнения механического поведения раздробленных соляных пород, связывающие приращение деформаций и напряжений – закон пластического упрочнения, математически описывающий изменения положения поверхности пластического течения от накопленных пластических объемных деформаций.
3. Уточнено теоретическое представление о механизме разрушения закладочных материалов, описывающие переход от фрикционного поведения к когезионно-фрикционному при наличии цементационных связей.
4. Разработана и верифицирована геомеханическая модель системы и методика ее калибровки для количественной оценки НДС пород междукammerного целика и закладочного массива.
5. Получены параметры моделей деформирования шатрового класса с упрочнением для закладочных материалов на основе раздробленных соляных пород и солеотходов с добавлением цемента, применение которых более точно воспроизводит их механическое поведение в сравнении с классической упругой модели или моделью Кулона-Мора.
6. Результаты и рекомендации диссертационной работы приняты к использованию при ведении проектной и экспертной работы в деятельности ООО «СПБ-Гипрошахт» при разработке технико-коммерческих предложений в части сопровождения проектирования закладочных работ. Акт о внедрении от 18 апреля 2025 г., утвержден директором по проектированию горных работ Д.В. Климовым.

Методология и методы исследования

Методологическую основу исследования составляет комплексный подход, включающий теоретический анализ существующих геомеханических моделей деформирования закладочных материалов, проведение серии лабораторных экспериментов, включая испытания на гидростатическое и трехосное сжатие по модифицированной и классической схемам Кармана, статистическую обработку и регрессионный анализ экспериментальных данных для определения параметров и вывода конститутивных зависимостей – законов упрочнения и пластического течения, а также численное моделирование методом конечных элементов в программном комплексе для верификации разработанных моделей и последующего решения прикладной задачи по оценке НДС пород междукammerного целика и закладочного массива с выводом практических рекомендаций для инженерных расчетов.

На защиту выносятся следующие положения:

1. Механическое поведение закладочного материала, представленного раздробленными соляными породами, описывается нелинейной поверхностью пластического течения, наклон которой в меридиональной плоскости уменьшается по логарифмическому закону с ростом средних напряжений, стремящейся к константе при достижении высоких уровней всестороннего обжатия, а в области нормального уплотнения представляет шатровую поверхность, описываемую ассоциированным законом пластического течения.

2. Образование цементационных связей при формировании твердеющего закладочного материала из солеотходов и цемента изменяет характер его деформирования, который при малых величинах обжатия ведет себя как хрупкий, а при величинах обжатия сопоставимых со структурной прочностью как пластический материал, механическое поведение которого в целом может быть описано в рамках теории пластичности единой поверхностью пластического течения ассиметричной замкнутой выпуклой формы.

3. Механизм формирования отпора закладочного массива деформациям породного целика определяется в зависимости от степени заполнения камеры, так, при ее заполнении до 80% определяющую роль играет сдвиговая прочность материала, а при более полном заполнении доминирующим становится его сопротивление объемному сжатию.

Степень достоверности результатов исследования подтверждается корректной постановкой цели и задач диссертационной работы, проведением экспериментальных исследований, применением комплексного подхода, сочетающего экспериментальную проверку, использование признанных методов, теоретическую согласованность с общепризнанными теоретическими положениями.

Апробация результатов. Основные вопросы, рассмотренные в диссертационной работе, были освещены на следующих конференциях: XI форум вузов инженерно-технологического профиля Союзного государства, 12-16 декабря 2022 г., Минск, Белорусский Национальный технический университет; XI Международная научно-практическая конференция «Инновационные направления в проектировании горнодобывающих предприятий. Безопасное и эффективное освоение месторождений полезных ископаемых» 29 мая - 01 июня 2024 г., Санкт-Петербург, Санкт-Петербургский Горный университет императрицы Екатерины II; XII Международный научно-практический форум «Инновационные направления в проектировании горнодобывающих предприятий. Безопасное и эффективное освоение месторождений полезных ископаемых», 27-31 мая 2025 г., Санкт-Петербург, Санкт-Петербургский Горный университет императрицы Екатерины II; XVIII Международная научно-практическая конференция «Перспективы развития науки в современном мире», 20 июля 2025 г., Уфа, Уфимский университет науки и технологий.

Личный вклад автора: автором были поставлены цели и задачи диссертации, проанализированы отечественные и зарубежные научные труды по тематике исследования, разработаны методические подходы к проведению комплексных лабораторных испытаний и адаптации моделей деформирования закладочных материалов. Также обосновано применение моделей с упрочнением для описания нелинейного деформирования раздробленных соляных пород, сформирован подход к численному моделированию как лабораторных экспериментов для верификации модели материала, так и полномасштабной задачи на уровне междокамерного целика при взаимодействии с закладочным массивом. Получены закономерности, определяющие влияние уровня напряжений и наличия цементационных связей на прочностные и деформационные свойства закладочных материалов, включая вид поверхности пластического течения, закон упрочнения и характер пластического течения. Сформированы практические рекомендации по применению разработанных моделей для оценки влияния полноты заполнения выработки и свойств закладочного материала на НДС междокамерных целиков.

Публикации:

Полученные в результате диссертационного исследования результаты были опубликованы в 4 печатных работах (пункты списка литературы № 25, 26, 27, 47), в том числе в 2 статьях – в изданиях из перечня рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук (далее – Перечень ВАК), в 2 статьях – в изданиях, входящих в международные базы данных и системы цитирования (Scopus). Получено 1 свидетельство о государственной регистрации базы данных (Приложение Б).

Структура диссертации. Диссертационная работа содержит в себе следующие структурные элементы: оглавление, введение, 4 главы с выводами по каждой, а также заключения и списка литературы, который включает в себя 109 наименований. Работа изложена на 156 страницах машинописного текста, содержит 111 рисунков и 30 таблиц.

ГЛАВА 1 СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА УЧЕТА ВЛИЯНИЯ ЗАКЛАДОЧНОГО МАССИВА НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ МАССИВА ГОРНЫХ ПОРОД

1.1 Описание и анализ объекта исследования

1.1.1 Закладочные массивы месторождений водорастворимых руд

В настоящее время главным способом добычи сырья для производства калийных удобрений или добычи соли в отечественной практике является подземный способ [8, 9, 28], сопряженный с высокими рисками [5, 46]. Соляные породы, обладая высокой степенью растворимости вынуждают руководствоваться принципом недопущения проникновения в горные выработки ненасыщенных рассолов или пресной воды. Прорывы ВЗТ привели к потере рудников на Соль-Илецком, Солотвинском и Верхнекамском месторождениях [4, 24]. Проблема разрушения междокамерных целиков и как следствие образование водопроводящих трещин в водозащитной толще калийных рудников затронута в ряде отечественных публикаций [2, 42, 67], одним из способов снижения нагрузки на них является закладка выработанного пространства [3, 38, 56]. Закладка выработанного пространства – это процесс создания искусственного массива в подземном пространстве, основной целью которого в практике разработки месторождений водорастворимых руд является передача нагрузки от междокамерных целиков и вмещающих пород на искусственный закладочный массив.

Также, отходы соляного производства представляют угрозу для гидросферы и почвы [29, 40]. Их использование в качестве закладочного материала позволит снизить нагрузку на экологическую обстановку месторождений водорастворимых руд.

Для минимизации негативных последствий и повышения эффективности отработки месторождений водорастворимых руд широкое применение находят системы разработки с закладкой выработанного пространства. Закладочный массив в таких системах выполняет ряд важных функций.

Во-первых, закладочный массив воспринимает часть горного давления, разгружая целик и вмещающие породы, тем самым повышая их устойчивость и предотвращая обрушения [7, 41].

Во-вторых, заполнение выработанного пространства закладочным материалом позволяет уменьшить оседание земной поверхности, что особенно важно при разработке месторождений вблизи населенных пунктов и промышленных объектов [11].

Также, использование в качестве закладочного материала отходов обогащения позволяет сократить объемы их складирования на поверхности, тем самым уменьшая негативное воздействие на окружающую среду [12, 48]. Исследования показывают, что применение закладочных массивов на основе отходов производства позволяет не только решить проблему

утилизации, но и улучшить экологическую ситуацию в горнодобывающих регионах, снижая площадь нарушенных земель и загрязнение почв и водоемов [29, 40].

В России значительные запасы калийных солей сосредоточены на Верхнекамском месторождении [53, 39] в Пермском крае. Глубина разработки на рудниках Верхнекамского месторождения достигает 400-500 метров. Вмещающие породы представлены, в основном, соляными породами, переслаивающимися с глинисто-карбонатными породами и ангидритами. Гидрогеологические условия характеризуются наличием водоносных горизонтов в вышележащей толще, что создает потенциальную угрозу затопления рудников. Добыча полезного ископаемого на этом месторождении ведется с применением камерной системы разработки. Размеры камер в плане могут достигать 200х20 метров при высоте 5-7 метров, а ширина междукammerных целиков варьируется от 15 до 30 метров. В качестве закладочного материала используются преимущественно галитовые отходы, образующиеся в процессе обогащения руды, а именно, в результате флотационного и галургического методов обогащения.

Гремячинское месторождение [57, 49, 58] калийно-магниевых солей, расположенное в Волгоградской области, является еще одним крупным объектом добычи водорастворимых руд в России. Месторождение находится на этапе освоения. Глубина залегания продуктивных пластов составляет от 900 до 1200 метров. Вмещающие породы представлены, в основном, каменной солью с прослоями глин и ангидритов. Гидрогеологические условия характеризуются наличием напорных водоносных горизонтов в вышележащих отложениях. Разработка месторождения ведется камерной системой с закладкой выработанного пространства. В качестве закладочного материала планируется использовать сыпучие галитовые отходы, получаемые в результате обогащения руды. Размеры камер и целиков, а также технология закладки, на Гремячинском месторождении, вероятно, будут определяться с учетом опыта эксплуатации Верхнекамского месторождения и специфических горно-геологических условий данного объекта.

Старобинское месторождение [64, 55] калийных солей в Республике Беларусь разрабатывается с 1963 года. Глубина разработки достигает 600-800 метров. Вмещающие породы представлены каменной солью, глинами и мергелями. Месторождение характеризуется сложными гидрогеологическими условиями, обусловленными наличием трещиноватых зон и карстовых полостей. Добыча ведется камерной и столбовой системами с закладкой выработанного пространства. В качестве закладочного материала используются галитовые отходы. Размеры камер и целиков, а также технология закладки, определяются с учетом горно-геологических условий и обеспечения устойчивости горных выработок.

Канадские месторождения калийных солей, расположенные в провинции Саскачеван, являются одними из крупнейших в мире [77]. Разработка ведется как подземным, так и открытым способом. Глубина залегания продуктивных пластов варьируется от 800 до 1600 метров.

Вмещающие породы представлены эвапоритами (каменная соль, сильвинит, карналлит) с прослоями глин и доломитов. Характерной особенностью канадских месторождений является широкое применение гидравлической закладки выработанного пространства. Это обусловлено как геологическими особенностями (большая глубина залегания, высокая газоносность), так и строгими экологическими требованиями. В качестве закладочного материала используются отходы обогащения, а также специально приготовленные солевые растворы.

Помимо России, Беларуси и Канады, крупные месторождения калийных солей разрабатываются в Германии, Испании, Израиле, Иордании, Китае и других странах. В Германии добыча калийных солей ведется, в основном, в шахтах, расположенных в бассейнах рек Верра и Фульда. Глубина разработки достигает 1000 метров. Применяются различные системы разработки, в том числе и с закладкой выработанного пространства. Месторождения калийных солей расположены в Испании в Каталонии и Наварре. Разработка ведется как подземным, так и открытым способом. В Израиле и Иордании добыча калийных солей ведется из вод Мертвого моря методом выпаривания. Крупные месторождения калийных солей Китая расположены в провинции Цинхай. Разработка ведется как подземным, так и открытым способом [77].

На большинстве зарубежных рудников, где применяется подземный способ разработки калийных солей, используются системы разработки с закладкой выработанного пространства. Это связано с необходимостью обеспечения устойчивости горных выработок, предотвращения проседания земной поверхности и охраны окружающей среды. Тип закладочного материала и технология закладки определяются в каждом конкретном случае, исходя из горно-геологических условий, экономических соображений и экологических требований.

1.1.2 Закладочные массивы объектов захоронения отходов (на примере WIPP - Waste Isolation Pilot Plant)

Помимо горнодобывающей промышленности, закладочные массивы из раздробленных соляных пород находят применение на объектах захоронения радиоактивных отходов. Примером такого объекта является Waste Isolation Pilot Plant (WIPP) в США [71, 73, 74]. WIPP, расположенный в штате Нью-Мексико, предназначен для захоронения трансурановых отходов в соляной формации на глубине около 650 метров [82, 99].

Закладочный материал на WIPP представляет собой измельченную каменную соль, добываемую при проходке горных выработок и размещаемую в камерах, заполненных контейнерами с радиоактивными отходами [97]. Многочисленные исследования, проведенные в рамках проекта WIPP, направлены на изучение долговременного поведения уплотненной измельченной соли в условиях, моделирующих захоронение радиоактивных отходов. Эти исследования включают в себя лабораторные эксперименты, численное моделирование и

натурные наблюдения, а также направлены на изучение вопросов, связанных с обеспечением безопасности и долговечности захоронения [96].

1.1.3 Типы закладочных массивов

Современная практика создания закладочных массивов месторождений водорастворимых руд насчитывает три вида:

- 1) Сыпучий закладочный массив - возведенный механическим путем;
- 2) Гидрозакладочный массив - возведенный с применением гидротранспорта и твердеющий за счет кристаллизации порового пространства при отдаче оборотного рассола;
- 3) Твердеющий (пастообразный) закладочный массив – возведенный с применением гидротранспорта и твердеющий за счет применения различных вяжущих компонентов.

Сыпучие закладочные массивы [68, 71, 72] (рисунок 1, а) наиболее часто применяются в сфере подземного захоронения ядерных отходов, а также, в настоящее время достаточно редко, в горнодобывающей промышленности и используются либо в естественном насыпном состоянии, либо в виде предварительно уплотненных призматических блоков [95, 99, 100]. Раздробленные соляные породы используются в качестве закладочных материалов на месторождениях водорастворимых руд и хранилищах ядерных отходов [91, 92, 101].



Рисунок 1 – Виды закладочных материалов: а) сыпучий закладочный массив; б) гидрозакладочный массив; в) пастообразный твердеющий массив (составлено автором)

Закладочные массивы, созданные с применением гидротранспорта [11, 30, 34] (рисунок 1, б) в отечественной практике приурочены к калийному производству и встречаются на рудниках Верхнекамского месторождения калийно-магниевых солей [35, 59, 60].

В то же время приготовление и подача пульпы требует специального оборудования, а также устройства дренажной системы [7, 13]. Помимо этого, для формирования качественного закладочного массива необходимо обеспечить эффективный отвод воды из пульпы, а при фильтрации рассолов через вмещающие породы может происходить их разупрочнение, что негативно сказывается на устойчивости выработок.

Для повышения прочностных и деформационных характеристик закладочных массивов, а также для снижения их проницаемости, в их состав могут добавляться различные вяжущие

вещества, в результате чего образуются твердеющие закладочные массивы на основе галитовых отходов с добавлением влаги и вяжущих веществ.

Твердеющие закладочные массивы (рисунок 1, в) в настоящее время являются наиболее перспективной разработкой, однако несут недропользователям дополнительные затраты из-за внесения вяжущих: можно добиться от закладочного материала высокой прочности за счет применения цементов, что является крайне затратным способ, либо за счет добавления вяжущих на основе шлаков металлургических комбинатов и других добавок, однако прочность таких материалов будет ниже [7, 37].

1.1.4 Состав закладочных массивов

На калийных месторождениях основными компонентами закладочных массивов являются галит (NaCl), сильвин (KCl) и карналлит ($\text{KMgCl}_3 \cdot 6\text{H}_2\text{O}$). Также могут присутствовать примеси других минералов, таких как ангидрит (CaSO_4), гипс ($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$), а также глинистые породы.

В качестве добавок могут использоваться различные отвердители [61, 65], например цементы, доменные шлаки, магнезиальные вяжущие, гипс [36], жидкое стекло и лингосульфат [12, 19, 33], а также заполнители из резинокордных компонентов [20, 51] и другие составляющие закладочной смеси [21, 22].

Гранулометрический состав закладочных материалов на основе соляных отходов оказывает существенное влияние на их физико-механические свойства. Как правило, используются отходы с размером частиц от долей миллиметра до нескольких миллиметров.

В работе [11] установлено, что при крупности дробленой каменной соли менее 1 мм относительные деформации при компрессионных испытаниях с давлением порядка 9,5 МПа составляют порядка 23%, в то время как при крупности частиц от 3 до 10 мм и давлении 9,3 МПа относительные деформации составляют порядка 28%. Из этого следует вывод, что с уменьшением крупности материала жесткость его возрастает, эти данные согласуются также с исследованием [32], где активация или, иначе говоря, измельчение компонентов закладочной смеси повышает прочность на 30%.

Таким образом, гранулометрический состав является одним из важнейших факторов, определяющих свойства закладочных массивов, и его необходимо учитывать при проектировании закладочных работ.

Наличие тех или иных минералов в составе закладочного массива может оказывать существенное влияние на его свойства. Например, карналлит является гигроскопичным минералом и может поглощать влагу из окружающего воздуха, что приводит к снижению прочности закладочного массива.

В твердеющих закладочных массивах используются различные вяжущие вещества, выбор которых определяется требуемыми свойствами массива, экономическими соображениями и экологическими требованиями.

Цемент является наиболее распространённым вяжущим веществом, обеспечивающим высокую прочность закладочного массива. Однако, применение цемента может быть ограничено из-за его высокой стоимости и потенциальной несовместимости с некоторыми типами соляных пород.

Выбор конкретного типа вяжущего вещества определяется требованиями к прочности, деформируемости и проницаемости закладочного массива, а также условиями его эксплуатации.

1.1.5 Исследования механического отклика закладочных материалов и массивов

Закладочные массивы месторождений водорастворимых руд чаще всего являются разрушенными соляными породами, при этом их состав в среднем представлен галитовыми отходами.

В работе [11] приведены зависимости для относительных деформаций и напряжений при компрессионных испытаниях от возраста закладочного массива (1)-(2):

$$\varepsilon_0 = 0,27 + 0,77 \exp\left(\frac{t_3}{4,93}\right) \quad (1)$$

$$q_0 = 39[1 - \exp(-1,07t_3)], \quad (2)$$

где t_3 – «возраст» закладочного массива.

Зарубежные авторы рассматривают раздробленные соляные породы в качестве закладочных массивов для хранилища ядерных отходов WIPP [99]. Согласно исследованию, зависимость модуля упругости от плотности описывается уравнением (3):

$$K = c \exp(b\rho), \quad (3)$$

где K – модуль упругости;

ρ – плотность;

c – эмпирический коэффициент, составляет 5,69;

b – эмпирический коэффициент, составляет 0,101.

Раздробленные соляные породы обладают характерным свойством ползучести, в работе [81] посвященной лабораторным исследованиям закладочного материала проекта WIPP проводили компрессионные испытания при сдвиге с следующими условиями: влажность образцов составляла порядка 1,5-2%, удельная плотность 0,9 и температура 25°C. При осевом давлении 2,33 МПа стабилизация объемной ползучести наступала на 3 сутки, однако при давлении 3,33 МПа стабилизации объемной ползучести зафиксировать не удалось, а длительность испытания составила 12 суток.

В исследовании [100] установлено, что плотность раздробленных соляных пород при компрессионном сжатии при давлении 4 МПа достигает значений плотности ненарушенных соляных пород за срок равный 1 году.

В работах [59, 60] исследовался материал, представленный отходами обогащения предприятия ПАО «Уралкалий». Средняя крупность материала составляла 2,54 мм, при этом авторы использовали различные добавки для создания различных закладочных составов. Наиболее высокое значение прочности при одноосном сжатии равное 3,1 МПа в возрасте материала 90 суток продемонстрировал следующий состав: магнезиальный шлак 25%, галитовые отходы 51%, лингосульфат (отходы деревообработки) 1%, вода 23-25%.

Исследованию гидрозакладочного массива ВКМКС различного возраста посвящена работа [35]. Авторами установлено, что гидрозакладочный материал возрастом 10 лет не склонен к проявлению масштабного эффекта. В результате натурных и лабораторных испытаний авторы вывели зависимости прочности на сжатие и растяжение, а также плотности от возраста закладочной смеси (4)-(6):

$$(t) = 0,0139 + 7,5 \cdot 10^{-5}(t - 1), \quad (4)$$

$$\sigma_{сж} = 0,0004t^3 - 0,0243t^2 + 0,536t + 0,4221, \quad (5)$$

$$\sigma_p = 0,079 + 5,36 \cdot 10^{-3}(t - 1), \quad (6)$$

где t – время;

$\sigma_{сж}$ – прочность на сжатие;

σ_p – прочность на растяжение.

Задаче повышения прочностных характеристик закладочных массивов посвящена работа [7]. Авторы использовали два состава, один из которых представлен закладочной смесью из глинисто-солевого шлама с добавлением вяжущего вещества хлористого кальция, а второй представлен закладочной смесью из галитовых отходов. По результатам испытаний установлено, что пастообразная твердеющая закладочная смесь на основе глинисто-солевых шламов с добавлением хлористого кальция имеет среднее значение прочности при одноосном сжатии равное 11,67 МПа, в то время как закладочный материал на основе галитовых отходов имеет прочность 3,68 МПа.

1.1.6 Общие требования к закладочным материалам

Сыпучие закладочные материалы, такие как раздробленные соляные породы, должны обладать достаточной подвижностью для обеспечения равномерного заполнения выработанного пространства. Это требование особенно важно при механизированной закладке, когда материал подается в камеру с помощью скребковых конвейеров, специальных метателей, погрузочно-доставочных машин и других средств механизации.

Кроме того, сыпучие закладочные материалы должны иметь минимальную усадку после укладки, чтобы исключить образование пустот между закладочным массивом и кровлей выработки [30].

Желательно, чтобы материал обладал дренирующими свойствами для отвода избыточной влаги, что способствует повышению его прочности и устойчивости. Гидрозакладочные материалы должны обеспечивать формирование после дренирования воды однородного массива с минимальной пористостью. Это достигается за счет использования мелкодисперсных частиц и уменьшения толщины слоя заливки [32, 63].

Важным требованием к гидрозакладочным материалам является достаточная текучесть пульпы для обеспечения ее транспортировки по трубопроводам на значительные расстояния [7].

Время схватывания пульпы должно быть достаточным для ее транспортировки и укладки в выработанное пространство, но при этом не слишком большим, чтобы не затягивать процесс формирования закладочного массива.

Твердеющие закладочные материалы должны обладать достаточной прочностью и жесткостью для обеспечения устойчивости горных выработок и ограничения деформаций вмещающего массива [7, 12, 33].

Усадка материала при твердении должна быть минимальной, чтобы исключить образование зазоров между закладочным массивом и вмещающими породами [62].

Важным требованием является адгезия твердеющего закладочного материала к вмещающим породам, которая обеспечивает совместную работу массива и закладки [65].

Вяжущие вещества, используемые в твердеющих закладочных материалах, должны быть совместимы с химическим составом соляных отходов и не вызывать негативных химических реакций, которые могут привести к снижению прочности или долговечности закладки и вмещающих пород [33, 62].

1.2 Обзор и анализ существующих геомеханических моделей деформирования закладочных материалов

Для прогнозирования поведения закладочных массивов и их влияния на напряженно-деформированное состояние (НДС) вмещающего массива горных пород используются различные геомеханические модели. В данном разделе рассмотрены наиболее известные модели, применяемые для описания деформирования сыпучих и сцементированных геоматериалов, проанализированы их достоинства и недостатки, а также обоснован выбор моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model для дальнейшего исследования.

1.2.1 Модель Кулона-Мора

Модель Кулона-Мора, предложенная Шарлем Огюстеном Кулоном в 1773 году и дополненная Отто Мором в 1900 году, является одной из старейших и наиболее широко

применяемых в инженерной практике моделей для описания поведения грунтов и горных пород [6, 23, 44]. Она относится к классу упруго-пластических моделей и основана на представлении о предельном равновесии сыпучей среды [31].

Основы теории предельного равновесия сыпучей среды были заложены Шарлем Огюстеном Кулоном, французским военным инженером и ученым, в 1773 году. Он сформулировал закон сухого трения, который лег в основу критерия прочности, носящего его имя. В 1900 году немецкий ученый Отто Мор обобщил теорию Кулона на трехосное напряженное состояние, придав ей современный вид.

Модель Кулона-Мора описывает поведение сыпучих и жестко-пластичных сред, для которых характерно наличие внутреннего трения и сцепления. Модель не учитывает вязкостные свойства материала, а также изменение его свойств в процессе деформирования (упрочнение или разупрочнение).

Согласно модели, сдвиг по некоторой площадке в материале наступает, когда напряжение сдвига τ достигает критического значения, зависящего от нормального напряжения σ на этой же площадке. Зависимость эта линейна и описывается уравнением (7):

$$\tau = \sigma_n \tan(\varphi) + C, \quad (7)$$

где τ – касательные напряжения;

σ_n – нормальные напряжения;

C – сцепление (пересечение кривой критерия прочности с осью касательных напряжений на паспорте прочности породы);

φ – угол внутреннего трения.

В пространстве главных напряжений ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) поверхность текучести модели Кулона-Мора представляет собой шестигранную пирамиду, симметричную относительно гидростатической оси ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$). Вершина пирамиды соответствует состоянию гидростатического сжатия, а ее ребра – состоянию чистого сдвига, внешний вид поверхности представлен на рисунке 2.

Из положительных моментов стоит отметить, что модель имеет простую математическую формулировку и ясную физическую интерпретацию. Параметры модели (угол внутреннего трения и сцепление) имеют наглядный физический смысл и могут быть определены из стандартных лабораторных испытаний, например, из испытаний на одноосное сжатие и трехосное сжатие, а также прямой сдвиг. Модель Кулона-Мора реализована во многих программных комплексах для численного моделирования геомеханических процессов.

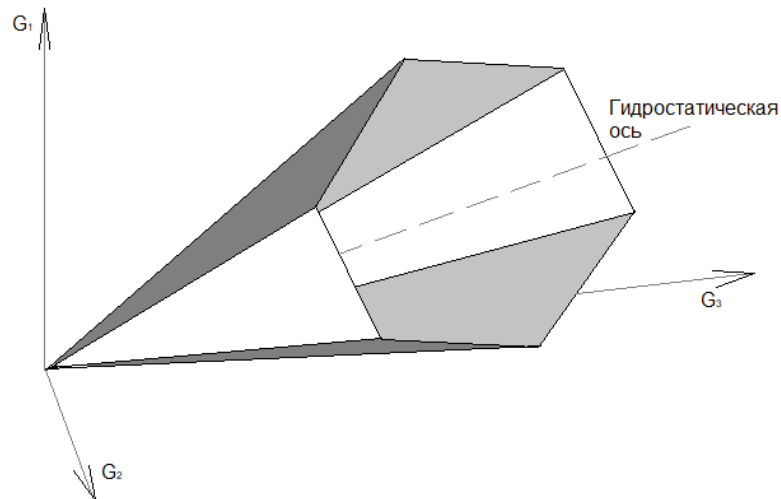


Рисунок 2 – Шатровая поверхность Кулона-Мора в осях главных напряжений
(составлено автором)

К недостаткам модели стоит отнести следующие: модель является идеально-пластической, то есть не учитывает изменение прочностных свойств материала после достижения предела текучести. Модель не учитывает изменение объема материала при сдвиге (дилатансию), которое характерно для многих сыпучих сред, в том числе и для раздробленных соляных пород. Наличие угловых точек на поверхности текучести может приводить к проблемам при численном моделировании, связанным с неединственностью решения.

Прочность материала зависит только от максимального и минимального главных напряжений, в то время как среднее главное напряжение не оказывает никакого влияния. Однако, на практике зачастую оказывается, что среднее главное напряжение может оказывать существенное влияние на прочность и деформируемость горных пород. Модель не учитывает вязкостные свойства материала, что ограничивает ее применение для моделирования поведения соляных пород, для которых характерна ползучесть.

Модель Кулона-Мора часто используется для оперативных геомеханических расчетов, однако недостаточно корректно описывает реальное поведение геоматериала завышая его прочностные свойства на стадии перехода от упругого поведения к пластическому, а также не учитывает реологическое поведение свойственное соляным породам. Согласно работе [30] закладочные материалы под нагрузкой ведут себя нелинейно, на их напряженно-деформированное состояние влияет траектория нагружения, что по мнению авторов требует применения более сложных моделей, нежели модель Кулона-Мора, таких, как например модель Double Yield [85, 105, 107], реализованная в программном пакете FLAC3D, аналогом модели в других программных пакетах, реализующих расчет НДС геоматериалов с помощью МКЭ, будут являться Cam Clay или Soft-Rock Plasticity.

Модель Кулона-Мора использовалась при моделировании гидравлически размещенной закладки в работе [30]. В работе решалась плоская задача, рассматривалась нагрузка на целик в зависимости от степени заполнения камеры. Согласно расчетам, гидравлически размещенный закладочный массив начинает оказывать влияние на междуканальные целики при степени заполнения порядка 50%, при полном заполнении камер гидравлически размещенным закладочным массивом целики имеют практически бесконечную несущую способность.

1.2.2 Модель С.А. Константиновой

Модель С.А. Константиновой была разработана в 70-х годах XX века для описания поведения гидрозакладочных массивов, применяемых на Верхнекамском месторождении калийных солей [35]. Модель основывается на результатах лабораторных исследований и учитывает зависимость деформаций от времени и действующих напряжений.

Модель была разработана С.А. Константиновой на основе экспериментальных исследований деформирования гидрозакладочных массивов, проводившихся на Верхнекамском месторождении калийных солей. Модель описывает механический отклик материала гидрозакладочного массива с учетом следующих физических процессов:

1. Мгновенная упругая деформация, возникающая при приложении нагрузки.
2. Необратимая деформация, развивающаяся во времени под действием постоянной нагрузки.
3. Скорость вязкопластического течения зависит от величины действующих напряжений и времени.

Модель С.А. Константиновой предполагает линейную зависимость между напряжениями и деформациями в упругой стадии. В областях, где происходит разрушение материала, деформирование описывается переменным модулем деформации, зависящим от максимальных главных напряжений (8)-(11).

$$\tilde{\sigma} = 2G\tilde{\epsilon}, \quad (8)$$

$$\sigma = \frac{D}{1-2\mu} \epsilon = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}, \quad (9)$$

$$G = \frac{D}{2(1+\mu)}, \quad (10)$$

$$\epsilon = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z}{3} \quad (11)$$

где $\tilde{\sigma}$ – девиатор напряжений;

G – модуль сдвига;

$\tilde{\epsilon}$ – девиатор деформаций;

σ – среднее напряжение;

μ – коэффициент Пуассона;

ε – средняя деформация.

В качестве критерия разрушения используется соотношение [34] (12):

$$\sigma_3 = A - \sigma B, \quad (12)$$

где σ_3 – эквивалентное разрушающее напряжение;

A и B – параметры, вычисляемые с помощью прочности на сжатие и растяжение [34] (13)-(14):

$$A = \frac{2\sigma_{сж}\sigma_p}{\sigma_p + \sigma_{сж}}, \quad (13)$$

$$B = 3 \frac{\sigma_{сж} - \sigma_p}{\sigma_p + \sigma_{сж}}, \quad (14)$$

В областях, подверженных разрушению, процесс деформирования моделируется переменным модулем деформации [34] по значениям критериев A и B, для остаточной прочности (15)-(16):

$$D = \frac{A_{ост} - B_{ост}}{\varepsilon_i}, \quad (15)$$

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{2(1 + \mu)} \sqrt{(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33})^2 + (\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11})^2 - \frac{3}{2}(\gamma_{12}^2 + \gamma_{23}^2 + \gamma_{13}^2)}, \quad (16)$$

В результате лабораторных испытаний автор также определяет зависимости плотности, прочности на сжатие и растяжение в зависимости от «возраста» закладочного массива t [34] (17)-(19):

$$\rho(t) = 0,0139 + 7,5 \cdot 10^{-5}(t - 1), \quad (17)$$

$$\sigma_{сж} = 0,0004t^3 - 0,0243t^2 + 0,536t + 0,4221, \quad (18)$$

$$\sigma_p = 0,079 + 5,36 \cdot 10^{-3}(t - 1), \quad (19)$$

где ρ – плотность;

t – время;

$\sigma_{сж}$ – прочность на сжатие;

σ_p – прочность на растяжение.

Из положительных сторон данной модели стоит отметить, что модель учитывает зависимость деформаций от времени (реологию), также модель основана на результатах лабораторных испытаний гидрозакладочных массивов и однозначным плюсом является относительная простота модели.

В то же время модель не лишена недостатков, а именно: модель предполагает линейную зависимость между напряжениями и деформациями в упругой стадии, что не всегда соответствует действительности для соляных пород, модель не учитывает дилатансию и не описывает упрочнение материала, у модели ограниченная область применения – она пригодна только для гидрозакладочных массивов возведенных на рудниках ВКМКС, кроме того модель

не описывает адекватно поведение раздробленных соляных пород, так как не учитывает особенности их структуры и механизма деформирования.

Данная модель занижает расчетную разрушающую деформацию гидрозакладки по сравнению с экспериментальными данными особенно с учетом высокого бокового давления, так, например, при боковом давлении равном 2 МПа расчетная деформация равна 6,4 мм, в то время как экспериментально установленная составляет 11,2 мм.

1.2.3 Модель Оливеллы С. и Генса А.

Модель Оливеллы и Генса [94] была разработана в 2002 году специально для моделирования поведения измельченной соляной породы, используемой в качестве закладочного материала в хранилищах радиоактивных отходов. Модель учитывает как механические, так и термо-гидро-механические (ТГМ) процессы, происходящие в закладочном массиве.

Модель разработана на двух механизмах ползучести таких как FADT – ползучесть при диффузном переносе жидкости (фильтрационная консолидация) и DC – ползучесть при сдвиге частиц (ползучесть скелета геоматериала), а также законе вязко-пластичности. Авторы сравнивали прогнозные данные модели с результатами компрессионных испытаний получив хорошую сходимость, пример представлен на рисунке 3.

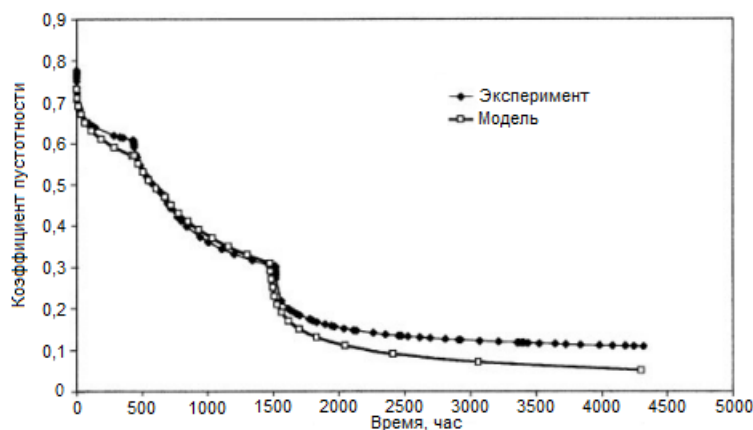


Рисунок 3 – Зависимость коэффициента пустотности (ось абсцисс) от времени (ось ординат) при компрессионных испытаниях Сурийской измельченной соли [94]

Модель была разработана С. Оливеллой и А. Генсом в Политехническом университете Каталонии (Барселона, Испания) в рамках проекта по изучению долговременной безопасности захоронения радиоактивных отходов в соляных формациях.

Модель Оливеллы и Генса учитывает следующие физические процессы:

1. Упругое и пластическое деформирование, включая уплотнение и дилатансию.
2. Реологическое поведение материала, зависящее от времени, температуры и напряженного состояния.
3. Распространение тепла, выделяемого радиоактивными отходами.
4. Фильтрация поровой жидкости и изменение пористости.

5. Растворение и осаждение солей, изменение химического состава поровой жидкости.

Модель Оливеллы и Генса является термо-гидро-механической (ТГМ) моделью, основанной на механике пористых сред. Модель использует нелинейный закон упругости, поверхность текучести, зависящую от давления и температуры, и закон пластического течения, учитывающий дилатансию. Ползучесть материала описывается степенным законом.

Скорость деформации ползучести для данной модели записывается в виде [94] (20):

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^c}{dt} = \frac{d\varepsilon_{ij}^{FADT}}{dt} + \frac{d\varepsilon_{ij}^{DC}}{dt} = \frac{1}{2\eta_{FADT}^d} (\sigma'_{ij} - p' \delta_{ij}) + \frac{1}{3\eta_{FADT}^v} p' \delta_{ij} + \frac{1}{\eta_{DC}^d} \Phi(F) \frac{\partial G}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (20)$$

где $\frac{d\varepsilon}{dt}$ - скорость деформаций;

η – коэффициент вязкости;

p' – среднее напряжение;

δ_{ij} – дельта Кронекера;

σ_{ij} - тензор полных;

σ'_{ij} - тензор эффективных напряжений;

Φ – функция, используемая в вязкопластической модели;

F – функция вязкопластической текучести;

G – закон течения для вязкопластической модели;

v – индекс, который обозначает объемную составляющую ползучести.

d – индекс, который обозначает девиаторную (сдвиговую) составляющие ползучести.

Основные уравнения вязко-пластичности [94] (21)-(24):

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^{VP}}{dt} = \frac{1}{\eta_{VP}^d} \langle \Phi(F^{VP}) \rangle \frac{\partial F^{VP}}{\partial \sigma'_{ij}}, \quad (21)$$

$$F^{VP} = \sqrt{q^2 + M^2(p' - p_t)(p' - p_0)}, \quad (22)$$

$$p_0 = a(\varepsilon_V^{inelastic})^m, \quad (23)$$

$$p_t = b(\varepsilon_V^{inelastic})^p, \quad (24)$$

где q – девиаторное напряжение;

p_0 – параметр упрочнения (значения начальных средних напряжений);

p_t – параметр упрочнения (значения средних напряжений при растяжении);

m – степенной коэффициент;

p – степенной коэффициент;

a – константа материала;

b – константа материала;

M – константа материала;

νp – индекс, который обозначает вязкопластический характер деформирования.

На рисунке 4 представлено то, как в идеализированном авторами виде будет деформироваться раздробленная соляная порода [94].

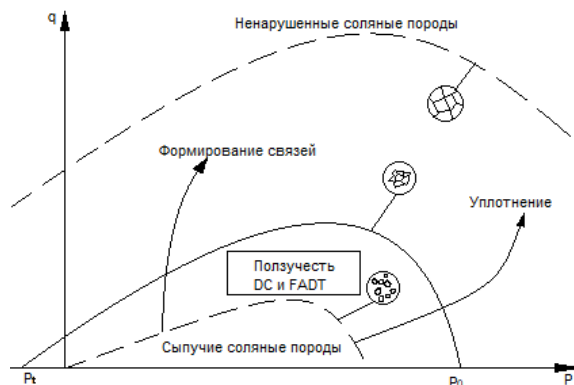


Рисунок 4 – Механизм деформирования раздробленных соляных пород [94]

Данная модель учитывает широкий спектр физических процессов (механические, тепловые, гидравлические, химические). Она описывает нелинейное поведение материала, включая уплотнение, дилатансию и ползучесть и позволяет моделировать долговременное поведение закладочного массива.

Однако помимо положительных сторон есть и негативные аспекты, среди которых сложность модели в части необходимости определения большого количества параметров, также модель требует значительных вычислительных ресурсов, существует необходимость проведения специальных лабораторных испытаний для определения параметров модели, модель разработана в большей степени для моделирования захоронения радиоактивных отходов в соляных пластах, что ограничивает ее применение для моделирования закладочных массивов применяемых на месторождениях водорастворимых руд.

Модель Оливеллы С. И Генса А. использовалась в работе [94]. Модель была реализована в численном коде CODE_BRIGHT (Coupled Deformation BRIne Gas and HeatTransport problems) созданным специально для решения термомеханических задач. Решаемая задача представлена объемной моделью с пройденными на глубине 750 и 800 м выработками, в которых располагались емкости с радиоактивными отходами и закладочный материал.

В работе основной акцент сделан на исследование температур в закладочном массиве и вмещающих породах. В работе фиксировалось изменение температуры во времени от момента размещения ядерных отходов и их засыпки раздробленными соляными породами до прошествии 10 лет. При этом моделирование сравнивалось с экспериментальными данными. Замер температур производился в четырех точках: кровле, стенках и почве выработки, а также на глубине 2,2 м относительно уровня почвы выработки.

Прогнозные и фиксированные в натуре значения хорошо согласуются в зоне кровли и стенок выработки, однако в месте непосредственного соприкосновения радиоактивных горячих отходов с почвой выработки и на глубине 2,2 м есть значительные отклонения в температуре, при этом прогнозные значения оказались меньше экспериментальных.

На рисунке 5 представлены горизонтальные и вертикальные перемещения выработки во времени.

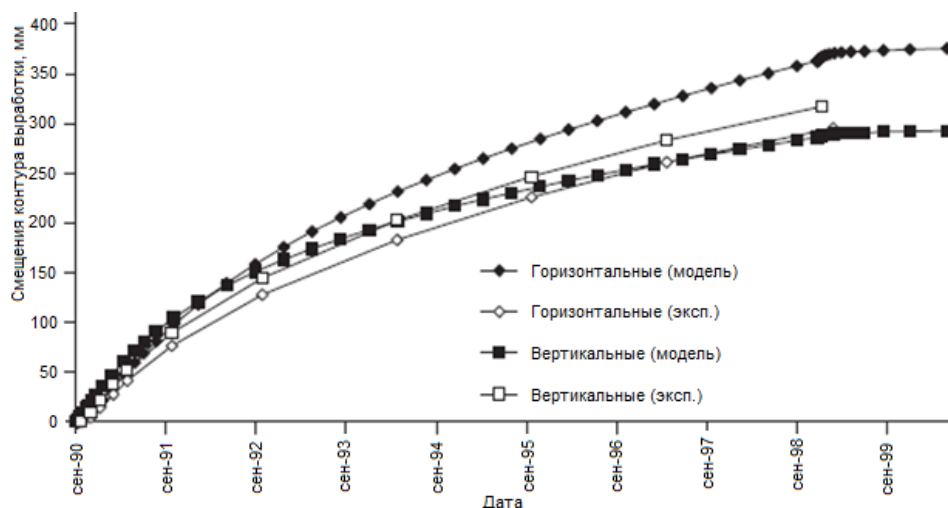


Рисунок 5 – Конвергенция контура выработки во времени [94]

Горизонтальные перемещения контура в модели были выше зафиксированных в натуре на 50%, корреляция вертикальных перемещений в модели и натуре была лучше, в первые пять лет разница была незначительной, затем натурные перемещения стали увеличиваться относительно прогнозных вплоть до 120% последних.

1.2.4 Модель Каллахана (WIPP model)

Модель Каллахана Г., также известная как WIPP-модель, была разработана в 1980-х годах в Сандийской национальной лаборатории (США) для моделирования поведения измельченной соли в качестве закладочного материала в хранилище радиоактивных отходов WIPP (Waste Isolation Pilot Plant) [73, 74, 75]. Модель является развитием более ранней модели, предложенной Sjaardema и Krieg [99].

Разработка модели была обусловлена необходимостью прогнозирования долговременного поведения закладочного массива из измельченной соли в условиях, характерных для WIPP, то есть при высоких температурах и давлениях, а также с учетом воздействия радиации.

Модель Каллахана описывает следующие физические процессы:

1. Упругое деформирование и пластическое течение материала при достижении предела текучести.

2. Вторичная ползучесть (установившаяся ползучесть) материала, зависящая от времени, температуры и напряженного состояния.

Модель является упруго-вязкопластической моделью, использующей степенной закон для описания ползучести. Поверхность текучести модели включает в себя поверхность сдвигового разрушения и шатровую составляющую, отвечающую за уплотнение материала.

Тензор скорости неупругой деформации записывается в виде [99] (25)-(31):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^c = \frac{\dot{\varepsilon}_{ij}^d \dot{\varepsilon}_{ij}^w}{\sigma_{eq}} \left\{ \frac{k_0 \Omega^{k_1} \sigma_m}{3} \delta_{ij} + k_2 \left(\frac{2-D}{D} \right)^{\frac{2n}{n+1}} 2\sqrt{J_2} \cos\psi \left(\left[\frac{\cos 2\psi}{\cos 3\psi} \right] \frac{S_{ij}}{\sqrt{J_2}} + \left[\frac{\sqrt{3} \sin\psi}{J_2 \cos 3\psi} \right] t \right. \right. \quad (25)$$

$$\sigma_{eq}^f = \left[\eta_0 \Omega^{n_1} \sigma_m^2 + \eta_2 \left(\frac{2-D}{D} \right)^{\frac{2n_f}{n_f+1}} (\sigma_1 - \sigma_3)^2 \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (26)$$

$$\sigma_{eq} = \left[k_0 \Omega^{k_1} \sigma_m^2 + k_2 \left(\frac{2-D}{D} \right)^{\frac{2n}{n+1}} (\sigma_1 - \sigma_3)^2 \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (27)$$

$$\Omega_f = \left[\frac{(1-D)n_f}{\left[1 - (1-D)^{\frac{1}{n_f}} \right]} \right]^{\frac{2}{n_f+1}}, \quad (28)$$

$$\Omega = \left[\frac{(1-D_v)n}{\left[1 - (1-D_v)^{\frac{1}{n}} \right]} \right]^{\frac{2}{n+1}}, \quad (29)$$

$$D_v = \begin{cases} D_t, & D < D_t \\ D, & D \geq D_t \end{cases} \quad (30)$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2\cos\psi \sqrt{J_2} \quad (31)$$

где D – фракционная плотность (отношение текущей плотности к максимально возможной для данного материала);

ψ – угол Лоде;

J_2 – второй вариант тензора напряжений;

σ_m – среднее напряжение;

δ_{ij} – дельта Кронекера;

η_0 – константа материала;

η_1 – константа материала;

η_2 – константа материала;

k_0 – константа материала;

k_1 – константа материала;

k_2 – константа материала;

n – константа материала;

n_f – константа материала;

D_t – константа материала.

Скорость неупругой деформации при реализации механизма ползучести при сдвиге частиц записывается в виде [99] (32):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^d = F \dot{\varepsilon}_s, \quad (32)$$

где F – функция перехода, отражающая три ветви: ветвь упрочнения, равновесия и восстановления;

$\dot{\varepsilon}_s$ – установившаяся скорость деформации.

Скорость неупругой деформации при реализации механизма ползучести при диффузном переносе жидкости [99] (33)-(34):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^w = \frac{r_1 w^a}{d^p \exp(\varepsilon_V)} \frac{\exp\left(\frac{Q_s}{RT}\right)}{T} \left[\frac{\exp(r_3 \varepsilon_V)}{|\exp(\varepsilon_V) - 1|^{r_4}} \right] \Gamma \sigma_{eq}^f, \quad (33)$$

$$\Gamma = \begin{cases} 1, & \text{при малых деформациях } (\exp(\varepsilon_V) - 1 > -15\%) \\ \left[\frac{\exp(\varepsilon_V)}{\phi_0 \exp(\varepsilon_V)} \right]^{n_s}, & \text{при больших деформациях } (\exp(\varepsilon_V) - 1 < -15\%) \end{cases}, \quad (34)$$

где r_1 – константа материала;

r_3 – константа материала;

r_4 – константа материала;

a – константа материала;

p – константа материала;

Q_s – константа материала;

n_s – константа материала;

w – влажность;

d – средний размер зерен;

T – абсолютная температура;

R – универсальная газовая постоянная;

ϕ_0 – начальная пористость.

В настоящее время в программном пакете FLAC3D реализованна модель WIPP Salt model, основанная на работе [74].

Согласно руководству [74], связь скоростей упругих напряжений и деформаций описывается уравнениями (35)-(37):

$$\dot{\sigma}_{ij} = 2G \left[\dot{\varepsilon}_{ij} - \frac{\dot{\varepsilon}_{kk}}{3} \delta_{ij} \right] + K \dot{\varepsilon}_{kk} \delta_{ij}, \quad (35)$$

где G – модуль сдвига;

K – объемный модуль упругости;

δ_{ij} – дельта Кронекера.

$$K = K_f e^{K_1(\rho - \rho_f)}, \quad (36)$$

$$G = G_f e^{G_1(\rho - \rho_f)}, \quad (37)$$

где ρ – плотность разрушенной соли;

ρ_f – плотность ненарушенной соли;

K_f – объемный модуль упругости ненарушенной соли.

G_f – модуль сдвига ненарушенной соли.

В модели принято, что общая скорость деформации является сумой скоростей деформаций нелинейно-упругих, вязкого уплотнения и вязкого сдвига [74] (38):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^e = \dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{ij}^c - \dot{\varepsilon}_{ij}^v, \quad (38)$$

Скорость деформации объемного уплотнения [74] (39)-(40):

$$\dot{\varepsilon}_v^c = \frac{1}{\rho} B_0 [1 - e^{-B_1 \sigma}] e^{B_2 \rho}, \quad (39)$$

$$\sigma = \frac{\sigma_{kk}}{3}, \quad (40)$$

где B_0 – константа, определяемая по результатам изотропного сжатия;

B_1 – константа, определяемая по результатам изотропного сжатия;

B_2 – константа, определяемая по результатам изотропного сжатия.

Общая скорость деформации имеет вид [74] (41):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^c = \dot{\varepsilon}_v^c \left[\frac{\delta_{ij}}{3} - \beta \frac{\sigma_{ik}^d \delta_{kj}}{\bar{\sigma}} \right], \quad (41)$$

где σ_{ik}^d – девиаторное напряжение;

$\bar{\sigma} = \sqrt{3J_2}$ – напряжение по Мизесу;

J_2 – второй инвариант напряжений;

β – константа принимаемая равной 1, таким образом при одноосном сжатии компоненты скорости деформации поперечного уплотнения обращаются в ноль.

Скорость деформации вязкого сдвига [74] (42)-(45):

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{dv} = \frac{3}{2} \left\{ \frac{\sigma_{ij}^d}{\bar{\sigma}} \right\} \dot{\varepsilon}, \quad (42)$$

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_p + \dot{\varepsilon}_s, \quad (43)$$

$$\varepsilon_s = D \left(\frac{\bar{\sigma}}{F_d} \right)^n e^{\left(-\frac{Q}{RT} \right)}, \quad (44)$$

$$\dot{\varepsilon}_p = \begin{cases} (A - B\varepsilon_p)\dot{\varepsilon}_s, & \text{если } \dot{\varepsilon}_s \geq \dot{\varepsilon}_s^*, \\ \left[A - B \left(\frac{\dot{\varepsilon}_s^*}{\dot{\varepsilon}_s} \right) \varepsilon_p \right] \dot{\varepsilon}_s, & \text{если } \dot{\varepsilon}_s < \dot{\varepsilon}_s^*, \end{cases} \quad (45)$$

где D, n, A, B и $\dot{\varepsilon}_s^*$ – константы материала;

T – абсолютная температура;

R – универсальная газовая постоянная;

Q – энергия активации.

К плюсам модели относится то, что она учитывает упругопластическое поведение и ползучесть материала, при этом описывает уплотнение измельченной соли под нагрузкой и разработана специально для моделирования закладочных массивов из измельченной соли.

Кроме того, эта модель верифицирована на результатах лабораторных испытаний и натурных наблюдений на объекте захоронения ядерных отходов WIPP [69, 70].

Однако, параметры модели определены для конкретных условий WIPP и могут потребовать корректировки при использовании для других объектов.

Модель Каллахана Г. WIPP использовалась для решения термо-гидро-механической задачи. В работе [70] авторы решают задачу в плоской постановке, в которой представлены выработки с ядерными отходами и раздробленными соляными породами в качестве материала обратной засыпки. Модель имеет размеры 1200 м в высоту и 25 м в ширину, при этом смоделирована половина выработки в виду симметрии геометрических параметров. Основной акцент в работе сделан на исследовании температурного режима в закладочном массиве и породах, однако, помимо этого авторы приводят зависимость плотности закладочного массива от времени (рисунок 6).

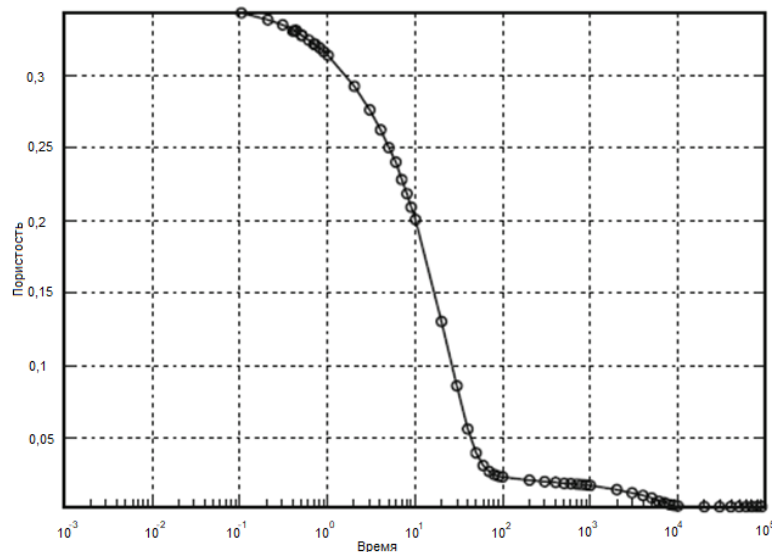


Рисунок 6 – Изменение пористости закладочного массива во времени [70]

1.2.5 Сравнение моделей и обоснование выбора Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model

Рассмотренные модели имеют различную степень сложности и описывают разные аспекты поведения закладочных материалов.

Модель Кулона-Мора, несмотря на свою простоту и широкое распространение, имеет ряд существенных недостатков, которые ограничивают ее применимость для моделирования закладочных массивов из раздробленных соляных пород. Она не учитывает упрочнение материала, дилатансию, зависимость предела текучести от среднего напряжения, а также реологические свойства, что может приводить к значительным погрешностям при прогнозировании НДС массива. Примеры использования модели Кулона-Мора в основном связаны с расчетами устойчивости откосов и склонов, а также с оценкой несущей способности фундаментов.

Модель С.А. Константиновой [34, 35], разработанная для гидрозакладочных массивов, также имеет ограничения, связанные с линейной зависимостью деформаций от напряжений в упругой области и отсутствием учета упрочнения и дилатансии. Кроме того, модель не применима для моделирования закладочных массивов, сформированных из раздробленных соляных пород. Модель Константиновой применялась для оценки НДС гидрозакладочных массивов на Верхнекамском месторождении, как отмечают сами авторы, она имеет ограниченную область применения.

Модель Оливеллы С. и Генса А. [94], а также Каллахана Г. (WIPP) [74, 75, 99] являются наиболее сложными из рассмотренных и учитывают широкий спектр физических процессов, включая упругопластическое деформирование, ползучесть, теплоперенос и фильтрацию. Однако, эти модели разработаны для специфических условий захоронения радиоактивных отходов и требуют адаптации для условий калийных рудников. Кроме того, они являются достаточно сложными для практического применения и требуют большого количества входных параметров, определение которых может быть затруднительно. Например, модель Каллахана Г. применялась для моделирования поведения закладочного массива в хранилище WIPP, но для ее использования потребовалось проведение узкоспециализированных лабораторных испытаний для определения параметров модели.

Общий спектр задач, для которых предназначены описанные ранее модели представлен в таблице 1.

Таблица 1 – Область применения существующих моделей закладочных материалов (составлено автором)

Тип задач	Наименование моделей			
	Кулона-Мора	Модель С.А. Константиновой	Модель С. Оливеллы и А. Генса	Модель Каллахана Г. (WIPP salt model)
Прогноз напряженно-деформированного состояния массива без учета временного фактора	+	+	+	+
Решение задач связанных с прогнозом длительных деформаций	-	+	+	+
Решение термомеханических задач	-	-	+	+

Модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model, реализованные в программном комплексе Abaqus, представляются наиболее перспективными для моделирования поведения закладочных массивов из раздробленных соляных пород.

Преимущества Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model:

1. Учет нелинейного деформирования: Обе модели позволяют описывать нелинейную зависимость между напряжениями и деформациями, что является важным для адекватного моделирования поведения сыпучих сред.
2. Учет дилатансии: Модель Soft-Rock Plasticity позволяют учитывать дилатансию - изменение объема материала при сдвиге, что характерно для раздробленных соляных пород.
3. Учет упрочнения: Обе модели включают в себя механизм упрочнения, позволяющий описывать изменение предела текучести материала в процессе пластического деформирования как при объемном сжатии, так и при сдвиге.
4. Возможность калибровки параметров по результатам лабораторных испытаний: Параметры моделей могут быть определены по результатам стандартных лабораторных испытаний, таких как одноосное и трехосное сжатие, прямой сдвиг.
5. Наличие шатровой составляющей: Наличие шатровой составляющей, отвечающей за пластическое уплотнение, делает эти модели особенно подходящими для моделирования уплотняющихся сред, какими и являются закладочные массивы из сыпучих соляных пород.

Cap Model традиционно применяется для моделирования грунтов и сыпучих сред.

Soft-Rock Plasticity Model разработана специально для слабосцементированных пород, к которым можно отнести и уплотненные закладочные массивы, а также рыхлые грунты. Эта модель лучше описывает поведение материалов, промежуточных между грунтами и скальными породами.

Таким образом, модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model обладают рядом преимуществ по сравнению с другими рассмотренными моделями и представляются наиболее подходящими для описания поведения закладочных массивов из раздробленных соляных пород на калийных месторождениях по следующим причинам:

1. Модель Кулона-Мора: не учитывает упрочнение, дилатансию, влияние среднего напряжения и реологические свойства, что не позволяет адекватно описать поведение закладочного массива.
2. Модель Константиновой: ограничена линейной упругостью, не учитывает дилатансию и упрочнение, применима только для гидрозакладки и не может применяться для моделирования поведения раздробленных соляных пород.
3. Модель Оливеллы и Генса и модель Каллахана: разработаны для условий захоронения радиоактивных отходов, сложны для практического применения, требуют определения большого количества входных параметров, созданы под конкретные условия.

Модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model лишены большинства из указанных недостатков и позволяют более адекватно описывать поведение закладочных массивов из раздробленных соляных пород с учетом особенностей их деформирования. Выбор между Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model в каждом конкретном случае должен основываться на тщательном анализе условий задачи, имеющихся данных о свойствах закладочного материала и требований к точности моделирования. Модель Soft-Rock Plasticity Model, в свою очередь, представляется более перспективной, так как она разработана специально для слабосцементированных пород и лучше учитывает особенности их деформирования.

Обе модели являются достаточно сложными с точки зрения численной реализации, что может приводить к увеличению времени расчетов. Для получения адекватных результатов необходимо тщательно калибровать параметры моделей по результатам лабораторных испытаний.

Несмотря на указанные недостатки, преимущества моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model перевешивают, что делает их наиболее предпочтительными для моделирования поведения закладочных массивов из раздробленных соляных пород.

1.3 Цель и задачи исследования

Анализ литературных данных и существующих подходов к моделированию закладочных массивов, проведенный в разделах 1.1 и 1.2, выявил ряд нерешенных проблем и ограничений, присущих существующим моделям. Это, в первую очередь, недостаточное описание нелинейного деформирования раздробленных соляных пород, а также, зачастую, сложность применения моделей и большое количество параметров, требующих определения. Также, не учитывается влияние гранулометрического состава и влажности материала на прочностные и

деформационные характеристики закладочного массива. Кроме того, существующие модели, разработанные для решения специфических задач, таких как захоронение радиоактивных отходов [93, 98, 103] и резервуаров для хранения газа и нефтепродуктов [79, 83, 85], требуют адаптации к условиям калийных рудников.

В связи с этим, целью данной работы является разработка геомеханической модели деформирования закладочного массива на основе соляных отходов, адекватно описывающей его поведение под нагрузкой с учетом особенностей механического отклика раздробленных соляных пород, и определение параметров этой модели на основе комплекса лабораторных исследований.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

1. Провести анализ существующих геомеханических моделей деформирования закладочных материалов, выявить их достоинства, недостатки и ограничения применимости для моделирования закладочных массивов из раздробленных соляных пород. Обосновать выбор моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model для дальнейшего исследования, как наиболее полно отвечающих требованиям к моделированию поведения данного типа закладочных массивов.

2. Разработать программу и выполнить комплекс лабораторных исследований механического отклика закладочных материалов на основе раздробленных солей. Программа должна включать испытания по схемам гидростатического нагружения и трехосного сжатия (по схеме Кармана) при различных уровнях обжимающего давления.

3. Определить параметры моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model для раздробленных соляных пород, используя результаты проведенных лабораторных испытаний. Выполнить калибровку и верификацию параметров на основе сопоставления расчетных и экспериментальных данных.

4. Разработать методику адаптации параметров выбранных моделей для описания поведения гидрозакладочных материалов и твердеющих закладочных материалов с добавлением цементного вяжущего.

5. Провести верификацию разработанных моделей с использованием программного комплекса Abaqus CAE. Выполнить численное моделирование лабораторных испытаний и сравнить результаты с экспериментальными данными для оценки адекватности и точности моделирования на уровне образца закладочного материала.

6. Выполнить апробацию разработанной модели при решении задачи геомеханического прогноза НДС междукammerных целиков и вмещающих пород с учетом влияния закладочного массива. Рассмотреть типовую задачу для условий отечественных месторождений калийных солей.

7. Оценить влияние различных факторов на поведение закладочного массива с использованием разработанной модели и выявить наиболее значимые факторы, определяющие НДС закладочного массива и вмещающего породного массива.

8. Сформулировать практические рекомендации по выбору параметров модели, ее применению для решения задач проектирования и эксплуатации систем разработки с закладкой выработанного пространства, а также по повышению эффективности и безопасности закладочных работ на калийных рудниках.

Решение поставленных задач позволит создать научно-обоснованный инструмент для более точного прогнозирования поведения закладочных массивов, что, в свою очередь, внесет вклад в повышение безопасности и эффективности разработки месторождений водорастворимых руд, а также снизит негативное воздействие горных работ на окружающую среду.

1.4 Выводы по первой главе

В результате проведенного анализа современного состояния вопроса учета влияния закладочных массивов на напряженно-деформированное состояние массива горных пород при разработке месторождений водорастворимых руд, а также на основе обзора литературы по вопросам разработки месторождений, утилизации отходов и моделирования механического поведения закладочных массивов из раздробленных соляных пород, можно сформулировать следующие основные выводы:

1. Закладочные массивы играют важную роль в обеспечении устойчивости горных выработок, снижении деформаций земной поверхности и предотвращении затопления рудников при разработке месторождений водорастворимых руд камерно-столбовой системой, особенно на больших глубинах.

2. Наиболее распространенным типом закладочных массивов на калийных рудниках являются массивы из раздробленных соляных пород (галитовых отходов), что обусловлено доступностью и относительно низкой стоимостью материала, а также возможностью утилизации отходов обогащения.

3. Существующие геомеханические модели, такие как модель Кулона-Мора, модель С.А. Константиновой, модель Оливеллы и Генса, а также модель Каллахана (WIPP model), не в полной мере учитывают особенности поведения закладочных массивов из раздробленных соляных пород. Эти модели либо чрезмерно упрощают реальное поведение материала (Кулон-Мор, Константинова), либо разработаны для специфических условий, не характерных для калийных рудников (Оливелла и Генса, Каллахан) [10].

4. Модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model, реализованные в программном комплексе Abaqus, обладают рядом преимуществ по сравнению с другими моделями и представляются наиболее перспективными для описания поведения закладочных массивов из

раздробленных соляных пород. Они позволяют учитывать нелинейную зависимость между напряжениями и деформациями, дилатансию, упрочнение при объемном сжатии и сдвиге, а также дают возможность калибровки параметров по результатам стандартных лабораторных испытаний.

5. Предварительно модель Soft-Rock Plasticity Model является предпочтительной, поскольку она разработана специально для слабосцементированных пород, к которым можно отнести уплотненные закладочные массивы, и, вероятно, лучше описывает поведение материалов, занимающих промежуточное положение между грунтами и скальными породами.

Для адаптации и верификации моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model необходимо проведение комплекса лабораторных исследований механического отклика закладочных материалов при различных схемах нагружения, в том числе, при гидростатическом сжатии и трехосном сжатии по схеме Кармана.

Актуальной задачей является разработка геомеханической модели, адекватно описывающей поведение закладочных массивов на основе соляных отходов с учетом их особенностей и определение параметров этой модели на основе лабораторных исследований.

Разработка такой модели позволит повысить точность прогнозирования напряженно-деформированного состояния массива горных пород при использовании систем разработки с закладкой выработанного пространства, что, в свою очередь, повысит безопасность и эффективность горных работ, а также снизит негативное воздействие на окружающую среду.

Таким образом, результаты анализа современного состояния вопроса обосновывают актуальность и научную новизну данного диссертационного исследования, определяют его цель и задачи, а также позволяют сформулировать основные требования к разрабатываемой геомеханической модели.

ГЛАВА 2 ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЧЕСКОГО ОТКЛИКА ЗАКЛАДОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ РАЗДРОБЛЕННЫХ СОЛЕЙ

2.1 Методика и аппаратура для лабораторных исследований

2.1.1 Цели и задачи лабораторных исследований

Лабораторные исследования механического отклика закладочных материалов на основе раздробленных соляных пород проводились с целью получения достоверных данных об их деформационных и прочностных характеристиках в условиях, приближенных к условиям нагружения в закладочном массиве. Результаты проведенных тестов являются основой для калибровки и верификации параметров геомеханических моделей, используемых в дальнейшем для численного моделирования.

Основные задачи лабораторных исследований включали в себя:

1. Определение зависимости между средним напряжением и объемной деформацией при гидростатическом сжатии образцов.
2. Определение зависимости между девиатором напряжений и осевой деформацией при различных уровнях бокового давления (модифицированная схема трехосного сжатия Кармана).
3. Изучение дилатансионного поведения материала при сдвиге.
4. Определение параметров ползучести материала при различных уровнях напряжений.
5. Исследование механического отклика предварительно гидростатически-уплотненного закладочного материала из раздробленных соляных пород при прямом сдвиге с минимальной осевой нагрузкой.
6. Исследование прочностных и деформационных характеристик закладочного материала на основе галитовых отходов с добавлением цементного вяжущего.

Полученные в ходе лабораторных испытаний данные позволят всесторонне изучить поведение закладочных материалов в различных условиях нагружения, а также обеспечат надежную экспериментальную базу для калибровки параметров геомеханических моделей.

2.1.2 Программа лабораторных испытаний

На основе анализа литературы, посвященной лабораторным исследованиям закладочных материалов применяемых на месторождениях полезных ископаемых [54, 102], объектах захоронения ядерных отходов [76, 78, 86] и соляных пород [1, 45, 65] была разработана комплексная программа лабораторных испытаний. Кроме того, ориентиром для испытания закладочного материала на основе галитовых отходов и закладочного материала с добавлением цементного вяжущего являлись работы, связанные с испытанием раздробленных солей [88], песков [89, 90, 106] и других геоматериалов [84, 108, 109].

Определение влажности проводилось в соответствии с [18] путем высушивания образцов в сушильном шкафу при температуре 105°C до постоянной массы, в результате естественная влажность материала составляла порядка 1,57%. Дальнейшие испытания проводились на обезвоженных образцах.

Определение гранулометрического состава проводилось ситовым методом в соответствии с [15]. Использовался стандартный набор сит с размерами ячеек 5, 2,5, 1,25, 0,63, 0,315, 0,16 и менее мм.

Испытания на гидростатическое сжатие ($\sigma_1=\sigma_3=\sigma_z$) проводились с целью определения зависимости между средним напряжением и объемной деформацией. Образцы подвергались всестороннему обжатию с регистрацией изменения объема. Испытания проводились на образцах с начальной плотностью 1400 кг/м³. Испытания проводились в мягком режиме с постоянной скоростью нагружения. Максимальное давление в испытаниях составляло 10 МПа при стандартном гидростатическом сжатии, а также 20 МПа при ступенчатом гидростатическом сжатии. Также был проведен ряд ступенчатых испытаний, где на каждой ступени гидростатического давления производилась выдержка образца с целью определения его характеристик ползучести. Программа испытаний при ступенчатом гидростатическом нагружении образцов закладочного материала представлена в таблице 2.

Таблица 2 – Программа испытаний при ступенчатом гидростатическом нагружении (составлено автором)

№	Набор давления $t_{\text{наб}}$, мин	Выдержки давления, $t_{\text{выд}}$ мин	Гидростатическое давление $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$, МПа
1	2	5	0,25
2	2	5	0,5
3	2	5	0,75
4	2	5	1
5	5	10	2,5
6	5	10	5
7	10	15	10
8	15	15	15
9	15	15	20

Испытания включали в себя две стадии: гидростатическое обжатие образца до заданного уровня бокового давления; девиаторное нагружение при понижении давления масла в испытательной камере, при этом в плоскости средних и девиаторных напряжений удалось добиться постоянного значения средних напряжений с одновременным ростом девиаторных, что в свою очередь позволило точно находить часть поверхности пластического течения, отвечающую за сдвиговое разрушение материала. Испытания проводились при различных значениях бокового давления (0,25; 0,5; 0,75; 1,0; 2,5; 5,0; 10,0; 15,0; 20,0 МПа), а также при постоянных значениях начальной плотности (порядка 1400 кг/м³). Скорость нагружения была

постоянной, линейной согласно отношению значений среднего напряжения и времени набора давления t_1 и также задавалась в мягком режиме нагружения.

Испытания на трехосное сжатие по схеме Кармана ($\sigma_1 \geq \sigma_3 = \sigma_3$) проводились с целью определения прочностных и деформационных характеристик материала при различных уровнях бокового давления, программа испытания представлена в таблице 3.

Таблица 3 – Программа испытаний по схеме Кармана (составлено автором)

№	Набор давления t_1 , мин	Выдержка давления t_2 , мин	Средние напряжения p , МПа	Девиаторные напряжения q , МПа
1	2	5	0,25	0
	2	5	0,25	0,375
	2	5	0,25	0,6
	2	5	0,25	0,75
2	4	5	0,5	0
	2	5	0,5	0,375
	2	5	0,5	0,75
	2	5	0,5	1,5
3	6	5	0,75	0
	2	5	0,75	0,375
	2	5	0,75	1,125
	2	5	0,75	2,25
4	8	5	1,0	0
	2	5	1,0	0,75
	2	5	1,0	1,5
	2	5	1,0	3
5	10	10	2,5	0
	2	10	2,5	2,25
	2	10	2,5	3,75
	2	10	2,5	7,5
6	15	10	5,0	0
	5	10	5,0	3,75
	5	10	5,0	7,5
	5	10	5,0	15,0
7	20	10	10,0	0
	10	10	10,0	7,5
	10	10	10,0	15,0
	10	10	10,0	30,0
8	30	15	15,0	0
	15	15	15,0	7,5
	15	15	15,0	22,5
	15	15	15,0	45,0
9	30	15	20,0	0
	15	15	20,0	15,0
	15	15	20,0	30,0
	15	15	20,0	45,0

Также для определения шатровой составляющей поверхности пластического течения была подготовлена программа испытаний, при которой в течении всего процесса нагружения

образца закладочного массива выдерживалось постоянное соотношение главных нормальных напряжений ($\sigma_3/\sigma_1=\text{const}$), программа испытаний представлена в таблице 4.

Таблица 4 – Программа испытаний для установления шатровой составляющей поверхности пластического течения (составлено автором)

№ серии испытаний	Соотношение напряжений σ_3/σ_1	Целевое конечное главное нормальное напряжение σ_1 , МПа	Целевые конечные средние напряжения p , МПа	Целевые конечные девиаторные напряжения q , МПа
1	0,6	8,33	6,11	8,33
2	0,35	14,28	8,09	9,28
3	0,2	25	11,66	20

В процессе испытаний значения всех соотношений и напряжений могут отклоняться от первоначальных запланированных значений в связи с тем, что предугадать поведение материала невозможно.

Для закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 предусмотрена стандартная программа испытаний для условий объемного сжатия [14, 17] при трех уровнях бокового давления – 4, 8 и 12 МПа. Кроме того, данный закладочный материал испытывался при условиях одноосного сжатия с фиксацией осевых и поперечных деформаций для установления его деформационных характеристик [16].

2.1.3 Подготовка образцов

Для проведения лабораторных исследований использовался материал, отобранный из хвостохранилища галитовых отходов одного из рудников Верхнекамского месторождения.

Подготовка образцов для испытаний велась поэтапно. Сначала отобранная проба материала тщательно перемешивалась для обеспечения однородности состава, при этом производилось кольцевание и квартование материала. Затем материал просушивался в сушильном шкафу при температуре 105°C в течение 24 часов до достижения постоянной массы. Это необходимо для исключения влияния влаги на результаты испытаний, а также для определения естественной влажности материала. После из усредненной пробы отбиралась представительная проба для определения гранулометрического состава.

Для испытаний на трехосное сжатие изготавливались образцы цилиндрической формы диаметром 60 мм и высотой 130 мм. Образцы формировались из раздробленной соляной породы путем послойного уплотнения материала в специальной форме, представленной на рисунке 7. Поскольку испытания проводились на образцах из сыпучего материала, необходимо было обеспечить герметичность образцов, чтобы исключить попадание рабочей жидкости внутрь образца, для чего использовались специальные оболочки, внутрь которых помещался сыпучий материал. Оболочка с образцом, в свою очередь, помещалась в еще одну защитную оболочку,

что позволяло минимизировать риск попадания рабочей жидкости прессового оборудования внутрь образца.

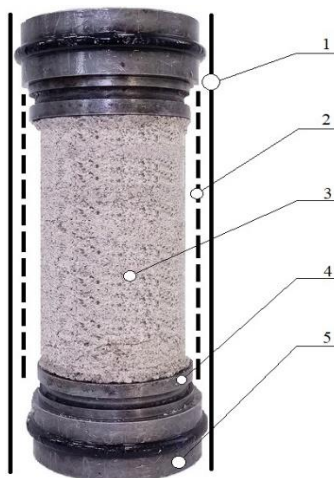


Рисунок 7 – Схема подготовки и гидроизоляции образца закладочного массива: 1 – внешняя оболочка образца; 2 – внутренняя защитная оболочка образца; 3 – материал закладочного массива; 4 – внутренняя торцевая изолирующая пластина; 5 – внешняя торцевая изолирующая пластина (составлено автором)

Перед испытанием проводились измерения диаметра и высоты образца, а также его массы. Эти данные использовались для расчета начальной плотности образца.

2.1.4 Испытательное оборудование

Лабораторные испытания проводились на сервогидравлической испытательной установке MTS 815 (рисунок 8). Данная установка позволяет проводить испытания образцов горных пород и строительных материалов в условиях сложного напряженного состояния.



Рисунок 8 – Общий вид сервогидравлической испытательной установки MTS 815 (составлено автором)

Основные технические характеристики установки MTS 815 представлены в таблице 5.

Таблица 5 – Технические характеристики сервогидравлической испытательной установки MTS 815 (составлено автором)

Характеристика	Значение	Единица измерения
Максимальное осевое усилие (в зависимости от динамометра)	2500 или 250	кН
Максимальное боковое давление	80	МПа
Максимальный диаметр образца	150	мм
Максимальная высота образца	300	мм
Реализация режимов нагружения	-	Мягкий и жесткий

Установка MTS 815 оснащена системой автоматического управления и сбора данных, которая позволяет задавать программу нагружения образца в автоматическом режиме, при этом поддерживать постоянное значение осевой нагрузки, бокового давления или скорости деформирования, кроме того, регистрировать изменение нагрузки, деформации и давления в процессе испытания, а также обрабатывать и визуализировать полученные данные.

Камера трехосного сжатия установки MTS 815 представляет собой цилиндрический сосуд высокого давления, в который помещается образец. В камере создается всестороннее обжатие образца с помощью рабочей жидкости (машинного масла). Осевое нагружение образца осуществляется с помощью гидравлического поршня.

Система измерения деформаций включает в себя датчики перемещения, установленные на поршне и на боковой поверхности образца. Датчики перемещения позволяют измерять осевую и радиальную деформации образца в процессе испытания.

Система управления установки позволяет задавать различные траектории нагружения, включая гидростатическое сжатие, трехосное сжатие по схеме Кармана, а также испытания на ползучесть.

Преимущества использования MTS 815 заключаются в высокой точности нагружения и измерения деформаций, широком диапазоне реализуемых нагрузок и давлений, а также возможности воспроизведения пользовательских схем нагружения.

Использование настоящей сервогидравлической испытательной машины позволило получить достоверные данные о механическом отклике закладочных материалов на основе раздробленных соляных пород в широком диапазоне давлений и деформаций.

2.1.5 Обработка результатов испытаний

Полученные в ходе лабораторных испытаний данные обрабатывались с использованием специализированного программного обеспечения, поставляемого в комплекте с установкой MTS 815, а также с помощью табличного процессора MS Excel.

Программное обеспечение испытательного оборудования регистрировало весь процесс испытаний с высокой дискретизацией данных, а сами данные в свою очередь сохранялись в

формате Comma-Separated Values (CSV) с частотой сбора данных 1 Гц. Данные каждого испытания заносились в отдельный лист MS Excel, где проводился автоматизированный пересчёт нагрузок и перемещений в напряжения и деформации. Так при испытаниях по гидростатической схеме нагружения на каждое исследуемое давление приходилось порядка 6 образцов закладочного материала, аналогичное количество образцов использовалось для каждого фиксируемого значения среднего давления в испытания согласно модифицированной схеме Кармана и схеме нагружения с постоянным соотношением σ_3/σ_1 .

В результате обработки данных строились графики зависимостей между напряжениями и деформациями, определялись параметры прочности и деформируемости материала, а также параметры ползучести.

Для определения параметров моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model использовался метод наименьших квадратов, а также метод обратного анализа, основанный на сопоставлении результатов численного моделирования с экспериментальными данными.

2.1.6 Обеспечение достоверности результатов

Для обеспечения достоверности результатов лабораторных испытаний принимались следующие меры:

1. Использовалось исправное и поверенное оборудование.
2. Испытания проводились в строгом соответствии с разработанной программой и методикой.
3. Образцы изготавливались из однородного материала с соблюдением единой технологии.
4. Проводилась повторная серия испытаний для оценки сходимости результатов.
5. Результаты испытаний обрабатывались с использованием стандартных методов математической статистики.

Принятые меры позволили минимизировать влияние случайных факторов на результаты испытаний и обеспечить высокую достоверность полученных данных.

2.2 Результаты лабораторных испытаний

В данном разделе представлены результаты лабораторных испытаний, проведенных на образцах закладочного материала, отобранного из хвостохранилища галитовых отходов одного из рудников Верхнекамского месторождения. Испытания проводились с целью определения прочностных, деформационных и реологических характеристик материала, а также для получения данных, необходимых для калибровки параметров геомеханических моделей.

2.2.1 Результаты определения гранулометрического состава и влажности

Гранулометрический состав проб закладочного материала определялся методом ситового анализа в соответствии с ГОСТ 12536-2014. Использовался стандартный набор сит с размерами

ячеек 5,0; 2,5; 1,25; 0,63; 0,315; 0,16 и менее мм. Результаты определения гранулометрического состава представлены на рисунке 9.

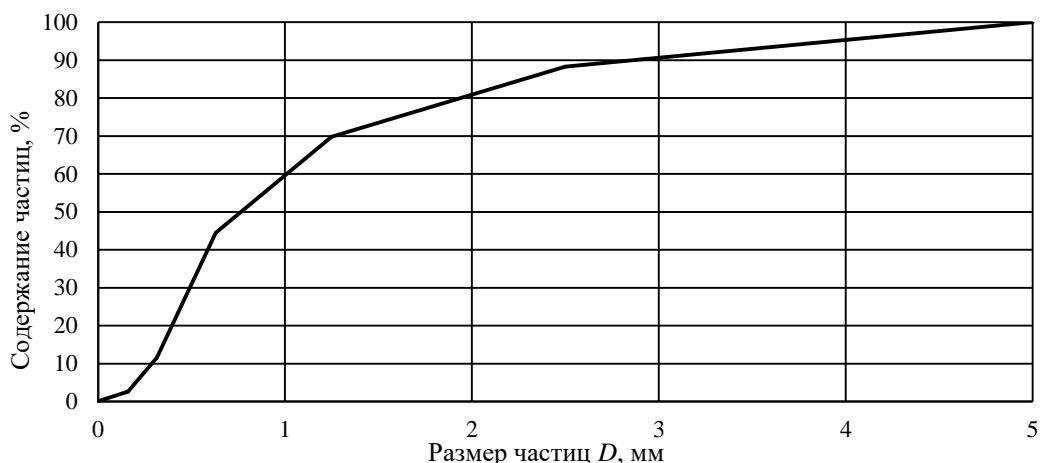


Рисунок 9 – Кривая гранулометрического состава закладочного материала (составлено автором)

Анализ гранулометрического состава показывает, что материал неоднороден и содержит широкий спектр фракций от частиц размером менее 0,16 мм до частиц размером более 5,0 мм. Преобладающими фракциями являются 2,5-1,25 мм, 1,25-0,63 мм и 0,63-0,315 мм. Модуль крупности исследуемого материала, составляет 0,88, что соответствует мелкозернистому песку.

2.2.2 Результаты испытаний на гидростатическое сжатие

Испытания на гидростатическое сжатие проводились на обезвоженных образцах с начальной плотностью 1400 кг/м³. Результаты испытаний представлены в виде графиков зависимости объемной деформации ε_{vol} от среднего давления p , а также среднего давления от времени t проведения испытания на рисунках 10-11.

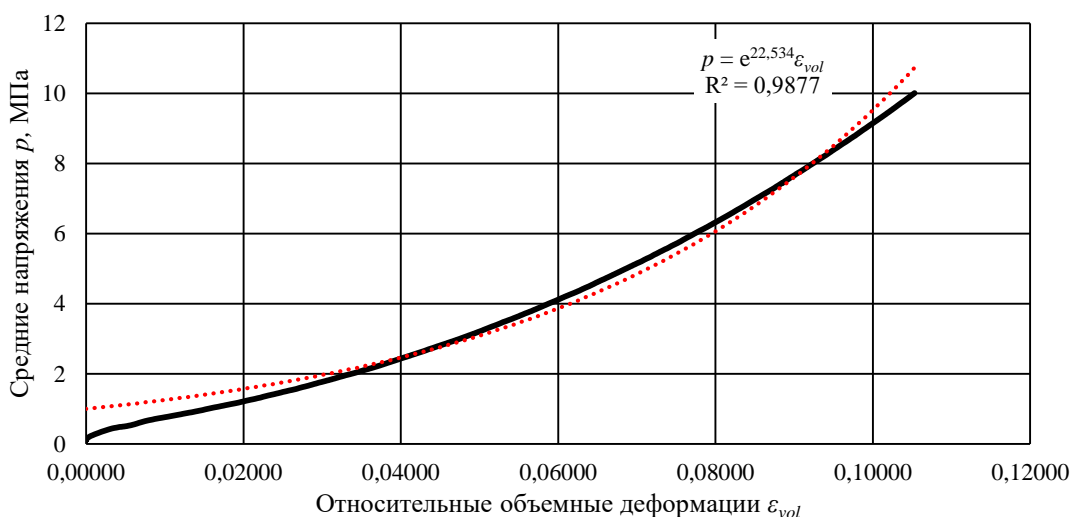


Рисунок 10 – Зависимость относительной объемной деформации от среднего давления при гидростатическом сжатии (составлено автором)

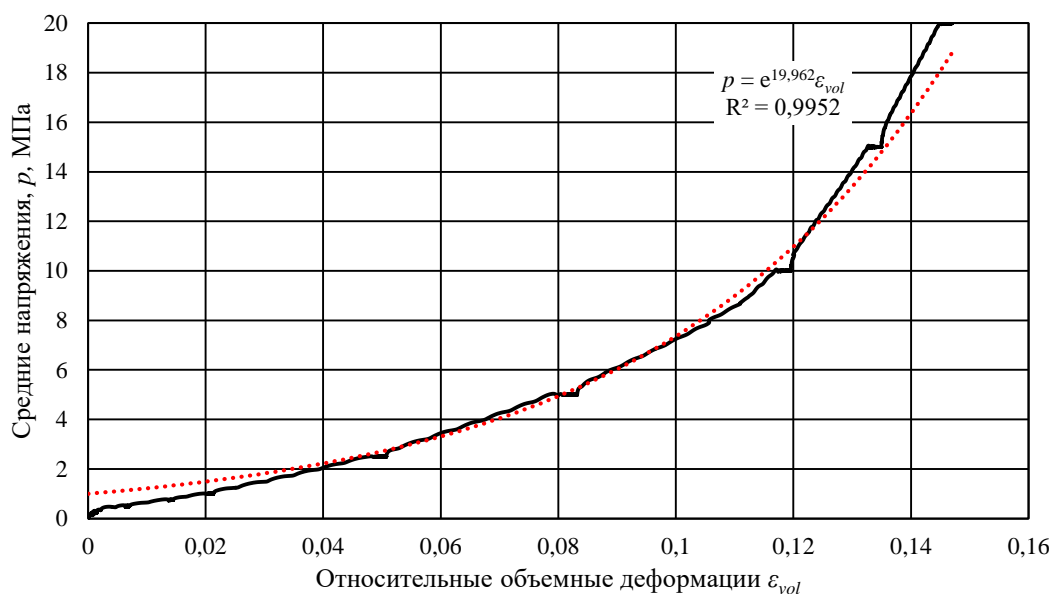


Рисунок 11 – Зависимость относительной объемной деформации от среднего давления при ступенчатом гидростатическом сжатии (составлено автором)

Оба графика показывают нелинейную зависимость между объемной деформацией и средним давлением. В начальной стадии нагружения (до ~2 МПа) наблюдается наибольшая интенсивность уплотнения, что связано с переупаковкой частиц и уменьшением макропористости материала. С увеличением среднего давления скорость уплотнения снижается, что обусловлено увеличением контактных напряжений между частицами и ростом сопротивления материала деформированию.

График, представленный на рисунке 10 можно описать экспоненциальной зависимостью вида (46):

$$p = e^{22,534\epsilon_{vol}} \quad (46)$$

При этом величина достоверности аппроксимации $R^2=0,9877$.

График, представленный на рисунке 11 можно описать экспоненциальной зависимостью вида (47):

$$p = e^{19,962\epsilon_{vol}} \quad (47)$$

При этом величина достоверности аппроксимации $R^2=0,9952$.

На графике для ступенчатого нагружения (рисунок 11) видны "ступеньки", соответствующие выдержкам при постоянном давлении. На этих участках продолжается деформирование образца, но уже с меньшей скоростью, что свидетельствует о реологических свойствах (ползучести) материала.

Модуль объемного сжатия характеризует сопротивление материала всестороннему сжатию и определяется как отношение приращения среднего давления Δp к приращению объемной деформации $\Delta\epsilon_{vol}$ (48):

$$K = \frac{\Delta p}{\Delta \varepsilon_{vol}} \quad (48)$$

Значения модуля объемного сжатия были рассчитаны для различных диапазонов давлений по графику на рисунке 10 (непрерывное нагружение) и представлены в таблице 6. Для расчета использовались значения приращений давлений и деформаций, взятые непосредственно с графика.

Таблица 6 – Значения модуля объемного сжатия для различных диапазонов давлений (составлено автором)

Диапазон давлений, МПа	Δp , МПа	$\Delta \varepsilon_{vol}$	K , МПа
0-1	1	0,013	77
1-2		0,011	91
2-3		0,009	111
3-4		0,007	143
4-5		0,006	167
5-6		0,0055	182
6-7		0,005	200
7-8		0,0045	222
8-9		0,004	250
9-10		0,0035	286

Как видно из таблицы 6, модуль объемного сжатия K нелинейно возрастает с увеличением среднего давления, что подтверждает уплотнение материала и уменьшение его сжимаемости.

2.2.3 Результаты испытаний на трехосное сжатие по схеме Кармана

Испытания на трехосное сжатие по схеме Кармана проводились при различных уровнях бокового давления (0,25; 0,5; 0,75; 1,0; 2,5; 5,0; 10,0; 15,0; 20,0 МПа) в соответствии с программой, представленной в таблице 3. На рисунках 12-20 представлены результаты единичных испытаний при схеме Кармана, обобщение результатов представлено на рисунке 21.

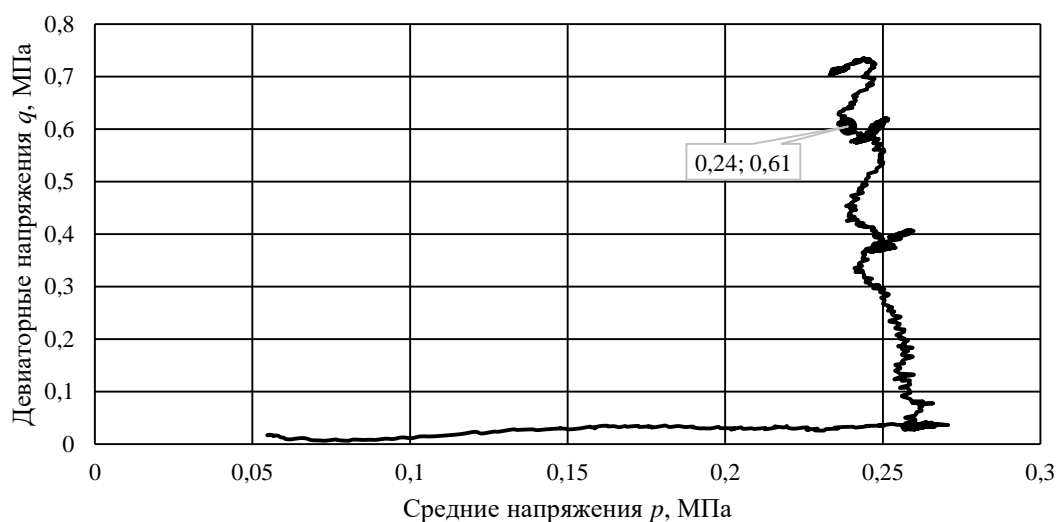


Рисунок 12 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=0,25$ МПа (составлено автором)

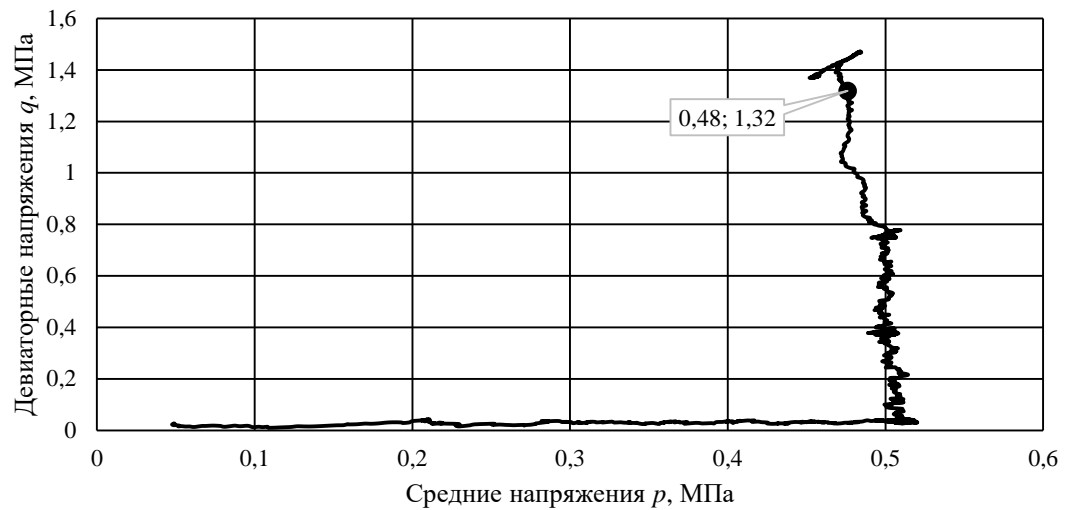


Рисунок 13 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=0,5$ МПа (составлено автором)

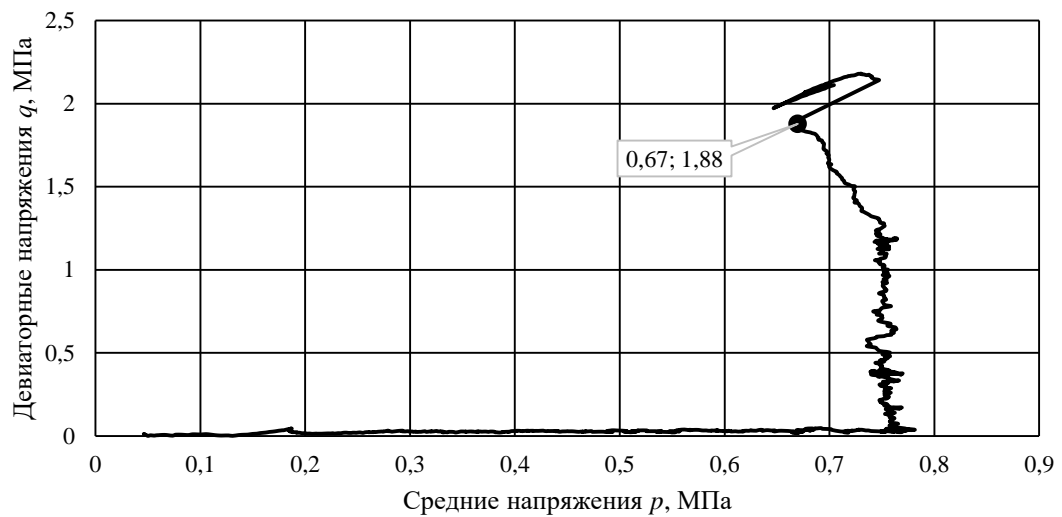


Рисунок 14 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=0,75$ МПа (составлено автором)

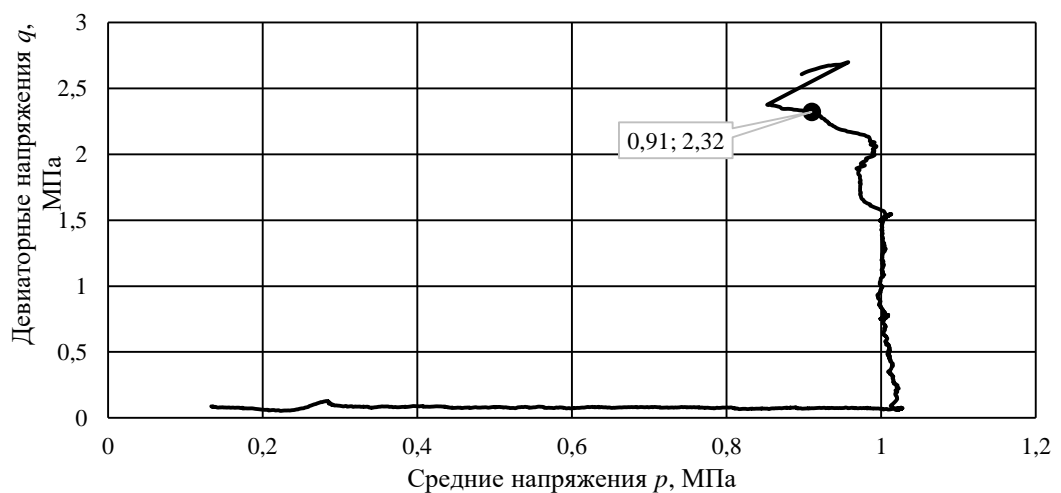


Рисунок 15 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=1,0$ МПа (составлено автором)



Рисунок 16 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=2,5$ МПа (составлено автором)

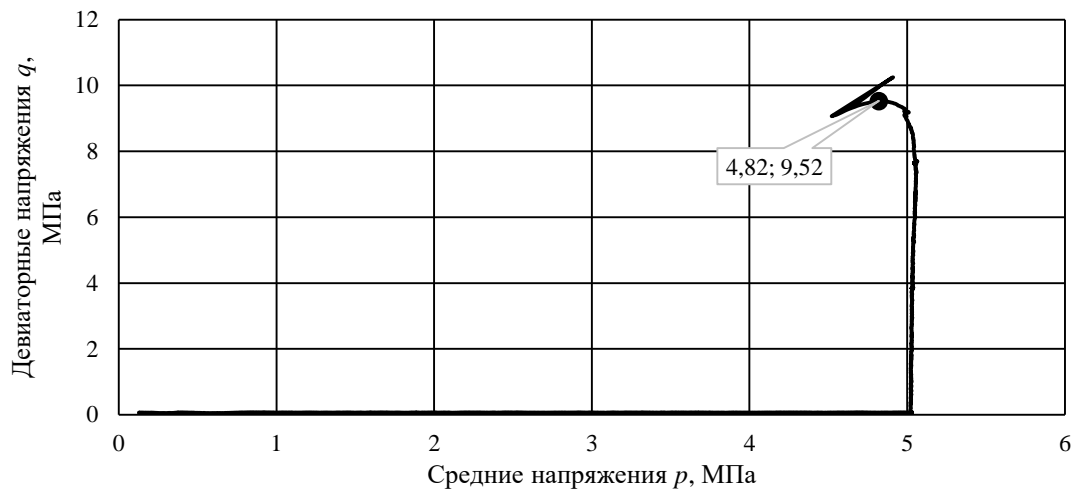


Рисунок 17 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=5,0$ МПа (составлено автором)



Рисунок 18 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=10,0$ МПа (составлено автором)

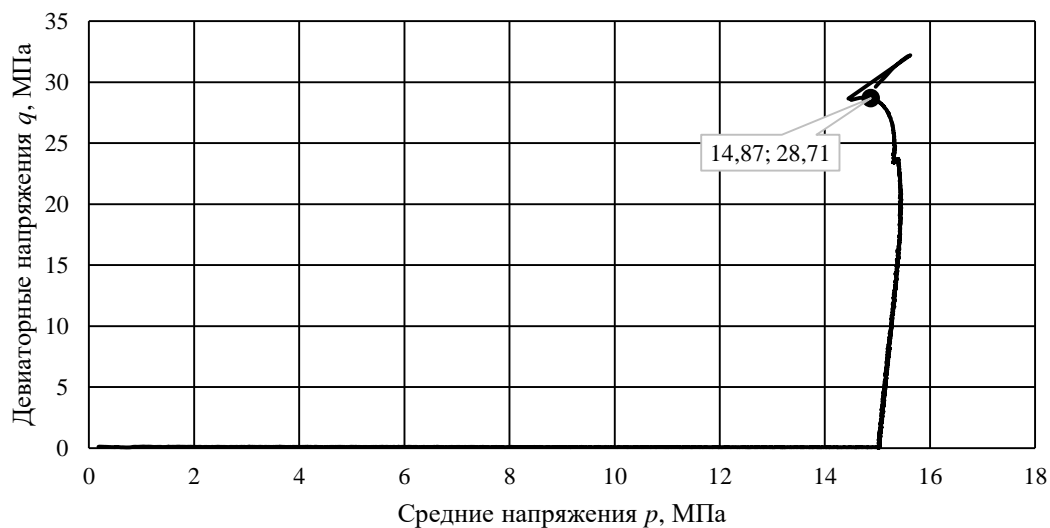


Рисунок 19 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=15,0$ МПа (составлено автором)



Рисунок 20 – Пример графика зависимости девиаторных напряжений q при выдержке постоянного значения средних напряжений $p=20,0$ МПа (составлено автором)

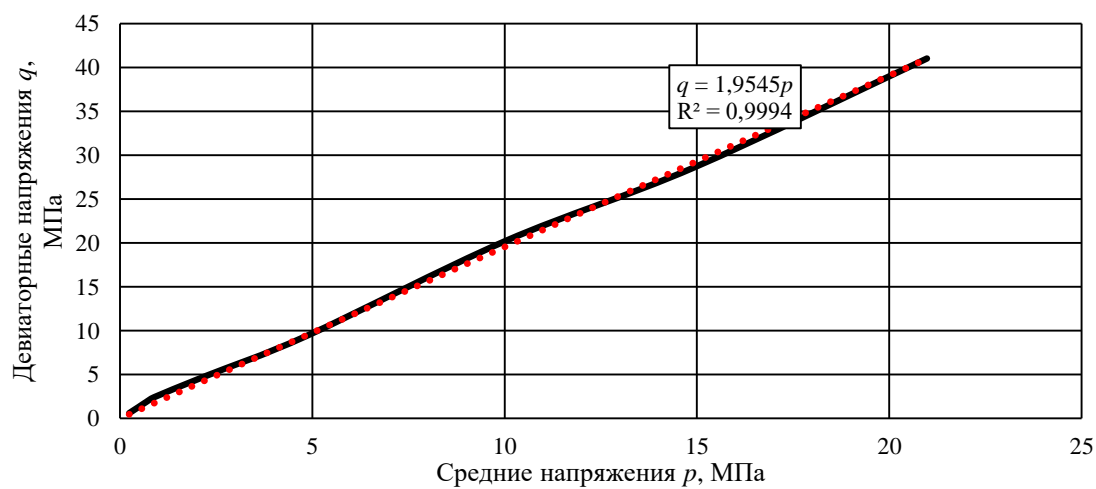


Рисунок 21 – График зависимости девиаторных q от средних напряжений p – сдвиговая часть поверхности пластического течения (составлено автором)

График на рисунке 21 построен следующим образом: на каждый уровень среднего напряжения согласно программе испытаний, представленной в 3, приходилось порядка 3-6 образцов. В каждом испытании фиксировались девиаторные напряжения q и соответствующие им средние напряжения p в точках, которые являлись первым максимумом на графиках, примеры которых представлены на рисунке 12-20. Затем производилось усреднение результатов и построение ряда точек, соединение которых дало зависимость представленную на рисунке 21.

Когда график достигает своего первого максимума (например, рисунок 18 для которого первый максимум отмечен точкой с значением средних напряжений равным 10,18 МПа и девиаторных напряжений 20,16 МПа), происходит резкое увеличение объемных деформаций, начинается лавинообразное разрушение. Однако ввиду испытания по мягкой схеме нагружения прессовое оборудование начинает увеличивать уровень бокового давления и перемещение нагружающей траверсы сдерживая деформации на меньшем уровне, чем они могли бы быть при жестком режиме нагружения выводя действующие напряжения на больший уровень. Испытание останавливалось для предотвращения выхода оборудования из рабочего состояния. Примечательно, что конечные точки напряжений хорошо ложатся на поверхность пластического течения, которая образуется при испытаниях по модифицированной схеме Кармана предварительно уплотненных при различных уровнях гидростатического давления образцов закладочного материала из раздробленных соляных пород. Результаты представлены на рисунках 22-23.

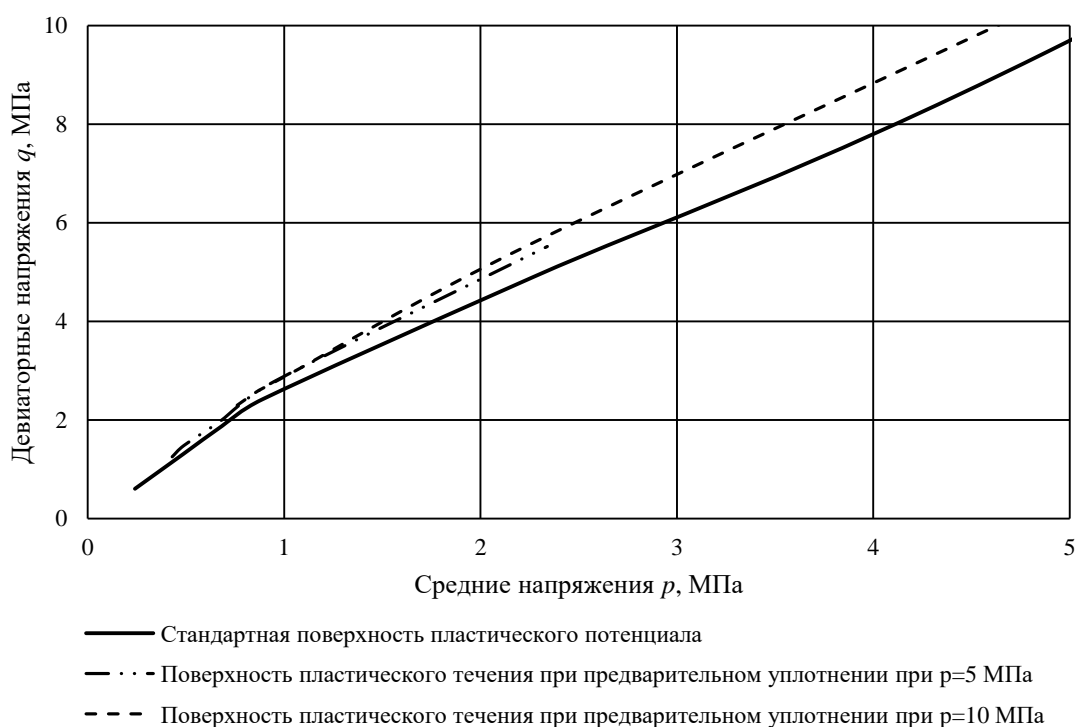


Рисунок 22 – Сравнение результатов испытаний, определение поверхности пластического потенциала, укрупненная часть графика (составлено автором)

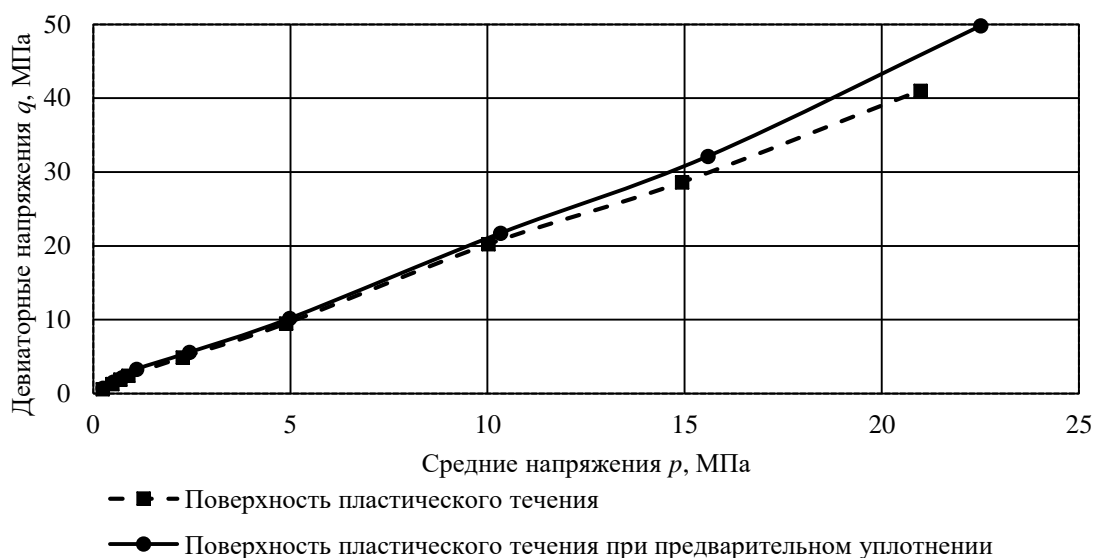


Рисунок 23 – Сдвиговая составляющая поверхности пластического течения и потенциала (составлено автором)

Как видно из графика на рисунке 23, предварительное уплотнение образцов позволяет достичь большей сдвиговой прочности, а пики, которые лежали выше точек, отмеченных на рисунках 12-20 хорошо ложатся на поверхности сдвига с предварительным упрочнением. Полная сдвиговая составляющая поверхности пластического течения и поверхности пластического течения при предварительном уплотнении представлена на рисунке 23.

Зависимость (рисунок 21) описывает сдвиговую составляющую поверхности пластического течения, где на линии и ниже находится зона возможного напряженно-деформированного состояния образца, однако после достижения траекторией нагружения этой линии начинается разрушение, а выйти за линию без предварительного уплотнения невозможно. При предварительном уплотнении или при испытании по мягкой схеме нагружения наблюдается выход за поверхность пластического течения (рисунок 23).

Анализ результатов испытаний на по схеме Кармана показывает, что предел прочности материала увеличивается с ростом бокового давления. Зависимость предельного девиатора напряжений от среднего напряжения может быть аппроксимирована линейной функцией, что позволяет определить параметры прочности материала - угол внутреннего трения φ и сцепление c .

Линейная функция описывающая зависимость девиаторных от средних напряжений (49):

$$q = 1,9545p \quad (49)$$

При этом величина достоверности аппроксимации $R^2=0,99$.

По результатам испытаний были определены следующие значения параметров прочности:

1. Угол внутреннего трения в осях средних и девиаторных напряжений $\varphi = 62,92^\circ$ (оценка по рисунку 21).

2. Сцепление $c = 0$ МПа (на основании того, что материал является сыпучим и несвязным).

Полученное значение угла внутреннего трения является результатом линейной аппроксимации всех экспериментальных данных. Однако, при более детальном рассмотрении графиков на рисунке 22, а также совокупности данных испытаний по модифицированной схеме Кармана на рисунках 12-20 можно заметить, что точки при низких напряжениях (до 5 МПа) лежат на линии с большим наклоном, а точки при высоких напряжениях (более 10 МПа) – меньшим.

Это свидетельствует о фундаментальной особенности поведения раздробленных соляных пород: угол внутреннего трения не является константой, а нелинейно уменьшается с ростом среднего напряжения. Данный эффект связан с постепенным уплотнением материала, переупаковкой частиц и увеличением площади контактов между частицами. Игнорирование этой нелинейности в рамках классических моделей может привести к существенным погрешностям в прогнозировании НДС.

Таким образом, лабораторные исследования выявили сложный характер сдвигового сопротивления материала. Количественное описание этой нелинейной зависимости и выведение точного математического закона будет выполнено в следующей главе на этапе калибровки численных моделей.

Также, на основе данных, полученных в результате испытаний по схеме Кармана, были построены графики зависимости объемной деформации ε_{vol} от осевой деформации ε_1 , представленные на рисунках 24-26.

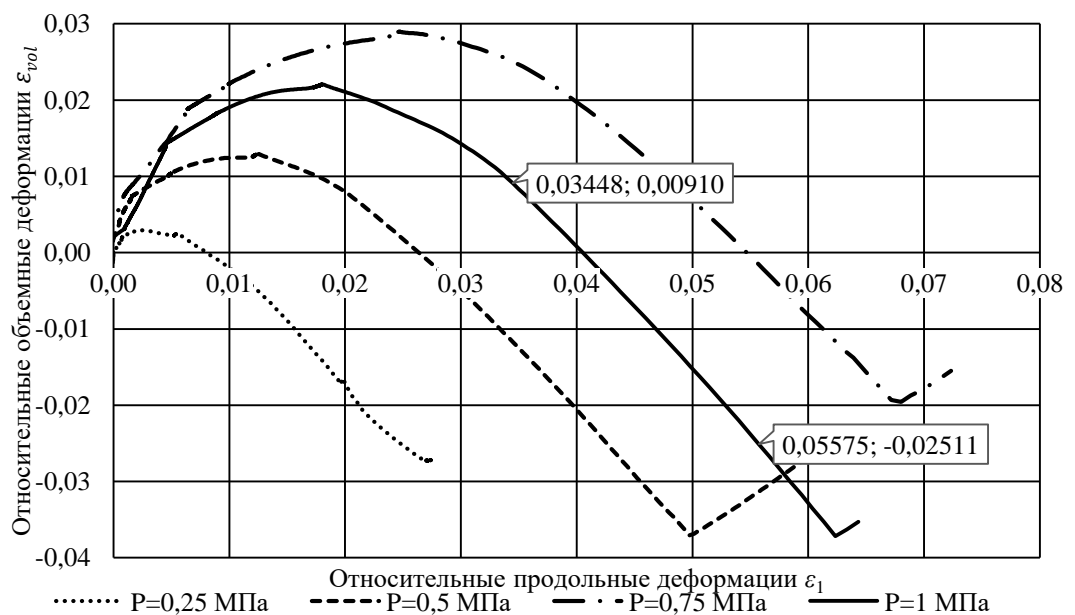


Рисунок 24 – Зависимость относительных объемных от относительных линейных деформаций при средних давлениях p от 0,25 до 1 МПа (составлено автором)

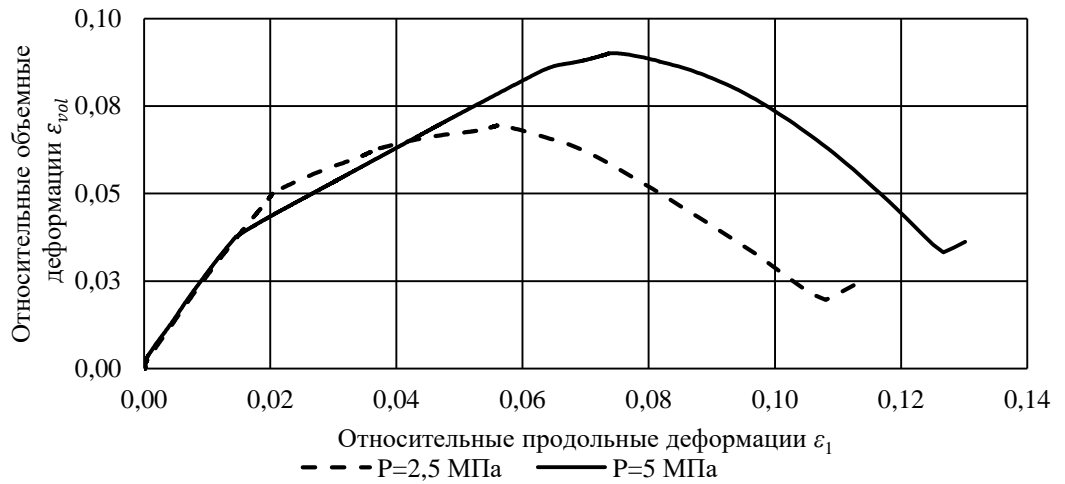


Рисунок 25 – Зависимость относительных объемных от относительных линейных деформаций при средних давлениях p от 2,5 до 5 МПа (составлено автором)

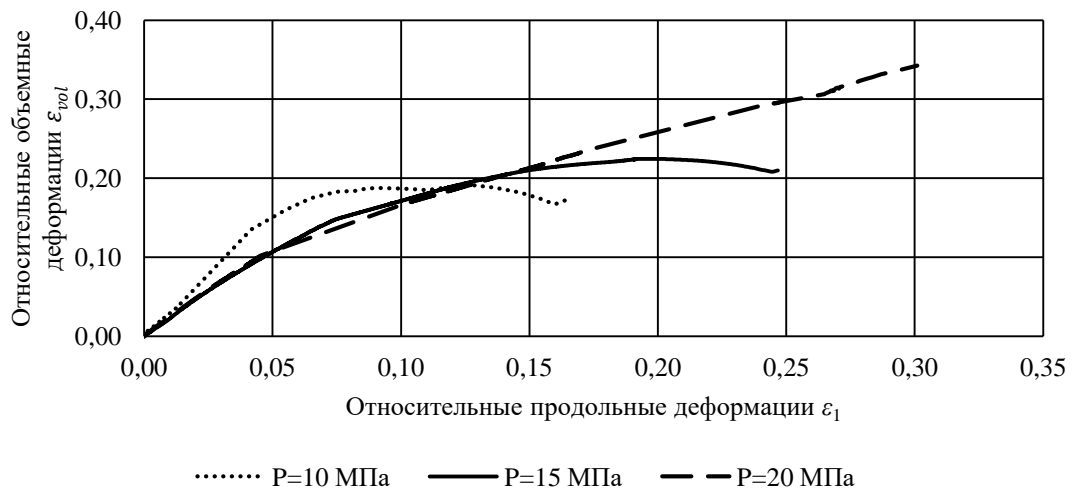


Рисунок 26 – Зависимость относительных объемных от относительных линейных деформаций при средних давлениях p от 10 до 20 МПа (составлено автором)

Анализ представленных выше графиков показывает, что при низких уровнях среднего давления от 0,5 до 1,0 МПа материал проявляет дилатансию - увеличение объема при сдвиге. При более высоких уровнях среднего давления от 5 до 15 МПа дилатансия выражена слабее, а при 0,25 и 20 МПа зафиксировать проявление дилатансии не удалось по техническим причинам. Такое поведение характерно для сыпучих сред и связано с переупаковкой частиц при сдвиге.

Углы дилатансии при этом можно определить согласно формуле (50):

$$\psi = \operatorname{arctg} \left(\frac{\Delta \varepsilon_{vol}}{\Delta \varepsilon_1} \right) \quad (50)$$

При этом значения объемной и осевой деформации берутся при близких к максимальным девиаторным напряжениям в испытании по схеме Кармана, данный выбор обусловлен тем, что в конце испытания разрушение происходит по сдвиговой составляющей поверхности пластического течения, что позволяет определить дилатансию правильным образом при

сдвиговом характере разрушения. Значения углов дилатансии при различных уровнях средних напряжений, девиаторных напряжений, а также различной плотности представлены в таблице 7. Среднее значение угла дилатансии $\psi = 53,43^\circ$. По результатам испытаний установлено, что угол дилатансии имеет тенденцию к снижению при увеличении степени бокового обжатия. Для диапазона средних напряжений от 0,25 до 2,5 МПа значения угла дилатансии имеют низкую скорость уменьшения, однако при диапазоне от 5 до 15 МПа скорость падения угла дилатансии увеличивается. Эффект уменьшения угла дилатансии можно связать с более плотной упаковкой частиц закладочного материала в процессе гидростатического нагружения.

Таблица 7 – Значения углов дилатансии галитовых отходов при различных уровнях средних напряжений (составлено автором)

Среднее напряжение p , МПа	0,25	0,48	0,68	0,89	2,26	4,88	10,02	14,93
Девиаторное напряжение q , МПа	0,73	1,3	1,88	2,42	4,89	9,47	20,2	28,61
Угол дилатансии ψ , °	60,34	58,7	59,15	59,78	57,47	54,72	49,19	28,11
Плотность ρ , кг/м ³	1442	1586	1751	1633	1680	1690	1653	1778

2.2.4 Результаты испытаний при постоянном соотношении σ_3/σ_1

Испытания при постоянном соотношении осевого и бокового давлений проводились в соответствии с таблицей 4. На рисунках 27-35 представлены усредненные результаты каждой серии испытаний. Рисунок 36 содержит графическое отображение начального положения шатровой и сдвиговой частей поверхности пластического течения в осях девиаторных и средних напряжений.

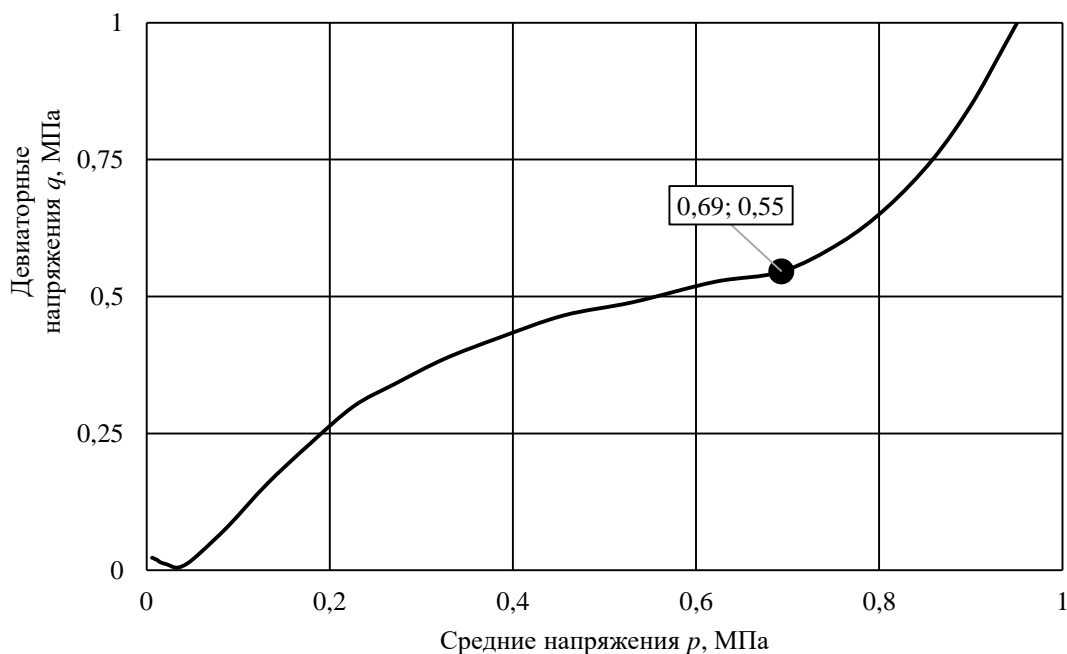


Рисунок 27 – Зависимость девиаторных и средних напряжений при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,2$ (составлено автором)

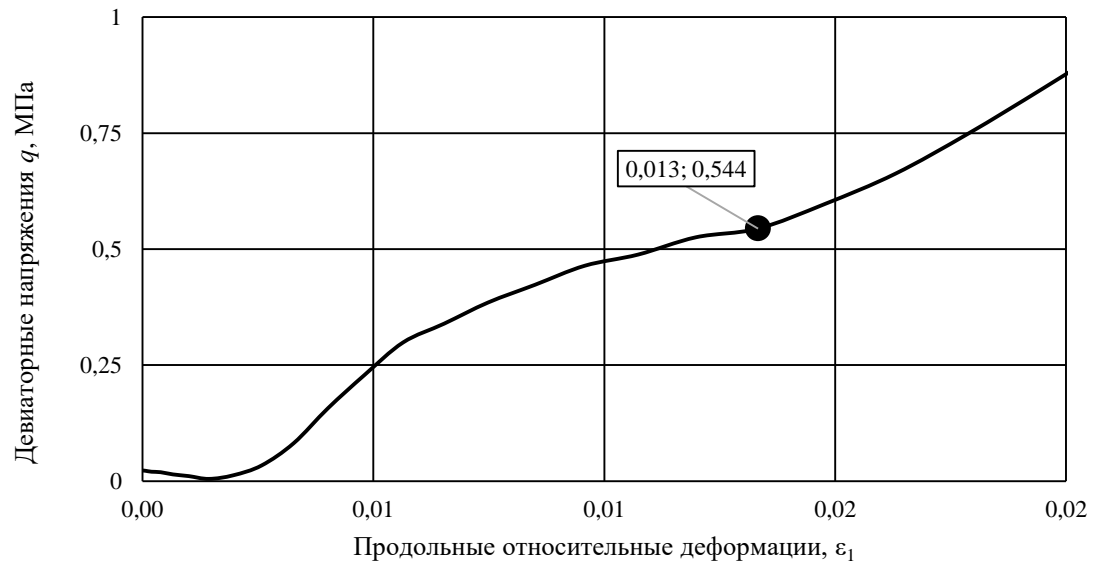


Рисунок 28 – Зависимость девиаторных напряжений и продольных относительных деформаций при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,2$ (составлено автором)

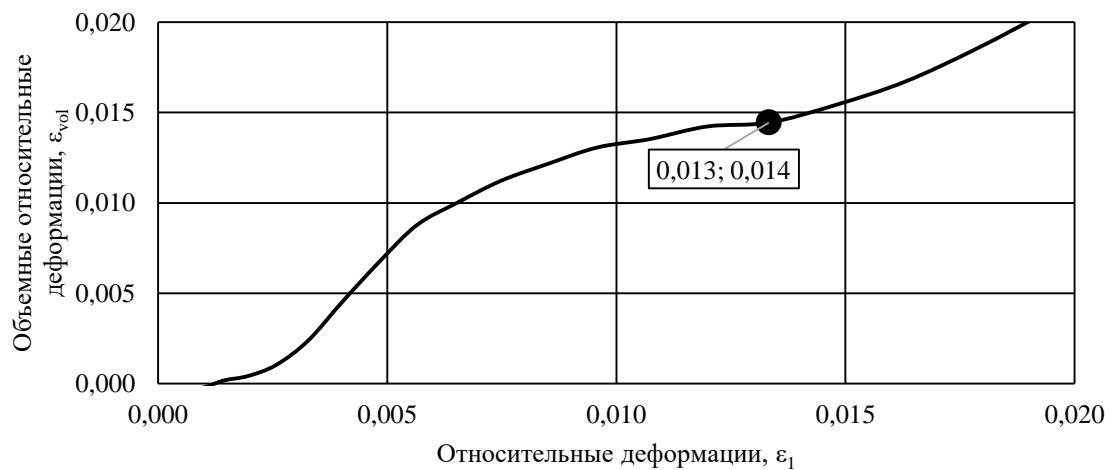


Рисунок 29 – Зависимость объемных и продольных относительных деформаций при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,2$ (составлено автором)

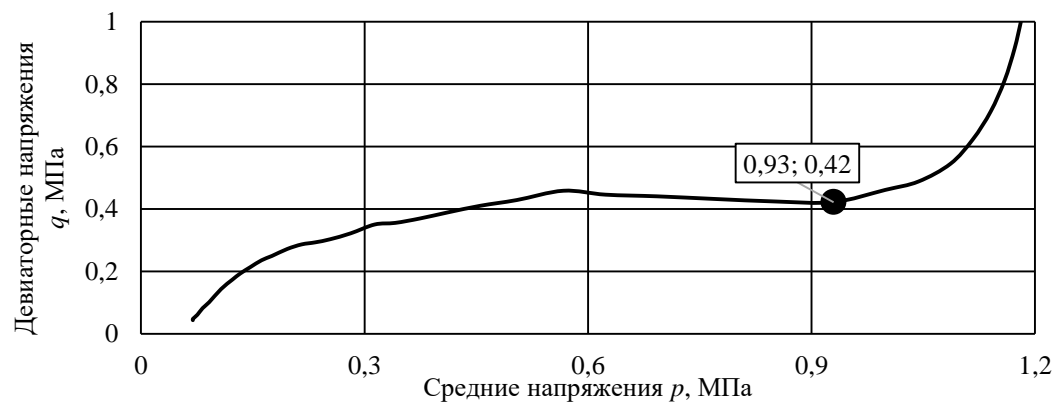


Рисунок 30 – Зависимость девиаторных и средних напряжений при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,35$ (составлено автором)



Рисунок 31 – Зависимость девиаторных напряжений и продольных относительных деформаций при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,35$ (составлено автором)

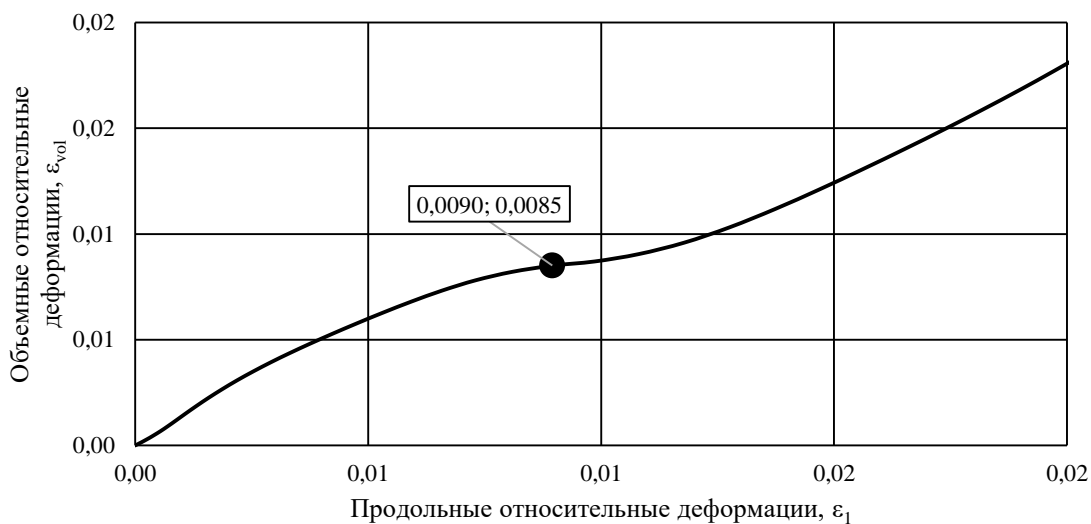


Рисунок 32 – Зависимость объемных и продольных относительных деформаций при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,35$ (составлено автором)

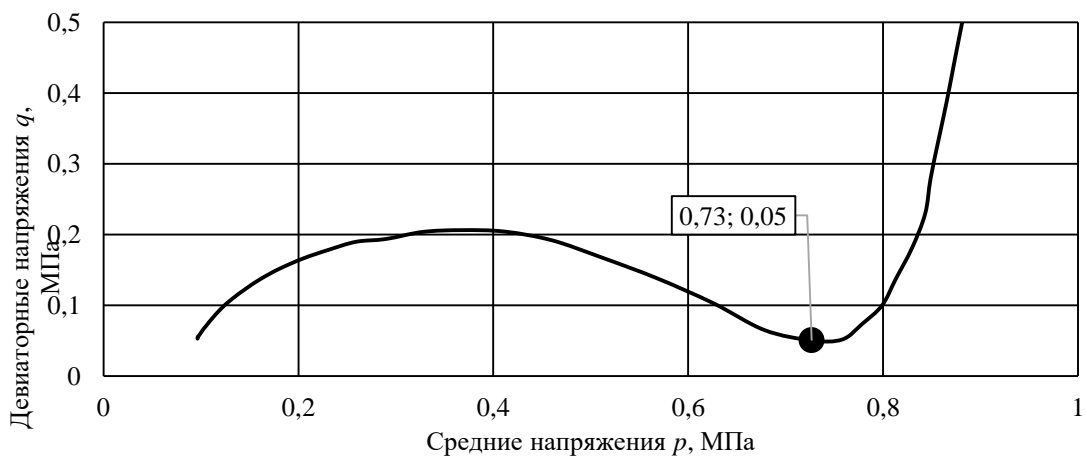


Рисунок 33 – Зависимость девиаторных и средних напряжений при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,5$ (составлено автором)

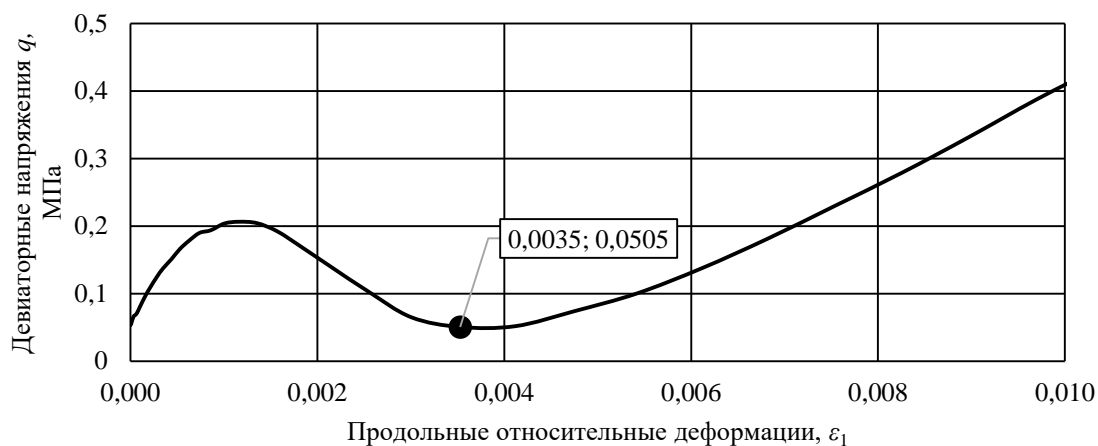


Рисунок 34 – Зависимость девиаторных напряжений и продольных относительных деформаций при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,5$ (составлено автором)

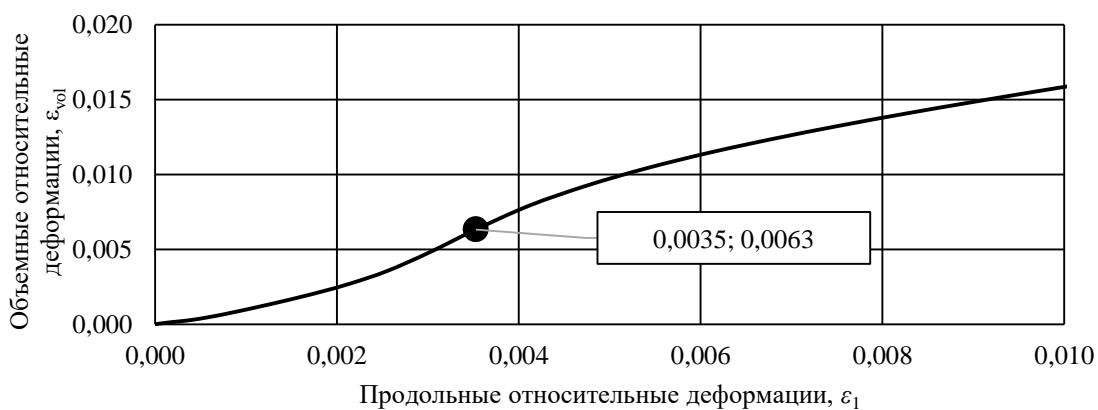


Рисунок 35 – Зависимость объемных и продольных относительных деформаций при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,5$ (составлено автором)

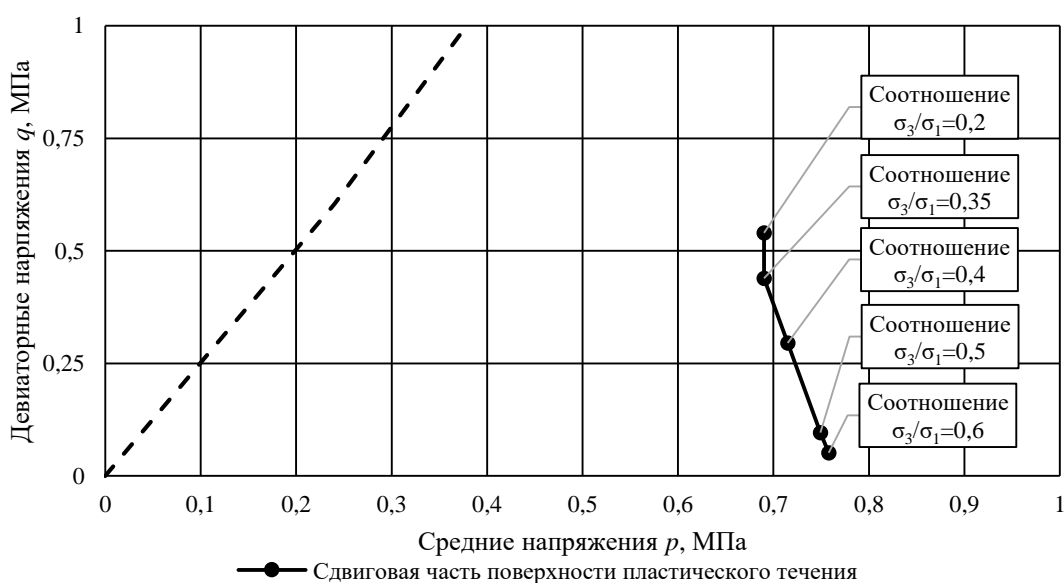


Рисунок 36 – Сдвиговая и шатровая части поверхности пластического течения (составлено автором)

Смысл испытаний при постоянном соотношении бокового давления и осевой нагрузки заключается в том, что такая траектория позволяет достичь шатровой составляющей поверхности пластического течения без выхода на сдвиговой характер разрушения.

В случае попытки найти шатровую составляющую при стандартной схеме объемного испытания, когда образец выводится на постоянный уровень бокового давления и затем нагружается по оси, происходит предварительное уплотнение материала гидростатическим давлением, что в свою очередь отодвигает «шатер» по «направляющей» или «рельсам» закона упрочнения. При этом наиболее вероятной траекторией, по которой будет происходить нагружение материала окажется выход на часть поверхности пластического течения, отвечающей за разрушение материала при сдвиге, на Рисунок 35 данная часть обозначена штриховой линией.

Одновременное осевое нагружение и нагружение боковым давлением с постоянным соотношением вынуждает частицы материала выходить из сцепления, образующегося при изотропном уплотнении. В момент, когда происходит достижение шатровой составляющей можно наблюдать (рисунки 27-36) точки перегиба графиков, которые приурочены к деформированию по S-образной траектории [87, 80, 104]. Этот момент сигнализирует о попадании на первоначальное положение «шатра».

В результате построения векторов показывающих направление развития пластических деформаций (рисунки 37-38) по результатам лабораторного исследования установлено, что в сдвиговой части поверхности пластичности характерен неассоциированный закон пластического течения, в следствии того, что векторы не перпендикулярны поверхности и образуют с ней острый угол.

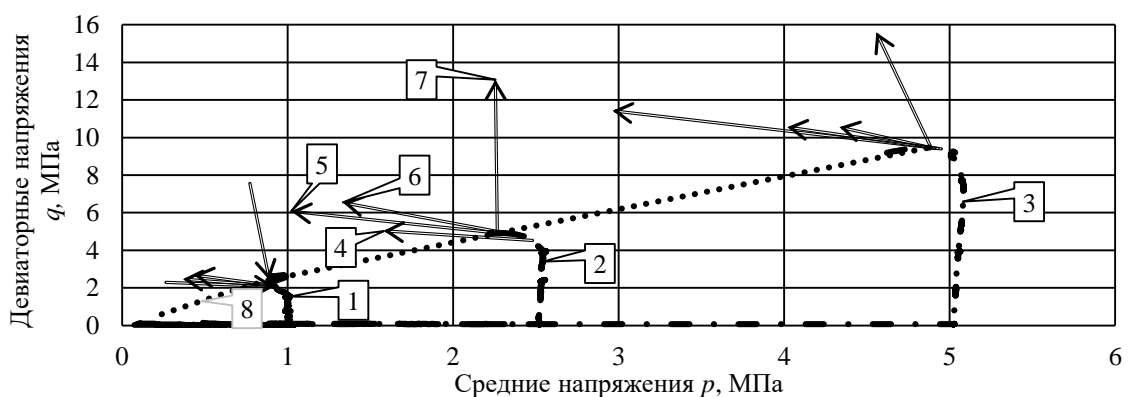


Рисунок 37 – Развитие векторов пластических деформаций в сдвиговой части поверхности пластического течения: 1 – траектория нагружения при $p=1$ МПа; 2 – траектория нагружения при $p=2,5$ МПа; 3 – траектория нагружения при $p=5$ МПа; 4 – начальное положение вектора пластической деформации; 4-6 – промежуточные положения векторов пластической деформации; 7 – конечное положение вектора пластической деформации; 8 – сдвиговая составляющая поверхности пластического течения (составлено автором)

Однако в шатровой части поверхности пластического течения векторы близки к нормали, что доказывает наличие ассоциированного пластического течения.

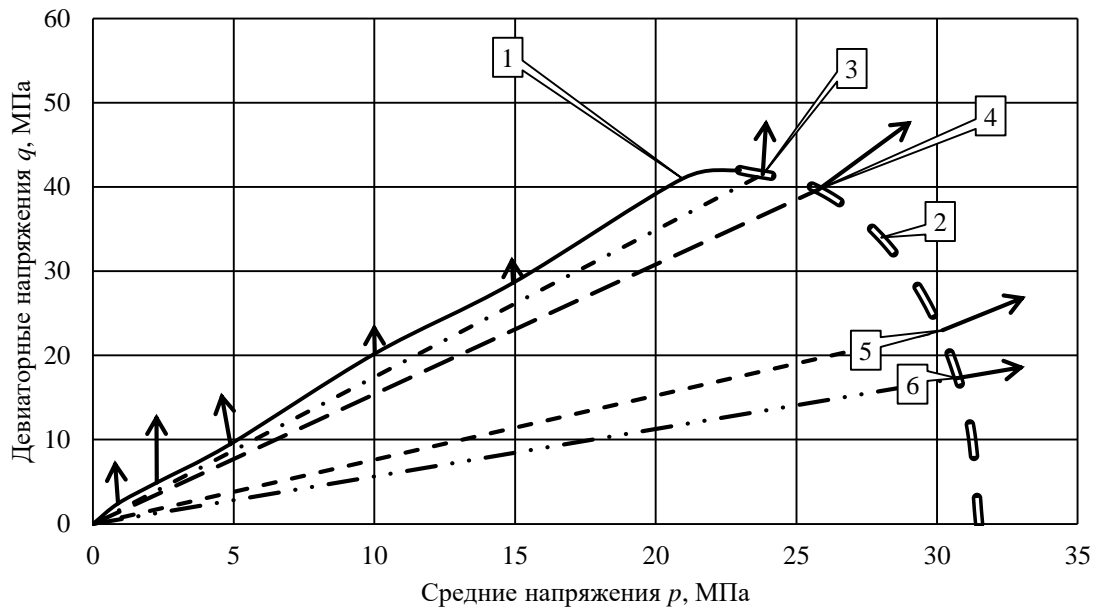


Рисунок 38 – Направление векторов пластической деформации в шатровой части поверхности пластического течения: 1 – сдвиговая составляющая поверхности пластического течения; 2 – шатровая составляющая поверхности пластического течения; 3 – траектория нагружения при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,2$; 4- траектория нагружения при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,25$; 5 – траектория нагружения при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,5$; 6 – траектория нагружения при соотношении $\sigma_3/\sigma_1=0,6$ (составлено автором)

2.2.5 Результаты испытаний на ползучесть

При проведении ступенчатого гидростатического нагружения было обнаружено проявление свойств ползучести, которое более подробно отражено на рисунок 39 и в таблице 8.

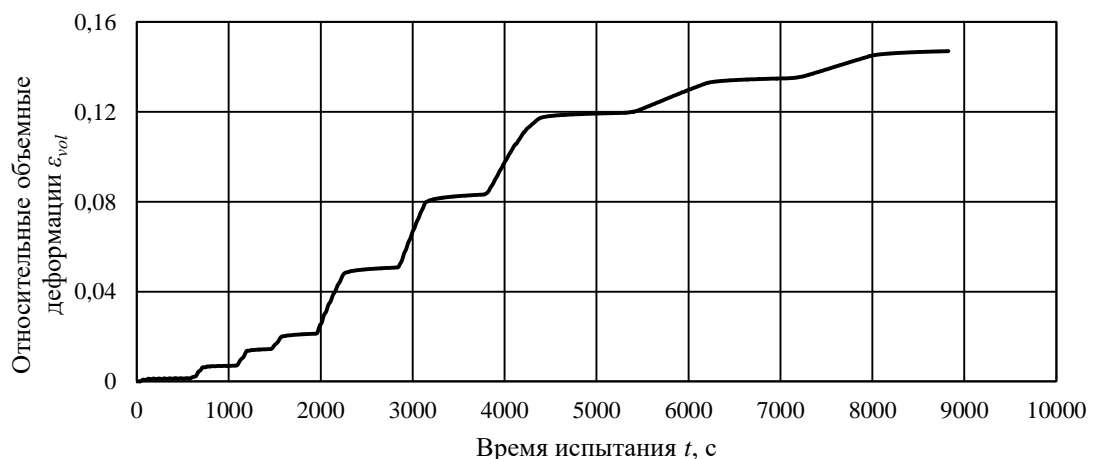


Рисунок 39 – Зависимость относительных объемных деформаций от времени испытания (составлено автором)

Таблица 8 – Значения скорости объемной ползучести при ступенчатом нагружении (составлено автором)

№ ступени	Время начала t_1 , сек	Время окончания t_2 , сек	Начальные объемные деформации ползучести, мм^3	Конечные объемные деформации ползучести, мм^3	Гидростатическое давление ступени, $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$, МПа	Скорость объемной ползучести, $\text{мм}^3/\text{с}$
1	184	530	306,11	535,7	0,25	0,66
2	816	1100	2563,75	3252,51	0,5	2,42
3	1296	1482	4591,79	5471,88	0,75	4,73
4	1593	1967	7652,98	8112,16	1	1,23
5	2257	2853	18367,15	19515,1	2,5	1,93
6	3145	3706	30994,57	32907,81	5	3,41
7	4408	5281	42091,39	45535,23	10	3,94
8	6235	7078	50892,32	51274,97	15	0,45
9	7966	8823	55484,11	56249,4	20	0,89

С повышением среднего давления сжимаемость материала постепенно уменьшается, при этом постепенно падает и скорость объемной ползучести. Данное испытание позволяет зафиксировать склонность к проявлению реологических свойств для закладочного массива на основе раздробленных соляных пород, однако это не позволяет оценить ползучие свойства в полной мере, так как для оценки скорости ползучести наиболее предпочтительно проводить испытания длительностью от месяца и более.

2.2.6 Результаты испытаний на прямой сдвиг

Для проведения испытаний на прямой сдвиг использовались образцы закладочного материала, прошедшие предварительное уплотнение при гидростатическом сжатии при различных уровнях среднего напряжения – 5, 10 и 20 МПа. Целью испытаний было определение их чистой сдвиговой прочности без учета влияния осевой нагрузки, однако технически прямой сдвиг при полном отсутствии осевого нагружения реализовать не удалось. Результаты испытаний представлены в таблице 9.

Таблица 9 – Результаты испытаний на прямой сдвиг (составлено автором)

Уровень среднего давления p при предварительном уплотнении в стабилометре, МПа	Касательные напряжения τ , кПа	Нормальное напряжение p_{shear} , кПа	Деформация сдвига ϵ_{shear} , мм
5	249,80	79,48	1,052
5	253,59	79,48	1,307
10	321,72	79,48	1,072
10	336,86	79,48	1,1
10	378,49	79,48	0,202
10	287,65	79,48	1,09
10	321,72	79,48	0,157
10	370,92	79,48	0,843
20	764,55	79,48	2,906

Продолжение таблицы 9

Уровень среднего давления p при предварительном уплотнении в стабилометре, МПа	Касательные напряжения τ , кПа	Нормальное напряжение p_{shear} , кПа	Деформация сдвига e_{shear} , мм
20	862,96	79,48	1,049
20	836,46	79,48	1,048
20	953,79	79,48	1,599
20	999,21	79,48	1,279
20	912,16	79,48	2,236

2.2.7 Анализ влияния гранулометрического состава, влажности и других факторов на механический отклик материала

В лабораторных исследованиях основное внимание было уделено исследованию механического отклика материала при различных схемах нагружения. Однако, влияние гранулометрического состава и влажности на прочностные и деформационные характеристики материала специально не исследовалось.

Тем не менее, на основе литературных данных [88, 108] можно сделать следующие выводы:

1. Уменьшение крупности частиц, как правило, приводит к увеличению прочности и жесткости материала, а также к снижению его пористости и проницаемости. Это связано с более плотной упаковкой мелких частиц и увеличением площади контакта между ними.
2. Увеличение влажности, как правило, приводит к снижению прочности и жесткости материала. Это связано с уменьшением сил трения и сцепления между частицами, а также с возможным растворением соляных частиц.
3. Как правило, увеличение температуры приводит к разупрочнению и увеличению скорости ползучести.

Для более полного понимания влияния этих факторов на поведение закладочного материала необходимо проведение дополнительных исследований. В разделе 2.2 представлены результаты лабораторных испытаний, проведенных на образцах закладочного материала на основе раздробленных соляных пород. Полученные данные позволили определить основные прочностные и деформационные характеристики материала, а также оценить его реологические свойства. Эти данные являются основой для калибровки параметров геомеханических моделей, используемых для численного моделирования поведения закладочных массивов.

2.2.8 Результаты испытаний закладочных образцов с добавлением цементного вяжущего.

В работе рассмотрен материал на основе солеотходов с добавлением цементного вяжущего марки М500. Результаты испытаний при различных значениях бокового давления для материала с добавлением 5% цемента представлены в таблице 10.

Таблица 10 – Прочностные показатели закладочного материала с добавлением 5% цемента марки М500 (составлено автором)

Средний предел прочности при условии стандартного трехосного сжатия, МПа		
Боковое давление 4 МПа	Боковое давление 8 МПа	Боковое давление 12 МПа
25,73	38,67	49,41

Диаграммы нагружения и деформирования представлены на рисунках 40-43.

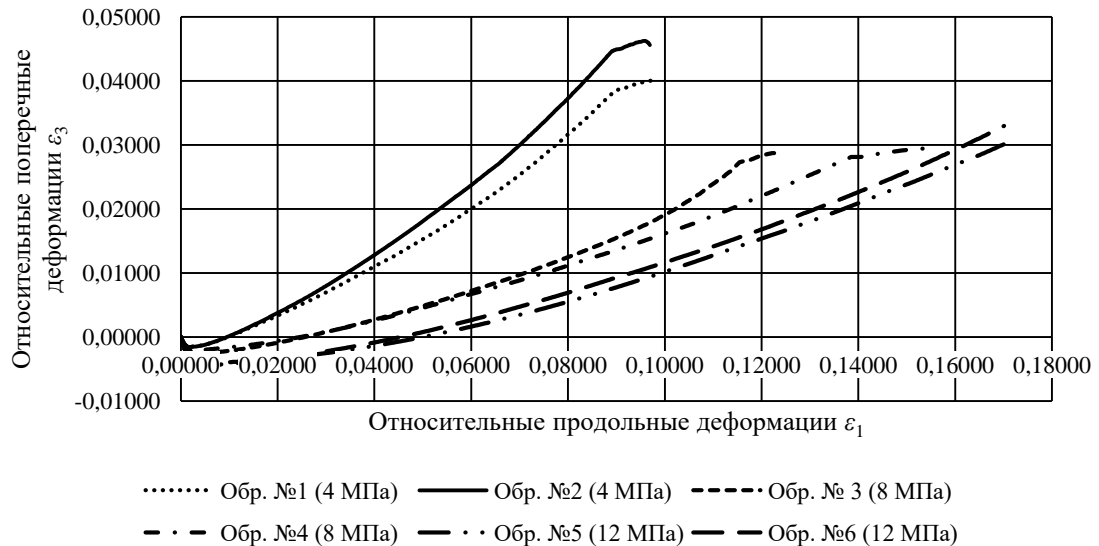


Рисунок 40 – Графики деформирования закладочного материала с добавлением цемента марки М500 (составлено автором)

В результате определения деформационных характеристик при одноосном сжатии 6 образцов закладочного материала установлено, что модуль упругости составляет 2000 ГПа, а коэффициент Пуассона составляет 0,3.

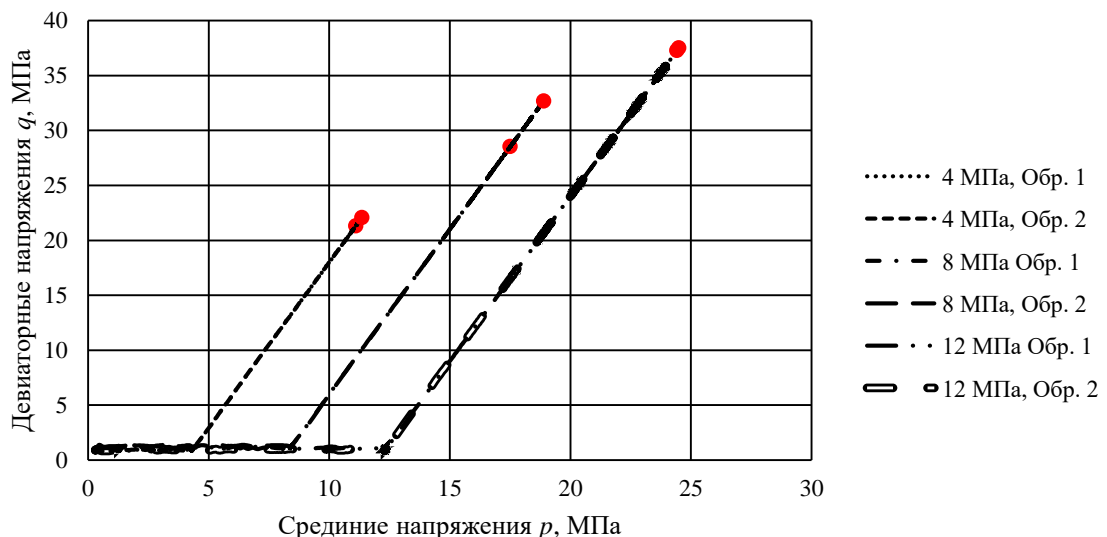


Рисунок 41 – График нагружения образцов в осях средних и девиаторных напряжений при стандартных испытаниях по схеме Кармана с постоянным уровнем бокового обжатия для материала с 5% цемента марки М500 (составлено автором)

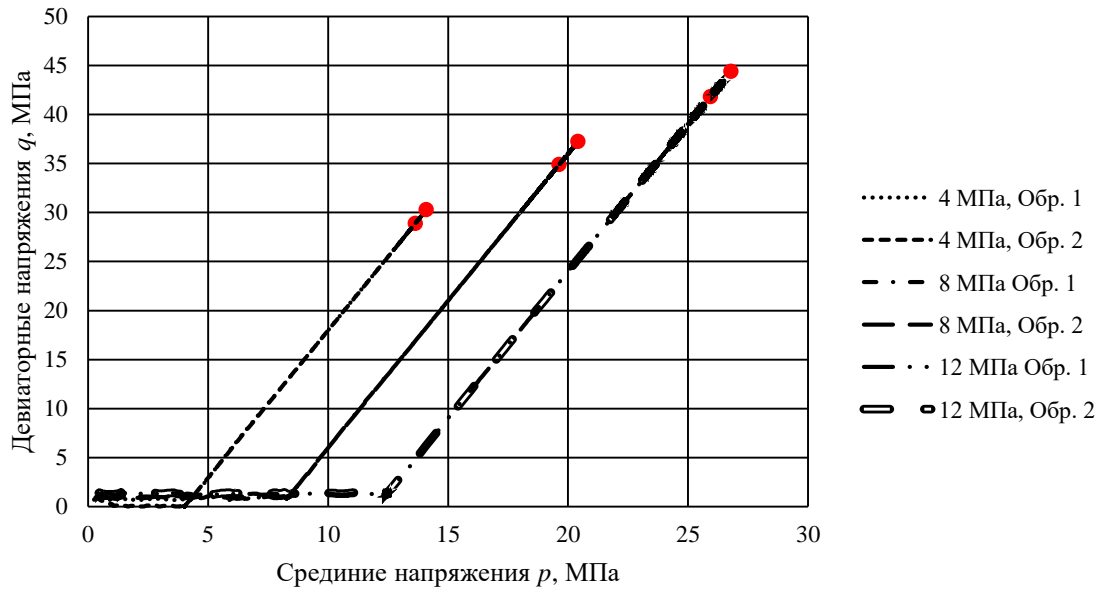


Рисунок 42 – График нагружения образцов в осях средних и девиаторных напряжений при стандартных испытаниях по схеме Кармана с постоянным уровнем бокового обжатия для материала с 10% цемента марки М500 (составлено автором)

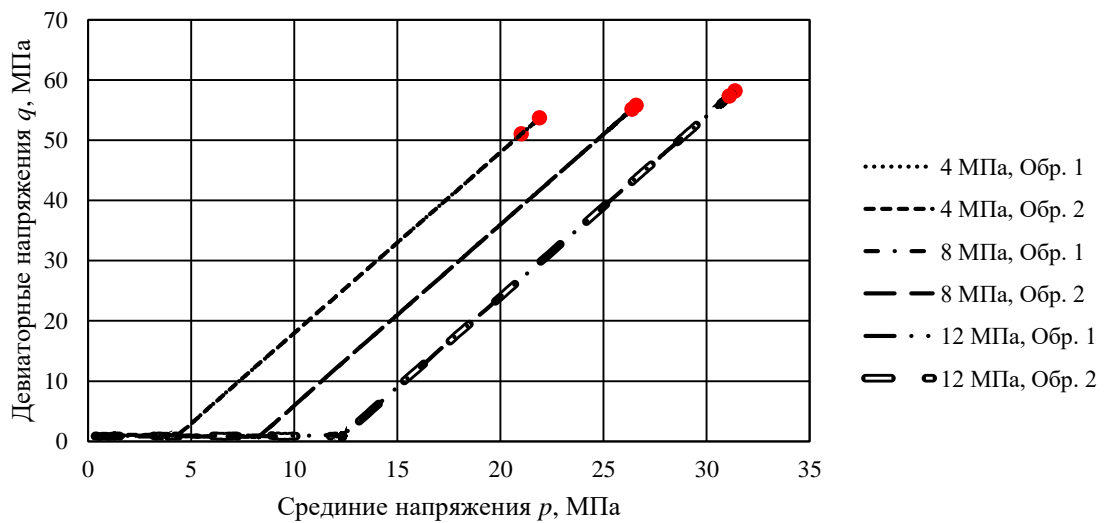


Рисунок 43 – График нагружения образцов в осях средних и девиаторных напряжений при стандартных испытаниях по схеме Кармана с постоянным уровнем бокового обжатия для материала с 25% цемента марки М500 (составлено автором)

В процессе испытаний при условиях объемного сжатия также фиксировался участок объемного сжатия при выходе на требуемый уровень бокового давления. При этом напряженное состояние образцов соответствовало гидростатическому сжатию. Данные испытания позволяют получить данные для вывода закона упрочнения вида зависимости средних напряжений от объемных деформаций. Закон упрочнения, установленный по результатам лабораторных исследований представлен на рисунке 44.

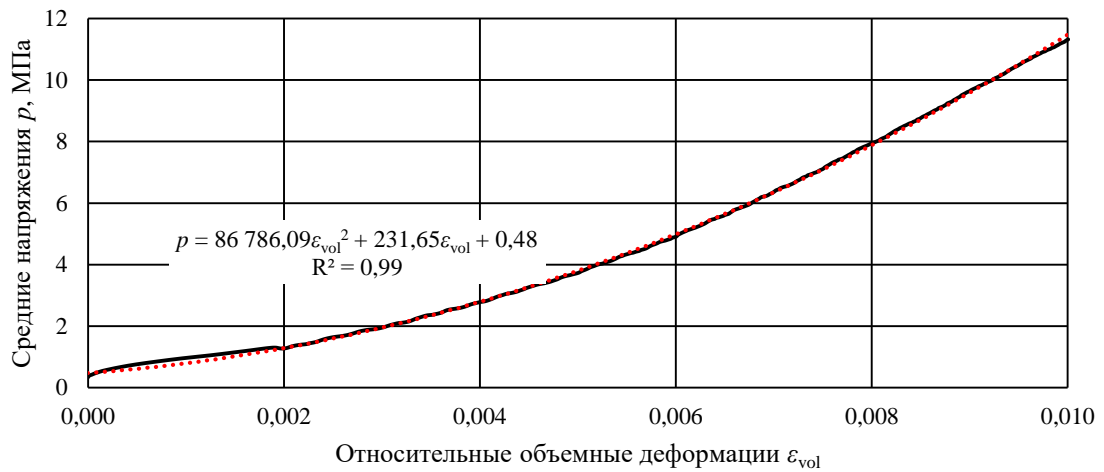


Рисунок 44 – Зависимость средних напряжений от относительных объемных деформаций для закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 (составлено автором)

В сравнении с закладочным материалом на основе раздробленных соляных пород характер разрушения закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента при нагружении по стандартной схеме Кармана отличается (рисунки 45-46). Так при добавлении цемента механизм разрушения закладочного материала преобразуется от когезионного к когезионно-фрикционному.

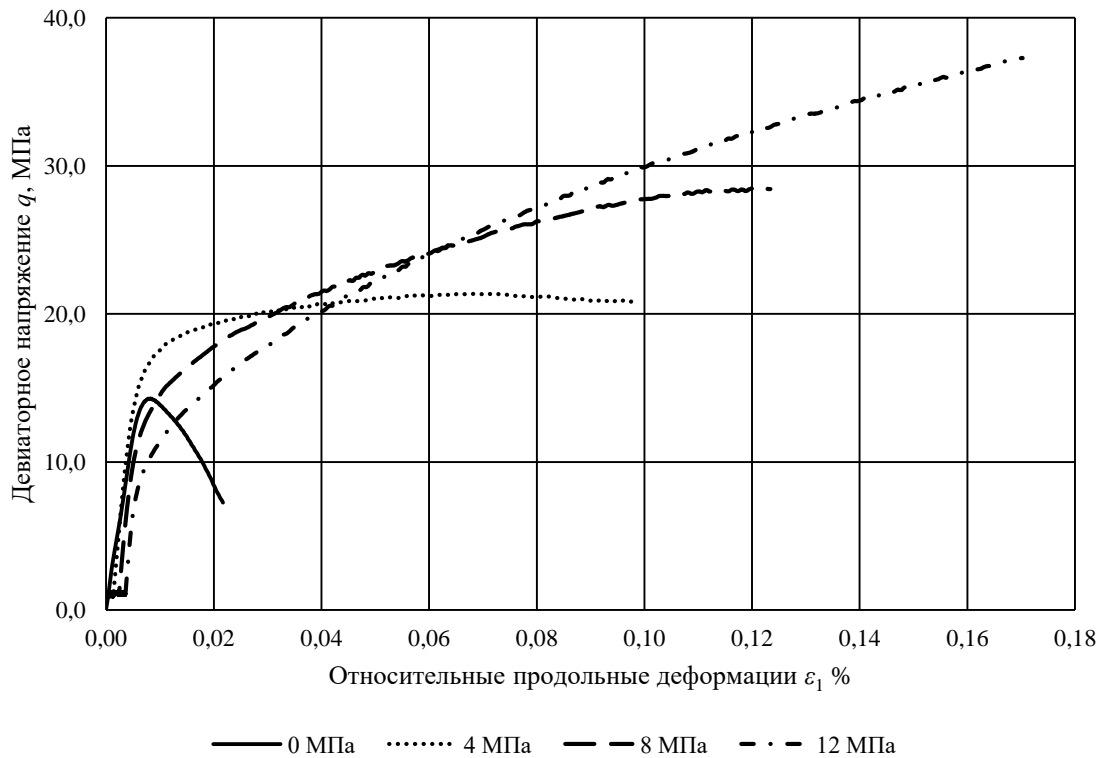


Рисунок 45 – Графики нагружения закладочного материала на основе солеотходов и цемента марки М500 (составлено автором)

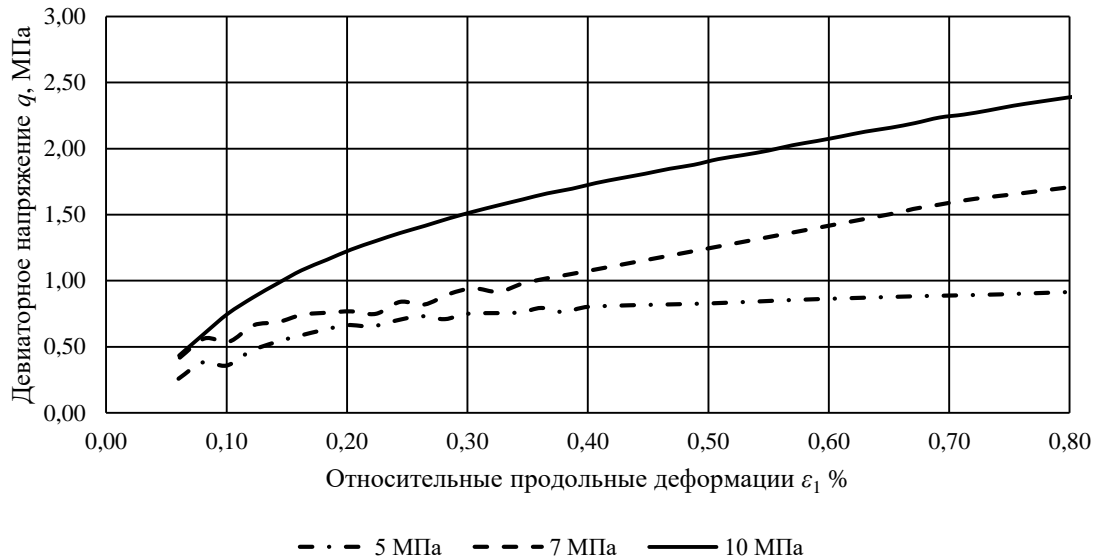


Рисунок 46 – Графики нагружения закладочного материала на основе раздробленных соляных пород (составлено автором)

Обобщение экспериментальных исследований, полученных при испытании в лабораторных условиях образцов с 5%, 10% и 25% содержанием цемента, позволили установить форму поверхности пластического течения в девиаторной плоскости. Эта поверхность имеет характерную каплеобразную форму, объединяющую сдвиговую, переходную и шатровую части. Пример такой поверхности для 5% содержания цемента представлен на рисунке 47.

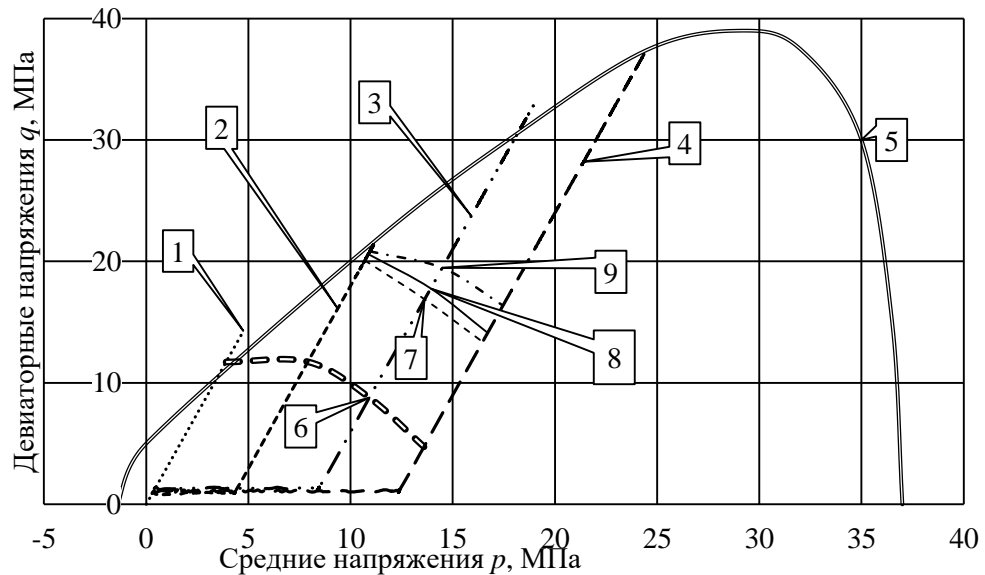


Рисунок 47 – Поверхность пластического течения: 1 – 4 – траектории нагружения (0; 4; 8 и 12 МПа); 5 – контур поверхности пластического течения; 6 – зона упругих деформаций; 7 – 9 – зоны значений относительных объемных пластических деформаций соответственно равных 0,0075, 0,01 и 0,015 (составлено автором)

При увеличении содержания цемента в составе закладочного материала происходит снижение угла внутреннего трения, увеличение сцепления, прочности при растяжении, а также

смещение начального положения шатровой составляющей поверхности пластического течения. Для теоретического описания данного явления была предложена модификация геомеханической модели Soft Rock Plasticity, стандартное уравнение которой описывается формулой (51):

$$f_{sr} = \sqrt{(e_0 p_c \tan \beta)^2 + q^2} - (p - p_t) \tan \beta \left(\frac{p - p_c}{p_t - p_c} \right)^{\frac{1}{n_y}} - e_0 p_c \tan \beta = 0 \quad (51)$$

где e_0 – начальный параметр, связанный со сцеплением материала, который влияет на начальный наклон и общую высоту поверхности текучести;

p_c – давление предуплотнения, которое соответствует максимальному среднему напряжению, которое испытывал материал, и контролирует положение поверхности пластического течения;

β – угол внутреннего трения в девиаторной плоскости;

q – девиатор напряжений;

p – среднее эффективное напряжение;

p_t – среднее напряжение, соответствующее пределу прочности при растяжении;

n_y – параметр формы, отвечающий за кривизну вершины поверхности текучести.

Анализ данных лабораторных исследований позволил установить связь между содержанием цемента в закладочном материале и параметров p_c , p_t , β и n_y . Переменные параметры определяются законом, общий вид которого описывается формулой (52):

$$V^c = V \left(1 + k \left(\frac{C}{100} \right)^\alpha \right), \quad (52)$$

где V^c – новый переменный параметр;

V – базовый параметр;

k – поправочный коэффициент;

C – процентное содержание цемента марки М500;

α – поправочный коэффициент.

Коэффициент k линейно определяет силу влияния добавки цемента, положительное значение увеличивает целевой параметр, отрицательное – уменьшает, а коэффициент α – нелинейность.

Базовые значения параметров модели сведены в таблицу 11, а значения поправочных коэффициентов представлены в таблице 12.

Таблица 11 – Базовые параметры для закладочного материала на основе раздробленных соляных пород (составлено автором)

Параметр	$\beta, ^\circ$	n_y	p_c , МПа	p_t , МПа	e_0
Значения	71	2,5	0,75	0,1	0,001

Таблица 12 – Поправочные коэффициенты (составлено автором)

Обозначения	p_c		p_t		β		n_y	
	k	α	k	α	k	α	k	α
Значения	155	0,4	130	0,7	-0,1	0,1	-0,05	0,55

Сопоставление скорректированных по предложенной методике поверхностей пластического течения с результатами лабораторных исследований представлены на рисунке 48. Как видно из представленных данных наблюдается хорошая сходимость между полученными результатами в диапазоне содержания цементного заполнителя от 5 до 25%.

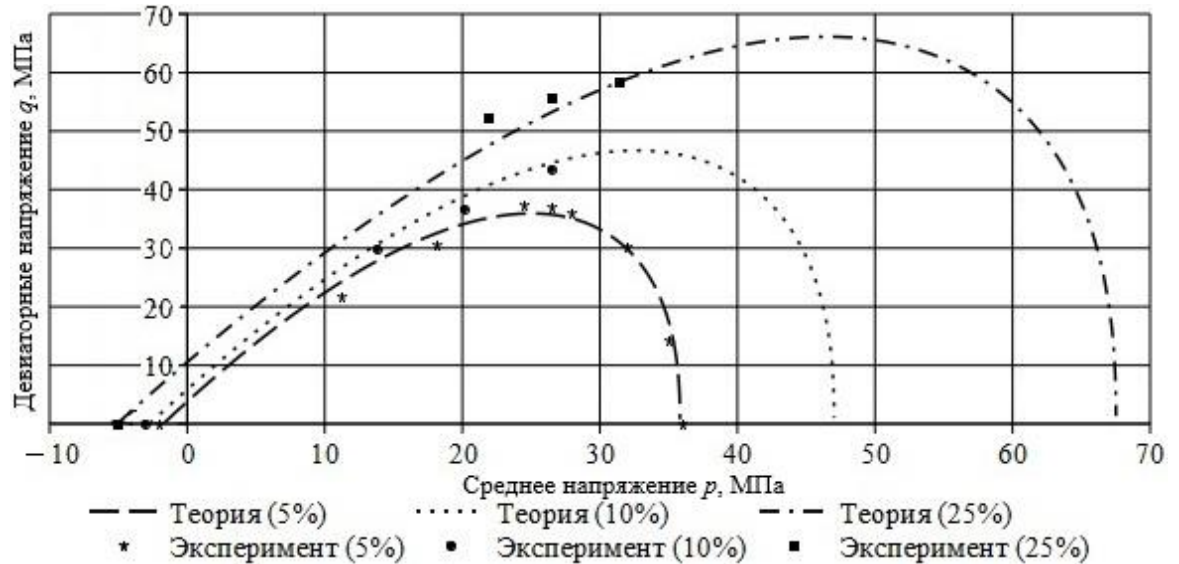


Рисунок 48 – Сравнение теоретических поверхностей пластического течения на основе модифицированной модели Soft Rock Plasticity и экспериментальных данных (составлено автором)

2.3 Анализ результатов лабораторных испытаний

В данном разделе проводится анализ результатов лабораторных испытаний, представленных в разделе 2.2, с целью определения основных параметров, характеризующих механическое поведение закладочного материала на основе раздробленных соляных пород. Ряд лабораторных исследований [26-27], а также информация об оборудовании отражены в работах [25, 47], а сборник различных физико-механических характеристик для закладочных материалов применяемых в России и мире на основе анализа литературы представлен в базе данных [52].

2.3.1 Анализ результатов лабораторного исследования закладочного материала на основе раздробленных соляных пород

В данном разделе проводится комплексный анализ результатов лабораторных испытаний, представленных ранее, с целью установления фундаментальных геомеханических закономерностей поведения закладочного материала на основе раздробленных соляных пород. Анализ включает в себя определение параметров деформируемости при всестороннем сжатии, исследование прочностных свойств при сдвиге, а также изучение дилатансионных эффектов и характера пластического течения

Модуль объемного сжатия характеризует сопротивление материала всестороннему сжатию. Он был определен по результатам испытаний на гидростатическое сжатие как

отношение приращения среднего давления Δp к приращению объемной деформации $\Delta \varepsilon_{vol}$ в заданном диапазоне давлений.

Значения модуля объемного сжатия, определенные для различных диапазонов давлений, представлены в таблице 6. Из таблицы видно, что модуль объемного сжатия K нелинейно возрастает с увеличением среднего давления, что свидетельствует об уплотнении материала и уменьшении его сжимаемости.

Параметры прочности были определены по результатам испытаний на трехосное сжатие по схеме Кармана (рисунок 21). В рамках испытаний была получена поверхность пластического течения, а также поверхность пластического потенциала (рисунок 23).

В осях средних и девиаторных напряжений определяется угол наклона части поверхности пластического течения, отвечающий за разрушение материала при сдвиге. В первом приближении этот участок характеризуется прямой линией. Угол наклона этой линии к оси абсцисс соответствует углу внутреннего трения $\varphi = 66,1^\circ$, в то же время материал при подготовке образцов не обладает сцеплением между частицами и является сыпучим, что говорит о том, что сцепление $c = 0$ МПа.

Угол дилатансии ψ лежит в диапазоне от $41,93$ до $46,54^\circ$, характеризует изменение объема материала при сдвиге. Он был определен по результатам испытаний на трехосное сжатие по схеме Кармана (рисунки 24-26, таблица 7).

При исследовании «шатровой» составляющей поверхности пластического течения в процессе лабораторных исследований (раздел 2.2.4) были получены точки её пересечения, что позволяет судить о вытянутой, каплевидной форме «шатра», а также о принципиальном наличии данной составляющей поверхности пластического течения для данного материала.

2.3.2 Анализ результатов лабораторного исследования закладочного материала на основе солеотходов и цемента

Этот раздел посвящен анализу влияния цементационных связей на механическое поведение закладочного материала. На основе результатов испытаний образцов с добавлением цемента марки М500 проводится сравнительный анализ их деформационных и прочностных характеристик с материалом на основе раздробленных соляных пород. Ключевой задачей является выявление качественных и количественных изменений в механизмах деформирования и разрушения, вызванных введением цементного вяжущего.

При сравнении механического отклика закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 и закладочного материала на основе раздробленных соляных пород видно, что добавление цемента снижает уровень объемных деформаций образца закладочного материала. Так, например, при уровне средних напряжений 12 МПа при

гидростатическом сжатии относительные объемные деформации образцов с добавлением цемента составляют 0,01, а у образцов на основе раздробленных соляных пород 0,124.

Добавление цемента увеличивает модуль упругости и коэффициент Пуассона. Для материала на с добавлением цемента модуль упругости составляет 2000 МПа и коэффициент Пуассона составляет 0,3, сцепление составляет 8 МПа.

При проведении стандартных испытаний по схеме Кармана с постоянным уровнем бокового давления характер разрушения образцов меняется от фрикционного к когезионно-фрикционному что видно при сравнении графиков на рисунке 45-46.

2.4 Выводы по второй главе

На основании выполненного комплекса лабораторных исследований механического отклика закладочных материалов на основе раздробленных соляных пород, а также на основе солеотходов с добавлением цемента, можно сформулировать следующие основные выводы:

1. Разработана и реализована комплексная программа лабораторных испытаний, включающая гидростатическое, трехосное сжатие по стандартной и модифицированной схеме Кармана, а также испытания с постоянным соотношением главных напряжений. Полученный массив экспериментальных данных позволил всесторонне изучить деформационные, прочностные и реологические свойства исследуемых материалов в широком диапазоне напряжений.

2. Установлено, что деформирование закладочного материала из раздробленных соляных пород носит существенно нелинейный характер. При всестороннем сжатии наблюдается нелинейный рост модуля объемной деформации с увеличением среднего давления, что свидетельствует об интенсивном уплотнении материала. Также зафиксированы реологические свойства в виде ползучести при постоянной гидростатической нагрузке.

3. Выявлен ключевой феномен сдвигового поведения раздробленных соляных пород: их прочность определяется переменным углом внутреннего трения, который нелинейно уменьшается с ростом уровня всестороннего обжатия.

4. На основе анализа траекторий деформирования доказан неассоциированный характер закона пластического течения для раздробленных соляных пород при сдвиговом разрушении. Установлено, что векторы приращения пластических деформаций не ортогональны поверхности текучести. В то же время, для области нормального уплотнения (шатровая часть поверхности) характерен ассоциированный закон течения, что является фундаментальной особенностью поведения данного класса геоматериалов.

5. Доказано, что введение цементационного вяжущего принципиально изменяет механическое поведение закладочного материала. Наблюдается значительное увеличение

модуля упругости, появление сцепления и изменение механизма разрушения: от хрупкого при низких обжимающих давлениях до пластического при высоких.

6. На основе экспериментальных данных для сцементированного материала установлена сложная каплеобразная форма единой поверхности пластического течения, которая объединяет области сдвигового, переходного и шатрового деформирования. Этот вывод позволяет унифицировать подход к моделированию сцементированных материалов в рамках теории пластичности.

Полученная в ходе исследований экспериментальная база является достаточной и необходимой основой для калибровки и верификации современных упругопластических моделей с упрочнением, что будет выполнено в следующей главе с целью разработки адекватного инструмента для прогнозирования НДС закладочных массивов.

ГЛАВА 3 ПОДБОР ПАРАМЕТРОВ МОДЕЛИ ЗАКЛАДОЧНОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВЕ РАЗДРОБЛЕННЫХ СОЛЕЙ

3.1 Требования к геомеханической модели деформирования материала

3.1.1 Обоснование выбора моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model

В первой главе диссертационной работы был проведен анализ существующих геомеханических моделей, применяемых для описания поведения грунтов, горных пород и закладочных материалов. Этот анализ показал, что традиционные модели, такие как модель Кулона-Мора, не в полной мере учитывают особенности поведения закладочных массивов из раздробленных соляных пород. В частности, эти модели не описывают дилатансию, упрочнение при объемном сжатии и сдвиге, а также зависимость прочностных и деформационных характеристик от гранулометрического состава и влажности материала. Более сложные модели, такие как модель Оливеллы и Генса или модель Каллахана, разработаны для специфических условий захоронения радиоактивных отходов и требуют значительной адаптации для условий калийных рудников, а также сложны в применении из-за большого количества параметров.

Среди рассмотренных моделей, модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model, реализованные в программном комплексе Abaqus, представляются наиболее перспективными для описания поведения закладочных массивов из раздробленных соляных пород. Выбор этих моделей обусловлен рядом факторов.

Во-первых, обе модели относятся к классу упругопластических моделей с упрочнением и позволяют учитывать нелинейную зависимость между напряжениями и деформациями, что является принципиально важным для адекватного моделирования поведения сыпучих сред, к которым относятся раздробленные соляные породы.

Во-вторых, обе модели учитывают дилатансию – изменение объема материала при сдвиге, которая играет существенную роль в деформировании закладочных массивов, особенно при низких уровнях обжимающего давления.

Наконец, модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model включают в себя механизм упрочнения, позволяющий описывать изменение предела текучести материала в процессе пластического деформирования, как при объемном сжатии, так и при сдвиге. Это свойство особенно важно для моделирования уплотняющихся закладочных массивов.

Важным преимуществом моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model является возможность калибровки их параметров по результатам стандартных лабораторных испытаний, таких как гидростатическое сжатие и трехосное сжатие по схеме Кармана. Это позволяет использовать для определения параметров моделей те же самые испытания, которые проводятся для определения физико-механических свойств закладочных материалов, что упрощает процедуру параметризации и повышает достоверность получаемых результатов.

Обе модели имеют так называемую "шатровую" составляющую в поверхности текучести, которая отвечает за пластическое уплотнение материала при объемном сжатии. Наличие этой составляющей делает модели особенно подходящими для моделирования поведения закладочных массивов, которые в процессе эксплуатации подвергаются значительному уплотнению под действием горного давления.

Несмотря на схожесть, модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model имеют и некоторые отличия. Модель Cap Model изначально разрабатывалась для моделирования грунтов и сыпучих сред, в то время как модель Soft-Rock Plasticity Model была создана специально для слабосцементированных пород, занимающих промежуточное положение между грунтами и скальными породами. Закладочные массивы из раздробленных соляных пород, особенно после уплотнения и с течением времени, по своим свойствам приближаются к слабосцементированным породам, что делает модель Soft-Rock Plasticity Model более предпочтительной для их описания.

Таким образом, на основании проведенного анализа, для дальнейшей разработки геомеханической модели закладочного массива из раздробленных соляных пород выбраны модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model, реализованные в программном комплексе Abaqus. Подбору параметров и верификации этих моделей будут посвящены последующие разделы данной главы.

3.1.2 Формулирование основных требований к модели, учитывающей особенности деформирования раздробленных соляных пород

Сформулированные ниже требования к геомеханической модели закладочного массива напрямую связаны с возможностями и параметрами выбранных моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model. Так, учет нелинейности деформирования и зависимости от среднего давления обеспечивается формой поверхностей текучести и законами упрочнения этих моделей. Дилатансия учитывается неассоциированным законом течения. Влияние гранулометрического состава и влажности может быть отражено через калибровку параметров, отвечающих за прочность и деформируемость материала. Реологические свойства могут быть учтены путем добавления соответствующих реологических моделей (например, модели вязкоупругости или вязкопластичности) в Abaqus. Далее, при формулировании конкретных требований, будет показано, как именно они реализуются в рамках выбранных моделей.

Модифицированная модель Друкера-Прагера, также именуемая в программном комплексе Abaqus, как Cap Model, и модель Soft-Rock Plasticity, в значительной степени позволяют учесть основные особенности поведения закладочного массива. Разрабатываемая геомеханическая модель закладочного массива должна адекватно описывать его поведение под нагрузкой в условиях, характерных для калийных рудников. Учитывая результаты анализа,

проведенного в первой главе, а также особенности деформирования раздробленных соляных пород, можно сформулировать следующие основные требования к модели:

1. Модель должна учитывать нелинейный характер зависимости между напряжениями и деформациями, свойственный раздробленным соляным породам. Эта нелинейность проявляется как при объемном сжатии, так и при сдвиге. Линейные модели, такие как модель Кулона-Мора, не способны адекватно описать поведение материала во всем диапазоне нагрузок. В моделях Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model нелинейность обеспечивается формой поверхности текучести и нелинейными законами упрочнения.

2. Раздробленные соляные породы при сдвиге могут изменять свой объем. При низких уровнях обжимающего давления, как правило, наблюдается дилатансия (увеличение объема), а при высоких – контракция (уменьшение объема). Модель должна учитывать этот эффект, поскольку он оказывает существенное влияние на НДС закладочного массива и вмещающих пород. В моделях Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model дилатансия учитывается с помощью неассоциированного закона течения.

3. В процессе пластического деформирования, особенно при объемном сжатии, раздробленные соляные породы уплотняются и упрочняются. Модель должна учитывать этот эффект, то есть описывать изменение предела текучести материала в зависимости от пластической деформации. В моделях Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model упрочнение описывается с помощью эволюционных уравнений, связывающих параметры поверхности текучести с пластическими деформациями.

4. Предел текучести и деформационные характеристики раздробленных соляных пород существенно зависят от уровня среднего (гидростатического) давления. Модель должна учитывать эту зависимость. В моделях Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model зависимость от среднего давления заложена в форму поверхности текучести.

5. Гранулометрический состав закладочного материала оказывает значительное влияние на его прочностные и деформационные характеристики. Модель, в идеале, должна позволять учитывать этот фактор, например, путем введения параметров, зависящих от модуля крупности или других характеристик гранулометрического состава. В рамках моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model это может быть реализовано через калибровку параметров прочности и деформируемости для различных фракций закладочного материала.

6. Влажность закладочного материала также оказывает существенное влияние на его поведение. Вода, заполняя поры между частицами, снижает силы трения и сцепления, что приводит к уменьшению прочности и увеличению деформативности материала. Модель должна учитывать этот фактор, особенно при моделировании гидрозакладочных массивов и массивов, контактирующих с водоносными горизонтами. В рамках моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity

Model влияние влажности может быть учтено путем изменения параметров прочности и деформируемости, а также путем введения дополнительных моделей, описывающих взаимодействие воды и твердой фазы.

7. Соляные породы обладают выраженными реологическими свойствами, то есть способностью деформироваться во времени под действием постоянной нагрузки. Модель должна учитывать ползучесть материала, особенно при решении задач, связанных с долгосрочным прогнозом поведения закладочного массива. В Abaqus учет ползучести может быть реализован путем добавления к моделям Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model дополнительных реологических моделей (например, модели вязкоупругости или вязкопластичности).

8. Модель должна позволять определять значения параметров на основе стандартных лабораторных испытаний, таких как гидростатическое сжатие и трехосное сжатие. Это обеспечит практическую применимость модели и повысит достоверность получаемых результатов. Модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model позволяют калибровать параметры по результатам стандартных лабораторных испытаний.

9. Для практического применения модель должна быть реализована в виде алгоритма, пригодного для использования в программных комплексах для численного моделирования геомеханических процессов, таких как Abaqus, FLAC, ANSYS и др. Модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model изначально реализованы в программном комплексе Abaqus.

10. В перспективе, модель должна позволять учитывать анизотропию свойств, которая может возникать в закладочном массиве в процессе его формирования, например, из-за слоистости при укладке материала. На данном этапе, в рамках упрощения, анизотропия учитываться не будет.

Следует отметить, что в рамках данной работы не будут рассматриваться вопросы, связанные с анизотропией свойств закладочного массива, а также с влиянием химических взаимодействий между компонентами закладочного материала и вмещающими породами. Это связано с тем, что учет этих факторов существенно усложняет модель и требует проведения дополнительных исследований. Кроме того, на данном этапе основное внимание уделяется моделированию механического поведения закладочного массива, а влияние химических процессов считается второстепенным. Тем не менее, учет этих факторов является перспективным направлением для дальнейших исследований.

Перечисленные требования являются основой для разработки адекватной геомеханической модели закладочного массива из раздробленных соляных пород. Модели Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model в значительной степени удовлетворяют этим требованиям, однако для их успешного применения необходимо провести тщательную калибровку параметров

и, возможно, модификацию моделей с учетом специфических особенностей конкретного закладочного материала и условий его эксплуатации.

3.2 Описание cap model и soft-rock plasticity model

В данном разделе приводится описание моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model, реализованных в программном комплексе Abaqus. Рассматриваются основные уравнения, допущения, поверхности пластического течения и потенциала, а также законы упрочнения, используемые в этих моделях.

3.2.1 Основные уравнения и допущения моделей

Обе модели, Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model, относятся к классу упругопластических моделей с упрочнением, предназначенных для описания поведения материалов, предел текучести которых зависит от давления. Модели основаны на следующих основных допущениях:

1. Свойства материала одинаковы во всех направлениях.
2. Рассматриваются только малые деформации, что позволяет использовать линейные соотношения между напряжениями и деформациями в упругой области.
3. Полная деформация материала ε представляется в виде суммы упругой ε_e и пластической ε_p составляющих (53):

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p, \quad (53)$$

4. Упругое поведение описывается законом Гука (54):

$$\sigma = D : \varepsilon_e, \quad (54)$$

где σ – тензор напряжений;

D – тензор упругости, определяемый модулем Юнга E и коэффициентом Пуассона ν ;

ε_e – тензор упругих деформаций.

5. Пластическое деформирование определяется законом течения (55):

$$e_p = \lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma}, \quad (55)$$

где e_p – тензор пластических деформаций;

λ – пластический множитель;

g – потенциал пластичности.

6. Пластическое деформирование начинается, когда напряженное состояние достигает поверхности текучести, определяемой уравнением (56):

$$f(\sigma, p_c) = 0, \quad (56)$$

где f – функция текучести;

σ – тензор напряжений;

p_c – параметр упрочнения, зависящий от пластической деформации.

7. В общем случае, закон течения является неассоциированным, т.е. поверхность пластического потенциала g не совпадает с поверхностью текучести f . Однако, в модели Cap, для части поверхности пластического течения, а именно шатровой составляющей, закон течения принимается ассоциированным.

8. В процессе пластического деформирования поверхность текучести может изменяться (расширяться, сужаться, смещаться), что отражает упрочнение или разупрочнение материала.

3.2.2 Поверхности пластического течения и потенциала

Cap Model или модифицированная модель Друкера-Прагера предназначена для моделирования грунтов и горных пород, и основана на стандартной модели Друкера-Прагера, к которой добавляется шатровая составляющая поверхности пластического течения и переходная поверхность, общее представление модели изображено на рисунке 49. Это позволяет учесть пластическое уплотнение материала, а также контролировать объемную дилатансию при сдвиге материала.

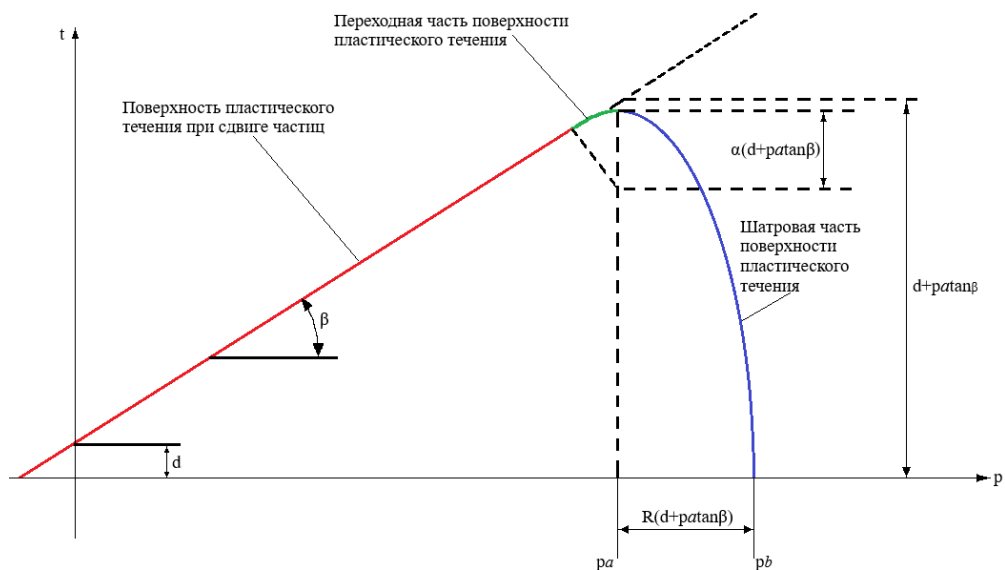


Рисунок 49 – Общее представление модифицированной модели Друкера-Прагера в осях средних и девиаторных напряжений (составлено автором)

Поверхность текучести модели Cap Model состоит из трех частей – поверхности сдвигового разрушения (Druker-Prager), шатровой составляющей (Cap) и переходной поверхностью.

Поверхность сдвигового разрушения (Drucker-Prager) (57):

$$F_s = t - p \tan \beta - d = 0, \quad (57)$$

где β – угол внутреннего трения, град;

d – сцепление, МПа;

p – средние напряжения, МПа;

t – мера девиаторного напряжения, МПа.

Мера девиаторного напряжения описывается формулой (58):

$$t = \frac{1}{2}q \left[1 + \frac{1}{K} - \left(1 - \frac{1}{K} \right) \left(\frac{r}{q} \right)^3 \right], \quad (58)$$

где K – материальный параметр, контролирующий зависимость поверхности пластического течения в зависимости от начального главного напряжения, рисунок 50.

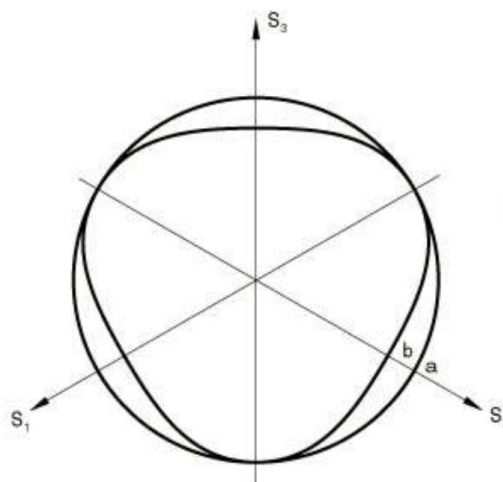


Рисунок 50 – Типичная поверхность пластического течения/потенциала в π -плоскости (составлено автором)

Для кривых a и b характерны значения K представленные в таблице 13.

Таблица 13 – Параметры, описывающие поверхность пластического течения в девиаторной плоскости (составлено автором)

Кривая	Параметр K
a	1,0
b	0,8

Эквивалентные напряжения выражаются формулой (59):

$$p = -\frac{1}{3} \text{trace}(\sigma), \quad (59)$$

где trace – алгебраическая функция определяемая как сумма элементов главной диагонали квадратной матрицы (от верхнего левого угла, до нижнего правого); σ – тензор напряжений

Эквивалентные напряжения по Мизесу выражается формулой (60):

$$q = \sqrt{\frac{3}{2} S : S} \quad (60)$$

Третий инвариант напряжений выражается формулой (61):

$$r = \left(\frac{9}{2} S : S \cdot S \right)^{\frac{1}{3}} \quad (61)$$

Девиаторные напряжения выражаются формулой (62):

$$S = \sigma + pI, \quad (62)$$

где I – единичная матрица.

Шатровая составляющая поверхности пластического течения имеет эллиптическую форму с постоянным эксцентриситетом в меридиональной плоскости p - t , а также зависит от инварианта напряжений в девиаторной плоскости. Шатровая составляющая поверхности пластического течения упрочняется или разупрочняется в зависимости от объемных неупругих деформаций: объемного пластического и/или ползучего уплотнения, когда течение по шатровой поверхности, и/или деформации ползучести двигаются согласно механизму консолидации, объемного пластического и/или ползучего расширения, когда течение по поверхности пластического течения при сдвиге частиц и/или ползучесть реализуются согласно когезионному механизму.

Шатровая составляющая (Cap) (63):

$$F_c = \sqrt{[p - p_a]^2 + \left[\frac{Rt}{1 + \alpha - \frac{\alpha}{\cos \beta}} \right]^2} - R(d + p_a \tan \beta) = 0, \quad (63)$$

где P_a – эволюционный параметр, отражающий объемные неупругие деформации (пластические и деформации ползучести) упрочнения/разупрочнения ($\varepsilon_{vol}^{pl} + \varepsilon_{vol}^{cr}$);

R – материальный параметр, контролирующий форму шатра;

α – малое число, в диапазоне от 0,01 до 0,25, используемое для определения резкости переходной части шатровой составляющей поверхности пластического течения;

Переходная часть поверхности пластического течения F_t обеспечивает плавный переход от части поверхности пластического течения при сдвиге частиц F_s к шатровой части поверхности пластического течения F_c и определяется формулой (64):

$$F_t = \sqrt{[p - p_a]^2 + \left[t - \left(1 - \frac{\alpha}{\cos \beta} \right) (d + p_a \tan \beta) \right]^2} - \alpha(d + p_a \tan \beta) = 0 \quad (64)$$

Пластический потенциал в модели Cap для участка, описываемого функцией F_s , как правило, неассоциированный, а для участка, описываемого функцией F_c - ассоциированный.

Модель Soft-Rock Plasticity появилась как альтернатива Cap model и обладает более простой поверхностью пластического течения без четкого деления на зону сдвига, перехода и шатра. Модель была разработана для описания механического отклика слабых горных пород, плотных песков и других геоматериалов.

Поверхность текучести модели Soft-Rock Plasticity Model в пространстве главных напряжений имеет форму, близкую к эллипсоиду (рисунок 51), и описывается следующим уравнением (65):

$$\sqrt{(e_0 p_c^0 \tan \beta)^2 + (g(\sigma)q)^2} - (p - p_t) \tan \beta \left(\frac{p - p_c}{p_t - p_c} \right)^{\frac{1}{n_y}} - e_0 p_c^0 \tan \beta = 0, \quad (65)$$

где e_0 - параметр эксцентриситета;

p_c – предел текучести при гидростатическом сжатии;

p – эффективное гидростатическое давление;

p_t – предел текучести при гидростатическом растяжении;

q – интенсивность касательных напряжений (напряжение Мизеса);

p_0 – начальное значение p_c ;

n_y – параметр, контролирующий форму поверхности текучести в p - q плоскости;

β – угол наклона (угол внутреннего трения);

$g(\sigma)$ – функция, описывающая переход формы поверхности текучести в π -плоскости, и определяется по формуле (66)-(67):

$$g(\sigma) = \left(\frac{1}{1 - f(p)} \left(1 + f(p) \left(\frac{r}{q} \right)^3 \right) \right)^\alpha, \quad (66)$$

$$f(p) = f_0 \exp \left(f_1 p \frac{p_c^0}{p_c} \right), \quad (67)$$

где r – третий инвариант тензора напряжений;

α – материальный параметр;

f_0 – материальный параметр;

f_1 – материальный параметр.

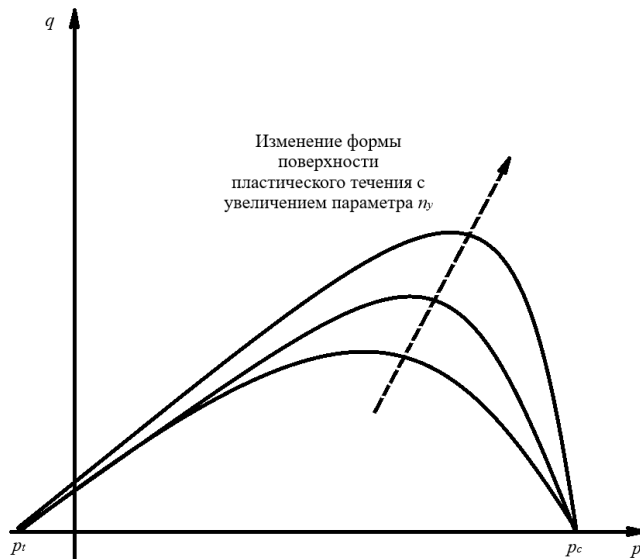


Рисунок 51 – Поверхность пластического течения Soft-Rock Plasticity model (составлено автором)

Пластический потенциал в модели Soft-Rock Plasticity Model, как правило, неассоциированный.

3.2.3 Законы упрочнения и эволюционные параметры моделей

Упрочнение в модели Cap Model определяется эволюцией параметра p_a , который, в свою очередь, зависит от p_b . Зависимость p_b от пластической объемной деформации ε_{vol}^{pl} (закон упрочнения) задается пользователем в виде таблицы или аналитической функции. Эта зависимость отражает уплотнение материала при объемном сжатии.

Упрочнение в модели Soft-Rock Plasticity Model определяется эволюцией параметров p_c и p_t , которые зависят от пластической объемной деформации. Зависимости $p_c(\varepsilon_{vol}^{pl})$ и $p_t(\varepsilon_{vol}^{pl})$ (законы упрочнения) задаются пользователем в виде таблиц или аналитических функций. Эти зависимости отражают уплотнение материала при объемном сжатии и разупрочнение при объемном растяжении.

В обеих моделях законы упрочнения определяются на основе результатов лабораторных испытаний, в первую очередь, испытаний на гидростатическое сжатие.

3.3 Подбор параметров моделей на основании проведенных испытаний

В данном разделе рассматривается методика определения параметров моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model на основе результатов лабораторных испытаний, представленных в Главе 2. Также приводятся конкретные значения параметров, определенные для исследуемого закладочного материала, и обсуждаются подходы к адаптации параметров для гидрозакладочного и твердеющего закладочного материалов.

3.3.1 Методика определения параметров моделей по результатам лабораторных испытаний

Определение параметров моделей Cap и Soft-Rock Plasticity осуществляется путем сопоставления результатов численного моделирования лабораторных испытаний с экспериментальными данными. Используются, в основном, два типа испытаний – гидростатическое сжатие и объемное сжатие по схеме Кармана.

Испытания на гидростатическое сжатие позволяют определить зависимость объемной деформации от среднего давления. Эта зависимость используется для определения закона упрочнения в обеих моделях. Так в модели Cap определяется зависимость $p_b(\varepsilon_{vol}^{pl})$, в то время как в Soft-Rock определяются зависимости $p_c(\varepsilon_{vol}^{pl})$ и $p_t(\varepsilon_{vol}^{pl})$. Также, по результатам испытаний на гидростатическое сжатие можно оценить начальное положение "шатровой" составляющей (p_0 или p_a).

Испытания на трехосное сжатие при различных уровнях бокового давления позволяют определить параметры, характеризующие прочность материала при сдвиге. Для Cap model определяются параметры β (угол наклона линии предельного состояния, аналог угла внутреннего трения) и d (сцепление). Также, можно оценить параметр R , контролирующий форму "шатровой"

составляющей. Для модели Soft-Rock Plasticity определяются параметры β (угол наклона), n_y (параметр, контролирующий форму поверхности текучести) и параметры α , f_0 , f_1 , входящие в функцию $g(\sigma)$.

В результате проведенных в предыдущих главах диссертации исследований опишем общую методику верификации моделей деформирования закладочных материалов.

Последовательность действий, которые необходимо выполнить для верификации моделей представлена на рисунок 52.

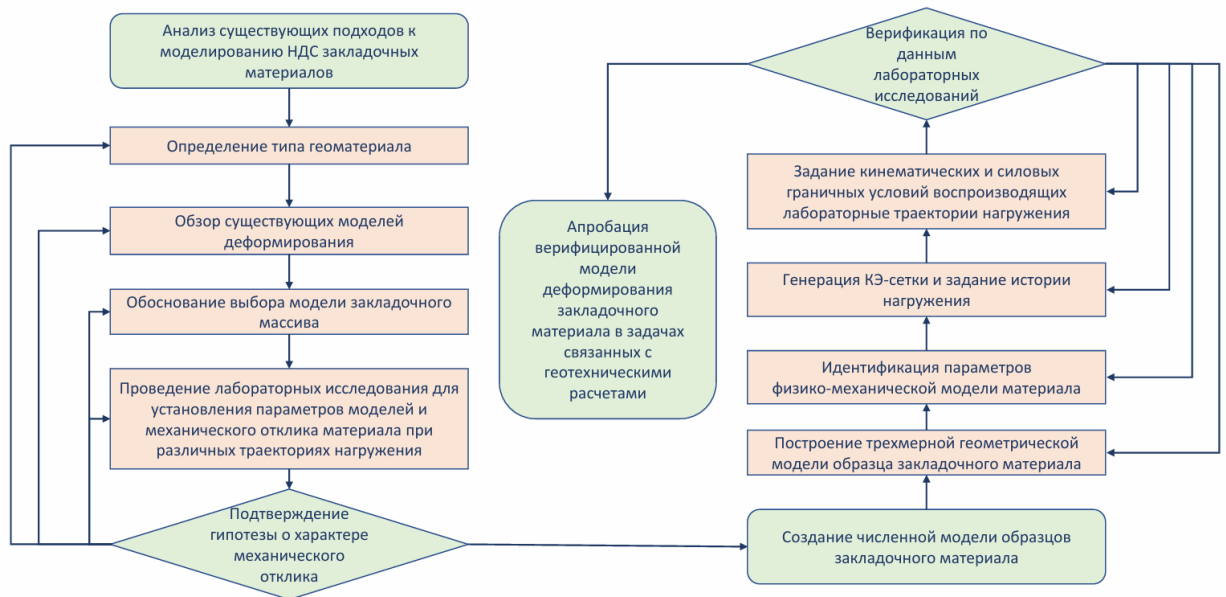


Рисунок 52 – Блок-схема процесса верификации моделей деформирования (составлено автором)

В начале процесса верификации требуется установить какой тип материала планируется к исследованию. Так, например, для монолитных скальных массивов зачастую будет достаточно упругой модели деформирования, в то время как для грунтов важно учитывать как упругое, так и пластическое, а иногда и вязкое поведение.

Далее требуется провести анализ научной литературы на предмет современного опыта моделирования данных материалов, на основе которого необходимо вычленить наиболее перспективные модели деформирования.

Подобрав на основе анализа предполагаемые модели деформирования, необходимо определить спектр лабораторных исследований, требуемых для определения их параметров. Следует учитывать, что некоторые модели помимо стандартных методов лабораторных исследований требуют проведения специфических испытаний.

Наиболее полное представление о характере напряженно-деформированного состояния при любых условиях нагружения даст определение поверхности пластического течения при трехосных испытаниях в стабилометре. К данным испытаниям следует отнести гидростатическое

сжатие при условии равенства трех компонент главных напряжений, испытание по классической или модифицированной схеме Кармана, а также испытания при условии выполнения постоянного соотношения σ_3/σ_1 в процессе испытания. Гидростатическое сжатие позволит определить закон упрочнения материала, испытания по схеме Кармана дадут понимание о положении и форме сдвиговой части поверхности пластического течения, а испытания при постоянном соотношении бокового и осевого напряжений позволят судить о первоначальности положения шатровой составляющей поверхности пластического течения.

Классические испытания при одноосном сжатии и растяжении позволяют определить упругие константы, такие, как например модуль упругости и коэффициент Пуассона, иногда также требуются испытания для определения параметров ползучести и релаксации.

В итоге нужно сравнить полученную поверхность пластического течения, а также характер деформирования геоматериала с тем, что теоретически позволяет воспроизвести определенная в ходе анализа научной литературы геомеханическая модель. В случае, если материал повел себя неожиданным образом и модель деформирования совершенно не подходит для описания механического отклика геоматериала при различных траекториях нагружения необходимо повторить процессы согласно блок схеме, представленной на рисунке 52.

После выбора модели деформирования необходимо её верифицировать с данными лабораторных исследований.

Первым этапом будет воспроизведение геометрии образцов материала, чем точнее будет передана геометрия образцов, тем качественнее будет прогноз напряженно-деформированного состояния. Следует учитывать контактное взаимодействие между образцом геоматериала и элементами нагружающей системы. Таким образом в настоящей работе учитывалась передача осевых напряжений через стальные изолирующие плиты с моделированием трения.

Затем необходимо определить шаги нагружения. В классических одноосных испытаниях достаточного одного шага нагружения, при моделировании трехосных испытаний чаще всего будет два и более шага.

Сетка конечных элементов должна быть равномерной и достаточно мелкой, однако чрезмерное уменьшение характерного размера конечного элемента приводит к значительному увеличению времени расчета без значительного прироста в точности прогноза напряженно-деформированного состояния. Стоит избегать вытянутых элементов так как они могут приводить к ошибкам в процессе расчетов.

После завершения всех подготовительных этапов моделирования и получения первых результатов требуется сравнение с результатами численного моделирования. В настоящей работе проводилось сравнение модельных траекторий нагружения и осевых и поперечных деформаций с результатами лабораторных исследований. Точность модели передает значение величины

достоверности аппроксимации – чем ближе оно к единице, тем точнее модель отражает реальное лабораторное поведение материала.

Последние действия повторяются до тех пор, пока модель не будет достаточно точно воспроизводить лабораторные результаты.

В результате моделирования некоторые параметры могут меняться от одной траектории нагружения к другой. Так, например, в настоящей диссертации меняется угол внутреннего трения в моделях Cap и Soft-Rock Plasticity. В результате получена зависимость изменения угла внутреннего трения от уровня средних напряжений, которая может быть заложена в программный пакет для дальнейших прогнозов напряженно-деформированного состояния закладочного массива в более крупных задачах.

3.3.2 Определение параметров Cap Model для раздробленных соляных пород

Для определения параметров Cap Model были использованы результаты лабораторных испытаний, представленные в разделе 2.2.

Параметры β и d определялись по обобщенным результатам испытаний на трехосное сжатие по схеме Кармана (рисунок 21) $\beta = 66,1^\circ$, $d = 0$ МПа.

Модуль упругости E и коэффициент Пуассона ν определялись по результатам серии стандартных испытаний при объемном сжатии. Усредненные значения по серии испытаний представлены в таблице 14. Также на рисунке 53 представлена зависимость среднего напряжения от относительных объемных деформаций при испытаниях с разгрузкой. При этом определены точки для фиксации значения упругой составляющей относительной объемной деформации с целью дальнейшего определения закона упрочнения.

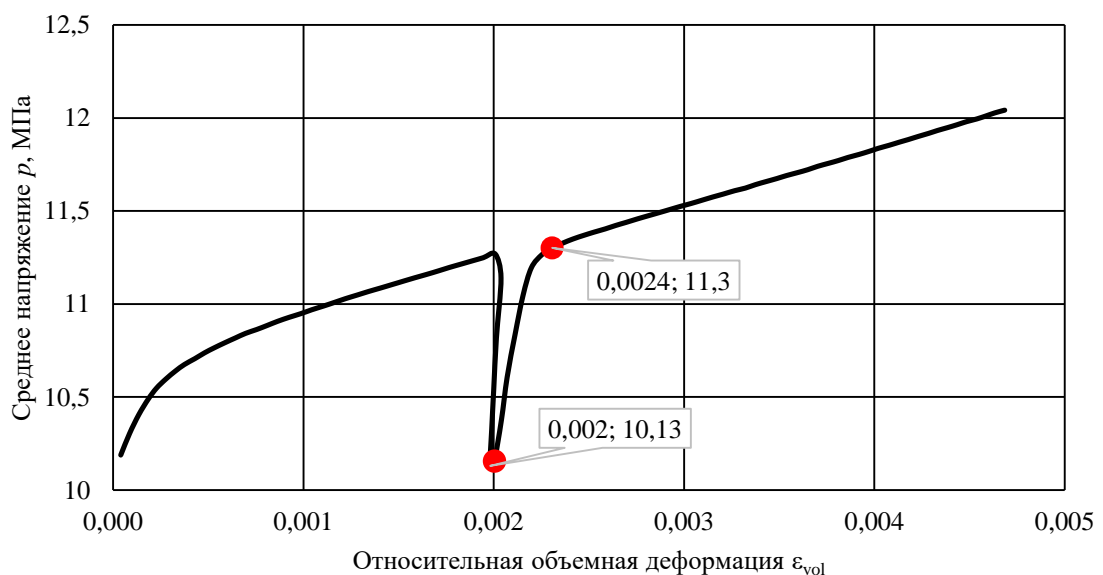


Рисунок 53 – Результат испытания с разгрузочной петлей для определения упругой составляющей объемной относительной деформации (составлено автором)

Закон упрочнения $p_b(\varepsilon_{vol}^{pl})$ определялся по результатам испытаний на гидростатическое сжатие (рисунки 10-11) и стандартным трехосным испытаниям. Зависимость аппроксимировалась кусочно-линейной функцией, значения которой приведены в таблице 15 и на рисунке 39.

Закон упрочнения основывается на выделении пластических деформаций из общих путем вычитания упругой стадии деформирования. Для определения вклада упругих деформаций был проведен ряд стандартных лабораторных исследований материала при объемном сжатии с разгрузочной петлей, в результате усредненное значение упругой составляющей относительной объемной деформации $\varepsilon_{vol}^{el} = 0,0003$.

Таблица 14 – Упругие параметры закладочного материала (составлено автором)

№ испытания	Боковое обжатие, МПа	Модуль упругости, 10^3 МПа	Коэффициент Пуассона
1	5	5,98	0,13
2	5	4,17	0,13
3	5	9,02	0,17
4	5	7,46	0,13
5	5	6,63	0,14
6	5	6,66	0,14
7	7	6,26	0,14
8	7	6,96	0,18
9	7	7,04	0,12
10	7	7,03	0,14
11	7	4,95	0,11
12	7	7,63	0,09
13	10	6,10	0,10
14	10	7,03	0,11
15	10	6,41	0,11
16	10	6,72	0,11
17	10	6,57	0,12
18	10	6,42	0,12
Итого, среднее значение		6,61	0,13

Таблица 15 – Зависимость $p_b(\varepsilon_{vol}^{pl})$ (составлено автором)

Среднее напряжение p_b , МПа	Относительная полная объемная пластическая деформация ε_{vol}	Относительная упругая объемная деформация, ε_{vol}^{el}	Относительная пластическая объемная деформация, ε_{vol}^{pl}
0	0	0,0003	0
1	0,015		0,0147
2	0,035		0,0347
3	0,044		0,0437
5	0,064		0,0637
7	0,083		0,0837
10	0,104		0,1037
15	0,135		0,1347
20	0,143		0,1427

Одним из способов установления параметра R является геометрический способ, зная положение точки p_a разделяющей переходную и шатровую составляющую поверхности пластического течения, а также несколько точек на шатровой составляющей можно построить эллипсы, которые будут описывать шатровую поверхность. Отношение малой и большой полуосей эллипса и будет параметром R (68):

$$R = \frac{b}{a}, \quad (68)$$

где a – большая полуось эллипса;

b – малая полуось эллипса.

В осях средних и девиаторных напряжений p - q центр эллипса находится в точке с координатами $(p_a; 0)$. Большая полуось будет находиться в точке, с координатами $(p_a; q_{\max})$, где q_{\max} – девиаторное напряжение, соответствующее точке p_a .

В результате лабораторных исследований (рисунки 36-54) было определено первоначальное положение шатровой части поверхности пластического течения. Используя правило подобия треугольников, перенесем точки, лежащие на первоначальной поверхности шатра, в область более высоких средних и девиаторных напряжений и сравним их положение с тем, которое получается в результате графического построения. Координаты первоначальных и конечных точек представлены в таблице 16. Также построим эллипс в зоне более высоких девиаторных напряжений для установления параметров R , p_a и p_b .

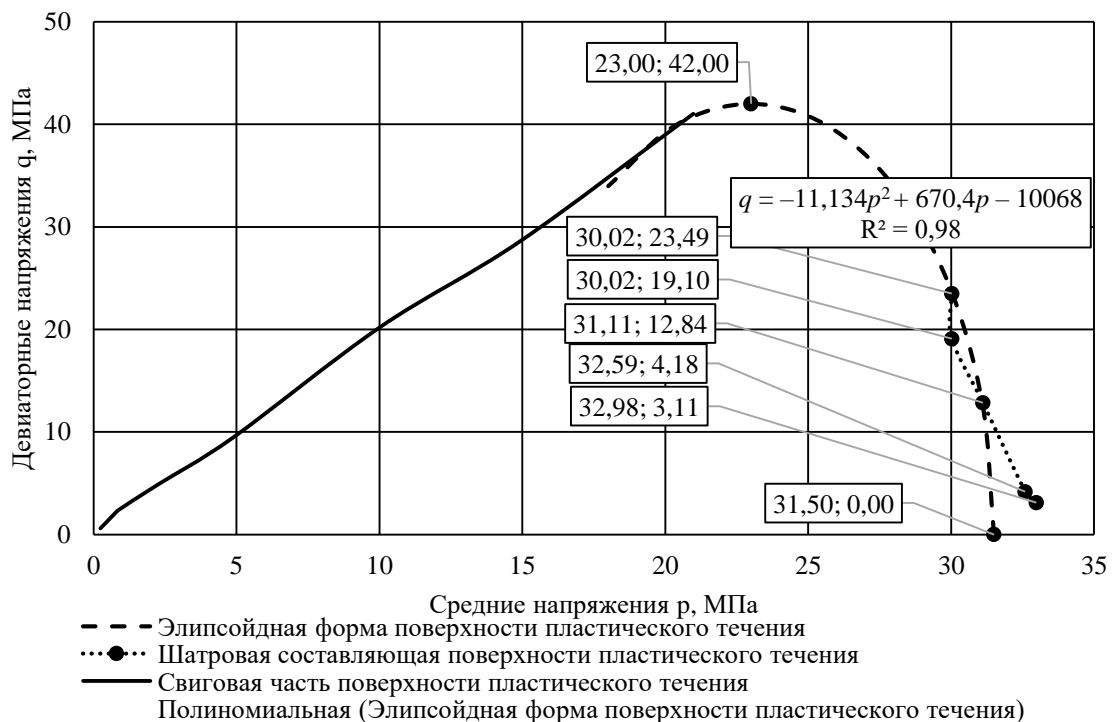


Рисунок 54 – Положение шатровой поверхности в зоне высоких напряжений (составлено автором)

Таблица 16 – Координаты точек, лежащих на шатровой части поверхности пластического течения (составлено автором)

Точки	Значения средних и девиаторных напряжений, МПа									
	p	q	p	q	p	q	p	q	p	q
Первоначальное положение на шатровой составляющей	0,69	0,54	0,69	0,439	0,715	0,295	0,749	0,096	0,758	0,0715
Положение в области более высоких напряжений	30,02	23,49	30,02	19,1	31,11	12,83	32,58	4,17	32,98	3,11

Уравнение описывающее эллипс будет выглядеть следующим образом (69):

$$q = 8,5 \sqrt{1 - \frac{(p - 23)^2}{1764}} \quad (69)$$

Для эллипса с найденными параметрами при значениях $p \in [30; 33]$ контур будет описываться полиномом второй степени (70):

$$q = -11,134p^2 + 670,4p - 10068 \quad (70)$$

При этом величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,98$. Настоящий полином при проведении регрессионного анализа по отношению к облаку точек, полученных экспериментальным путем, представленным в таблице 16, имеет величину достоверности аппроксимации $R^2 = 0,93$.

Как и указывалось ранее для построенного эллипса соотношение малой и большой полуосей будет приводить к значению параметра $R = 0,202$. Параметр $p_a = 23$ МПа, а параметр $p_b = 31,5$ МПа.

Параметр α может принимать значения от 0,01 до 0,1. Так как в рамках лабораторных исследований найти данный параметр, отвечающий за переход от сдвиговой к шатровой частям поверхности, представляется с технической точки зрения нереализуемой задачей, принимаем первоначальное значение параметра $\alpha = 0,03$, далее в процессе верификации модели данный параметр будет уточнен.

Параметр K принимался равным 1 – типовое значение, совпадающее с круговой формой поперечного сечения поверхности пластического течения в осях главных напряжений.

3.3.3 Определение параметров Soft-Rock Plasticity Model для раздробленных соляных пород

Для определения параметров Soft-Rock Plasticity Model также использовались результаты лабораторных испытаний, представленные в разделе 2.2.

Параметр β определялся так же, как и для Cap Model, по результатам испытаний на трехосное сжатие по схеме Кармана $\beta = 62,92^\circ$.

Зависимость $p_c(\varepsilon_{vol}^{pl})$ определялась по результатам испытаний на гидростатическое сжатие (рисунок 10-11) и аппроксимировалась кусочно-линейной функцией, аналогичной в Cap Model (таблица 10). Значение p_t принималось равным нулю.

Параметр p_0 определялся по результатам испытаний на гидростатическое сжатие. Соответствует начальному напряжению гидростатического сжатия, при котором начинается пластическая деформация, так как материал является сыпучим на начальной стадии считаем, что пластические деформации развиваются практически моментально, в таком случае параметр $p_0 \approx 0$ МПа.

Параметр n_y отвечает за кривизну поверхности пластического течения, при значении больше 1 поверхность выпуклая, при значении от 0 до 1 поверхность вогнутая, при значении $n_y = 1$ поверхность обращается в прямую линию, что соответствует экспериментально определенному виду, однако точные значения будут определены в ходе дальнейшего численного моделирования.

Параметр e_0 принимался равным 0,001 (значение по умолчанию в Abaqus).

Параметры f_0 , f_1 и α принимались равными 0, что соответствует круговому очертанию поверхности пластического течения в π -плоскости, данные параметры аналогичны параметру K в модели Cap.

Модуль упругости E и коэффициент Пуассона ν определялись так же, как и для Cap Model: модуль упругости E равен 6,61 МПа, а коэффициент Пуассона $\nu = 0,13$.

3.3.4 Адаптация параметров для закладочного материала на основе солейотходов с добавлением цементного вяжущего

Адаптация параметров моделей Cap и Soft-Rock Plasticity для данного закладочного материала заключается в учете влияния добавления рассола и цемента марки М500 на физико-механические свойства материала.

Образцы просушивались в течении месяца при комнатных условиях, в процессе приготовления был предусмотрен отток лишнего рассола. Оставшийся рассол выкристаллизовывался, а также вступал в реакцию гидратации с цементом. Образцы перед испытанием имели плотность 1530 кг/м³.

По результатам испытания установлена сдвиговая часть поверхности пластического течения, представленная на рисунке 41.

Для данного материала характерен меньший угол внутреннего трения и большее сцепление, чем для закладочного материала на основе раздробленных соляных пород. Кроме того, материал на основе раздробленных соляных пород практически не обладал сцеплением в

виду своей сыпучей структуры, в то время как закладочный материал на основе солеотходов и цемента имеет сцепление (в осях q - p) порядка 8 МПа.

Добавление цемента в состав также отразилось на упругих характеристиках материала. Так коэффициент Пуассона составляет 0,3, а модуль упругости 2000 МПа.

Характеристики материала, отвечающие за пластическое течение, также отличаются. Так, например, закон упрочнения, представленный на рисунке 44 показывает, что значения пластических деформаций у материала на основе солеотходов с добавлением цемента на порядок меньше, чем у материала на основе раздробленных соляных пород. При уровне средних напряжений 12 МПа относительные объемные деформации у материала с добавлением цементного вяжущего составляют 0,01, в то время как у материала на основе раздробленных соляных пород 0,12.

Описанное выше поведение говорит о том, что параметры отвечающие за шатровую составляющую поверхности пластического течения для материала с добавлением цементного вяжущего также будут отличаться. Значение параметра R в модели Cap будет больше у материала с добавлением цемента.

3.4 Верификация моделей с лабораторными испытаниями

Для верификации разработанных моделей Cap Model и Soft-Rock Plasticity Model с подобранными параметрами (раздел 3.3) было проведено численное моделирование лабораторных испытаний в программном комплексе Abaqus CAE. Целью верификации являлось сравнение результатов численного моделирования с экспериментальными данными, полученными в Главе 2, и оценка адекватности и точности моделей.

3.4.1 Создание численных моделей образцов в программном комплексе Abaqus CAE

Для каждого типа испытаний (гидростатическое сжатие и трехосное сжатие по схеме Кармана) создавалась отдельная численная модель.

Модели представляли собой цилиндрические образцы, соответствующие размерам реальных образцов, использовавшихся в лабораторных испытаниях, пример модели образца представлен на рисунке 55.



Рисунок 55 – Модель образца закладочного массива: 1 – верхняя и нижняя нагружающие плиты; 2 – образец закладочного материала (составлено автором)

3.4.2 Задание граничных условий и нагрузок, соответствующих условиям лабораторных испытаний

Граничные условия и нагрузки задавались в соответствии с условиями проведения лабораторных испытаний. Моделировался как сам образец, так и нагружающие пластины для учета трения на торцах образца. Коэффициент трения выбран равным 0,5.

При гидростатическом сжатии и сжатии по схеме Кармана нижний торец нижней нагружающей плиты закреплялся по всем направлениям ($U_x=U_y=U_z=0$) для предотвращения затрат энергии на перемещение по горизонтальной плоскости и выхода образца из контакта с нагружающей плитой.

Верхняя нагружающая плита закреплялись в горизонтальной плоскости ($U_x = U_y = 0$), оставляя доступ к перемещению по вертикали.

К верхнему торцу верхней нагружающей плиты и боковой поверхности образца прикладывалось равномерно распределенное давление, имитирующее давление гидравлической жидкости и нагрузку от перемещения траверсы. Величина давления изменялась в соответствии с данными, полученными из прессового оборудования, таким образом полностью повторяя схему нагружения реализованную в реальном лабораторном испытании.

Визуализация граничных условий представлена на рисунок 56.

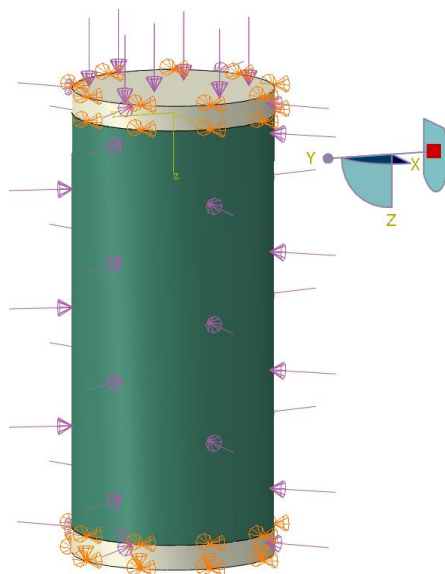


Рисунок 56 – Граничные условия: фиолетовые стрелки – давление от гидравлической жидкости и усилие от действия траверсы, оранжевые стрелки – закрепление степеней свободы частей модели (составлено автором)

Контактное взаимодействие между образцом и нагружающими плитами моделировалось с коэффициентом трения, определенным в лабораторных условиях. Для определения коэффициента трения проводились лабораторные испытания в следующей последовательности:

- 1) На ровную горизонтальную поверхность устанавливалась стальная пластина из материала аналогичного применяемому в испытательной камере;
- 2) На стальную пластину устанавливался образец массой 500 г;
- 3) На образец помещался груз массой 4000 г;
- 4) Динамометром ДОСМ-3-0,05 к боковой поверхности образца прикладывалась горизонтальная нагрузка;
- 5) В процессе перемещения под воздействием горизонтальной нагрузки фиксировалась сила, регистрируемая динамометром.

Результаты испытания представлены в таблице 17.

Таблица 17 – Результаты определения коэффициента трения образца закладочного материала по стали (составлено автором)

Номер испытания	Зафиксированная нагрузка, Н	Коэффициент трения
1	20,3	0,457
2	19,8	0,446
3	21,1	0,475
4	19,7	0,444
5	19,5	0,439
6	21,2	0,477
7	20,5	0,462
8	18,9	0,426
9	20,3	0,457
10	21,5	0,484
Среднее значение		0,46

3.4.3 Проведение численного моделирования и сравнение результатов с данными лабораторных испытаний

Численное моделирование проводилось с использованием явной схемы интегрирования (Explicit) в Abaqus CAE. Для каждого типа испытаний выполнялась серия расчетов с различными значениями параметров моделей (в пределах диапазонов, указанных в разделе 3.3) для подбора оптимальных значений, обеспечивающих наилучшее соответствие расчетных и экспериментальных данных.

Использовался тип конечного элемента C3D8R – восьми узловой гексаэдральный элемент с линейной аппроксимацией перемещений и пониженным интегрированием. Выбор данного типа элемента обусловлен его универсальностью и способностью моделировать большие деформации.

Размер конечных элементов подбирался таким образом, чтобы обеспечить достаточную точность расчетов при разумных вычислительных затратах.

В результате анализа сходимости было установлено, что оптимальный размер грани элемента составляет 10 мм. Процесс подбора оптимального значения размера элемента представлен на рисунках 57-58 и в таблице 18. Модели тестировались при условиях нагружения

по схеме Кармана при удержании среднего напряжения 5 МПа в процессе девиаторного нагружения.

В результате расчетов установлено, что уменьшение линейного размера элемента менее 10 мм не несет существенного увеличения точности расчета, однако увеличивает время расчета практически в 6 раз. Дальнейшие расчеты, необходимые для калибровки параметров модели, проводились при линейном размере конечного элемента образца закладочного материала 10 мм. Таблица 18 – Подбор оптимального размера элемента (составлено автором)

Средний линейный размер конечного элемента, мм	Количество элементов, ед.	Время расчета, мин
15	240	32
10	572	46
7,5	1224	81
5	4108	231

В процессе верификации моделей были выявлены некоторые расхождения между результатами численного моделирования и экспериментальными данными. Эти расхождения могут быть связаны с:

1. Неоднородностью свойств реального закладочного материала, которая не учитывается в численной модели в рамках механики сплошной среды.
2. Погрешностями измерений в процессе лабораторных испытаний.
3. Ограничениями самих моделей, которые не в полной мере учитывают все особенности поведения раздробленных соляных пород.

Для минимизации расхождений была проведена дополнительная корректировка параметров моделей в пределах допустимых диапазонов. В частности, были уточнены значения параметров, отвечающих за форму поверхности пластического течения.

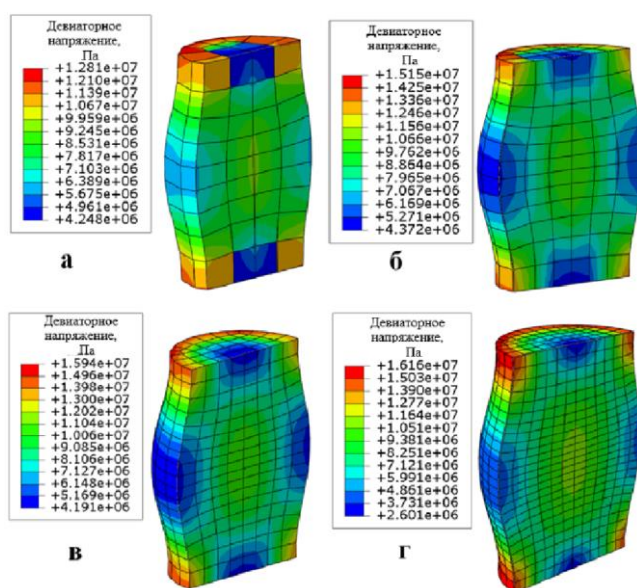


Рисунок 57 – Картина распределения девиаторных напряжений в образце при размере конечного элемента: а – 15 мм; б – 10 мм; в – 7,5 мм; г – 5 мм (составлено автором)

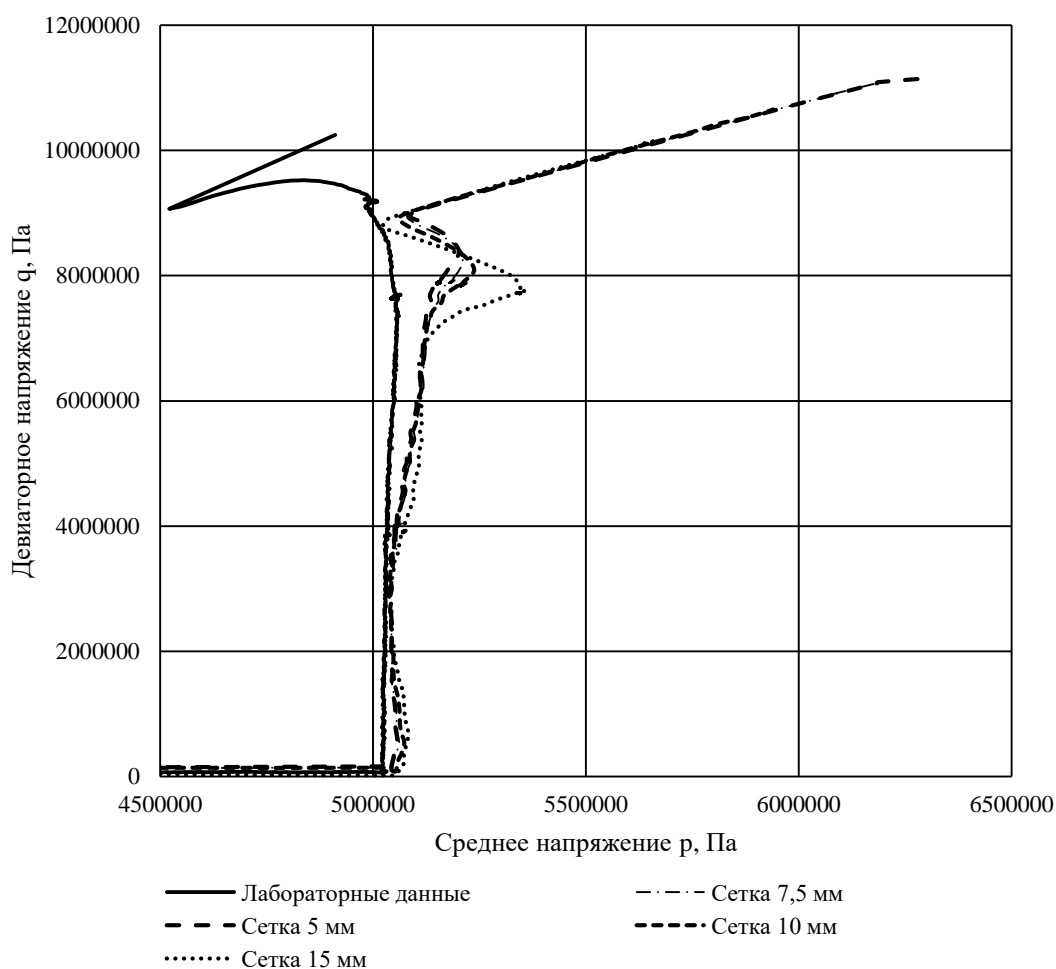


Рисунок 58 – Сравнение результатов лабораторных исследований и численного моделирования при различных размерах сетки конечных элементов (составлено автором)

После корректировки параметров было проведено повторное численное моделирование, которое показало, что расхождения между расчетными и экспериментальными данными уменьшились.

Принятые в результате нескольких итераций расчетов значения параметров модели Cap Plasticity представлены в таблицах 19-20.

Таблица 19 – Итоговые параметры модели Cap Plasticity для закладочного материала на основе раздробленных соляных пород (составлено автором)

Плотность ρ , кг/м ³	Коэффициент Пуассона ν	Модуль упругости E , МПа	Сцепление C , Па	Угол внутреннего трения β в осях q - p , °	Параметр, определяющий форму шатра R	Начальное положение поверхности пластического течения, МПа	Параметр переходной поверхности α	Параметр K определяющий форму поверхности пластического течения в π -плоскости
1400	0,13	6610	10	65-74,78	0,202	0	0,0875	1

Таблица 20 – Закон упрочнения для модели Cap Plasticity и Soft-Rock Plasticity для закладочного материала на основе сыпучих раздробленных соляных пород (составлено автором)

№ п/п	Среднее напряжение p , Па	Относительная объемная пластическая деформация ε_{vol}^{pl}	№ п/п	Среднее напряжение p , Па	Относительная объемная пластическая деформация ε_{vol}^{pl}
1	1000	0,0000	20	6548800	0,1200
2	201600	0,0100	21	7453610	0,1550
3	328400	0,0120	22	8751790	0,1750
4	470900	0,0150	23	9844920	0,1950
5	570400	0,0180	24	10876480	0,2050
6	682300	0,0200	25	11790650	0,2100
7	800400	0,0237	26	12647400	0,2200
8	983900	0,0310	27	13339100	0,2300
9	1134800	0,0375	28	14306500	0,2400
10	1312600	0,0435	29	15440100	0,2500
11	1596200	0,0527	30	16962680	0,2600
12	1880000	0,0613	31	18594680	0,2700
13	2072200	0,0671	32	19879500	0,2800
14	2572019	0,0803	33	21682400	0,3000
15	3124000	0,0941	34	23859100	0,3200
16	3638600	0,0950	35	26681200	0,3400
17	4309700	0,1000	36	30000000	0,3600
18	4822300	0,1050	37	35000000	0,3700
19	5338100	0,1100			

Полученный закон упрочнения описывается полиномом второй степени и имеет вид (71):

$$p = 197\,180\,516\varepsilon_{vol}^{pl\,2} + 13\,047\,903\varepsilon_{vol}^{pl} + 409\,639 \quad (71)$$

При этом величина достоверности аппроксимации $R^2 = 0,99$.

Полученные параметры дают наиболее близкую сходимость с результатами лабораторных исследований, результаты сравнения лабораторных исследований и численного моделирования представлены на рисунках 59-72.



Рисунок 59 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=0,75$ МПа (составлено автором)

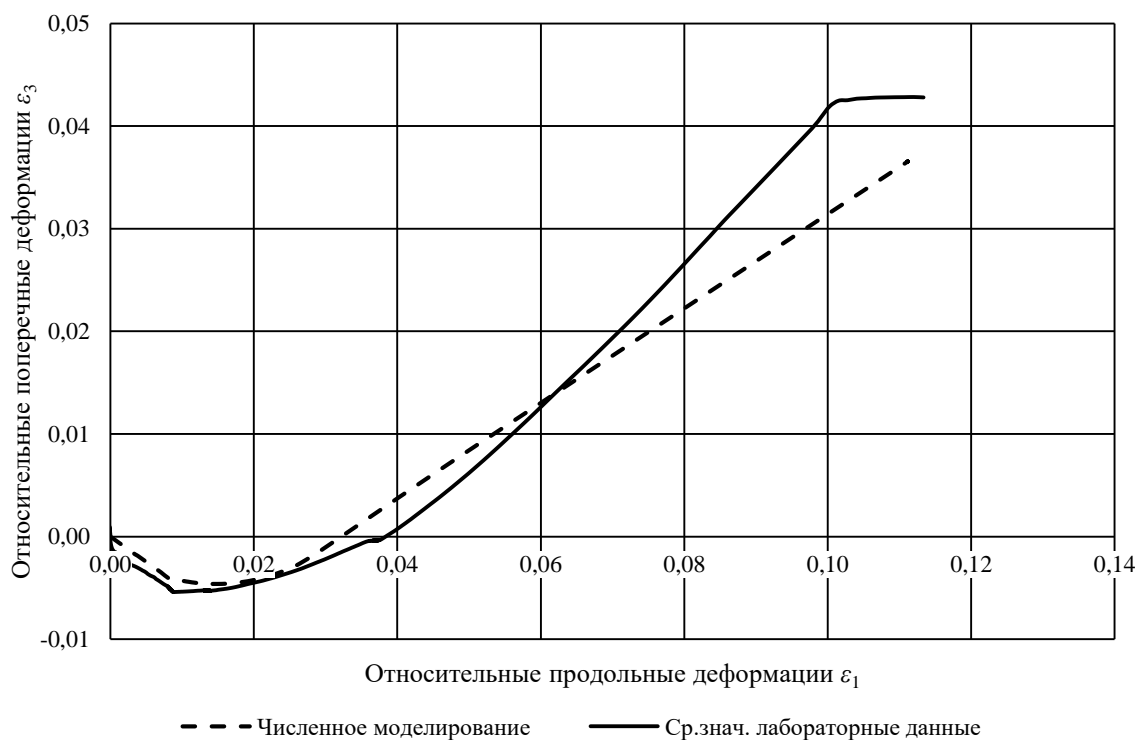


Рисунок 60 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=0,75$ МПа (составлено автором)



Рисунок 61 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=1,0$ МПа (составлено автором)

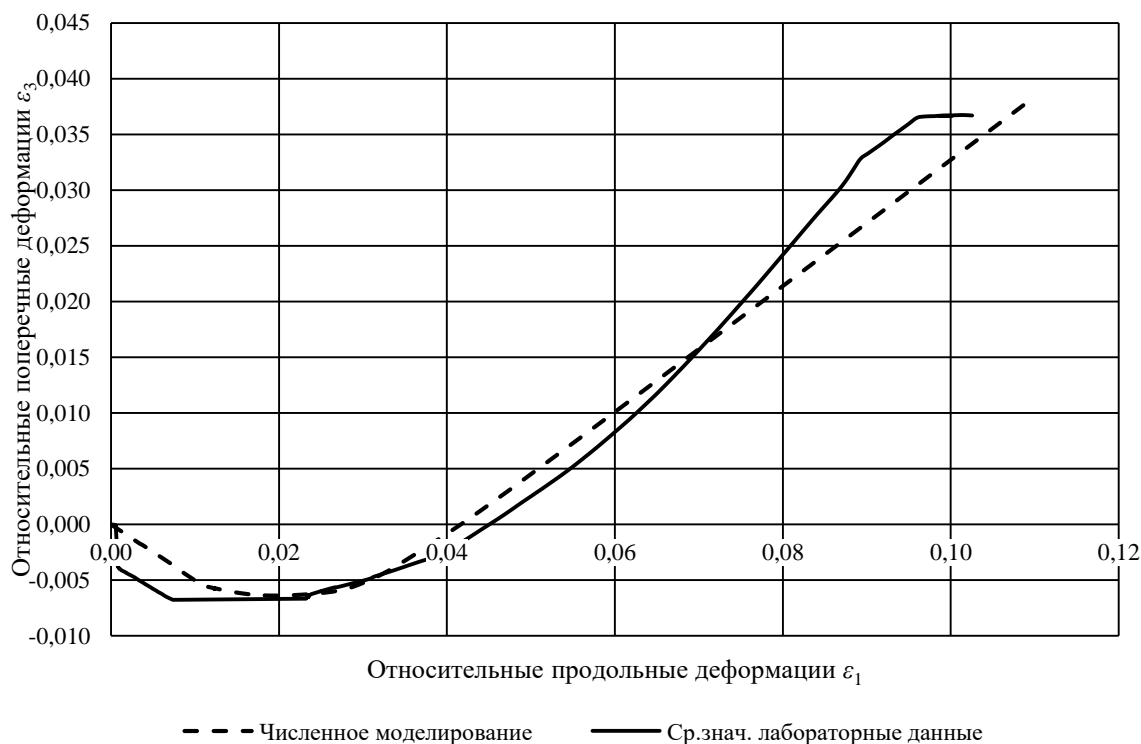


Рисунок 62 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=1,0$ МПа (составлено автором)



Рисунок 63 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=2,5$ МПа (составлено автором)

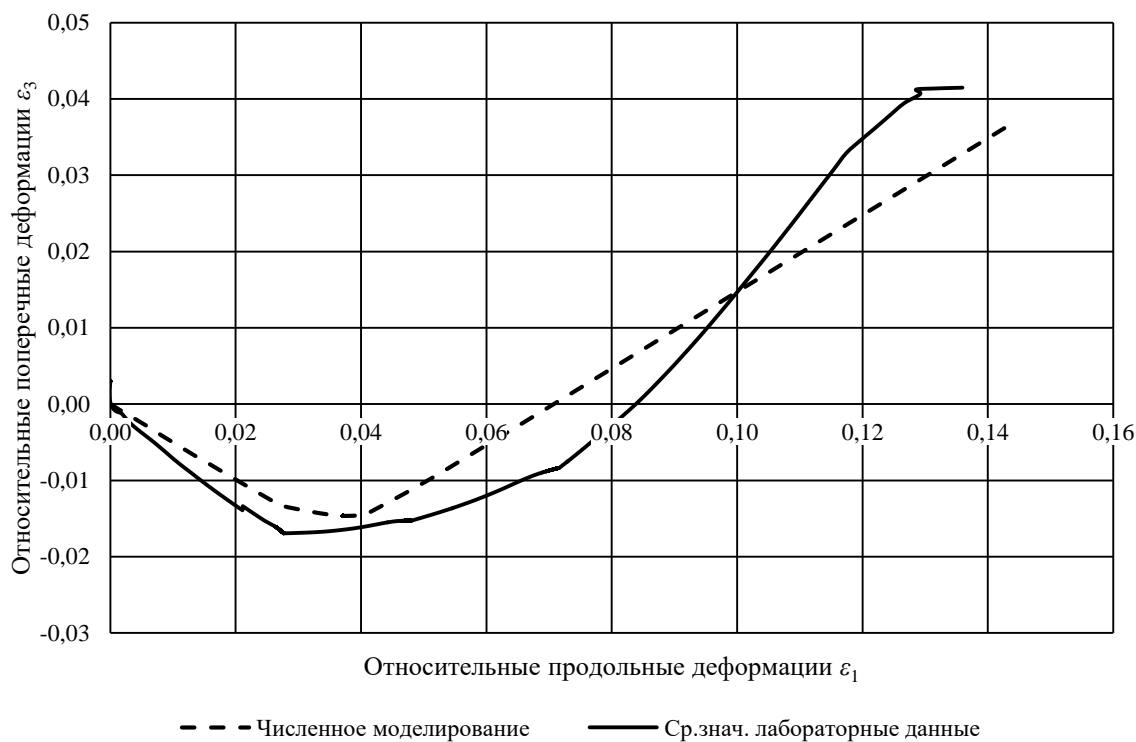


Рисунок 64 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=2,5$ МПа (составлено автором)

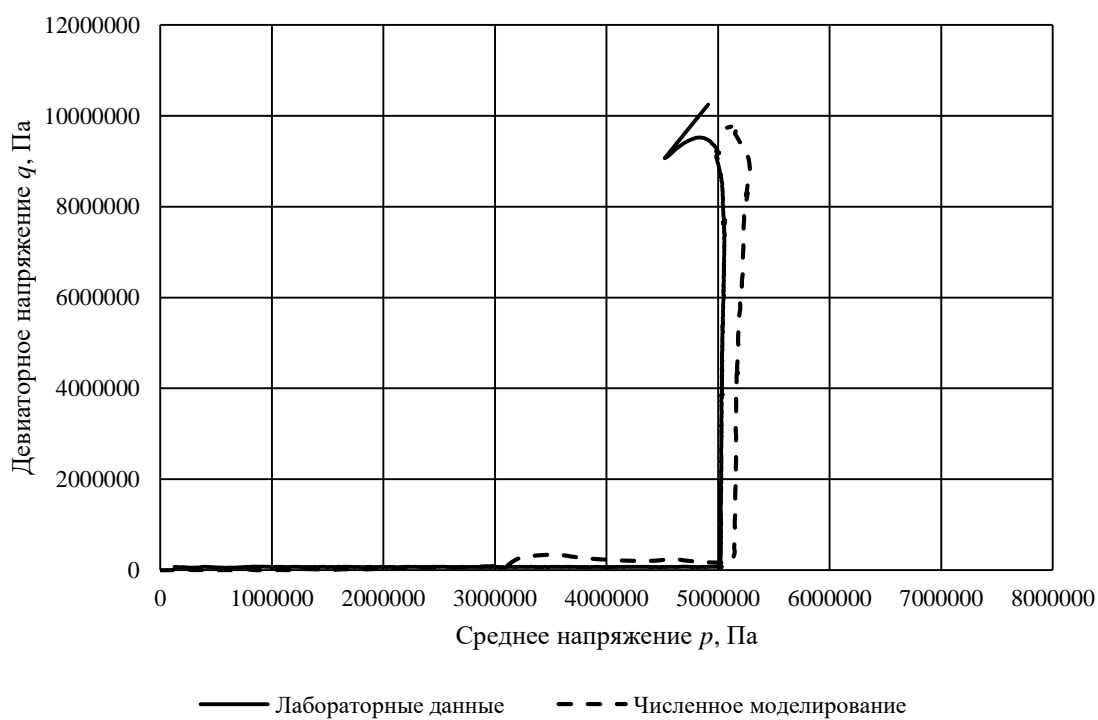


Рисунок 65 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=5,0$ МПа (составлено автором)

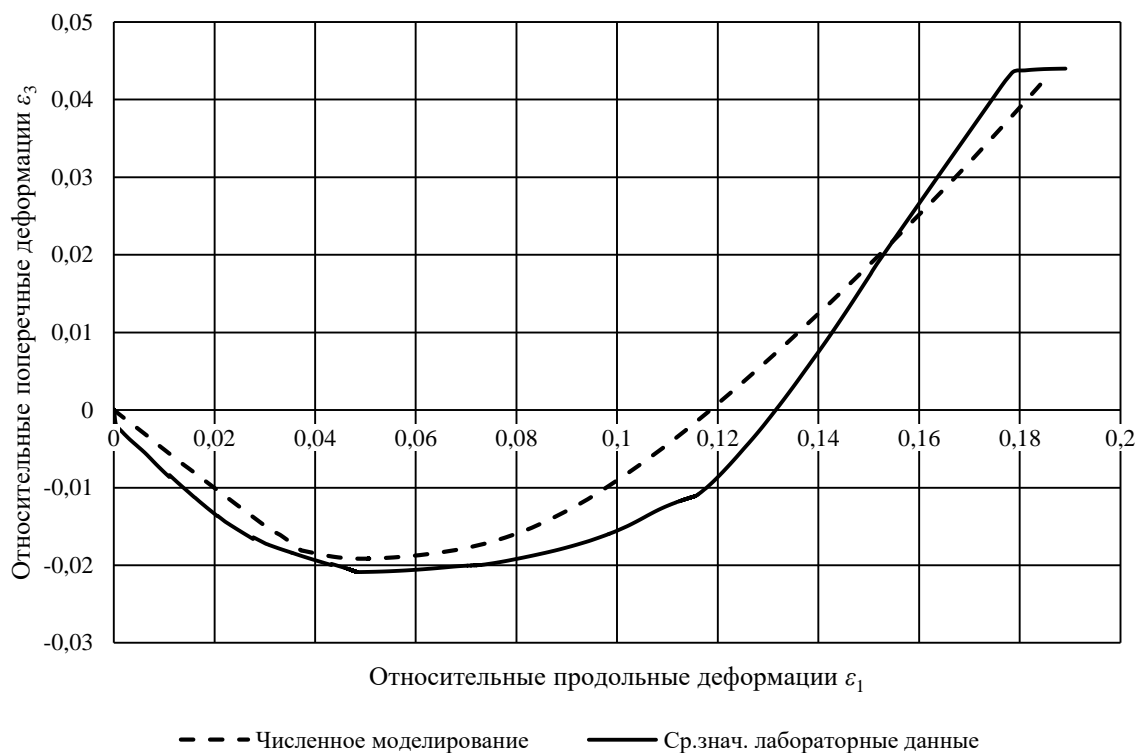


Рисунок 66 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=5,0$ МПа (составлено автором)



Рисунок 67 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=10,0$ МПа (составлено автором)

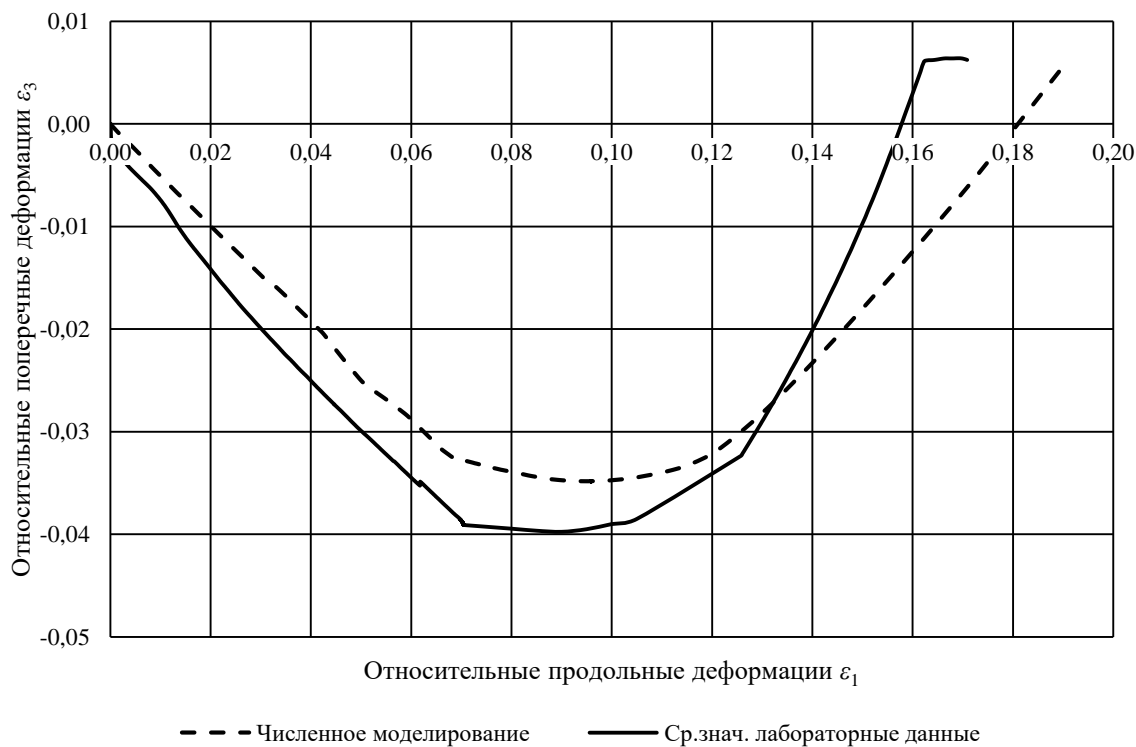


Рисунок 68 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=10,0$ МПа (составлено автором)

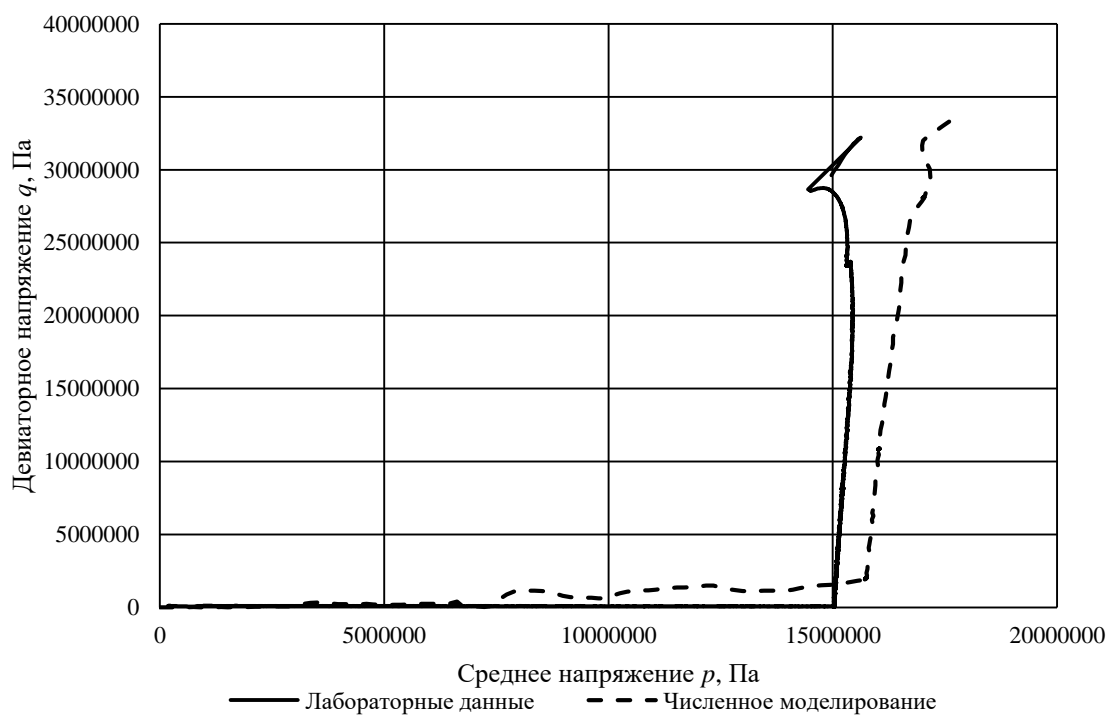


Рисунок 69 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=15,0$ МПа (составлено автором)

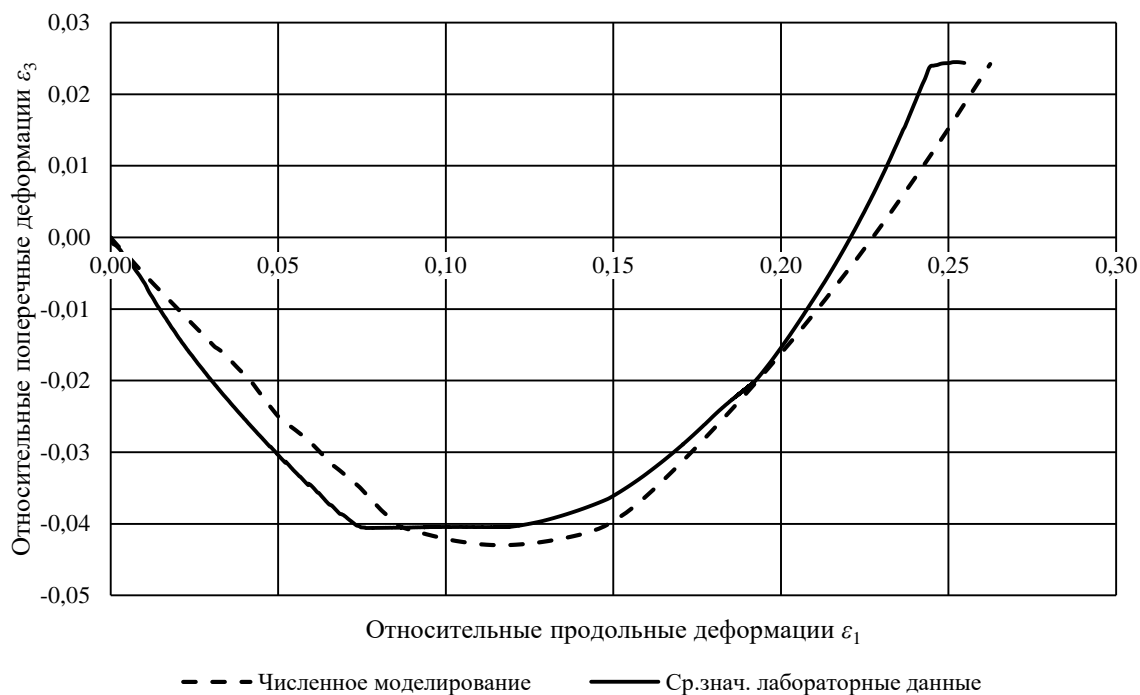


Рисунок 70 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=15,0$ МПа (составлено автором)

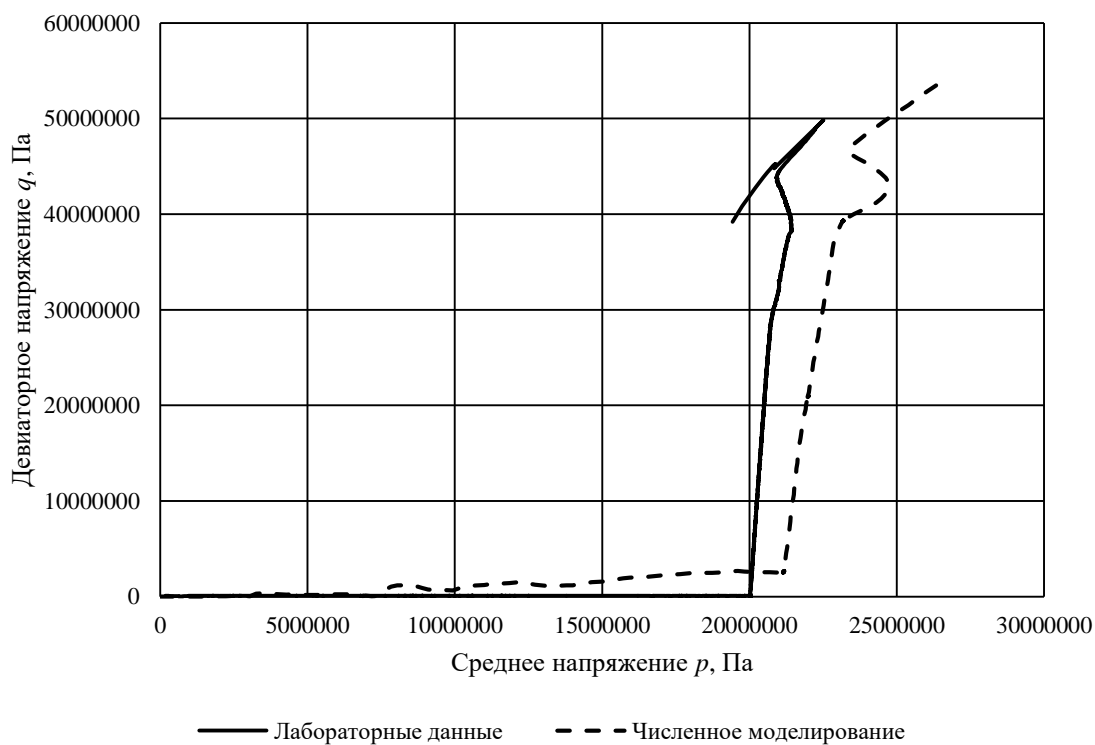


Рисунок 71 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=20,0$ МПа (составлено автором)

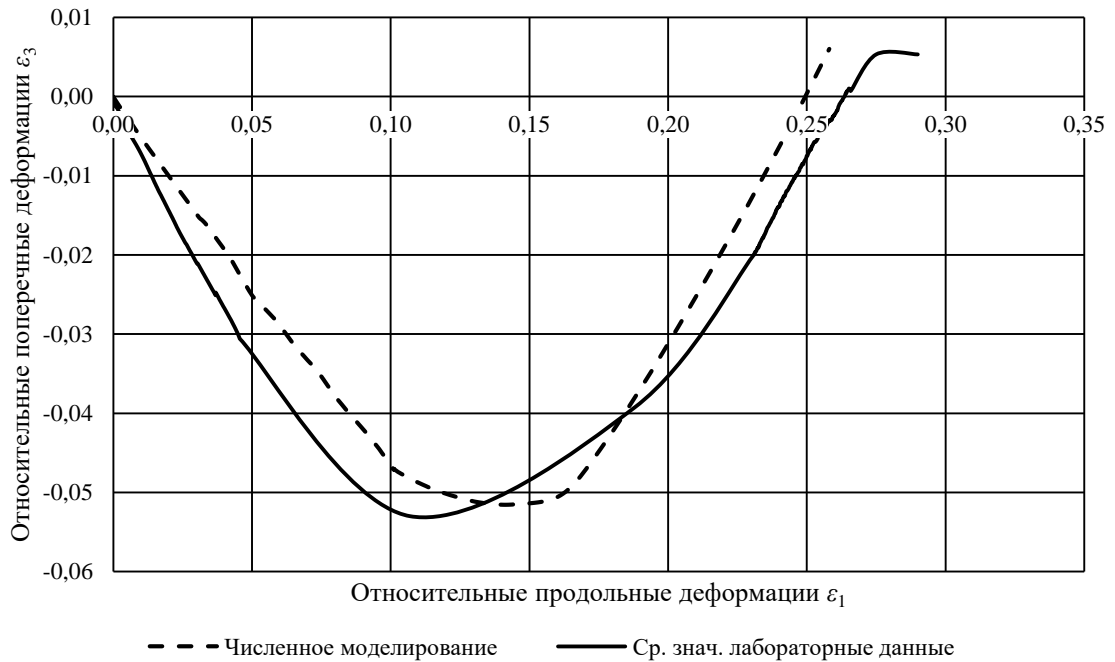


Рисунок 72 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=20,0$ МПа (составлено автором)

При детальном рассмотрении графиков, представленных на рисунках 59-72 видны следующие расхождения:

- 1) Численная модель не имеет реализации разупрочнения материала, которое достигается после первого пика девиаторных напряжений по данным лабораторных испытаний.
- 2) После достижения максимального значения поперечных деформаций модель имеет линейную зависимость $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$, в то время как в лабораторном эксперименте образец деформируется в запредельной стадии деформирования нелинейно.

В процессе воспроизведения лабораторных исследований в численном виде при использовании моделей Cap Plasticity единственным переменным параметром являлся угол внутреннего трения β , остальные параметры модели включая закон упрочнения были постоянными при моделировании в каждой новой траектории нагружения. При переходе к более высокому уровню среднего напряжения параметр β изменялся, его зависимость от уровня средних напряжений представлена на рисунке 73.

При верификации модели Soft-Rock Plasticity было принято, что материал обладает неассоциированным законом пластического течения и значения параметров угла внутреннего трения β и угла отклонения ψ (в оригинале «dilation angle», определяет наклон поверхности пластического потенциала) не равны. Зависимость угла внутреннего трения от уровня средних напряжений также представлена на рисунке 73.

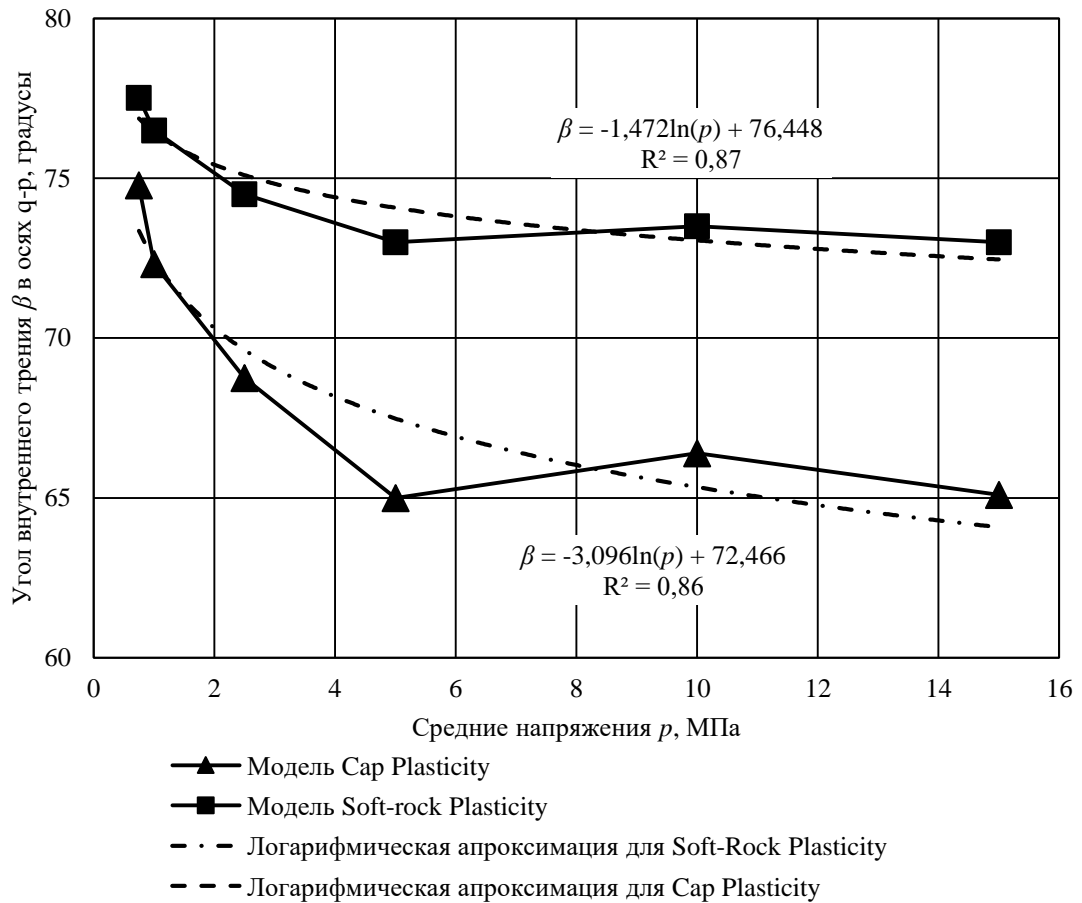


Рисунок 73 – Зависимость угла внутреннего трения β от уровня средних напряжений для моделей Cap Plasticity и Soft-Rock Plasticity (составлено автором)

Параметр угла внутреннего трения β не является константой и как видно по графикам на рисунке 73 с достаточно высокой степенью достоверности аппроксимации описывается логарифмическим законом, общий вид которого представлен в формуле (72):

$$\beta = A \ln p + B, \quad (72)$$

где A и B коэффициенты, значения которых представлены в таблице 21.

Таблица 21 – Значения коэффициентов закона изменения угла внутреннего трения от среднего напряжения (составлено автором)

Коэффициент	Модель Cap Plasticity	Модель Soft Rock Plasticity
A	-3,1	-1,47
B	72,47	76,45

Процесс верификации модели Soft-Rock Plasticity был аналогичен проведенному ранее для модели Cap Plasticity, параметры, принятые для проведения дальнейших исследований представлены в таблице 22, закон упрочнения при моделировании в масштабе образца аналогичен, закону упрочнения, представленному в таблице 16, упругие характеристики такие как коэффициент Пуассона, модуль упругости, а также значение плотности аналогичны принятым для модели Cap Plasticity.

Таблица 22 – Параметры модели Soft-Rock Plasticity для закладочного материала на основе раздробленных соляных пород (составлено автором)

Угол внутреннего трения β в осях q - p , °	Угол наклона поверхности пластического потенциала ψ в осях q - p , °	Параметр, определяющий форму поверхности пластического течения (далее «ППТ...») n_y	Начальное положение поверхности пластического течения, МПа	Параметр f_0 определяющий форму ППТ в π -плоскости	Параметр f_1 определяющий форму ППТ в π -плоскости	Параметр α определяющий форму ППТ в π -плоскости
73-77,53	28-60,34	2,5	0	0,06	7E-09	0,5

Результаты сравнения экспериментальных лабораторных данных и численного моделирования с применением модели Soft-Rock Plasticity представлены на рисунках 74-87.

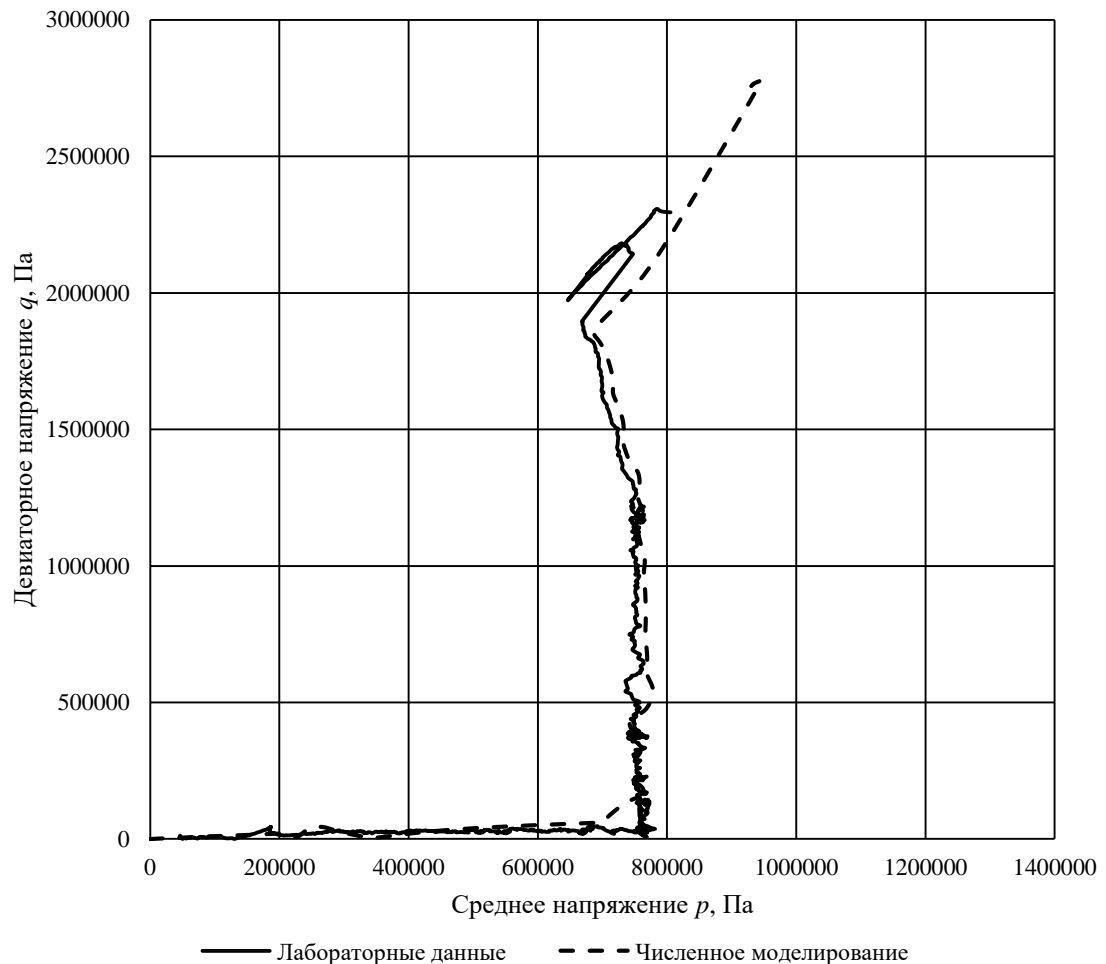


Рисунок 74 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=0,75$ МПа (составлено автором)

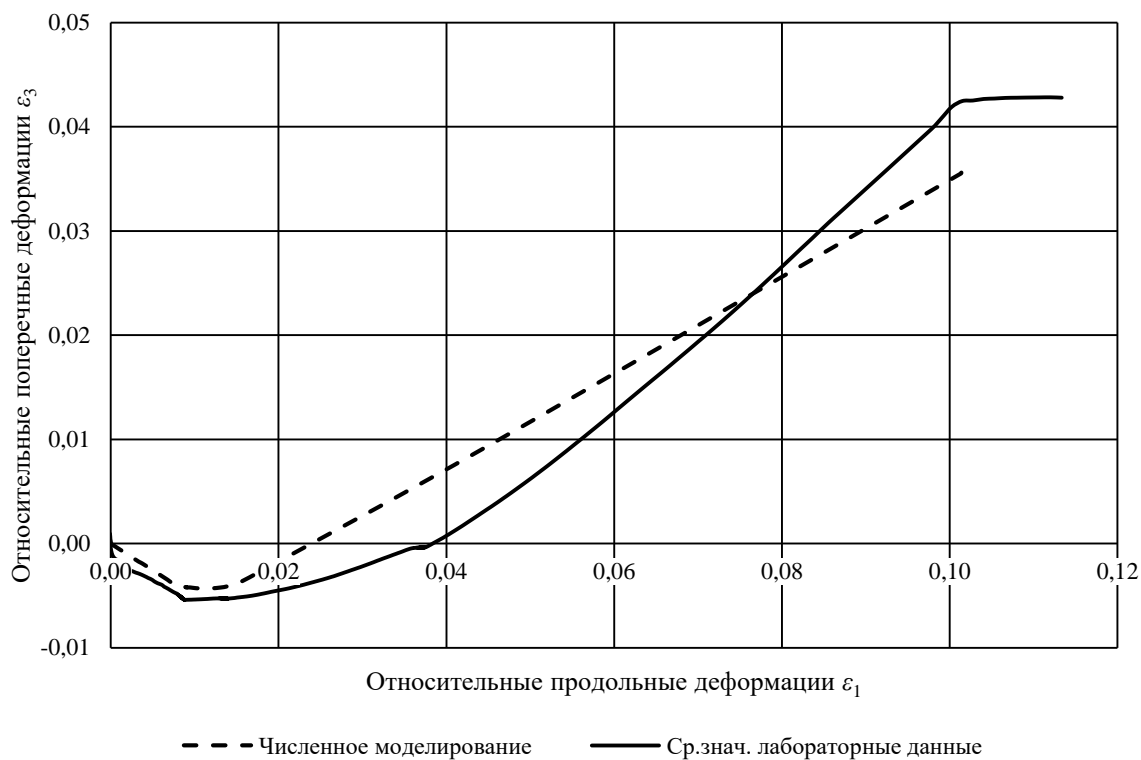


Рисунок 75 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=0,75$ МПа (составлено автором)

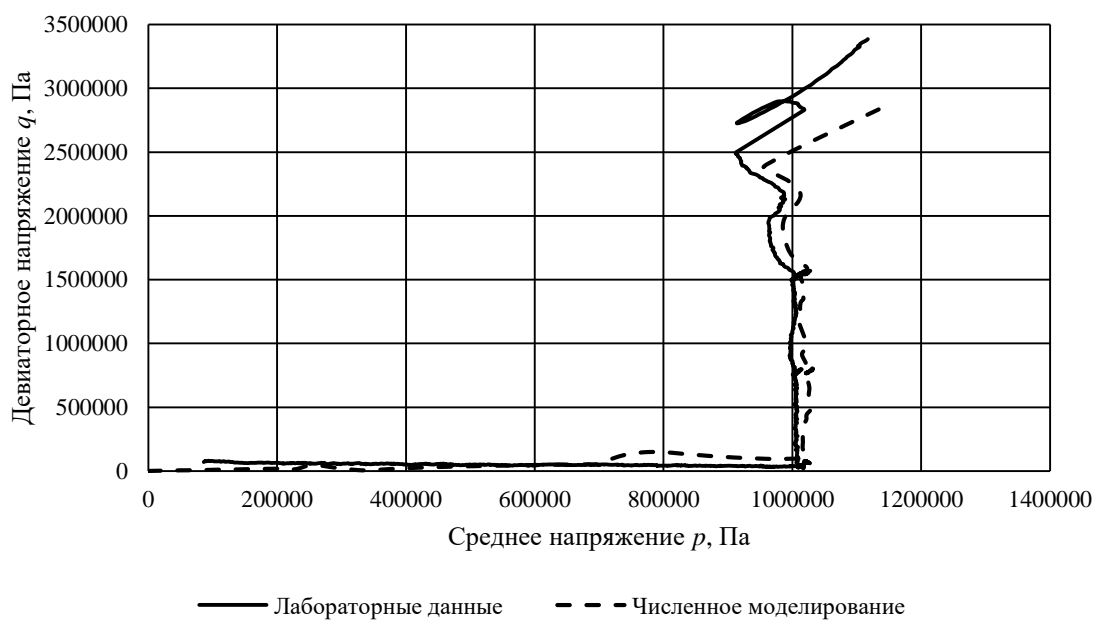


Рисунок 76 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=1,0$ МПа (составлено автором)

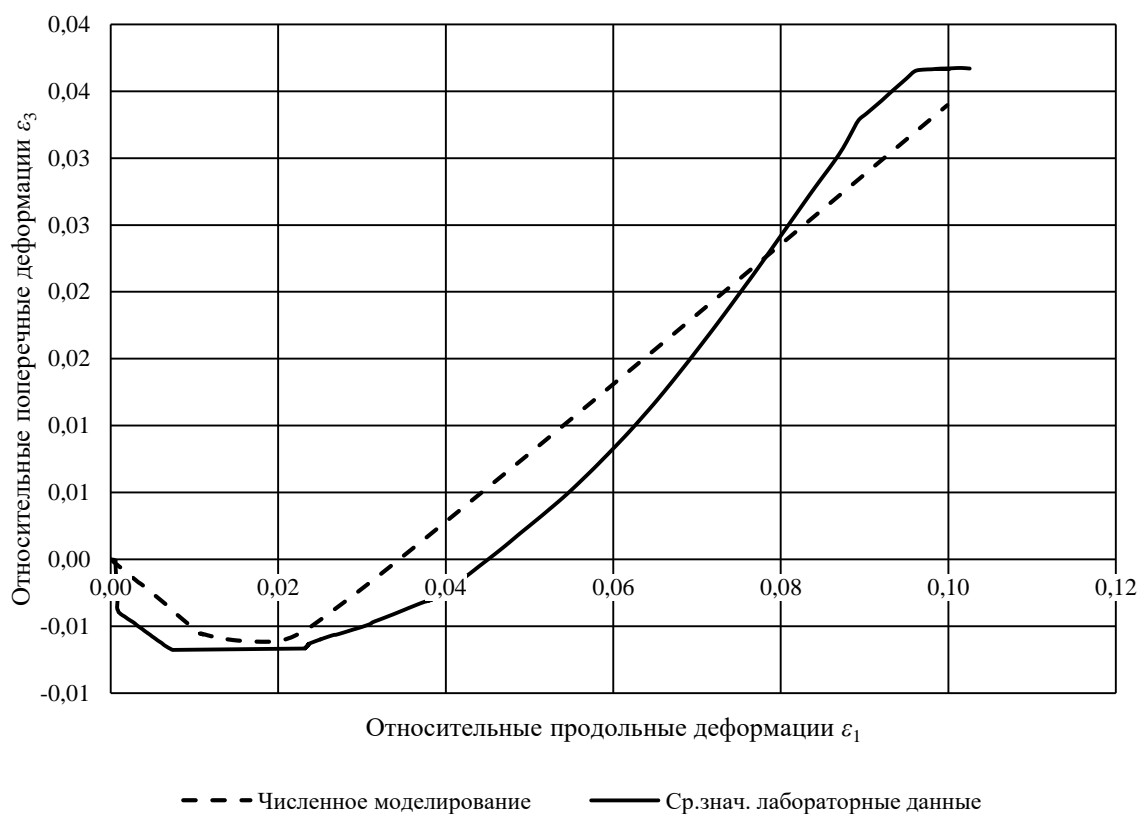


Рисунок 77 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=1,0$ МПа (составлено автором)

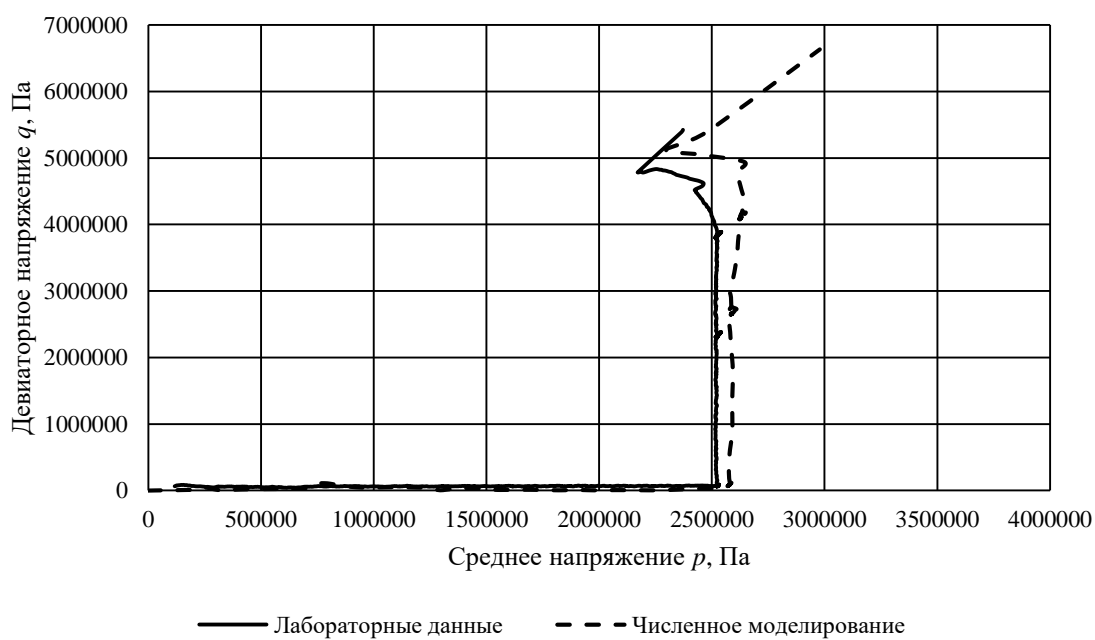


Рисунок 78 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=2,5$ МПа (составлено автором)

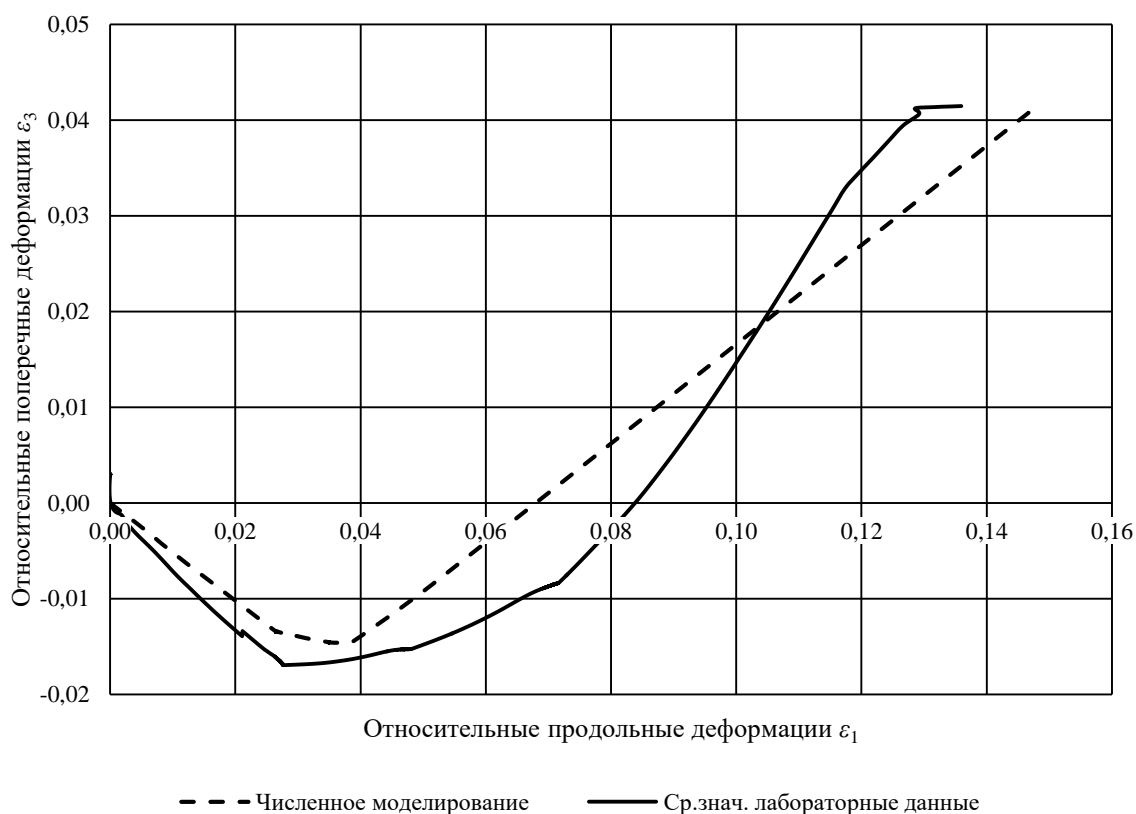


Рисунок 79 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=2,5$ МПа (составлено автором)

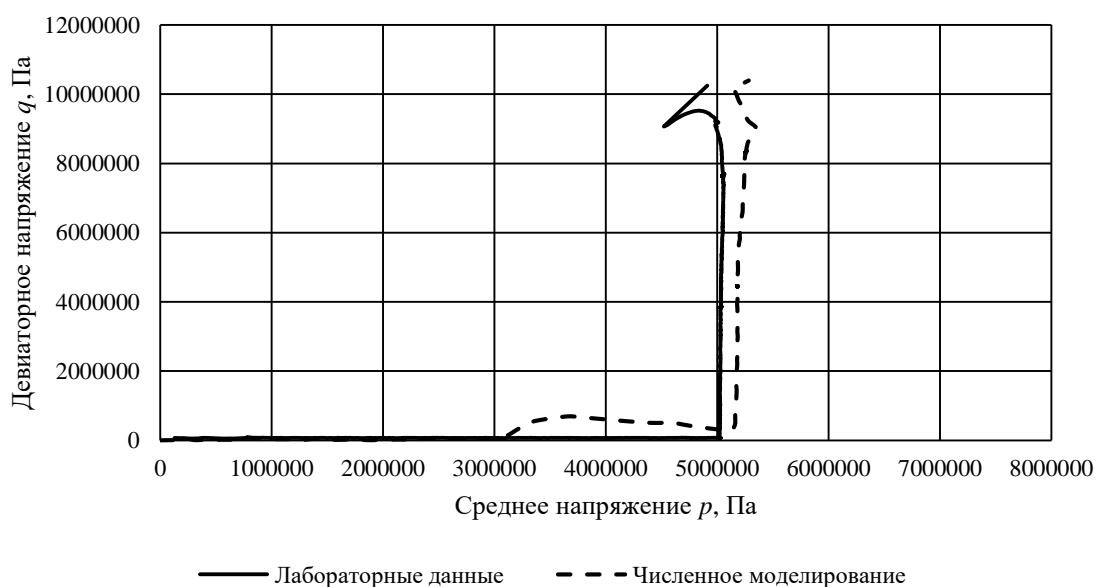


Рисунок 80 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=5,0$ МПа (составлено автором)

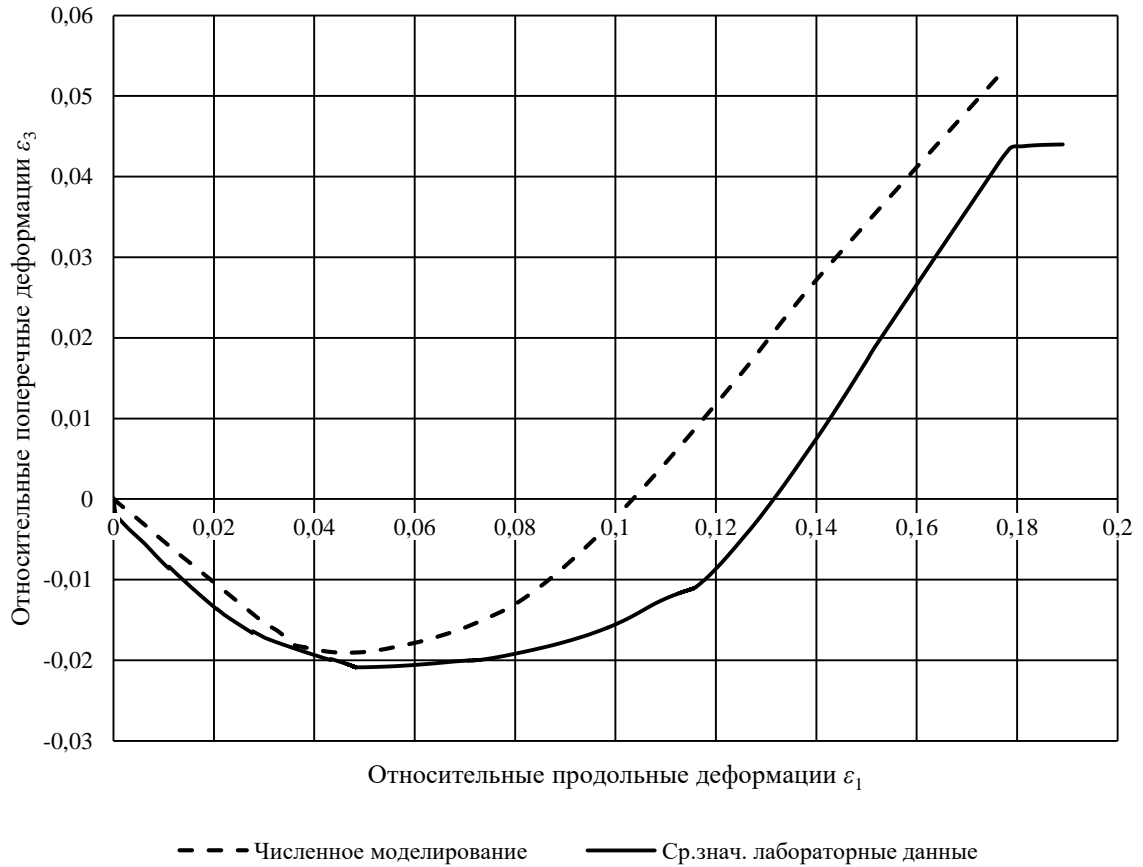


Рисунок 81 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=5,0$ МПа (составлено автором)

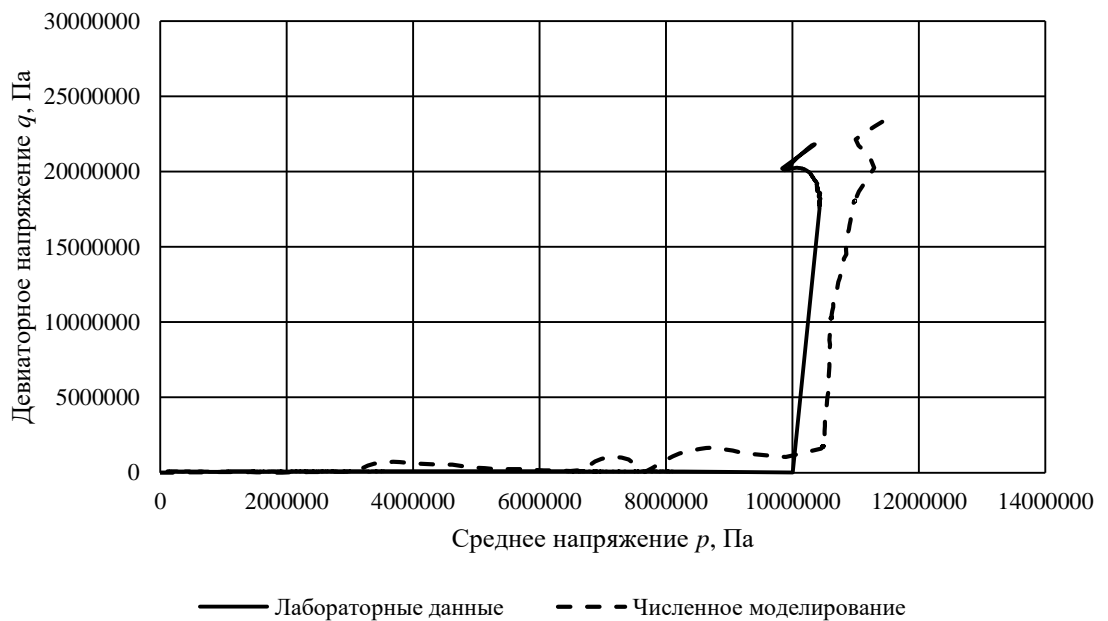


Рисунок 82 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=10,0$ МПа (составлено автором)

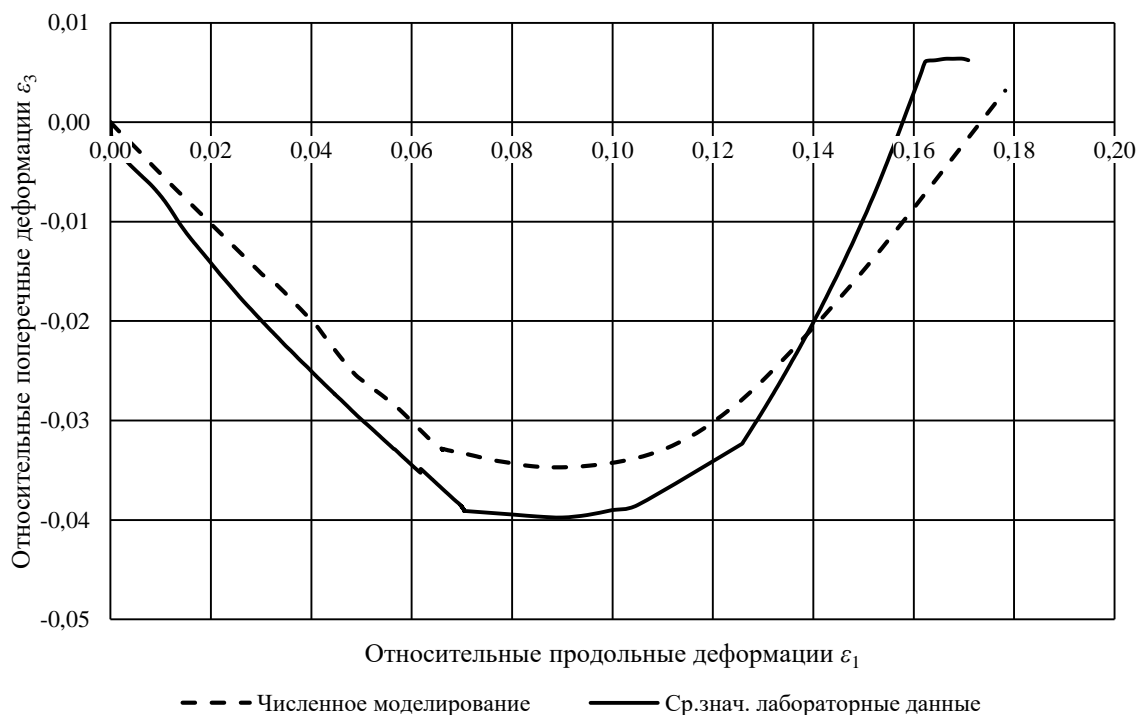


Рисунок 83 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=10,0$ МПа (составлено автором)

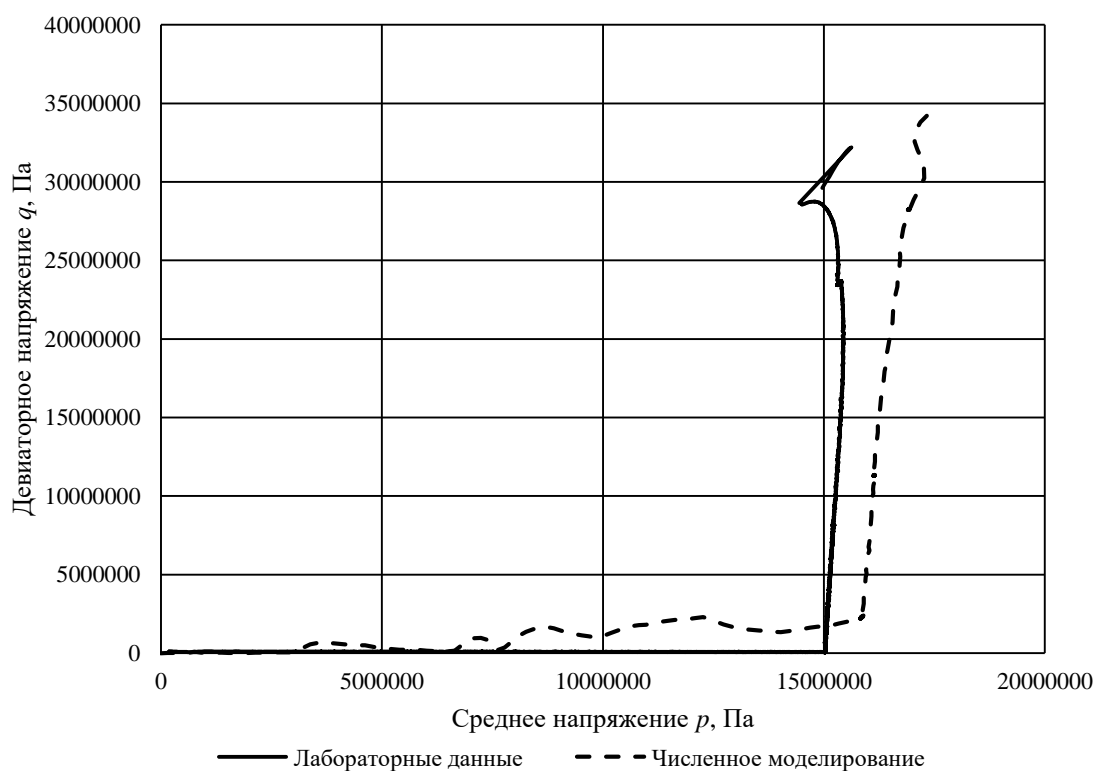


Рисунок 84 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=15,0$ МПа (составлено автором)

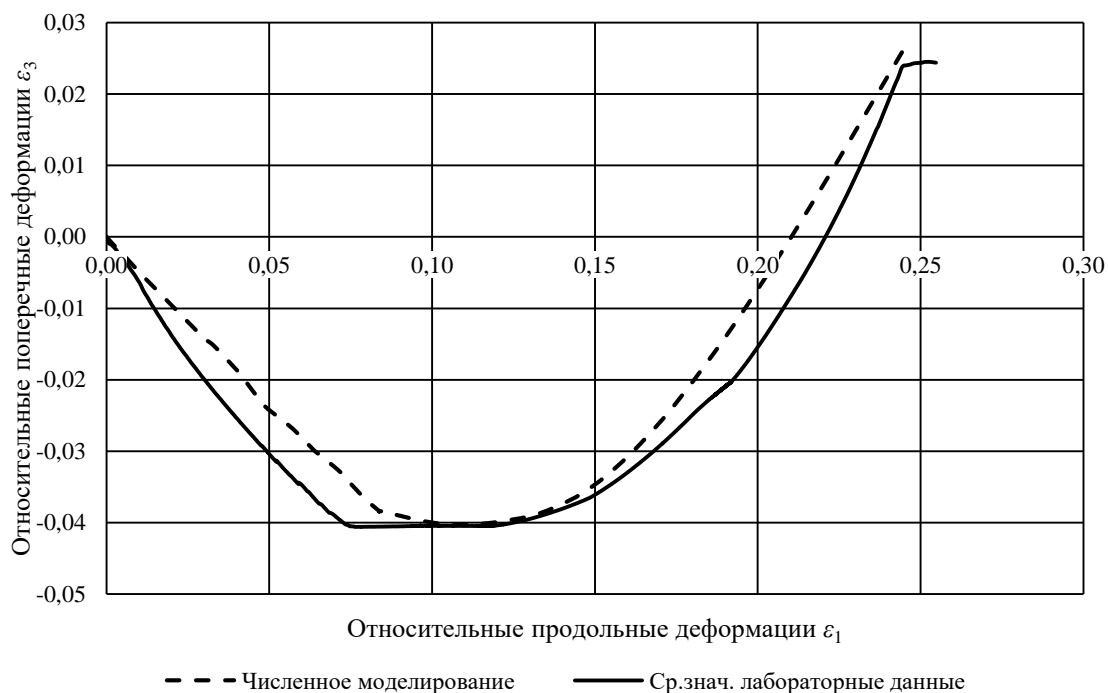


Рисунок 85 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=15,0$ МПа (составлено автором)

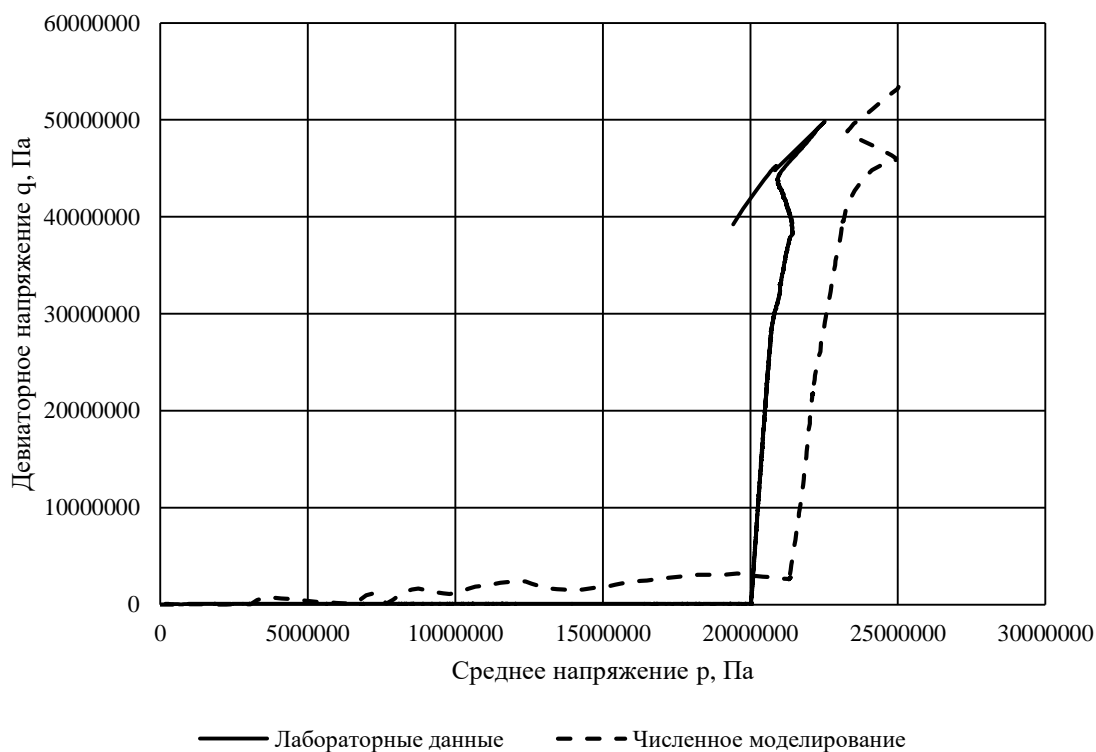


Рисунок 86 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=20,0$ МПа (составлено автором)

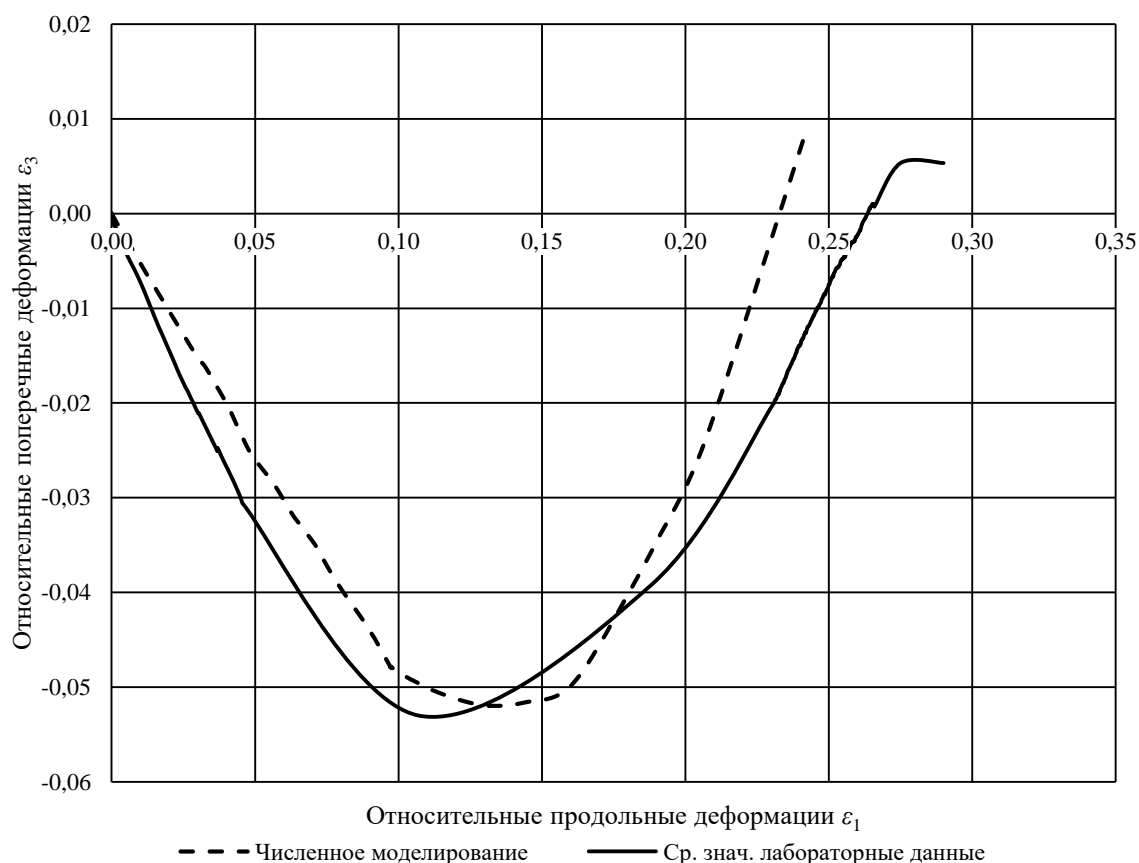


Рисунок 87 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением среднего напряжения $p=20,0$ МПа (составлено автором)

Точность прогноза деформаций образцов закладочного массива, представленного раздробленными соляными породами, при использовании моделей Cap Plasticity и Soft-Rock Plasticity отражена в таблице 23.

Таблица 23 – Сравнение результатов численного моделирования и экспериментальных значений на масштабе образцов закладочного массива из раздробленных соляных пород (составлено автором)

№ п/п	Значение среднего напряжения при испытании по модифицированной схеме Кармана P , МПа	Значение величины достоверности аппроксимации R^2 для модели Cap Plasticity	Значение величины достоверности аппроксимации R^2 для модели Soft-Rock Plasticity
1	0,75	0,98	0,96
2	1,0	0,98	0,96
3	2,5	0,95	0,94
4	5,0	0,97	0,91
5	10,0	0,82	0,91
6	15,0	0,94	0,98
7	20,0	0,95	0,91
Среднее значение		0,94	0,94

Для закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 параметры моделей Cap и Soft-Rock Plasticity представлены в таблицах 24-26. Процесс верификации параметров модели Cap для данного закладочного материала аналогичен проведенному ранее для материала на основе раздробленных соляных пород, а результаты верификации представлены на рисунках 88-93.

Для модели Cap Plasticity в закон упрочнения, представленный в таблице 25 задается только при положительных значениях средних напряжений, в то время как для модели Soft-Rock Plasticity справедливы как положительные, так и отрицательные значения. Связано это со способом задания сцепления материала, в модели Cap сцепление задается напрямую, в модели Soft-Rock сцепление определяется пересечением сдвиговой части поверхности пластического течения с осью девиаторных напряжений, что достигается при введении в закон упрочнения отрицательных величин средних напряжений.

Таблица 24 – Итоговые параметры модели Cap Plasticity для закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 (составлено автором)

Плотность ρ , кг/м ³	Коэффициент Пуассона ν	Модуль упругости E , МПа	Сцепление C , МПа	Угол внутреннего трения β в осях q - p , °	Параметр, определяющий форму шагра R	Начальное положение поверхности пластического течения, МПа	Параметр переходной поверхности α	Параметр K определяющий форму поверхности пластического течения в π -плоскости
1530	0,3	2000	8	49,4-54	0,3	0	0,0875	1

Таблица 25 – Закон упрочнения для модели Cap Plasticity и Soft-Rock Plasticity для закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 (составлено автором)

№ п/п	Среднее напряжение p , Па	Относительная объемная пластическая деформация ε_{vol}^{pl}	№ п/п	Среднее напряжение p , Па	Относительная объемная пластическая деформация ε_{vol}^{pl}
1	-5000000	0,002	14	18000000	0,016
2	-1000000	0	15	20000000	0,018
3	3900000	0	16	22000000	0,02
4	4000000	0,004494672	17	24000000	0,025
5	5000000	0,00518616	18	26000000	0,04
6	6000000	0,0057624	19	28000000	0,045
7	7000000	0,00633864	20	30000000	0,07
8	8000000	0,00691488	21	32000000	0,085
9	9000000	0,00749112	22	34000000	0,12
10	10000000	0,00806736	23	40000000	0,14
11	12000000	0,00921984	24	45000000	0,16
12	14000000	0,012	25	50000000	0,18
13	16000000	0,014			

Таблица 26 – Итоговые параметры модели Soft-Rock Plasticity для закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 (составлено автором)

Угол внутреннего трения β в осях q - p , °	Угол наклона поверхности пластического потенциала ψ в осях	Параметр, определяющий форму поверхности пластического течения (далее	Начальное положение поверхности пластического	Параметр f_0 определяющий форму ППТ в π -плоскости	Параметр f_1 определяющий форму ППТ в π -плоскости	Параметр α определяющий форму ППТ в π -плоскости
64-66	6-11,5	2,5	0	0,06	7E-09	0,5

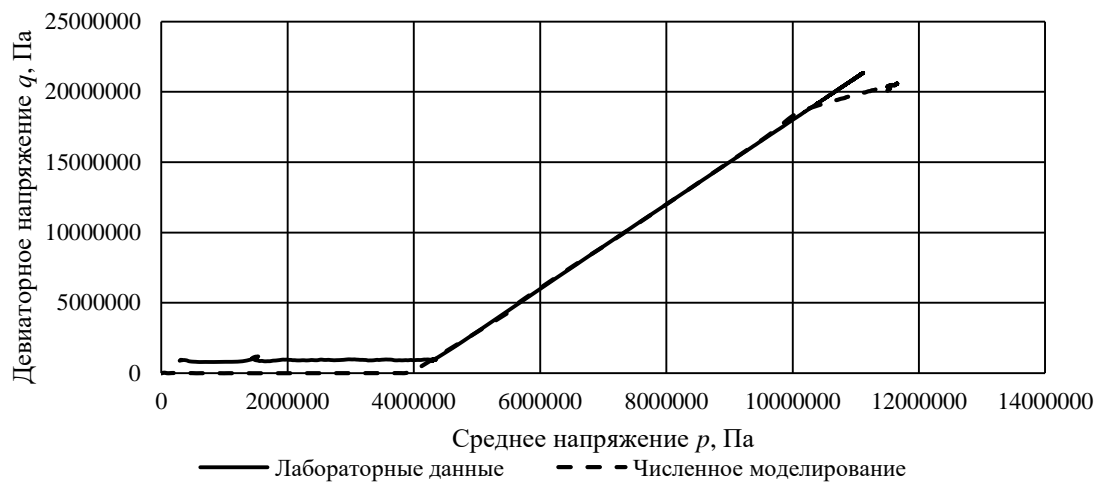


Рисунок 88 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=4$ МПа (составлено автором)

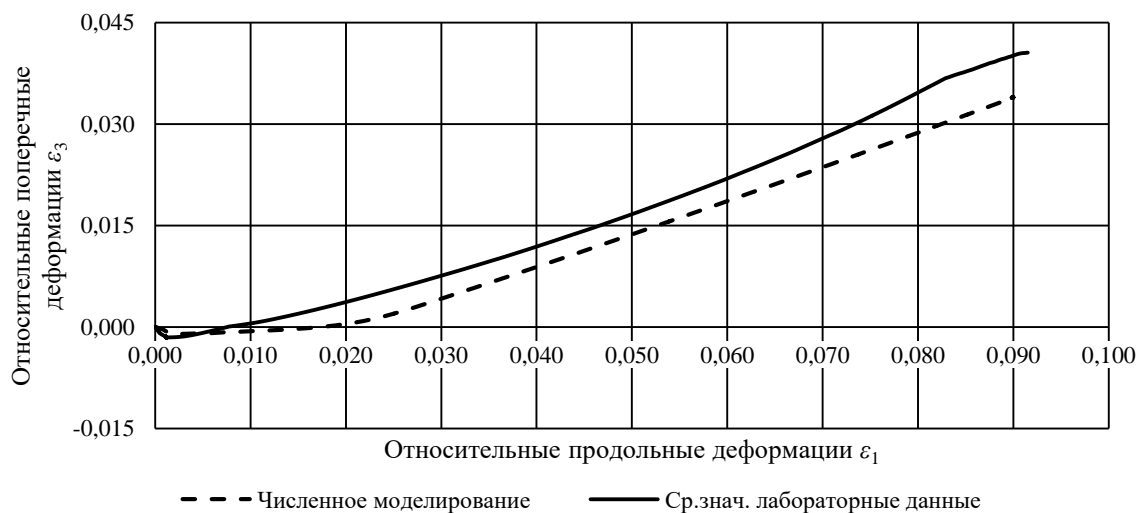


Рисунок 89 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=4$ МПа (составлено автором)

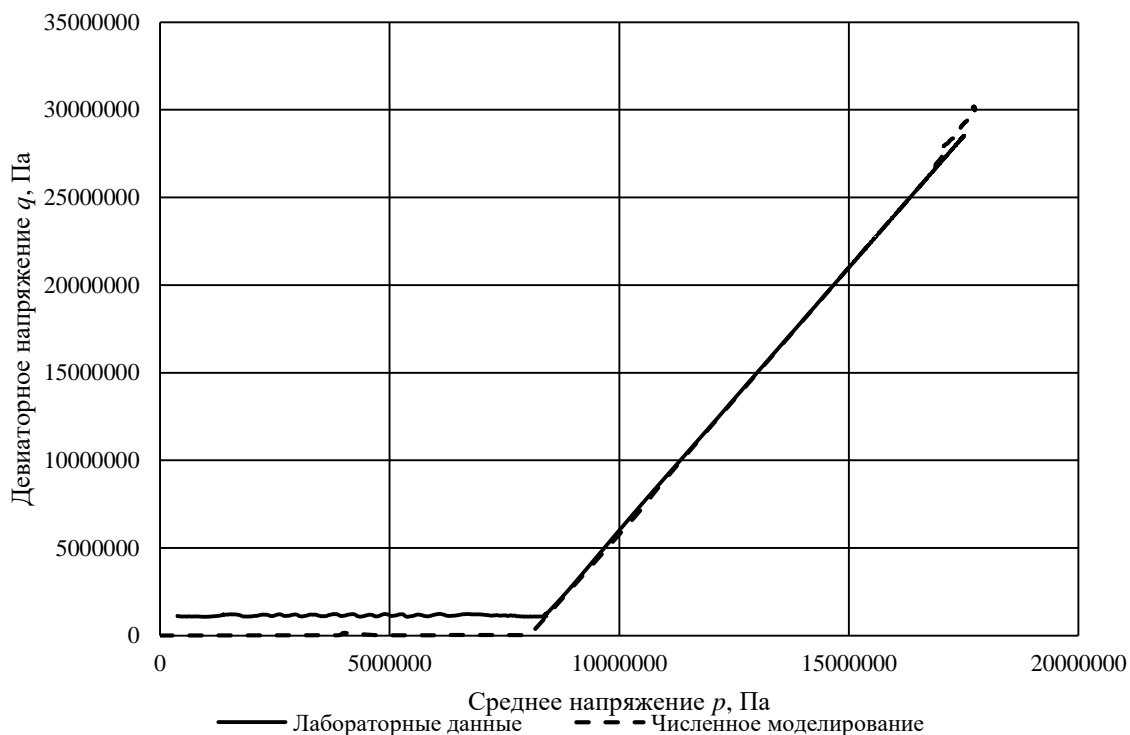


Рисунок 90. Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=8$ МПа (составлено автором)

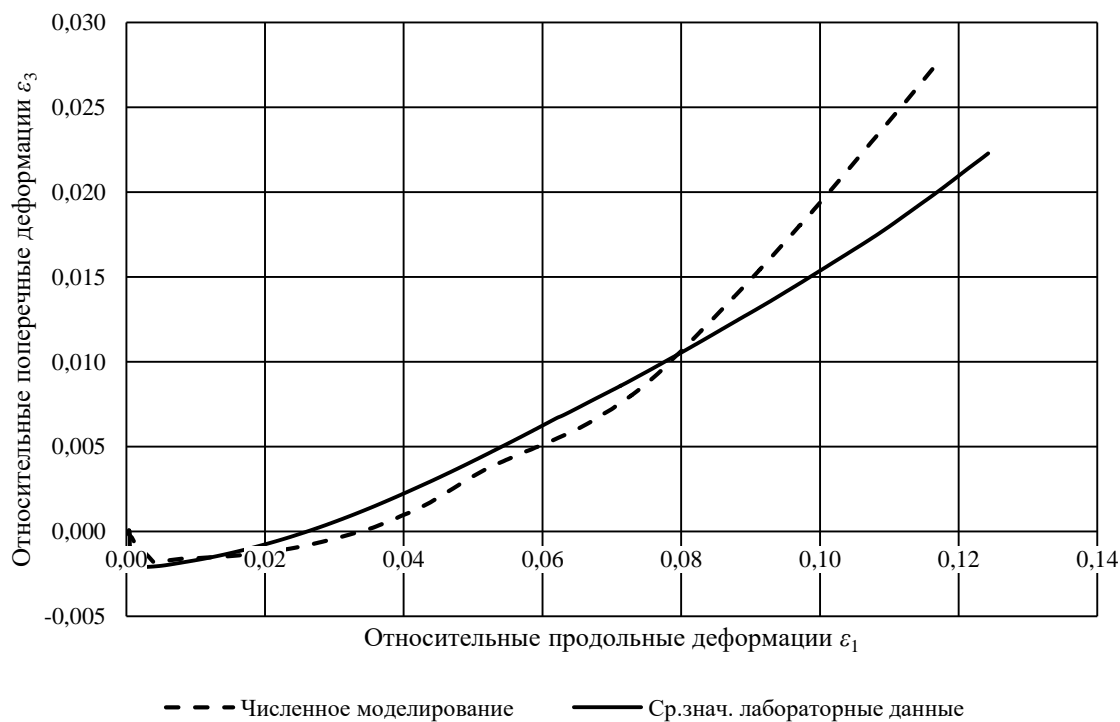


Рисунок 91 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=8$ МПа (составлено автором)

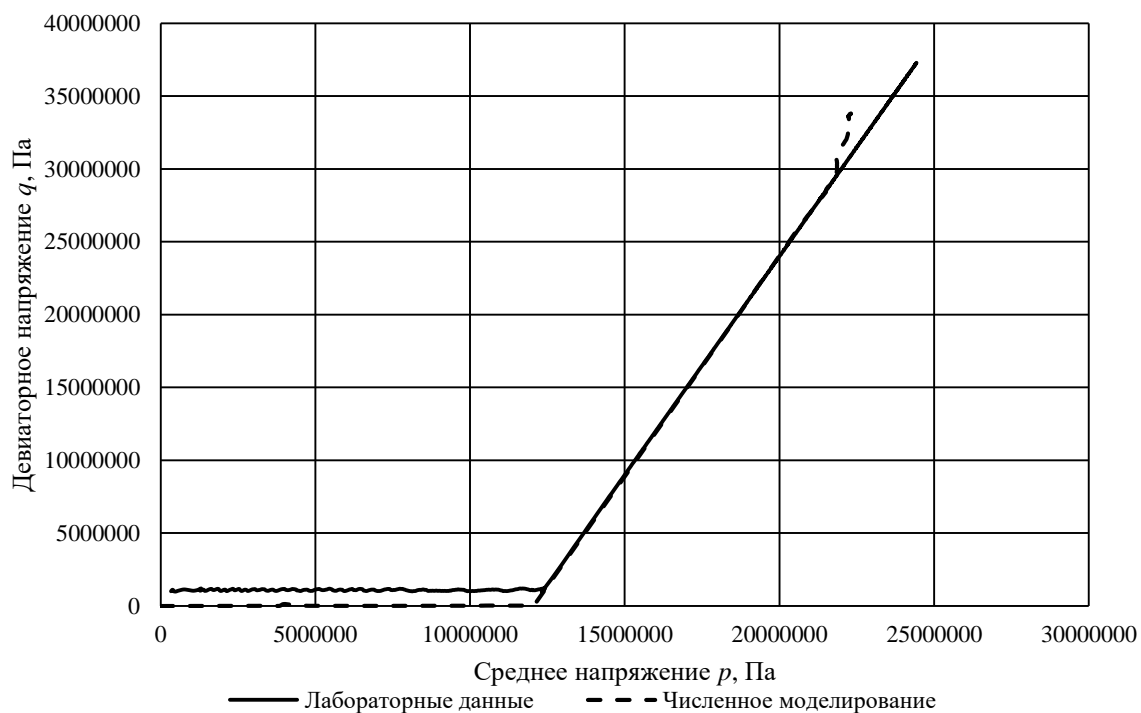


Рисунок 92 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=12$ МПа (составлено автором)

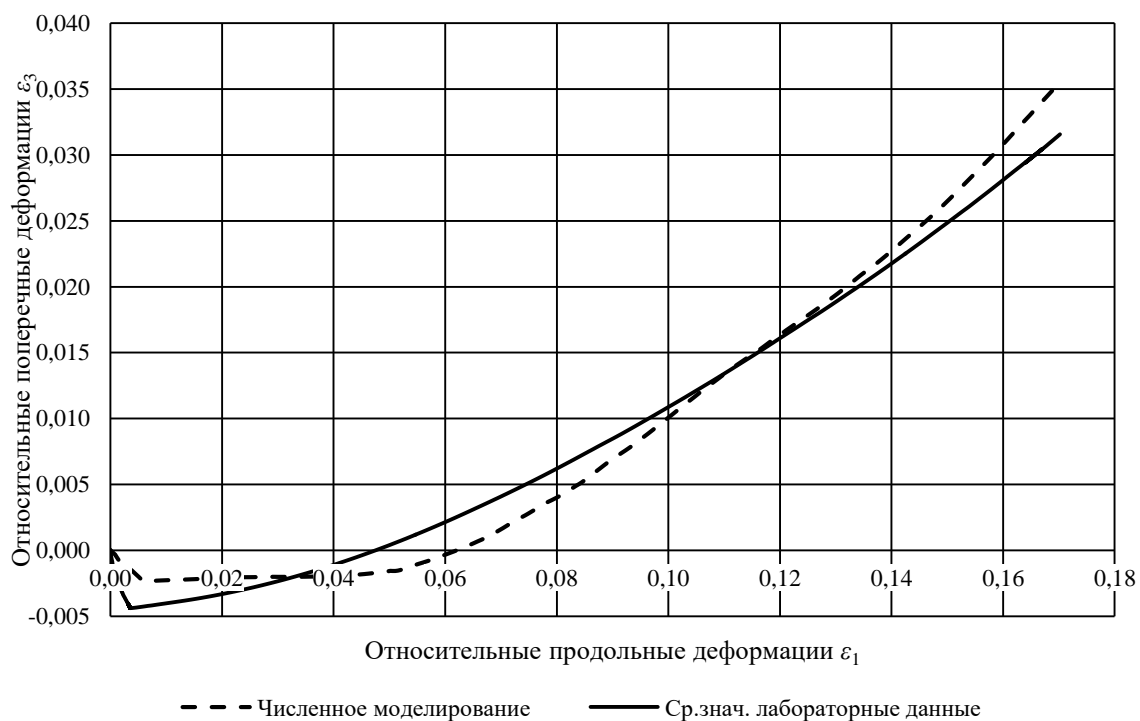


Рисунок 93 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=12$ МПа (составлено автором)

Процесс верификации параметров Soft-Rock Plasticity аналогичен проведенным ранее, результаты представлены на рисунок 94-99.

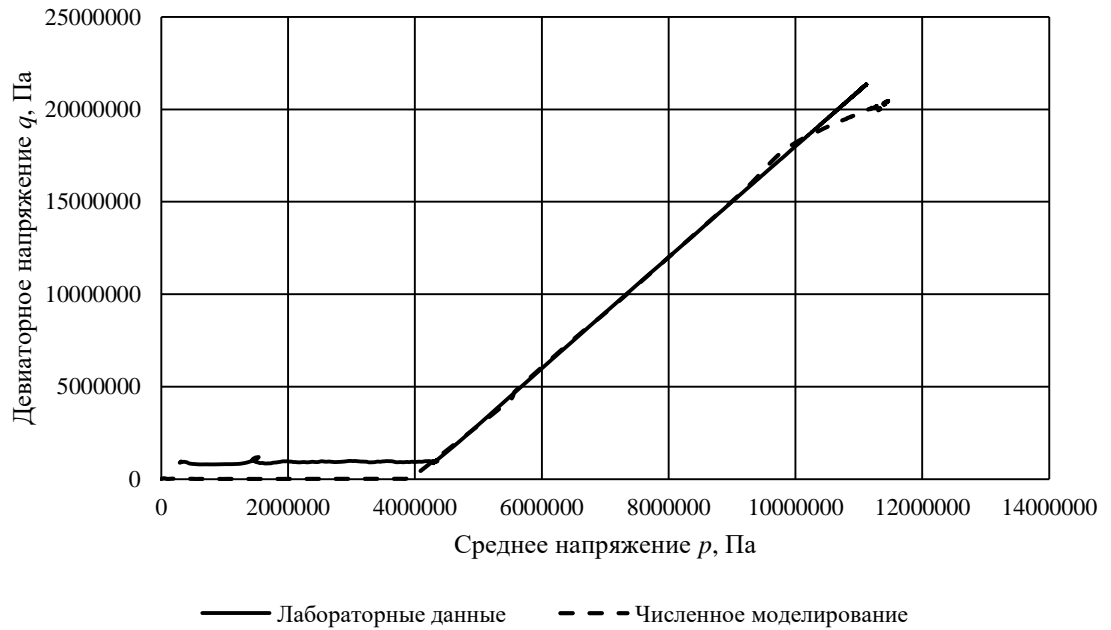


Рисунок 94 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2 = \sigma_3 = 4$ МПа (составлено автором)

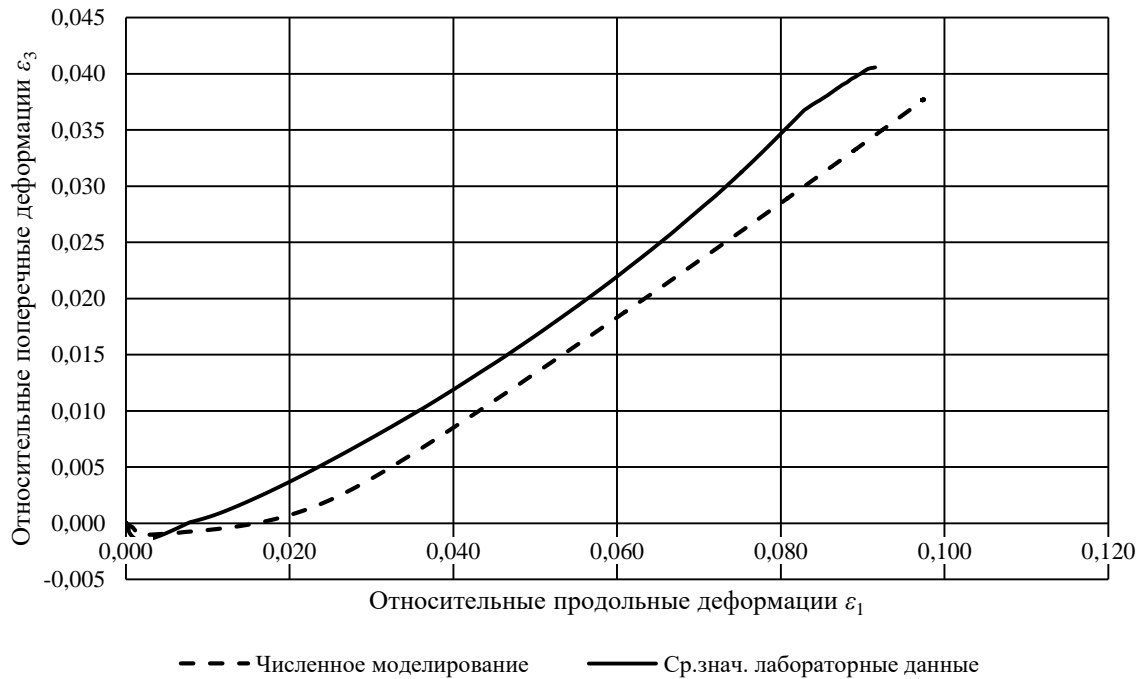


Рисунок 95 – Сравнение зависимости $\epsilon_1(\epsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2 = \sigma_3 = 4$ МПа (составлено автором)

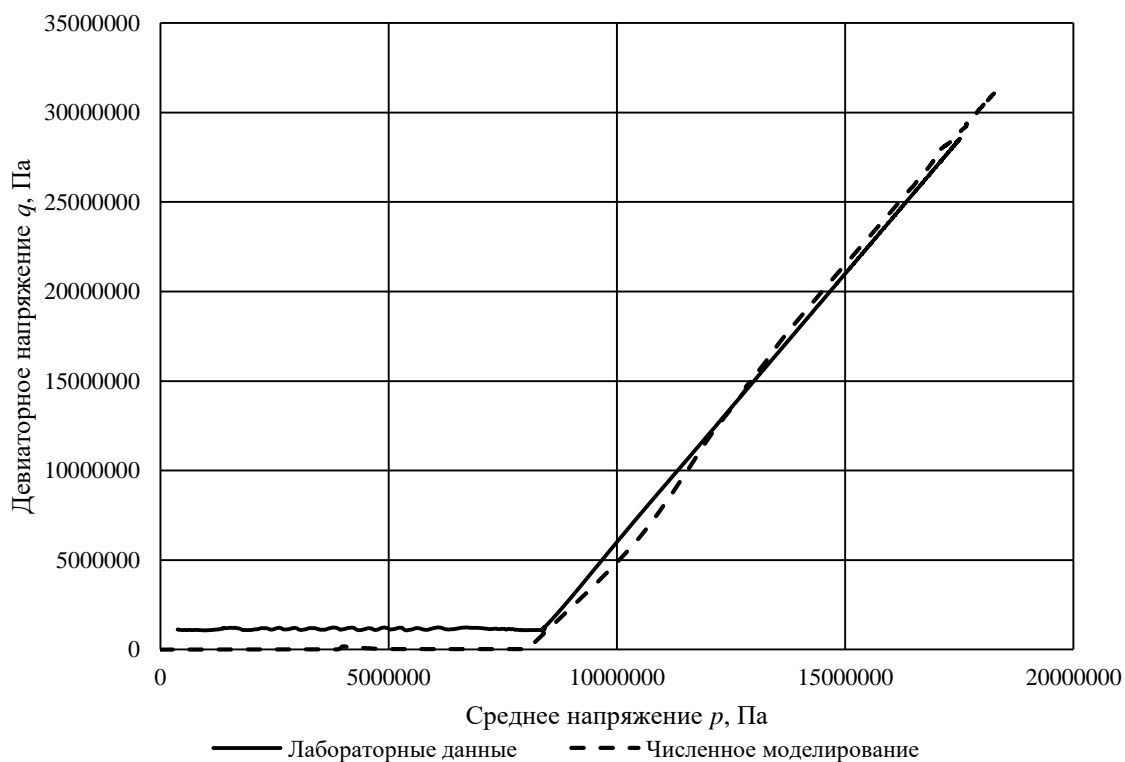


Рисунок 96 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=8$ МПа (составлено автором)

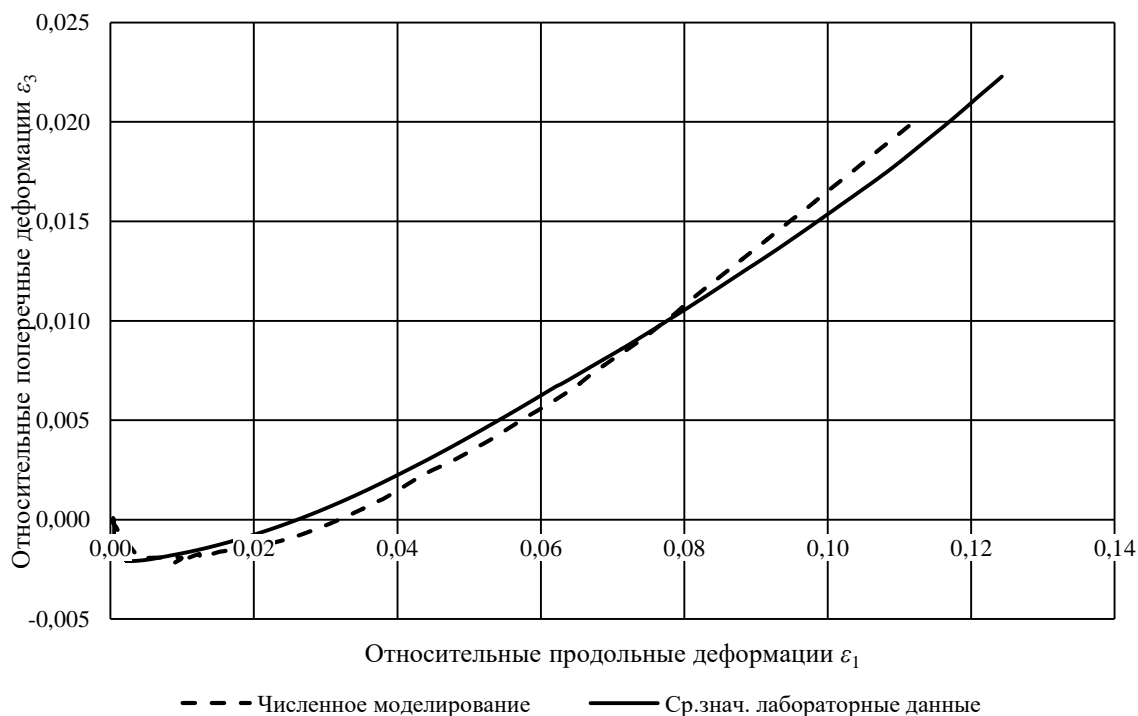


Рисунок 97 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=8$ МПа (составлено автором)

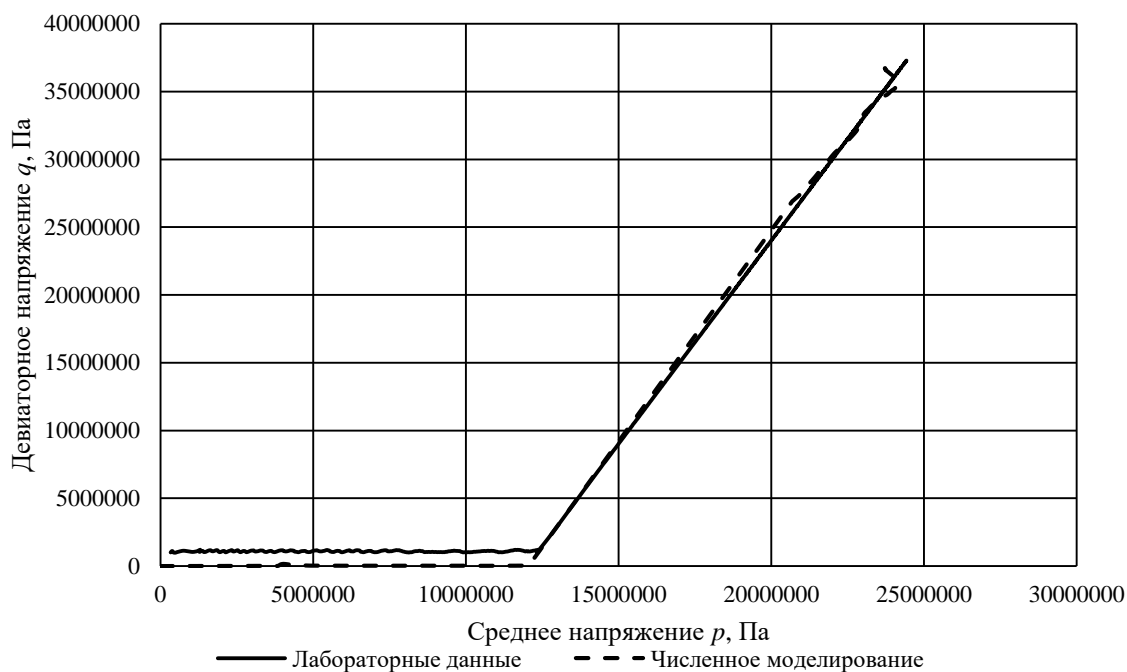


Рисунок 98 – Сравнение зависимости $q(p)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по классической схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=12$ МПа (составлено автором)

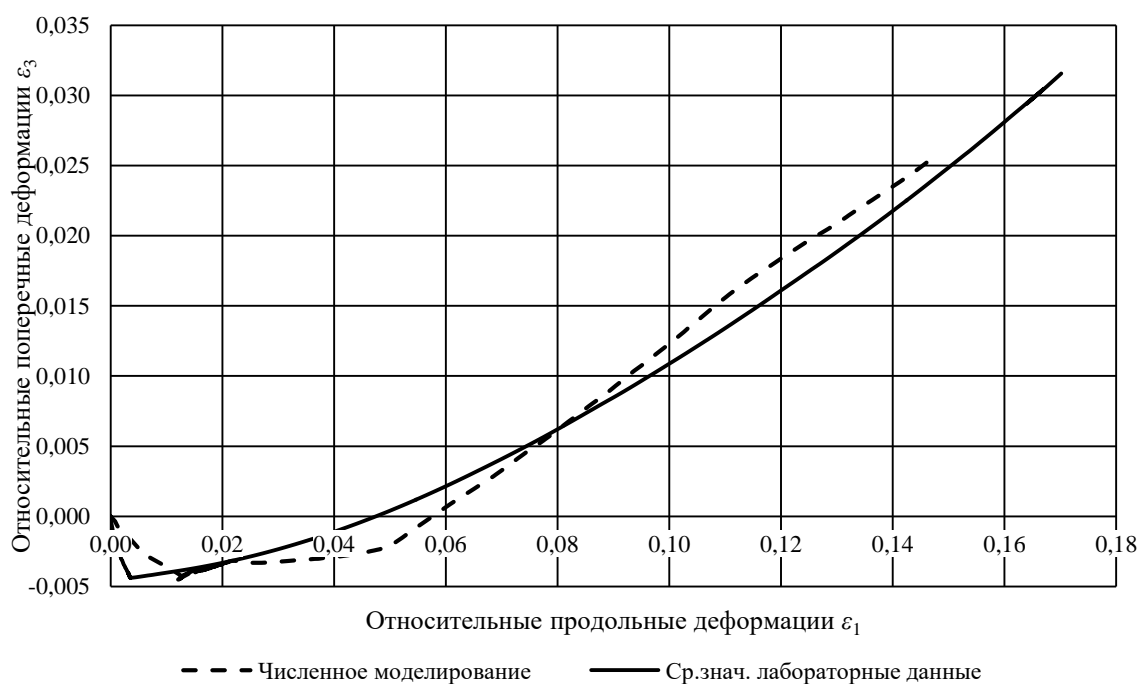


Рисунок 99 – Сравнение зависимости $\varepsilon_1(\varepsilon_3)$ при численном моделировании и лабораторных испытаниях при испытании по модифицированной схеме Кармана с значением бокового давления $\sigma_2=\sigma_3=12$ МПа (составлено автором)

Точность прогноза деформаций образцов закладочного массива, представленного солеотходами с добавлением цемента марки М500, при использовании моделей Cap Plasticity и Soft-Rock Plasticity отражена в таблице 27.

Таблица 27 – Сравнение результатов численного моделирования и экспериментальных значений на масштабе образцов закладочного массива из солеотходов с добавлением цемента (составлено автором)

№ п/п	Значение бокового давления при испытании по стандартной схеме Кармана $\sigma_2=\sigma_3$, МПа	Значение величины достоверности аппроксимации R^2 для модели Cap Plasticity	Значение величины достоверности аппроксимации R^2 для модели Soft-Rock Plasticity
1	4,0	0,99	0,99
2	8,0	0,96	0,99
3	12,0	0,97	0,98
Среднее значение		0,98	0,99

3.5 Выводы по третьей главе

Для верификации моделей деформирования закладочного материала были выбраны данные о нагружении образцов по модифицированной схеме Кармана. Выбор настоящей схемы нагружения обусловлен тем, что она совмещает в себе как гидростатическое, так и чистое девиаторное нагружение, что в целом отражает весь спектр возможных вариантов нагружения в реальных условиях.

В настоящей главе отражен процесс подбора параметров моделей и верификации сетки конечных элементов. На основании лабораторных испытаний подобран первоначальный набор параметров моделей, при дальнейшем численном моделировании параметры моделей были скорректированы и был установлен более точный закон упрочнения, а также получены зависимости угла внутреннего трения от среднего напряжения.

Модель Cap Plasticity в ряде случаев точнее описывает деформации образца закладочного материала за исключением траектории нагружения по модифицированной схеме Кармана при значении среднего напряжения 10 МПа, где значение величины достоверности аппроксимации выбивается из общего тренда. В то же время модель Soft-Rock Plasticity имеет более однородную точность при всех испытаниях.

Для обеих моделей среднее значение величины достоверности аппроксимации находится на уровне 0,94.

В процессе подбора параметров моделей сходимость решений проще достигалась при использовании модели Cap Plasticity. Кроме того, время решения аналогичных задач при её использовании было меньше. Модель Soft-Rock Plasticity имела проблемы со сходимостью при моделировании нагружения при малых значениях средних напряжений.

С другой стороны, плюсом модели Soft-Rock Plasticity является отсутствие четкого разделения поверхности пластического течения на сдвиговую, переходную и шатровую составляющие. Также модель Soft-Rock Plasticity позволяет задавать неассоциированный закон пластического течения, однако в данном случае использовался ассоциированный закон пластического течения. Кроме того, модель Soft-Rock Plasticity позволяет использовать одинаковые параметры как при решении задач в плоской постановке, так и объемной. Для решения задач в плоской постановке при использовании модели Cap Plasticity необходимо подбирать параметры модели путем перехода от параметров модели Кулона-Мора по соответствующим формулам.

Также были определены параметры моделей Cap и Soft-Rock Plasticity для закладочного материала на основе солейотходов с добавлением 5% цемента марки М500. Настоящие модели лучше описывают поведение материала с цементационными связями, чем материала на основе раздробленных соляных пород, так, значение среднее величины достоверности аппроксимации в данном случае составило 0,98 и 0,99 соответственно.

ГЛАВА 4 ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕЖДУКАМЕРНОГО ЦЕЛИКА ПРИ СОВМЕСТНОМ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С ЗАКЛАДОЧНЫМ МАССИВОМ

4.1 Постановка цели и задач численного моделирования взаимодействия закладочного массива и целиков

В предыдущих главах диссертационной работы были выполнены анализ и обобщение опыта применения закладочных технологий, а также проведен комплекс экспериментальных исследований по определению физико-механических свойств закладочного материала на основе отходов соляной промышленности. На основании лабораторных данных были определены параметры моделей деформирования, позволяющие с достаточной точностью прогнозировать НДС закладочных материалов на основе раздробленных соляных пород, а также основе солеотходов с добавлением цемента марки М500.

Однако результаты лабораторных испытаний, полученные на образцах малого размера, не позволяют в полной мере прогнозировать поведение закладочного массива в натурных условиях, где он функционирует как единый элемент геомеханической системы «вмещающий массив – междукammerный целик – закладка». Перенос установленных в экспериментах зависимостей на масштаб реальной выработки и оценка эффективности работы закладки в долгосрочной перспективе требуют применения мощного инструмента анализа – численного моделирования.

Целью настоящей главы является численное моделирование напряженно-деформированного состояния системы «междукammerный целик – закладочный массив» для геомеханического обоснования применения разработанной модели деформирования закладочного массива и выработки практических рекомендаций по ее использованию. Метод конечных элементов (МКЭ) позволяет учесть сложную геометрию выработанного пространства, нелинейные и реологические свойства горных пород и закладочного материала, а также провести параметрический анализ влияния различных факторов, что затруднительно или невозможно при использовании аналитических или натурных методов.

Для достижения поставленной цели в рамках данной главы будут решены следующие задачи:

1. Проведен анализ существующих нормативных подходов к оценке НДС целиков с закладкой выработанного пространства и обоснована необходимость использования более совершенных геомеханических моделей, учитывающих нелинейное поведение закладочного материала.

2. Разработана методика построения конечно-элементной численной модели, включающая обоснование расчетной схемы, выбор адекватных моделей деформирования для соляных пород (модель Double Power Law) и закладочного материала (модели Cap и Soft-Rock

Plasticity), а также задание граничных и начальных условий, соответствующих условиям конкретного месторождения.

3. Выполнена серия численных экспериментов для сравнительного анализа НДС системы при использовании различных моделей закладочного материала (упругой, Кулона-Мора и определенных в предыдущих главах), а также для оценки влияния степени заполнения камеры и свойств закладочного материала (сухого и твердеющего) на устойчивость целиков.

4. На основе анализа результатов моделирования разработаны практические рекомендации по выбору расчетной модели для решения инженерных задач и по определению рациональных параметров закладочных работ, в частности, требуемой степени заполнения камеры.

Результаты, полученные в данной главе, составят основу для подтверждения научной новизны и практической значимости диссертации, предлагая научно обоснованный инструмент для обеспечения безопасной и эффективной утилизации отходов соляной промышленности при отработке месторождений.

4.2 Анализ существующих подходов к оценке взаимодействия закладочного массива с междуканерным целиком

Обеспечение долгосрочной геомеханической устойчивости конструктивных элементов системы разработки является ключевой задачей при освоении соляных месторождений. Ключевым нормативным документом, регламентирующим ведение горных работ в рассматриваемых условиях, являются «Указания по защите рудников от затопления и охране подрабатываемых объектов в условиях Верхнекамского месторождения калийных солей» [43]. Настоящий документ содержит методики расчета параметров систем разработки, в том числе и с применением закладки выработанного пространства.

Анализ положений данного документа показывает, что учет влияния закладочного материала носит эмпирический и опосредованный характер. Влияние закладки на процессы сдвижения пород кровли и, соответственно, на нагружение целиков, учитывается через поправочный коэффициент p , определяемый согласно п. 2.11.3 по выражению (73) [43]:

$$p = 1 - A(1 - B), \quad (73)$$

где A – степень заполнения очистных камер закладкой;

B – коэффициент усадки закладочного массива.

Аналогичным образом, при расчете эквивалентной высоты междуканерных целиков при гидрозакладке (m_3) используется коэффициент β_{mk} , который также зависит от объемных характеристик A и B согласно формуле из Приложения 1 (п. 1.10.1) документа (74) [43]:

$$\beta_{mk} = 1 - 0,7(1 - B)A \frac{m_0}{m_0 + \Delta m}, \quad (74)$$

где m – расчетная высота междукammerных целиков;

m_0 – вынимаемая мощность при отработке рассматриваемого пласта.

Данный подход, безусловно, признает наличие поддерживающего эффекта от закладки, однако он обладает рядом фундаментальных ограничений, которые не позволяют в полной мере оценить геомеханическое состояние системы.

Во-первых, он не отражает физической сущности процесса взаимодействия. Как было показано в работах Гилева М.В. с соавторами [11], основной механизм упрочняющего воздействия закладки заключается в создании бокового реактивного давления (отпора) $q(t)$ на стенки целика, которое возникает по мере развития деформаций массива. Величина этого отпора определяется в первую очередь компрессионными свойствами (уплотняемостью) закладочного материала, а не только его объемными показателями A и B . Эмпирические формулы (73) и (74) не содержат физико-механических характеристик закладки (модуля деформации, параметров прочности, уплотняемости) и, следовательно, не могут дифференцировать эффективность закладки, выполненной из материалов с разными свойствами.

Во-вторых, нормативный подход не учитывает нелинейный характер работы закладки. Исследования Лобанова С.Ю. и Шумихиной А.Ю. [41] с применением численного моделирования показали, что поддерживающий эффект проявляется в значительной мере только при высоких степенях заполнения ($A > 0,8$) и для высоконагруженных (податливых) целиков, находящихся в состоянии, близком к предельному. Это означает, что зависимость между степенью заполнения и несущей способностью целика нелинейна, в то время как формула (73) предполагает практически линейную зависимость.

В-третьих, существующий подход не позволяет прогнозировать развитие НДС во времени. Он является статическим и не учитывает реологические свойства соляных пород (ползучесть) и закладочного массива (длительное уплотнение).

Наиболее точно данная проблема была сформулирована в работе Ковальского Е.Р. с соавторами [30], где констатируется, что в современной практике горных работ на калийно-магневых месторождениях отсутствует научно-обоснованный учет влияния реактивного давления закладочных массивов на несущую способность и процессы деформирования соляных междукammerных целиков.

Таким образом, формируется научная проблема, заключающаяся в разрыве между физическим пониманием процессов взаимодействия в системе «целик-закладка» и применяемыми на практике эмпирическими методиками расчета. Это приводит к невозможности оптимизации параметров закладочных работ и требует излишне консервативных проектных решений для обеспечения безопасности, что снижает коэффициент извлечения ценного компонента. Решение данной проблемы видится в переходе от эмпирических коэффициентов к

использованию физически обоснованных моделей деформирования, которые позволяют напрямую моделировать процесс уплотнения закладки и возникновения в ней напряжений, оказывающих поддерживающее влияние на междукammerные целики.

4.3 Методика построения численной модели взаимодействия междукammerного целика с закладочным массивом

Для решения поставленных задач и преодоления ограничений существующих аналитических подходов было выполнено численное моделирование с использованием метода конечных элементов (МКЭ). Моделирование выполнялось в программном комплексе Abaqus, который предоставляет широкие возможности для анализа сложных геомеханических систем с учетом нелинейного деформирования, пластичности и ползучести материалов.

4.3.1 Постановка задачи численного исследования

Целью численного моделирования является исследование геомеханического поведения системы «междукammerный целик – закладочный массив» для количественной оценки влияния свойств закладки и параметров ее возведения на напряженно-деформированное состояние (НДС) целиков.

Для достижения цели были поставлены следующие задачи:

- 1) Провести сравнительный анализ НДС целиков при использовании различных моделей деформирования закладочного материала: стандартной упругой, упругопластической Кулона-Мора и предложенных моделей Cap Plasticity и Soft Rock Plasticity при одной степени заполнения камер $A = 0,8$.
- 2) Оценить влияние степени заполнения очистной камеры A на распределение напряжений в целике и его деформации (конвергенцию).
- 3) Определить различие в эффективности сухой и твердеющей закладки как поддерживающих элементов конструкции.

4.3.2 Обоснование выбора расчетной схемы и построение геометрической модели

Для детального анализа распределения напряжений и деформаций внутри одного конструктивного элемента была выбрана объемная (трехмерная) постановка задачи, моделирующая одиночный междукammerный целик с прилегающими частями выработанного пространства. Данный подход позволяет с приемлемыми вычислительными затратами детально изучить локальные процессы развития зон пластичности и ползучести в целике, в отличие от плоской постановки задачи.

Геометрические параметры модели приняты на основании типовых условий разработки Усольского месторождения. Геометрия расчетной области представлена на рисунке 100. Ширина и высота целика, а также ширина и высота камер соответствуют проектным параметрам системы разработки.

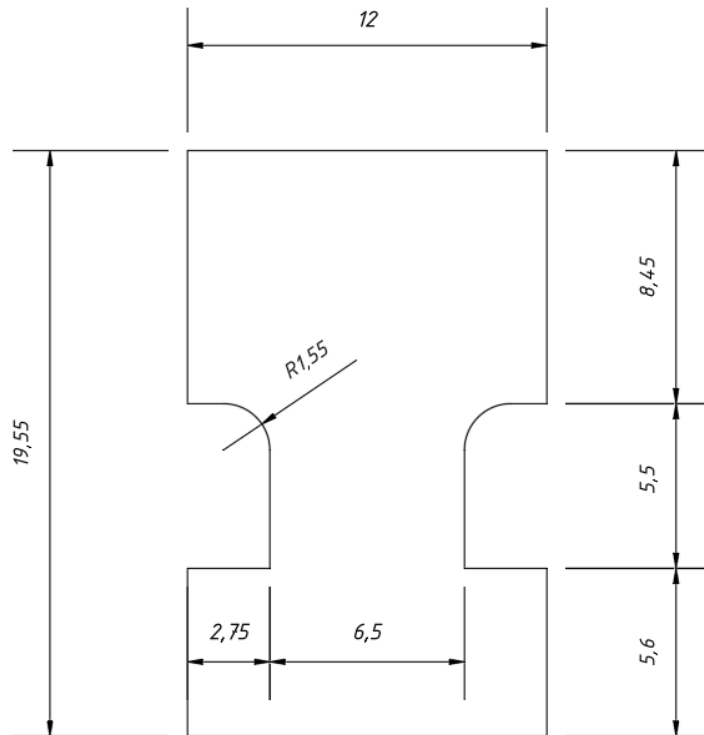


Рисунок 100 – Геометрия модели междукammerного целика (составлено автором)

Дискретизация модели выполнена с использованием десяти-узловых тетраэдрических конечных элементов второго порядка (C3D10), которые хорошо зарекомендовали себя при решении задач с несжимаемыми и почти несжимаемыми материалами (соли, глина). Для корректного описания градиентов напряжений и деформаций по толщине принята толщина модели в 4-6 элементов.

В расчетной схеме определены следующие ограничения: нижняя граница модели имеет полный запрет на перемещения, боковые и фронтальные границы модели имеют запрет на перемещение в горизонтальном направлении. Верхняя граница модели не имеет запретов на перемещение, к ней прикладывается нагрузка, равная 8,7 МПа, что соответствует напряжениям на рассматриваемой в модели глубине порядка 400 м. На модель действует гидростатическое поле напряжений, компоненты главных нормальных напряжений равны. Температура массива принята равной 20° С.

4.3.3 Выбор и обоснование параметров моделей материалов

Адекватность результатов численного моделирования в первую очередь определяется корректным выбором моделей, описывающих поведение материалов.

Для описания реологического поведения соляных пород, для которых характерна ползучесть, применяется модель Double Power Law, доступная в программном пакете Abaqus. Эта модель учитывает как установившуюся, так и неуставившуюся ползучесть и широко апробирована для условий калийных месторождений. Метод определения параметров модели представлен в работе [50].

Для определения параметров решалась обратная задача, при этом для верификации использовались натурные данные по конвергенции выработок, полученные силами сотрудников ГИ УрО РАН и АО «МХК «ЕвроХим» характерные для Верхнекамского месторождения калийно-магниевых солей, представленные на рисунке 101.

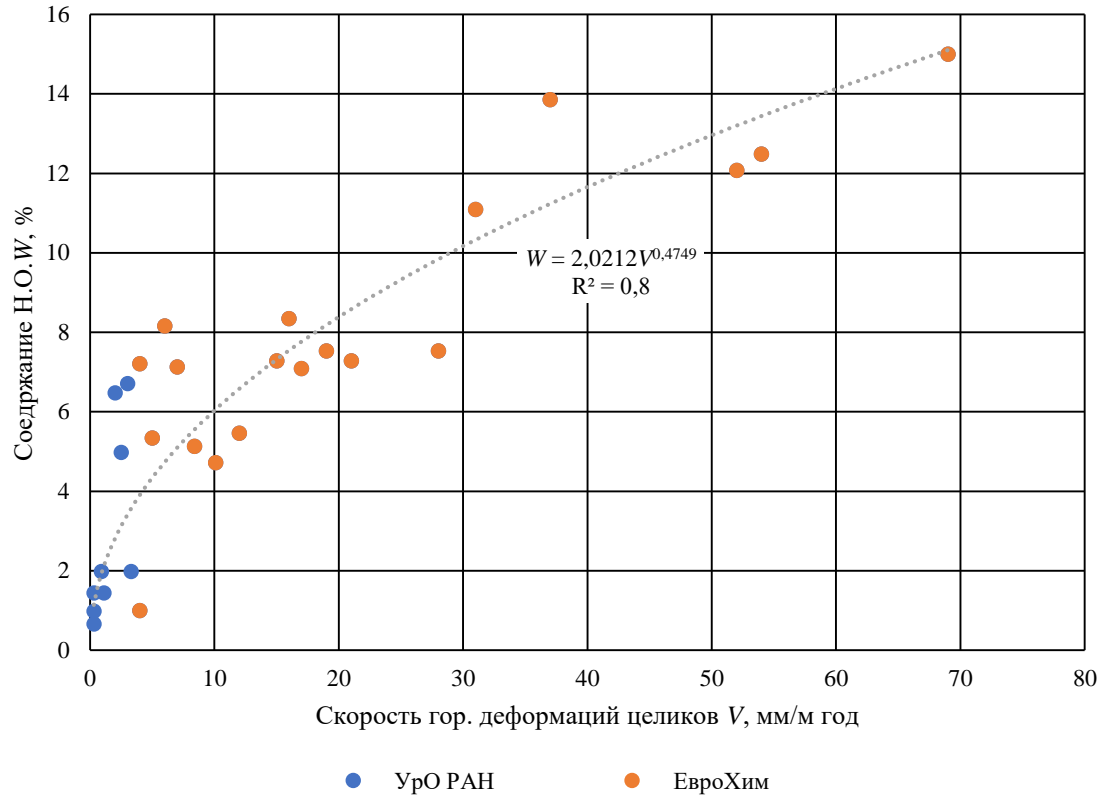


Рисунок 101 – Зависимость горизонтальной конвергенции стенок выработок от среднего содержания Н.О. (составлено автором)

Геометрия модели используемой в решении обратной задачи представляла собой целик размерами 5,5 м в высоту и 6,5 м в ширину. Камера при этом не заполнена закладочным массивом, а нагрузка рассчитывается для глубины залегания пласта порядка 400 м. Прогноз деформаций воспроизводился на временном промежутке 2,5 лет. За скорость горизонтальной деформации целика принималась скорость его установившейся ползучести, а именно её линейный участок.

Для сопоставления с натурными данными использовалась степенная функция описывающая с достаточной точностью зависимость содержания нерастворимого осадка (далее «Н.О.») от скорости горизонтальной деформации целиков (75):

$$W = 2,0212V^{0,4749}, \quad (75)$$

где W – содержание Н.О., %;

V – скорость горизонтальной деформации целиков, мм/м год.

Для настоящей функции величина достоверности аппроксимации R^2 составляет 0,8.

Для дальнейших расчетов будут использоваться два набора параметров, представленные в таблице 28, а именно для целиков с содержанием Н.О. 5 и 10 %.

Таблица 28 – Параметры модели соляных пород для междукамерных целиков с содержанием Н.О. от 2 до 10 % (составлено автором)

Содержание Н.О.	Деформационные параметры		Параметры ползучести						
W, %	Модуль упругости E, ГПа	Коэффициент Пуассона ν	A_1	B_1	C_1	A_2	B_2	C_2	σ , МПа
2	20	0,3	0,03	4800	2,7	0,018	7800	6,8	1
5	20	0,3	1,2	4800	2,7	0,7	7800	6,8	1
8	20	0,3	3,8	4800	2,7	1,2	7800	6,8	1
10	20	0,3	4,2	4800	2,7	1,8	7800	6,8	1

Для моделирования поведения закладочных материалов, как на основе раздробленных соляных пород, так и на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 используются модели Cap и Soft-Rock Plasticity, параметры которых были определены в предыдущей главе.

Для оценки эффективности указанных выше моделей использовались также стандартная упругая модель, а также модель Кулона-Мора. Следует отметить, что модуль упругости раздробленных соляных пород определялся при условиях объемного сжатия, что изменяло первоначальную структуру материала, а его итоговые значения получились выше, чем для материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500.

Также для сравнения использовалась модель Кулона-Мора, параметры которой представлены в таблице 29. Параметры получены по результатам лабораторных испытаний при трехосном сжатии, значения углов отличаются от определенных во второй главе ввиду другой системы координат, в которых эти углы определялись – во второй главе речь шла о осях средних и девиаторных напряжений. В данном случае углы определяются в осях нормальных и касательных напряжений.

Для твердеющего закладочного материала на основе солеотходов с добавлением цемента марки М500 угол наклона поверхности пластического потенциала определяется аналогично раздробленным соляным породам, график зависимости относительных объемных деформаций от относительных линейных представлен на рисунке 102.

Явление дилатансии для сцементированного закладочного материала выражено менее ярко в сравнении с раздробленными соляными породами, при давлении 4 МПа угол дилатансии равен 11,5°, а при давлении 8 МПа угол дилатансии равен 6°. Среднее значение угла дилатансии для модели Кулона-Мора принимается равным 8°.

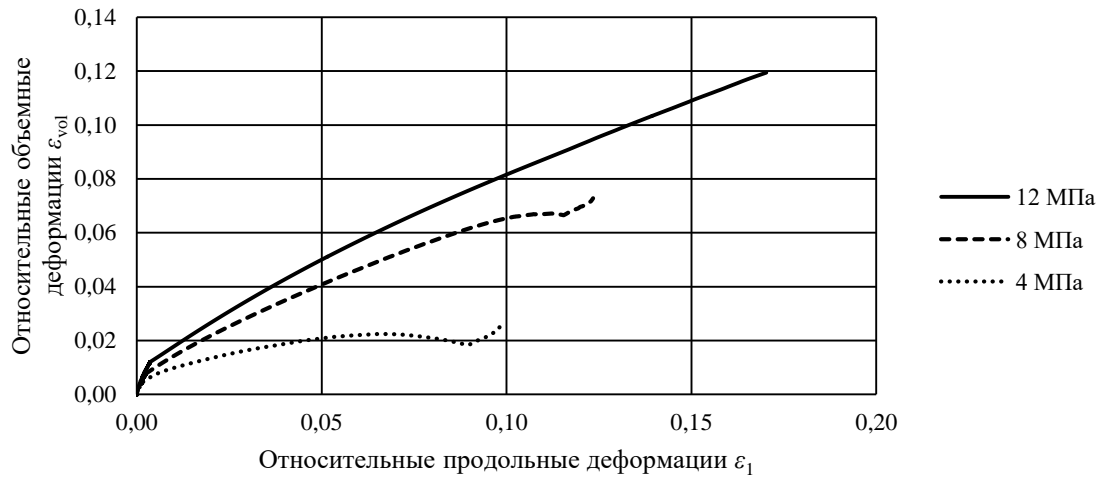


Рисунок 102 – Зависимость относительных объемных от относительных линейных деформаций при средних давлениях p от 4 до 12 МПа (составлено автором)

Таблица 29 – Параметры модели Кулона-Мора для закладочных материалов (составлено автором)

Тип закладочного материала	Сцепление C , МПа	Угол внутреннего трения φ , °	Угол дилатансии или угол наклона поверхности пластического потенциала ψ , °
Раздробленные соляные породы	0	52,1	49,2
Солеотходы с добавлением цемента	2,5	31,5	8

Реологическое поведение закладочного массива не учитывается, так как определяющим фактором, влияющим на деформирование закладочного массива, является ползучесть междукammerных целиков и вмещающих пород.

4.3.4 Сравнение использования различных моделей деформирования закладочных материалов

Для получения достоверного прогноза НДС системы «целик–закладка» ключевым этапом является выбор адекватной геомеханической модели, описывающей поведение закладочного материала. С этой целью было проведено сравнительное численное моделирование с использованием трех принципиально различных подходов к описанию закладки:

1. Линейно-упругая модель.
2. Идеальная упругопластическая модель Кулона-Мора.
3. Предложенная упругопластическая модель с упрочнением – Soft Rock Plasticity.

Результаты расчетов, представленные на рисунках 103-105, наглядно демонстрируют неадекватность упрощенных моделей. Применение упругой модели (рисунок 103 б, рисунок 104 б) приводит к нефизичной картине: закладочный массив, не обладающий способностью к необратимым деформациям, оказывает завышенное сопротивление с самых ранних этапов нагружения. Это ведет к существенному, но некорректному снижению

девиаторных напряжений и деформаций ползучести в целике, так как не учитывается основной механизм работы сыпучей среды – ее уплотнение.

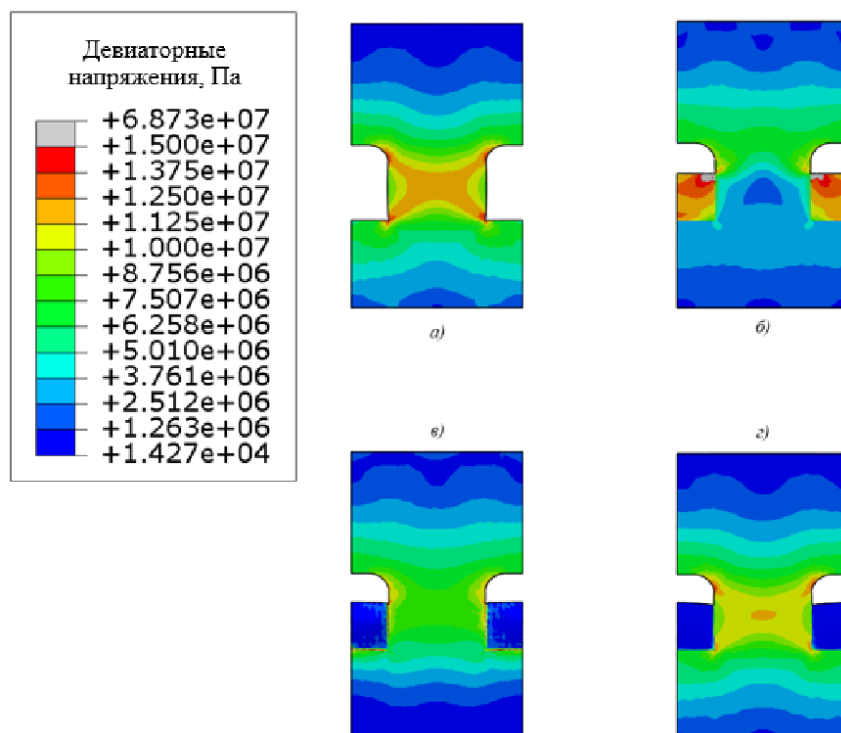


Рисунок 103 – Девiatorные напряжения, сравнение моделей закладки: а) без закладки; б) упругая модель закладки; в) модель Мора-Кулона; г) модель Soft Rock Plasticity (составлено автором)

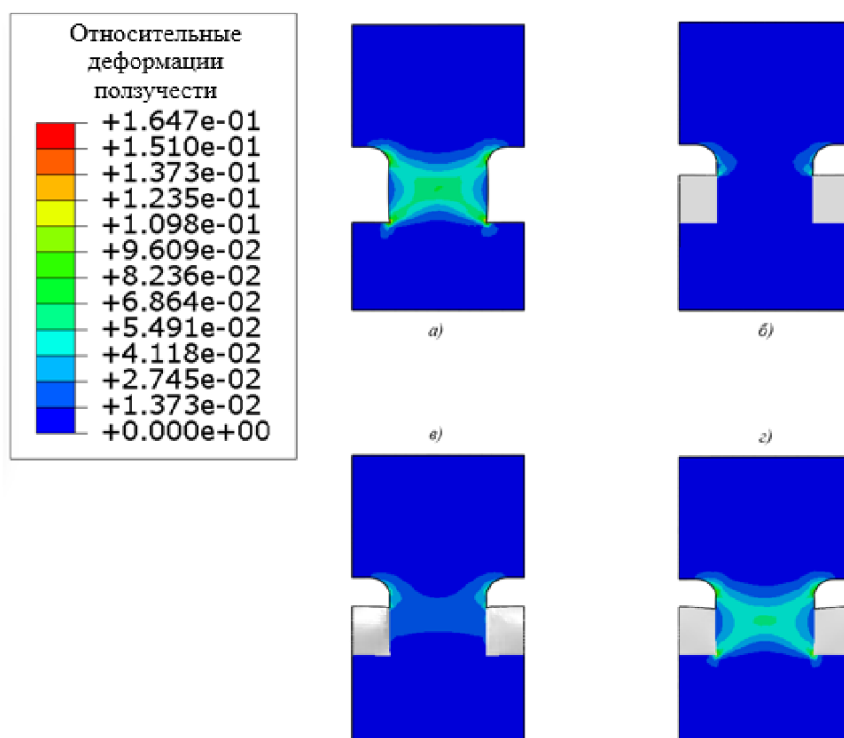


Рисунок 104 – Деформации ползучести целика, сравнение моделей закладки: а) без закладки; б) упругая модель закладки; в) модель Мора-Кулона; г) модель Soft Rock Plasticity (составлено автором)

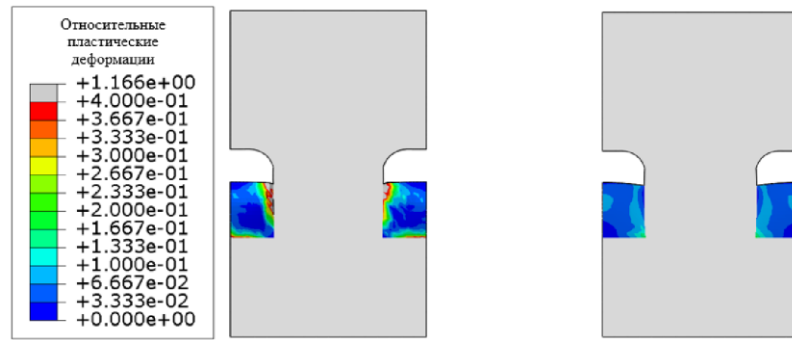


Рисунок 105 – Пластические деформации закладочного материала: слева модель Мора-Кулона, справа – Soft Rock Plasticity (составлено автором)

Использование модели Кулона-Мора (рисунок 103 в, рисунок 104 в, рисунок 105 слева) является шагом вперед, поскольку она учитывает сдвиговое разрушение материала. Однако, будучи моделью идеальной пластичности, она не способна описать процесс упрочнения закладочного массива по мере его объемного сжатия (уплотнения). Для закладочных материалов, особенно на основе раздробленных соляных пород, именно уплотнение является доминирующим механизмом деформирования, приводящим к росту жесткости и несущей способности. Модель Кулона-Мора игнорирует этот фактор, что также приводит к искаженной оценке НДС.

Наиболее адекватные результаты демонстрирует модель Soft Rock Plasticity (рисунок 103 г, рисунок 104 г, рисунок 105 справа). Эта модель, как и модель Cap Plasticity, относится к классу моделей с упрочнением, которые были специально разработаны для геоматериалов. Их ключевое преимущество – наличие сложной поверхности текучести, учитывающей как сдвиговое разрушение, так и пластическое уплотнение под действием гидростатического давления. Это позволяет физически корректно смоделировать поведение закладочного материала. Для раздробленных соляных пород модель описывает процесс закрытия пор и переупаковки частиц, что приводит к росту жесткости и развитию бокового отпора, в то время как для цементированных солеотходов модель описывает более сложное поведение, включающее хрупкое разрушение цементационных связей при малом обжатии и переход к пластическому течению при высоком всестороннем давлении.

Выбор в пользу модели Soft Rock Plasticity для дальнейших исследований, в сравнении с также адекватной моделью Cap Plasticity, был сделан на основании результатов верификации, представленных в Главе 3. Было установлено, что модель Soft Rock Plasticity обеспечивает более стабильную сходимость численного решения и более однородную точность аппроксимации экспериментальных данных в широком диапазоне нагружений, кроме того модель Soft-Rock Plasticity обладает возможностью задания неассоциированного закона пластического течения в отличие Cap Plasticity, что критично для закладочных материалов на основе раздробленных соляных пород с точки зрения воспроизведения из механического отклика на нагружение.

Таким образом, сравнительный анализ показал, что использование стандартных упругой модели и модели Кулона-Мора не отражает реального поведения закладочных материалов и приводит к неверной оценке их поддерживающего эффекта. Модель Soft Rock Plasticity является наиболее физически обоснованной, так как учитывает ключевые механизмы деформирования – уплотнение и упрочнение, а также неассоциированный закон пластического течения, и была принята для дальнейших расчетов.

4.3.5 Оценка влияния степени заложения камеры на НДС междукammerного целика

Для количественной оценки эффективности закладки как конструктивного элемента была выполнена серия численных экспериментов с варьированием степени заполнения камеры (А) от 0% до 100% с шагом 20%. Расчеты проводились для различных горно-геологических условий: для целиков с содержанием нерастворимого остатка (Н.О.) 5% и 10%, а также для двух типов закладки – из раздробленных соляных пород и из солеотходов с добавлением цемента.

Анализ полей интенсивности сдвиговых напряжений по Мизесу (рисунок 106) и эквивалентных деформаций ползучести (рисунок 107) позволяет качественно описать механизм работы закладки.

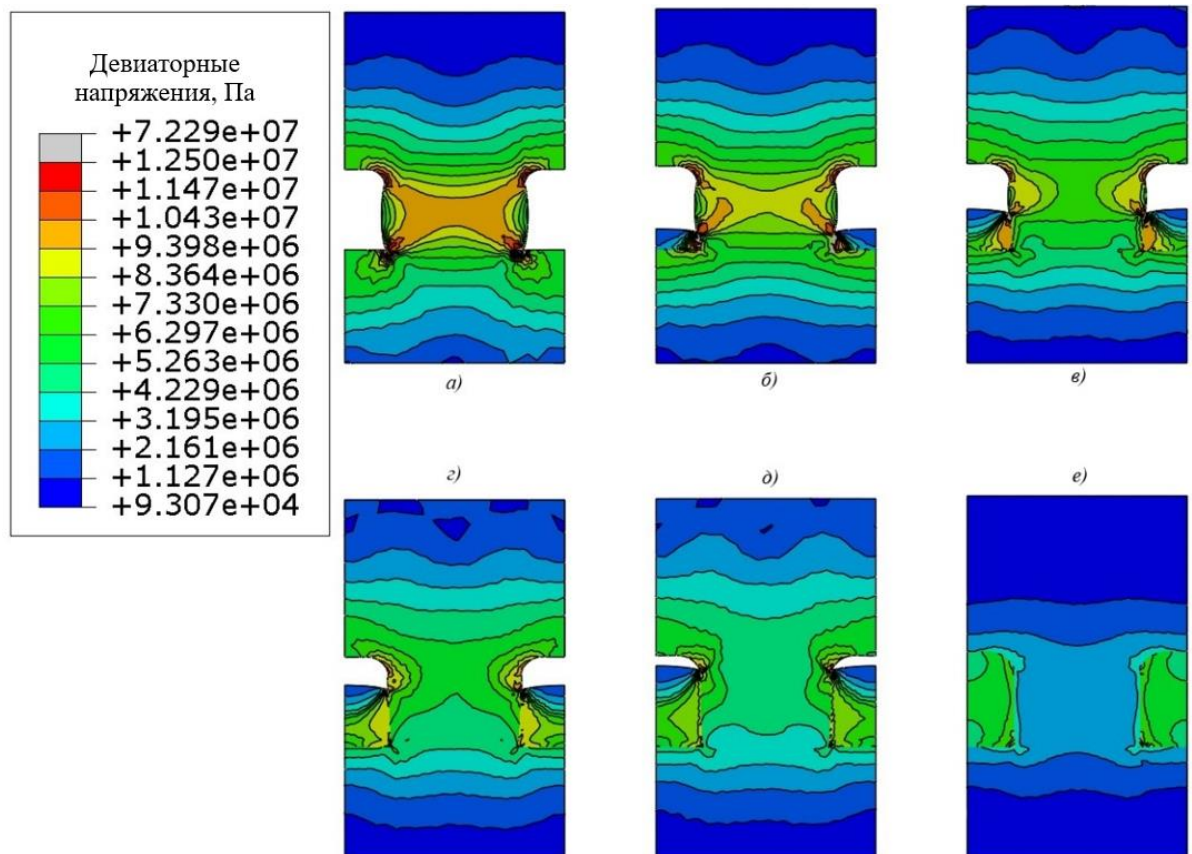


Рисунок 106 – Распределение интенсивности сдвиговых напряжений (по Мизесу) в сечении целика (10% Н.О.) при заполнении камеры закладочным массивом на основе раздробленных соляных пород на: а) 0%; б) 20%; в) 40%; г) 60%; д) 80%; е) 100% (составлено автором)

При отсутствии закладки ($A = 0\%$, рисунок 106, а; рисунок 107, а) в целике формируются высокие концентрации сдвиговых напряжений в краевых зонах, что инициирует интенсивное развитие деформаций ползучести и ведет к долгосрочному разрушению.

По мере увеличения степени заполнения (A от 20% до 60%) закладочный массив начинает оказывать боковой отпор на стенки целика. Это приводит к возникновению всестороннего обжатия в объеме целика, что, в свою очередь, снижает интенсивность сдвиговых напряжений (рисунок 106, б-г). Прямым следствием снижения сдвиговых напряжений является замедление процесса ползучести, что наглядно отражается в уменьшении зон накопленных деформаций ползучести СЕЕQ (рисунок 107, б-г).

При высоких степенях заполнения ($A \geq 80\%$, рисунок 106, д-е) происходит не только создание максимального бокового отпора, но и частичное смыкание кровли с поверхностью закладки. В этот момент закладочный массив начинает воспринимать на себя часть вертикальной нагрузки от вышележащих пород, работая как активная опора. Это приводит к кардинальному перераспределению НДС: зоны максимальных сдвиговых напряжений и деформаций ползучести в целике значительно сокращаются (рисунок 107, д-е), что свидетельствует о существенном повышении его долгосрочной устойчивости.

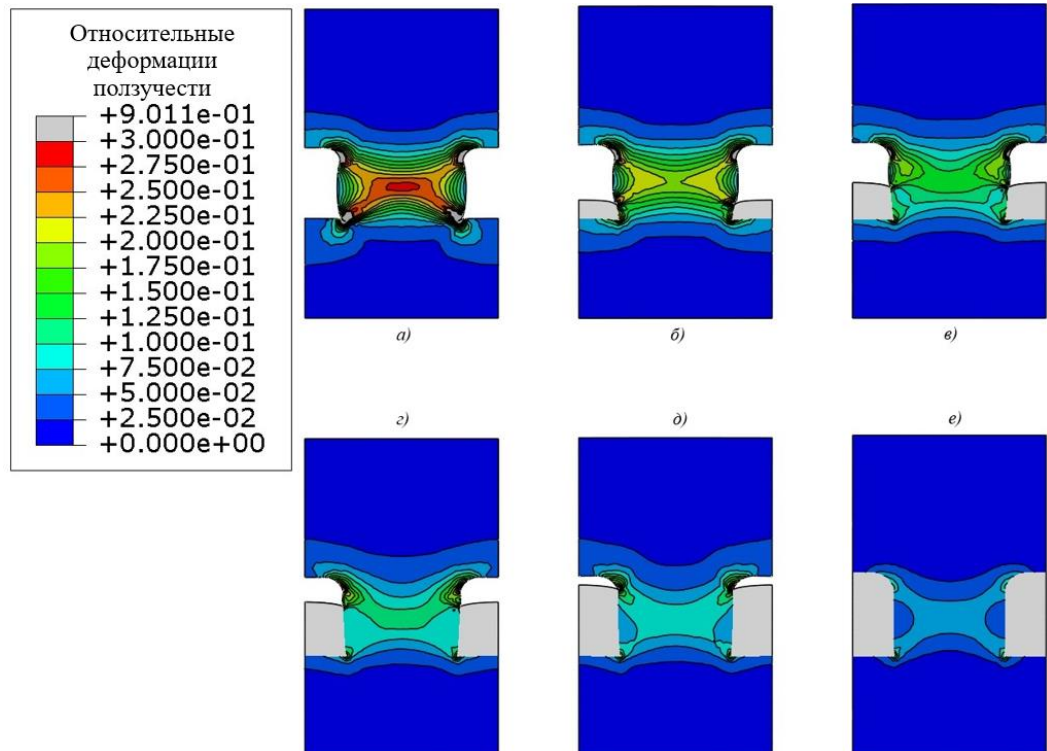


Рисунок 107 – Распределение эквивалентных деформаций ползучести (СЕЕQ) в сечении целика (10% Н.О.) при заполнении камеры закладочным массивом на основе раздробленных соляных пород на: а) 0%; б) 20%; в) 40%; г) 60%; д) 80%; е) 100% (составлено автором)

Анализ (рисунок 108) показывает смену механизма отпора закладочного материала с сопротивления сдвигу за счет сил трения (а-в), на сопротивление объемному сжатию (г-д). Это

видно по формированию отчетливых поверхностей скольжения (интервал значений РЕЕQ от 10^{-1} до 15^{-1}) при степенях заполнения камеры А до 60 % включительно.

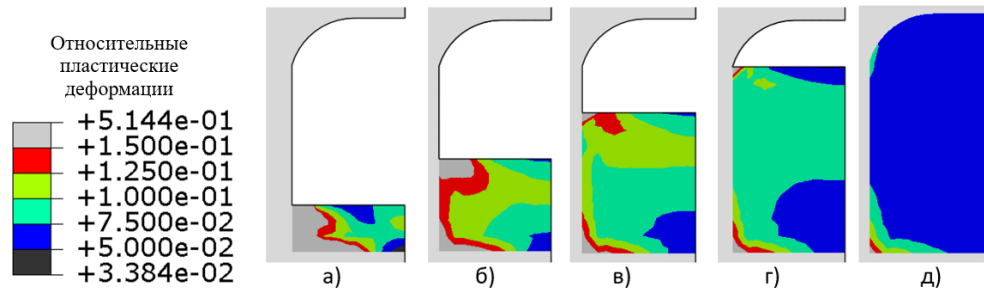


Рисунок 108 – Распределение эквивалентных пластических деформаций (РЕЕQ) в закладочном материале (10% Н.О.) при заполнении камеры закладочным массивом на основе раздробленных соляных пород на: а) 20%; б) 40%; в) 60%; г) 80%; д) 100 % (составлено автором)

На рисунках 109-110 представлены номограммы к определению коэффициента снижения интенсивности сдвиговых напряжений в целике.

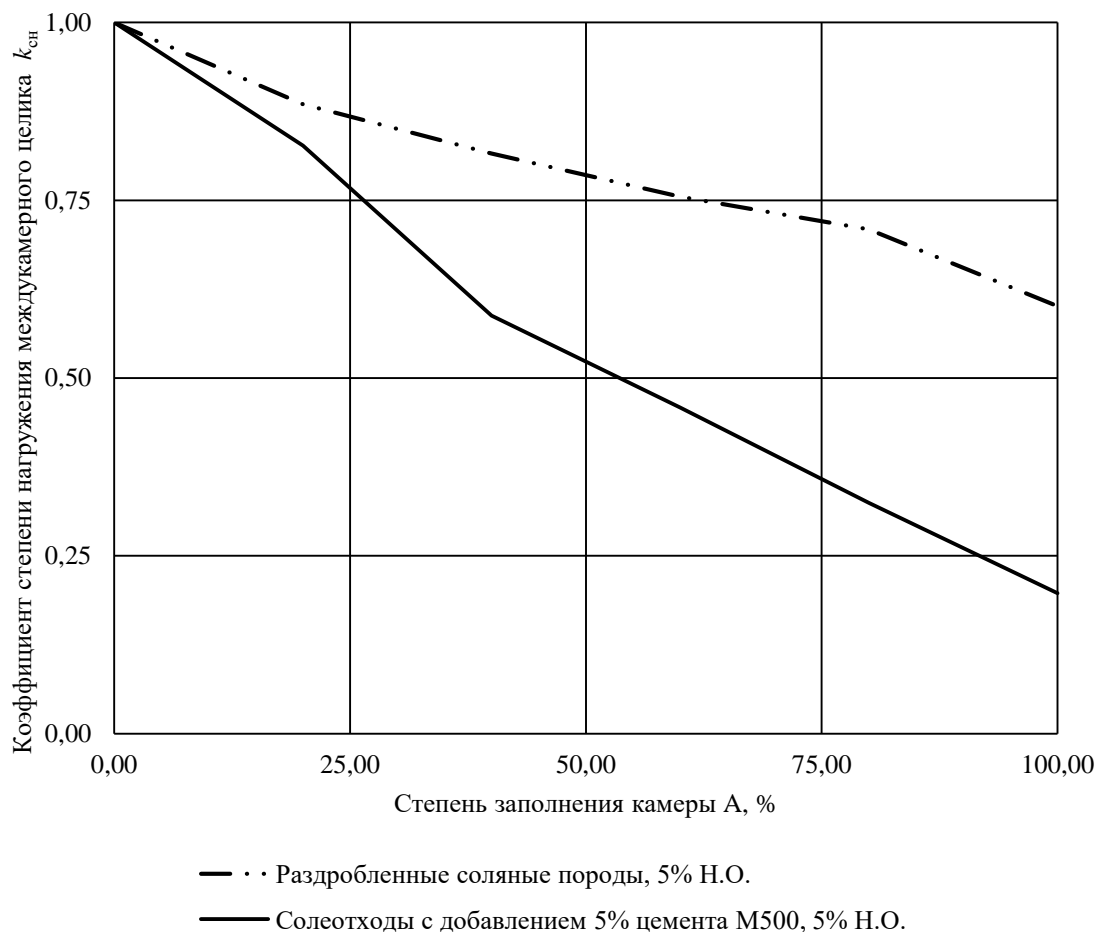


Рисунок 109 – Номограммы для определения коэффициента снижения интенсивности сдвиговых напряжений в целике в зависимости от степени заполнения, типа закладочного материала для условий Верхнекамского месторождения и глубины разработки 400 м при содержании 5% Н.О. в составе пород целика (составлено автором)

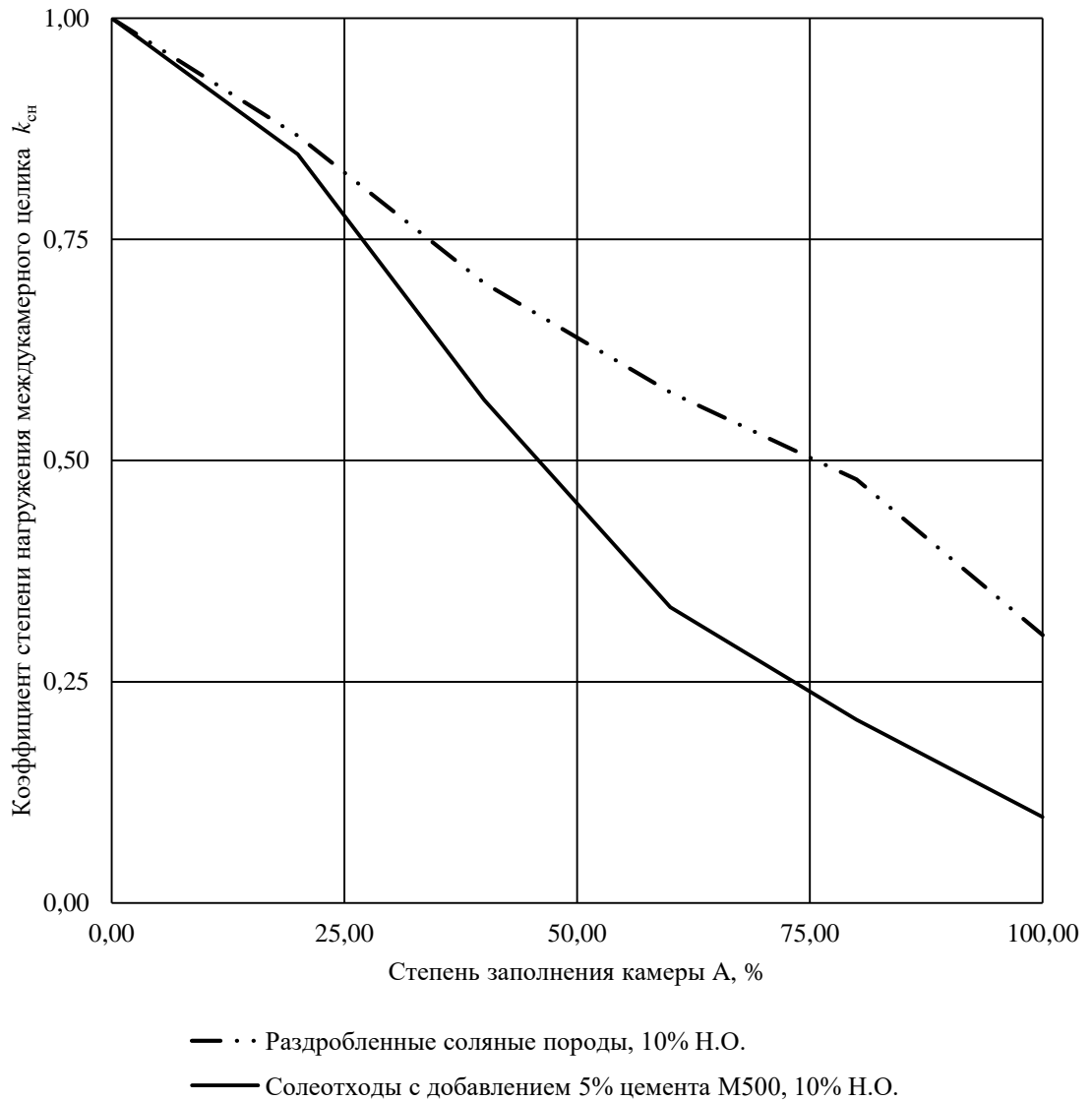


Рисунок 110 – Номограммы для определения коэффициента снижения интенсивности сдвиговых напряжений в целике в зависимости от степени заполнения, типа закладочного материала для условий Верхнекамского месторождения и глубины разработки 400 м при содержании 10% Н.О. в составе пород целика (составлено автором)

Для практического применения полученных результатов и количественной оценки эффективности закладки был предложен «Коэффициент степени нагружения междукамерного целика» $K_{сн}$, определяемый по формуле (76):

$$k_{сн} = \frac{S_{б.з.}^{ядро}}{S_{с.з.}^{ядро}}, \quad (76)$$

где $S_{б.з.}^{ядро}$ – сдвиговое напряжение по Мизесу, действующие в ядре целика выработки соответственно без заполнения камеры закладочным материалом;

$S_{с.з.}^{ядро}$ – сдвиговое напряжение по Мизесу, действующие в ядре целика выработки соответственно с заполнением на требуемую величину степени заполнения A .

Данный коэффициент показывает, на сколько снижается максимальное сдвиговое напряжение в несущем ядре целика при использовании закладки по сравнению со случаем пустой выработки. На основе серий расчетов были построены номограммы (рисунки 109-110), представляющие собой практический инструмент для проектирования.

Анализ номограмм позволяет сделать следующие ключевые выводы:

1. Зависимость эффективности от степени заполнения нелинейна. При $A < 40\%$ поддерживающий эффект практически отсутствует ($K_{сн} \approx 0,9-0,8$). Эффективное снижение напряжений начинается при $A > 60\%$ и резко возрастает при $A > 80\%$. Это показывает существование критической степени заполнения, ниже которой возведение закладки может быть нецелесообразно с геомеханической точки зрения.

2. Эффективность зависит от типа закладки. Закладка на основе солеотходов с цементом при всех равных условиях обеспечивает большее снижение напряжений (кривые для нее на номограммах лежат ниже), чем закладка из раздробленных соляных пород. Это объясняется ее большей начальной жесткостью и прочностью. Эффективность закладки выше для более слабых целиков. Сравнение двух номограмм показывает, что для целиков, сложенных менее прочными породами (10% Н.О.), достигаются более низкие значения $K_{сн}$. Это означает, что чем слабее целик, тем более важную и эффективную роль играет поддерживающее влияние закладки.

Предложенный подход, в отличие от нормативного, позволяет проводить вариантное проектирование, количественно оценивать эффективность различных закладочных материалов и оптимизировать параметры закладочных работ для достижения требуемого уровня безопасности. Методика расчета описана в блок-схеме на рисунке 111 и справедлива условий Верхнекамского месторождения калийно-магниевых солей для глубин залегания продуктивных пластов до 400 м.

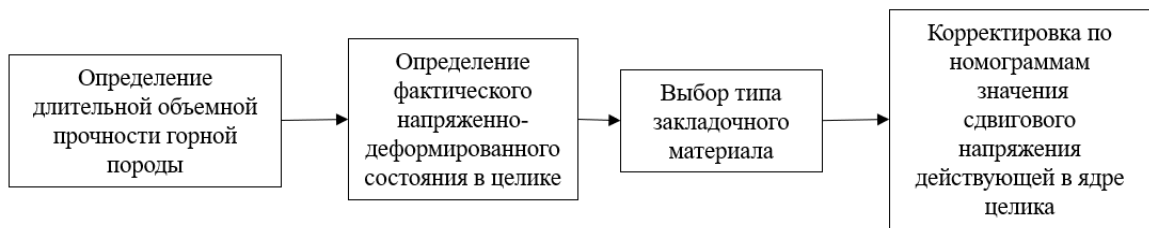


Рисунок 111 – Блок-схема порядка расчета степени нагружения междукамерного целика (составлено автором)

Первый этап инженерного расчета сводится к определению в рамках лабораторных исследований длительной объемной прочности пород, слагающих междукамерный целик. Затем от параметра длительной объемной прочности необходимо перейти к предельному значению степени нагружения целика без использования закладочного массива согласно уравнению (77):

$$S_{м.дл.}^{лаб} = \sigma_1^{дл} - \sigma_3^{дл}, \quad (77)$$

где $S_{м.дл.}^{лаб}$ – интенсивность длительных сдвиговых напряжений, МПа;

$\sigma_1^{дл}$ – главное максимальное нормальное напряжение по результатам лабораторного определения длительной объемной прочности горной породы, слагающей междукammerный целик, МПа.

$\sigma_3^{дл}$ – главное минимальное нормальное напряжение по результатам лабораторного определения длительной объемной прочности горной породы, слагающей междукammerный целик, МПа.

Следующим этапом является определение напряжений, действующих на целик на расчетной глубине (вертикальной σ_1 и горизонтальной σ_3 компоненты) (78):

$$\sigma_3 = \lambda \sigma_1 = \lambda \gamma h (b_{ц} + b_{к}) / b_{ц}, \quad (78)$$

где λ – коэффициент бокового распора;

γ – удельный вес пород, МН/м³;

h – глубина залегания пласта, м;

$b_{ц}$ – ширина целика, м;

$b_{к}$ – ширина камеры, м.

По значениям главных нормальных напряжений определяются действующая в целике расчетная величина интенсивности сдвиговых напряжений, которая не должна превышать интенсивности длительных сдвиговых напряжений (79)-(80):

$$S_{м.}^{расч.} = \sigma_1 - \sigma_3, \quad (79)$$

$$S_{м.}^{расч.} \leq S_{м.дл.}^{лаб.} \quad (80)$$

В случае если расчетная величина интенсивности сдвиговых напряжений выше, чем интенсивность длительных сдвиговых напряжений необходимо заполнять выработанное пространство закладочным материалом. Для снижения расчетных напряжений предлагается использовать коэффициент снижения интенсивности сдвиговых напряжений $k_{сн}$, который определяется по номограммам, представленным на рисунках 109-110.

Таким образом, предложенный подход и разработанные на его основе номограммы, в отличие от существующих нормативных методик, позволяют проводить вариантное проектирование, количественно оценивать эффективность различных закладочных материалов и научно обосновывать требуемую степень заполнения камер для достижения заданного уровня безопасности и долгосрочной устойчивости целиков.

4.4 Разработка практических рекомендаций по применению модели и закладочных материалов

4.4.1 Рекомендации по выбору геомеханической модели для задач проектирования

Выбор адекватной конститутивной модели для описания поведения закладочного материала является ключевым этапом геомеханического обоснования проектных решений. От этого выбора напрямую зависит достоверность прогноза НДС системы и, как следствие, экономическая эффективность и безопасность горных работ. Проведенный ранее сравнительный анализ позволяет сформулировать четкие рекомендации по областям применения различных моделей.

Применение стандартных моделей, таких как линейно-упругая и идеальная упругопластическая модель Кулона-Мора, допустимо для решения ограниченного круга задач. К ним относятся:

1. Предварительные экспресс-оценки на начальных стадиях проектирования, когда требуется лишь качественное сравнение вариантов без высокой точности количественных показателей.

2. Решение задач, где закладочный массив не является определяющим элементом устойчивости, а выполняет вспомогательную функцию.

Однако выполненный численный анализ показал, что данные модели не учитывают ключевой физической механизм работы закладочных материалов на основе сыпучих сред – необратимое объемное уплотнение (консолидацию) и связанное с ним деформационное упрочнение. Игнорирование этого фактора приводит к принципиально неверной оценке НДС, как правило, завышая поддерживающий эффект закладки и создавая ложное представление о запасе устойчивости целиков (рисунок 104, б, в).

Следовательно, использование упругой и кулоновской моделей для финальных расчетов, закладываемых в проектную документацию, и для долгосрочного прогноза устойчивости является недопустимым.

Для ответственных расчетов, служащих основой для принятия окончательных проектных решений, необходимо применять модели, адекватно описывающие физику процесса. Верифицированная в настоящей работе модель Soft Rock Plasticity относится именно к этому классу. Ее применение является обязательным при решении следующих инженерных задач:

1. Долгосрочный прогноз устойчивости междокамерных целиков. Только модели с упрочнением позволяют корректно описать взаимосвязь медленных деформаций ползучести соляных пород с процессом постепенного уплотнения закладочного массива и нарастания в нем реактивного отпора во времени.

2. Проектирование отработки в сложных горно-геологических условиях. К таким условиям относятся большие глубины залегания, наличие ослабленных целиков (например, с высоким содержанием нерастворимого остатка), а также необходимость охраны важных объектов на земной поверхности. В этих случаях цена ошибки слишком высока, и требуется максимально достоверный прогноз.

Научное обоснование и оптимизация состава закладочной смеси. Упрощенные модели нечувствительны к изменению компрессионных свойств и прочности закладки (например, при добавлении цемента). Модель Soft Rock Plasticity, параметры которой напрямую зависят от свойств материала, является единственным инструментом, позволяющим количественно оценить

геомеханическую эффективность различных рецептур закладки и сделать технико-экономическое обоснование выбора той или иной смеси.

Обоснование рациональных параметров закладочных работ. В частности, для определения минимально необходимой степени заполнения камеры (А). Как показано ранее, зависимость поддерживающего эффекта от А нелинейна, и этот эффект проявляется только после достижения определенного уровня уплотнения, что может быть корректно смоделировано только с помощью моделей типа Soft Rock Plasticity.

Для наглядности рекомендации по выбору модели сведены в таблице 30.

Таблица 30 – Рекомендации по выбору расчетной модели для закладочного материала (составлено автором)

Тип модели	Ключевые особенности и ограничения	Рекомендуемая область применения
Упругая модель	Не учитывает пластичность и уплотнение. Дает сильно завышенную оценку жесткости	Качественные экспресс-оценки на самых ранних стадиях проектирования. Неприменима для финальных расчетов
Модель Кулона-Мора	Учитывает сдвиговое разрушение, но не описывает уплотнение и упрочнение. Приводит к завышению поддерживающего эффекта	Предварительные расчеты предельных состояний, когда не требуется высокая точность деформационного анализа
Модель Soft Rock Plasticity	Физически корректно описывает уплотнение и сдвиговое разрушение с упрочнением. Требуется определения большего числа параметров	Финальные проектные расчеты; долгосрочный прогноз устойчивости; оптимизация состава закладки; обоснование параметров закладочных работ

4.4.2 Рекомендации по определению рациональных параметров закладочных работ

Результаты численного моделирования, представленные в пункте 4.3, позволяют перейти от обобщенных эмпирических коэффициентов, используемых в действующей нормативной документации, к научно обоснованному определению ключевых параметров закладочных работ. На основе полученных зависимостей были разработаны практические рекомендации по выбору степени заполнения и типа закладочного материала, а также предложена инженерная методика для их количественного обоснования в задачах проектирования.

Анализ номограмм однозначно показывает нелинейный характер зависимости поддерживающего эффекта закладки от степени заполнения камеры (А). Установлено, что при значениях А менее 60-70% влияние закладки на снижение сдвиговых напряжений в целом незначительно. Это объясняется физикой процесса: для включения закладки в работу как несущего элемента требуется ее предварительное уплотнение до состояния, когда она начинает оказывать существенный боковой отпор и воспринимать вертикальную нагрузку от оседающей

кровли. При низкой степени заполнения сдвиговой характер разрушения преобладает перед уплотнением.

Резкий рост эффективности закладки (интенсивное увеличение коэффициента $K_{сн}$) наблюдается при степенях заполнения свыше 80%. На основании этого формулируется следующая практическая рекомендация: для обеспечения эффективного геомеханического взаимодействия в системе «целик-закладка» и существенного повышения долгосрочной устойчивости целиков, степень заполнения очистных камер закладочным материалом должна составлять не менее 85-90%.

Применение закладки с меньшей степенью заполнения является нерациональным с точки зрения геомеханики, так как не обеспечивает значимого снижения рисков разрушения целиков.

Сравнение эффективности закладки из раздробленных соляных пород и из солеотходов с добавлением цемента (твердеющая закладка) показывает явное преимущество последней. За счет наличия цементационных связей твердеющая закладка обладает более высокой начальной жесткостью и прочностью, что позволяет ей включаться в работу при меньших деформациях массива и создавать больший поддерживающий эффект.

В горно-геологических условиях, характеризующихся повышенными напряжениями (большие глубины разработки) или наличием ослабленных целиков (например, сложенных породами с содержанием нерастворимого остатка Н.О. 10% и более), рекомендуется приоритетное применение твердеющей закладки на основе солеотходов с добавлением цемента. Как показывают номограммы, при равной степени заполнения A , твердеющая закладка обеспечивает снижение интенсивности сдвиговых напряжений в ядре целика на 15-20% больше по сравнению с закладкой из раздробленных пород.

Ключевым практическим результатом диссертационной работы является разработанная инженерная методика, позволяющая проектировщику количественно оценивать влияние закладки и оптимизировать ее параметры. Основой методики является «Коэффициент степени нагружения междукammerного целика» ($K_{сн}$) и построенные для его определения номограммы.

Порядок использования методики соответствует блок-схеме, представленной на рисунке 111, и включает следующие этапы:

1. Определение начальной степени нагружения: на первом этапе стандартными методами определяется напряженное состояние в целике без учета закладки. Рассчитывается максимальная интенсивность сдвиговых напряжений в его несущем ядре.

2. Проверка условия устойчивости: полученное значение сравнивается с пределом длительной прочности пород, слагающих целик. Если расчетные напряжения превышают допустимые, принимается решение о необходимости применения закладки.

3. Определение требуемого $K_{\text{сн}}$: определяется требуемая величина снижения сдвиговых напряжений для обеспечения долгосрочной устойчивости. На основе этого рассчитывается целевое значение $K_{\text{сн}}$.

Выбор рациональных параметров по номограммам: используя соответствующую номограмму (рисунок 109 для целиков с 5% Н.О., рисунок 110 для 10% Н.О.), проектировщик может решить обратную задачу:

4. Вариант А: имея в наличии определенный тип закладочного материала, по требуемому значению $K_{\text{сн}}$ определяется минимально необходимая степень заполнения А.

5. Вариант Б: при технологически ограниченной степени заполнения А, по номограмме определяется, какой из доступных типов закладочного материала обеспечит необходимое значение $K_{\text{сн}}$ и, следовательно, требуемый уровень безопасности.

Данный подход, в отличие от нормативного, позволяет проводить вариантное проектирование, количественно сравнивать эффективность различных закладочных материалов и экономически обосновывать проектные решения, достигая требуемого уровня безопасности при минимальных затратах.

4.5 Выводы по четвертой главе

На основании выполненного в настоящей главе численного моделирования и анализа его результатов были сделаны следующие выводы:

1. Установлено, что существующие нормативные подходы к оценке влияния закладочных работ, основанные на эмпирических коэффициентах, не отражают физической сущности процесса взаимодействия в системе «целик-закладка». Они не учитывают компрессионные свойства закладочного материала и нелинейный характер его работы, что не позволяет проводить оптимизацию параметров закладки и достоверно прогнозировать долгосрочное НДС системы.

2. Разработана и верифицирована методика построения трехмерной численной модели системы «междукамерный целик – закладочный массив» в программном комплексе Abaqus. Научная новизна методики заключается в применении для закладочных материалов на основе отходов соляной промышленности адекватных геомеханических моделей с упрочнением (Cap Plasticity и Soft Rock Plasticity), которые физически корректно описывают ключевые механизмы их деформирования – уплотнение и сдвиговое разрушение.

3. В результате сравнительного анализа моделей деформирования доказано, что стандартные упругая и упругопластическая модель Кулона-Мора приводят к нереалистичной, как правило, завышенной оценке поддерживающего эффекта закладки. Модель Soft Rock Plasticity признана наиболее адекватной для решения поставленных задач, так как она позволяет учесть нелинейную сжимаемость, упрочнение и реологические свойства как сухой, так и твердеющей закладки.

4. Выявлена и количественно оценена нелинейная зависимость несущей способности целиков от степени заполнения камер. Установлено, что существует критический уровень заполнения выработанного пространства, составляющий 85-90%, ниже которого поддерживающий эффект закладки незначителен. Эффективность твердеющей закладки на основе солеотходов с цементом на 15-20% выше по сравнению с сухой закладкой из раздробленных пород при равных условиях.

5. Разработаны практические рекомендации по выбору расчетных моделей для инженерных задач и определению рациональных параметров закладочных работ. Создан инженерный инструмент в виде номограмм для определения «Коэффициента степени нагружения междукammerного целика» ($K_{сн}$), позволяющий, в отличие от действующих нормативных документов, проводить вариантное проектирование и научно обосновывать выбор типа закладочного материала и требуемой степени заполнения камер для обеспечения долгосрочной устойчивости междукammerных целиков.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертации представлены результаты исследовательской работы с целью повышения достоверности прогноза НДС междукамерных целиков и закладочного массива при их совместном взаимодействии с применением обоснованной модели деформирования закладочного массива. В ходе исследования были достигнуты следующие ключевые результаты:

1. Установлено, что с ростом среднего напряжения угол внутреннего трения раздробленных соляных пород снижается по логарифмическому закону. Учет этой зависимости устраняет погрешность, свойственную классическим моделям с постоянным углом внутреннего трения, что является необходимым условием для повышения достоверности прогноза НДС.

2. Доказано, что деформирование закладочного материала при нормальном уплотнении соответствует ассоциированному закону пластического течения. Это является физическим обоснованием для применения геомеханических моделей шатрового класса, которые корректно воспроизводят процесс уплотнения, как следствие повышая достоверность прогноза объемных деформаций.

3. Выявлен механизм разрушения закладочного материала при введении цементационных связей: переход от хрупкого при малых уровнях обжатия к пластическому поведению при высоких. Это позволило описать оба режима деформирования в рамках единого подхода, устраняя необходимость применения разрозненных моделей.

4. Количественно описан механизм смены отпора закладочного массива при 80% заполнении камеры, что подтверждает способность разработанной модели достоверно прогнозировать НДС целиков в зависимости от ключевых параметров закладочных работ.

5. Разработаны номограммы для определения коэффициента снижения напряжений в целиках в зависимости от свойств материала целика, степени заполнения камер и типа закладочного материала. Эти зависимости являются прямым результатом повышения достоверности прогноза НДС и позволяют количественно и качественно обосновывать проектные решения.

6. Достоверность всех предыдущих выводов, полученных численным моделированием, комплексно подтверждена верификацией на основе данных лабораторных испытаний, которая показала сходимость результатов со средним значением величины достоверности аппроксимации $R^2 = 0,94$.

Разработанный подход к моделированию, основанный на комплексном лабораторном исследовании свойств закладочных материалов, позволяет углубить теоретические представления о процессах их деформирования и предложить практические рекомендации для инженерного проектирования. Дальнейшие исследования могут быть посвящены изучению термо-гидравлических и реологических свойств закладочных материалов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Асанов, В. А. Методические аспекты определения прочностных, деформационных и энергетических характеристик соляных пород при прямом растяжении породных образцов в лабораторных условиях / В. А. Асанов, И. Л. Паньков, В. С. Кузьминых, И. А. Морозов // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2018. – № 4. – С. 58-68. – DOI 10.15593/perm.mech/2018.4.05. – EDN YUNHNDN.
2. Барях, А. А. Методика контроля устойчивости соляных междокамерных целиков / А.А. Барях, В. А. Асанов, И. А. Санфиров // Записки Горного института. – 2013. – Т. 205. – С. 134-138.
3. Барях, А. А. О мерах охраны калийных рудников от затопления / А. А. Барях, Е. А. Губанова // Записки Горного института. – 2019. – Т. 240. – №. 6. – С. 613. DOI: 10.31897/PMI.2019.6.613
4. Барях, А. А. Ликвидация калийных рудников и соляных шахт: обзор и анализ проблемы / А. А. Барях, А. В. Евсеев // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2019. – №. 9. – С. 5-29. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-09-0-5-29
5. Барях, А. А. Анализ условий разрушения водозащитной толщи при различных вариантах камерной системы разработки / А. А. Барях, Е. А. Телегина // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2013. – №. 1. – С. 34-40.
6. Беляков, Н. А. Прогноз целостности водозащитной толщи на Верхнекамском месторождении калийных руд / Н. А. Беляков, А. А. Беликов // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2022. – №. 6-2. – С. 33-46. DOI: 10.25018/0236_1493_2022_62_0_33
7. Борзаковский, Б. А. Технология добычи руды с закладкой на вяжущем из хлористого кальция / Б. А. Борзаковский, М. И. Русаков, М. В. Генкин // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2014. – №. 4. – С. 284-292.
8. Боярко, Г. Ю. Обзор современного состояния соляной промышленности России / Г. Ю. Боярко, В. Ю. Хатьков // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. – 2021. – Т. 332. – №. 5. – С. 179-190. DOI: 10.18799/24131830/2021/05/3201
9. Варламова, С. А. Разработка имитационной модели для планирования горно-выемочных работ / С. А. Варламова, Ю. И. Володина, А. В. Затонский, П. А. Язев // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2019. – №. 10. – С. 214-222. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-10-0-214-222
10. Воронов, Г. А. Анализ результатов отечественных и зарубежных исследований устойчивости выработок в каменной соли // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2008. – №. 6. – С. 8-12.

11. Гилев, М. В. Закладка выработанного пространства при разработке сильвинитовых пластов как конструктивный элемент системы разработки / М. В. Гилев, С. А. Константинова, В. Е. Мараков, С. А. Чернопазов // Маркшейдерский вестник. – 2007. – №. 1. – С. 33-40.
12. Голик, В. И. Использование хвостов обогащения руд в твердеющих смесях / В. И. Голик, Ю. В. Дмитрак, Р. Н. Максимов, Ю. М. Ляшенко // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2018. – №. S25. – С. 18-27. DOI: 10.25018/0236-1493-2018-6-25-18-27
13. Голик, В. И. Управление свойствами твердеющих смесей при закладке выработанного пространства рудных месторождений / В. И. Голик, Ю. В. Дмитрак, В. И. Комащенко, Н. М. Качурин // Записки Горного института. 2020. Т. 243. С. 285-292. DOI: 10.31897/PMI.2020.3.285
14. ГОСТ 12248.3-2020 «Грунты. Определение характеристик прочности и деформируемости методом трехосного сжатия». – Введ. 01.06.2021. – Москва, Стандартинформ – 2020.
15. ГОСТ 12536-2014 Грунты. Методы лабораторного определения гранулометрического (зернового) и микроагрегатного состава. – Введ. 01.07.2015. – Москва, Стандартинформ – 2019.
16. ГОСТ 21153.2-84 «Методы определения предела прочности при одноосном сжатии». – Введ. 01.07.1986. – Москва, Издательство стандартов – 2001.
17. ГОСТ 21153.8-88 «Метод определения предела прочности при объемном сжатии». – Введ. 01.07.1989. – Москва, Издательство стандартов – 1988.
18. ГОСТ 5180-2015 Грунты. Методы лабораторного определения физических характеристик. – Введ. 01.04.2016. – Москва, Стандартинформ – 2019.
19. Ермолович, Е. А. Влияние флокулянтов на свойства закладочной пульпы на основе отходов обогащения и прочность массива // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2010. – №. 3. – С. 265-269.
20. Ермолович, Е. А. Состав для упрочнения искусственного массива / Е. А. Ермолович, А. А. Аникеев, О. В. Ермолович // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. – 2021. – №. 3. – С. 269-276. DOI: 10.46689/2218-5194-2021-3-1-262-270
21. Ермолович, О. В. Способы повышения прочности закладочного массива с резиновым порошком в его структуре // Известия Тульского государственного университета. Науки о Земле. – 2023. – № 4. – С. 621-628.
22. Ермолович, О. В. Композиционные закладочные материалы с добавкой из механоактивированных отходов обогащения / О. В. Ермолович, Е. А. Ермолович // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. – 2016. – №. 3. – С. 24-30.

23. Жабко, А. В. Критерии прочности горных пород // Горный информационно-аналитический бюллетень. — 2021. — № 11-1. — С. 27—45. DOI: 10.25018/0236_1493_2021_111_0_27.

24. Зубов, В. П. Повышение безопасности рудников при отработке верхнекамского месторождения калийно-магниевых солей / В. П. Зубов, Е. Р. Ковальский, С. В. Антонов, В. В. Пачгин // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). — 2019. — №. 5. — С. 22-33. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-05-0-22-33

25. Ильинов, М. Д. Аспекты физического моделирования процессов структурных изменений образцов горных пород при термобарических условиях больших глубин / М. Д. Ильинов, Д. Н. Петров, Д. А. Карманский, **А. А. Селихов** // Горные науки и технологии. — 2023. — Т. 8, № 4. — С. 290-302. — DOI: 10.17073/2500-0632-2023-09-150.

26. Карасев, М. А. Лабораторное исследование закладочного материала на основе галитовых отходов / М. А. Карасев, **А. А. Селихов**, А. К. Бычин // Транспортное, горное и строительное машиностроение: наука и производство. — 2023. — № 23. — С. 180-188. — DOI: 10.26160/2658-3305-2023-23-180-188.

27. Карасев, М. А. Лабораторные исследования и анализ математических моделей деформирования раздробленных соляных пород / М. А. Карасев, **А. А. Селихов**, А. К. Бычин // Известия Уральского государственного горного университета. — 2023. — № 4(72). — С. 94-105. — DOI: 10.21440/2307-2091-2023-4-94-105.

28. Кашников, Ю. А. Геолого-геомеханическая модель участка Верхнекамского калийного месторождения / Ю. А. Кашников, А. О. Ермашов, А. А. Ефимов // Записки Горного института. — 2019. — Т. 237. — С. 259-267. DOI: 10.31897/pmi.2019.3.259

29. Квиткин, С. Ю. Об экологической эффективности и правовой возможности размещения в надсолевом комплексе пород верхнекамского месторождения минерализованных вод / С. Ю. Квиткин, В. И. Трофимов, В. В. Ковальская // Записки Горного института. — 2017. — Т. 228. DOI: 10.25515/PMI.2017.6.731

30. Ковальский, Е. Р. Моделирование процесса деформирования междукammerных целиков в условиях закладки очистных камер / Е. Р. Ковальский, К. В. Громцев, Д. Н. Петров // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). — 2020. — №. 9. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-9-0-87-101

31. Козловский, Е. Я. Определение и верификация параметров расчетной модели соляных пород с учетом разупрочнения и ползучести / Е. Я. Козловский, М. А. Журавков // Записки Горного института. — 2021. — Т. 247. — С. 33-38. DOI: 10.31897/PMI.2021.1.4

32. Конгар-Сюрюн, Ч. Б. Исследование влияния активационной обработки на галитовые отходы обогащения при приготовлении закладочной смеси / Ч. Б. Конгар-Сюрюн, В. В.

Фараджов, Ю. С. Тюлеева, А. М. Хайрутдинов // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2021. – №. 1. DOI: 10.25018/0236-1493-2021-1-0-43-57

33. Конгар-Сюрюн, Ч. Б. Твердеющие закладочные смеси на калийных рудниках: перспективные материалы, регулирующие напряжённно-деформированное состояние массива / Ч. Б. Конгар-Сюрюн, Е. Р. Ковальский // Геология и Геофизика Юга России. – 2023. – Т. 13. – №. 4. – С. 177-187.

34. Константинова, С. А. Влияние закладки выработанного пространства на напряженно-деформированное состояние карналлитовых междукammerных целиков / С. А. Константинова, И. Б. Ваулина // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. – 2012. – №. 1. – С. 71-76.

35. Константинова, С. А. Математическая модель состояния закладочного массива на верхнекамском месторождении калийных солей / С. А. Константинова, С. А. Чернопазов, В. А. Асанов // Известия высших учебных заведений. Горный журнал. – 2010. – №. 1. – С. 44-49.

36. Кузьмин, Е. В. Формирование закладочного массива на основе гипсосодержащего вяжущего / Е. В. Кузьмин, О. И. Савич // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2003. – №. 1. – С. 203-204.

37. Куликова, А. А. Применение хвостов обогащения в качестве закладки выработанного пространства рудников / А. А. Куликова, А. М. Ковалева // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2021. – №. 2-1. – С. 144-154. DOI: 10.25018/0236-1493-2021-21-0-144-154

38. Куликова, А. А. К вопросу снижения геоэкологических рисков на горнодобывающих предприятиях / А. А. Куликова, Т. И. Овчинникова // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2021. – №. 2-1. – С. 251-262. DOI: 10.25018/0236-1493-2021-21-0-251-262

39. Лебедева, О. О. Анализ и подготовка исходных данных для построения геолого-геомеханической модели участка Верхнекамского месторождения калийно-магниевых солей // Недропользование. – 2022. – Т. 22. – №. 3. – С. 139-143.

40. Лискова, М. Ю. Негативное воздействие, оказываемое на окружающую среду предприятиями по добыче и обогащению калийно-магниевых солей // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Геология, нефтегазовое и горное дело. – 2017. – Т. 16. – №. 1. – С. 82-88. DOI: 10.15593/2224-9923/2017.1.9

41. Лобанов, С. Ю. О влиянии свойств закладки на несущую способность междукammerных целиков / С. Ю. Лобанов, А. Ю. Шумихина // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2011. – №. 4. – С. 24-27.

42. Ломакин, И. С. Физическое и математическое моделирование процесса деформирования и разрушения междокамерных целиков / И. С. Ломакин, А. А. Цаюков, А. В. Евсеев // Вестник Пермского федерального исследовательского центра. – 2021. – №. 1. – С. 47-53. DOI: 10.7242/2658-705X/2021.1.4

43. Методические рекомендации к «Указаниям по защите рудников от затопления и охране подрабатываемых объектов на Верхнекамском месторождении калийно-магниевых солей». Введены в действие приказом ПАО «Уралкалий» № 525 от 21.03.2017. – 2014.

44. Морозов, И. А. Изучение устойчивости горных выработок в соляных породах / И. А. Морозов, И.Л. Паньков, В. Н. Токсаров // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2021. – №. 9. – С. 36-47. DOI: 10.25018/0236_1493_2021_9_0_36

45. Морозов, И. А. Анализ деформирования соляных пород Гремячинского и Верхнекамского месторождений в лабораторных условиях / И. А. Морозов, А. А. Ударцев, И. Л. Паньков // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2020. – №. 10. – С. 16-28. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-10-0-16-28

46. Пелипенко, М. В. К вопросу комплексной оценки рисков аварий на рудниках / М. В. Пелипенко, С. В. Баловцев, И. И. Айнбиндер // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2019. – №. 11. – С. 180-192. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-11-0-180-192.

47. Петров, Д. Н. Исследование возможности применения методов неразрушающего контроля для оценки прочностных свойств горных пород в условиях подземного рудника Гремячинского месторождения / Д. Н. Петров, В. И. Абашин, М. А. Карасев, **А. А. Селихов** // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2024. – № 12-1. – С. 227-244. – DOI: 10.25018/0236_1493_2024_121_0_227.

48. Петрова, Т. А. Снижение геоэкологических последствий при складировании галитовых отходов / Т. А. Петрова, А. А. Астапенко, А. А. Кологривко, Н. М. Есман // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2022. – №. 10-1. – С. 155-162. DOI: 10.25018/0236_1493_2022_101_0_155

49. Пospelов, Д. А. Изучение деформационных свойств соляных пород в лабораторных и натурных условиях / Д. А. Пospelов, И. Л. Паньков, В. Н. Токсаров, Д. В. Напарьина // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. – 2024. – №. 4. – С. 700-713.

50. Протосеня, А. Г. Обоснование параметров реологической модели соляного массива / А. Г. Протосеня, А. М. Картеров // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2023. – №. 3. – С. 16-28. DOI: 10.25018/0236_1493_2023_3_0_16

51. Савич, И. Н. Формирование закладочных массивов и утилизация резинокордовых отходов / И. Н. Савич, М. В. Тишков // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2007. – №. 5. – С. 146-152.

52. Свидетельство о государственной регистрации базы данных № 2024622340 Российская Федерация. База данных закладочных материалов месторождений водорастворимых руд. Заявка № 2024622079: заявл. 23.05.2024: опубл. 29.05.2024/ М. А. Карасев, **А. А. Селихов**; заявитель/правообладатель федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Санкт-Петербургский горный университет императрицы Екатерины II». – 182,29 КБ.

53. Секунцов, А. И. К вопросу о совместной разработке некондиционных по мощности сильвинитовых пластов Вс и АБ на шахтных полях Верхнекамского месторождения калийных солей / А. И. Секунцов, А. С. Каменских, Д. С. Чернопазов // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2014. – №. 4. – С. 317-323.

54. Синякин, К. Г. Определение прочностных свойств закладочного материала Яковлевского железорудного месторождения // Записки Горного института. – 2011. – Т. 189. – С. 250-253.

55. Сокол, Д. Г. Направления совершенствования бесцеликовых технологических схем отработки калийных пластов // Вестник Кузбасского государственного технического университета. – 2018. – №. 4 (128). – С. 93-99. DOI: 10.26730/1999-4125-2018-4-93-98

56. Сокол, Д. Г. Актуальные проблемы и перспективы совершенствования охраны повторно используемых подготовительных выработок при отработке калийных пластов / Д. Г. Сокол, Л. К. Фук, Т. В. Зуи // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2020. – №. 12. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-12-0-33-43

57. Токсаров, В. Н. Исследование деформирования подземных горных выработок в условиях Гремячинского месторождения калийных солей / В. Н. Токсаров, И. А. Морозов, Н. Л. Бельтюков, А. А. Ударцев // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2020. – №. 7. – С. 113-124. DOI: 10.25018/0236-1493-2020-7-0-113-124

58. Токсаров, В. Н. Напряженное состояние породного массива в условиях Гремячинского калийного месторождения / В. Н. Токсаров, И. В. Поляков, Н. Л. Бельтюков, Е. Л. Лифшиц, И. А. Морозов // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2025. – № 1. – С. 100-113. – DOI 10.25018/0236_1493_2025_1_0_100.

59. Хайрутдинов, М. М. Бесцементные закладочные смеси на основе водорастворимых техногенных отходов / М. М. Хайрутдинов, Ч. Б. Конгар-Сюрюн, Ю. С. Тюлеева, А. М. Хайрутдинов // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. – 2020. – Т. 331. – №. 11. – С. 30-36. DOI: 10.18799/24131830/2020/11/2883

60. Хайрутдинов, М. М. Снижение вредного воздействия промышленных производств на окружающую среду путём использования техногенных отходов / М. М. Хайрутдинов, Р. А. Ковалев, А. Б. Копылов, Н. Д. Кулаков // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. – 2021. – №. 4. – С. 109-121. DOI: 10.46689/2218-5194-2021-4-1-109-121
61. Хайрутдинов, М. М. Техногенные отходы в закладочных смесях-путь снижения воздействия на экологию / М. М. Хайрутдинов, Д. А. Кузиев, А. Б. Копылов, К. А. Головин // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. – 2022. – №. 1. – С. 152-164. DOI 10.46689/2218-5194-2022-1-1-152-164
62. Хайрутдинов, М. М. Выбор химических добавок для твердеющей закладки на калийных рудниках / М. М. Хайрутдинов, М. В. Вотяков // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2007. – №. 6. – С. 218-220.
63. Хайрутдинов, М. М. Гидравлическая закладка на калийных рудниках / М. М. Хайрутдинов, М. В. Вотяков // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2007. – №. 6. – С. 214-218.
64. Шваб, Р. Г. Управление состоянием подрабатываемого массива горных пород частичной закладкой выработанного пространства в виде бутовых полос из разрушенного галита при извлечении запасов калийных руд столбовой системой разработки / Р. Г. Шваб, В. Н. Дешковский // Недропользование. – 2009. – №. 4. – С. 20-27.
65. Шкуратский, Д. Н. Использование отходов производства калийных удобрений в породных смесях для закладки выработанных пространств / Д. Н. Шкуратский, М. И. Русаков // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. – 2015. – №. 3. – С. 87-97.
66. Asanov, V. A., Pan'kov, I. L. Deformation of salt rock joints in time // Journal of Mining Science. – 2004. – Vol. 40. – №. 4. – p. 355-359. DOI: 10.1007/s10913-004-0017-5
67. Baryakh, A. A., Lobanov, S. Y., Lomakin, I. S. Analysis of time-to-time variation of load on interchamber pillars in mines of the Upper Kama Potash Salt Deposit // Journal of Mining Science. – 2015. – Vol. 51. – №. 4. – p. 696-706. DOI: 10.1134/S1062739115040064
68. Bauer, S., Urquhart, A. Thermal and physical properties of reconsolidated crushed rock salt as a function of porosity and temperature // Acta Geotechnica. – 2016. – Vol. 11. – №. 4. – p. 913-924. DOI 10.1007/s11440-015-0414-8
69. Blanco, M. L. et al. Long-term modeling of coupled processes in a generic salt repository for heat-generating nuclear waste: preliminary analysis of the impacts of halite dissolution and precipitation // 49th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium. – OnePetro, 2015.
70. Blanco-Martín, L. et al. Coupled processes modeling in rock salt and crushed salt including halite solubility constraints: Application to disposal of heat-generating nuclear waste // Transport in Porous Media. – 2018. – Vol. 124. – p. 159-182. DOI: 10.1007/s11242-018-1057-7

71. Brodsky, N. S., Hansen, F. D., Pfeifle, T. W. Properties of dynamically compacted WIPP salt. – Sandia National Lab. (SNL-NM), Albuquerque, NM (United States), 1996. – №. SAND-96-0838C; CONF-9606115-6.
72. Broome, S. T. et al. Mechanical response and microprocesses of reconsolidating crushed salt at elevated temperature // *Rock Mechanics and Rock Engineering*. – 2015. – Vol. 48. – №. 6. – p. 2615-2629.
73. Callahan, G. D. et al. Evaluation of constitutive models for crushed salt. – Sandia National Labs., 1996. – №. SAND--96-0791C.
74. Callahan, G. D., DeVries, K. L. WIPP benchmark calculations with the large strain SPECTROM codes. – Sandia National Labs., 1995. – №. SAND--94-1376. DOI: 10.2172/104763
75. Callahan, G. D., Mellegard, K. D., Hansen, F. D. Constitutive behavior of reconsolidating crushed salt. – Sandia National Lab. (SNL-NM), Albuquerque, NM (United States), 1998. – №. SAND-98-0179C; CONF-980620-.
76. Cinar, Y., Pusch, G., Reitenbach, V. Petrophysical and capillary properties of compacted salt // *Transport in Porous Media*. – 2006. – Vol. 64. – №. 2. – p. 199-228. DOI: 10.1007/s11242-005-2848-1
77. Cocker, M. D., Orris, G. J. World potash developments // 48th Annual Forum on the Geology of Industrial Minerals Arizona Geological Survey. – Scottsdale, 2012.
78. Czaikowski, O., Wieczorek, K., Kröhn, K. P. Compaction of salt backfill—new experiments and numerical modelling // *Mechanical Behaviour of Salt VII*. – CRC Press, 2012. – C. 169-174. DOI: 10.1201/b12041-21
79. Deng, J. et al. A viscoelastic, viscoplastic, and viscodamage constitutive model of salt rock for underground energy storage cavern // *Computers and Geotechnics*. – 2020. – Vol. 119. – p. 103288. DOI: 10.1016/j.compgeo.2019.103288
80. Desai, C. S., Siriwardane, H. J. Constitutive laws for engineering materials, with emphasis on geologic materials // (No Title). – 1984.
81. Hansen, F. D. Reconsolidating salt: Compaction, constitutive modeling, and physical processes // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 1997. – Vol. 34. – №. 3-4. – p. 119. e1-119. e12. DOI 10.1016/S1365-1609(97)00072-5
82. Hansen, F. D., Knowles, M. K. Design and analysis of a shaft seal system for the Waste Isolation Pilot Plant // *Reliability Engineering & System Safety*. – 2000. – Vol. 69. – №. 1-3. – p. 87-98. DOI: 10.1016/S0951-8320(00)00026-0
83. Heusermann, S., Rolfs, O., Schmidt, U. Nonlinear finite-element analysis of solution mined storage caverns in rock salt using the LUBBY2 constitutive model // *Computers & structures*. – 2003. – Vol. 81. – №. 8-11. – p. 629-638. DOI: 10.1016/S0045-7949(02)00415-7

84. Hou, Z. Mechanical and hydraulic behavior of rock salt in the excavation disturbed zone around underground facilities // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 2003. – Vol. 40. – №. 5. – p. 725-738. DOI: 10.1016/S1365-1609(03)00064-9
85. Kong, Y., Xu, M., Song, E. An elastic-viscoplastic double-yield-surface model for coarse-grained soils considering particle breakage // *Computers and Geotechnics*. – 2017. – Vol. 85. – p. 59-70. DOI: 10.1016/j.compgeo.2016.12.014
86. Kröhn, K. P. et al. The compaction behaviour of salt backfill as a THM-process // *Proceedings of 8th conference on mechanical behavior salt (SaltMech8)*. – 2015. – C. 49-59. DOI: 10.1201/b12041-22
87. Lade, P. V. Elasto-plastic stress-strain theory for cohesionless soil with curved yield surfaces // *International journal of solids and structures*. – 1977. – Vol. 13. – no. 11. – p. 1019-1035.
88. Lampe, B. C. et al. Experimental investigation of the influence of pore pressure and porosity on the deformation of granular salt // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 2018. – Vol. 110. – p. 291-305. DOI: 10.1016/J.IJRMMS.2018.07.007
89. Li, X. et al. True-triaxial drained test of Tengger Desert sand // *Advances in Civil Engineering*. – 2020. – T. 2020. – C. 1-11. DOI: 10.1155/2020/8851165
90. Ma, Z., Li, X. Aeolian Sand Test with True Triaxial Stress Path Achieved by Pseudo-Triaxial Apparatus // *Sustainability*. – 2023. – T. 15. – №. 10. – C. 8328. DOI: 10.3390/su15108328
91. Martin, L. B. et al. Comparison of two simulators to investigate thermal–hydraulic–mechanical processes related to nuclear waste isolation in saliferous formations // *Computers and Geotechnics*. – 2015. – Vol. 66. – p. 219-229. DOI: 10.1016/j.compgeo.2015.01.021
92. Martin, L. B., Rutqvist, J., Birkholzer, J. T. Long-term modeling of the thermal–hydraulic–mechanical response of a generic salt repository for heat-generating nuclear waste // *Engineering geology*. – 2015. – vol. 193. – p. 198-211. DOI: 10.1016/j.enggeo.2015.04.014
93. Miao, S., Wang, M. L., Schreyer H. L. Constitutive models for healing of materials with application to compaction of crushed rock salt // *Journal of Engineering Mechanics*. – 1995. – Vol. 121. – №. 10. – p. 1122-1129. DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1995)121:10(1122)
94. Olivella, S., Gens, A. A constitutive model for crushed salt // *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*. – 2002. – Vol. 26. – №. 7. – p. 719-746. DOI: 10.1002/NAG.220
95. Paneru, L. P., Bauer, S. J., Stormont, J. C. Thermal properties of consolidated granular salt as a backfill material // *Rock Mechanics and Rock Engineering*. – 2018. – Vol. 51. – №. 3. – p. 911-923. DOI: 10.1007/s00603-017-1353-5

96. Pudewills, A., Droste, J. Numerical modeling of the thermomechanical behavior of a large-scale underground experiment // *Computers & Structures*. – 2003. – Vol. 81. – №. 8-11. – p. 911-918. DOI: 10.1016/S0045-7949(02)00427-3
97. Pudewills, A., Krauss, M. Implementation of a viscoplastic model for crushed salt in the ADINA program // *Computers & structures*. – 1999. – Vol. 72. – №. 1-3. – p. 293-299. DOI: 10.1016/S0045-7949(99)00006-1
98. Shi, X. et al. Geomechanical investigation for abandoned salt caverns used for solid waste disposal // *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*. – 2021. – Vol. 80. – №. 2. – p. 1205-1218. DOI:10.1007/s10064-020-02013-4
99. Sjaardema, G. D., Krieg, R. D. A constitutive model for the consolidation of WIPP crushed salt and its use in analyses of backfilled shaft and drift configurations. – Albuquerque, NM: Sandia National Laboratories, 1987.
100. Somtong, S., Khamrat, S., Fuenkajorn, K. Laboratory performance assessment of consolidated crushed salt for backfill material in potash mine openings // *Engineering Journal of Research and Development*. – 2015. – Vol. 26. – №. 1. – p. 15-22.
101. Tsang, C. F., Bernier, F., Davies, C. Geohydromechanical processes in the Excavation Damaged Zone in crystalline rock, rock salt, and indurated and plastic clays—in the context of radioactive waste disposal // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 2005. – Vol. 42. – №. 1. – p. 109-125. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2004.08.003
102. Van Sambeek, L. L. Testing and modelling of backfill used in salt and potash mines // *Proceedings of the Rock Support in Mining and Underground Construction*, Balkema, Rotterdam 1992. – 1992. – p. 583-589.
103. Vermeer, P. A. Non-associated plasticity for soils, concrete and rock // *Physics of dry granular media*. – Dordrecht: Springer Netherlands, 1998. – pp. 163-196. – doi.org/10.1007/978-94-017-2653-5_10
104. Wood, D. M. Soil Behaviour and Critical State Soil Mechanics. – Cambridge University Press, 1990.
105. Yan, B. et al. Application of double-yield model in numerical simulation of stability of mining filling body // *Arabian Journal of Geosciences*. – 2019. – Vol. 12. – p. 1-17. DOI: 10.1007/s12517-019-4679-3
106. Younessi, A., Rasouli, V., Wu, B. Sand production simulation under true-triaxial stress conditions // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 2013. – T. 61. – C. 130-140. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2013.03.001

107. Yu, Y. et al. Approach for Numerical Modeling of Strain-Hardening Materials Using Double-Yield Model // Rock Mechanics and Rock Engineering. – 2022. – p. 1-11. DOI: 10.1007/s00603-022-02883-y
108. Yubero, M. T. et al. Analysis of the process of compaction movements of deposits of crushed salt tailings // Engineering Geology. – 2021. – Vol. 293. – p. 106290. DOI: 10.1016/j.enggeo.2021.106290
109. Zeuch, D. H. Isostatic hot-pressing mechanism maps for pure and natural sodium chloride—applications to nuclear waste isolation in bedded and domal salt formations // International journal of rock mechanics and mining sciences & geomechanics abstracts. – Pergamon, 1990. – T. 27. – №. 6. – C. 505-524. DOI:10.1016/0148-9062(90)91002-O

ПРИЛОЖЕНИЕ А

Акт о внедрении результатов кандидатской диссертации

Утверждаю

Директор по проектированию

горных работ
ООО «СПБ-Гипрошахт»

Д.В. Климов

Дата «18» апреля 2025 г.



АКТ

об использовании результатов кандидатской диссертации аспиранта Санкт-Петербургского горного университета императрицы Екатерины II,

Селихова Александра Александровича.

обучающегося по научной специальности 2.8.6. Геомеханика, разрушение горных пород, рудничная азрогазодинамика и горная теплофизика.

Рабочая комиссия в составе главного инженера проектов Вреца Сергея Викторовича, а также членов комиссии – начальника горного отдела Степанова Евгения Сергеевича, начальника центра гидрогеомеханики и шахтного строительства Мирончука Дмитрия Петровича – составила настоящий акт о том, что результаты диссертации на тему «Геомеханическое обоснование модели деформирования закладочного массива из отходов соляной промышленности», представленной на соискание ученой степени кандидата наук, использованы при ведении проектной и экспертной работы в деятельности ООО «СПБ-Гипрошахт» при разработке технико-коммерческих предложений в части сопровождения проектирования закладочных работ, а именно:

- обоснования состава лабораторных исследований для определения физико-механических характеристик закладочных материалов;
- регламентации применения достоверных методик расчета;
- регламентации требований к численному моделированию.

Диссертация Селихова Александра Александровича посвящена прогнозу напряженно-деформированного состояния элементов системы разработки месторождений водорастворимых руд с учетом нового подхода к моделированию закладочного массива из отходов соляной промышленности. В исследовании поднимаются вопросы:

- обоснования выбора конкретных геомеханических моделей деформирования закладочных массивов месторождений водорастворимых руд;
- обоснования программы лабораторных исследований для установления реального механического отклика закладочного материала при сложных траекториях нагружения;

- определения параметров геомеханических моделей закладочных материалов позволяющих воспроизводить их траекторию нагружения и деформирования как на уровне образца, так и на уровне массива.

Поставленные в диссертационном исследовании задачи решаются посредством обширных лабораторных исследований и численного моделирования в рамках механики сплошной среды при использовании метода конечных элементов. Верификация результатов исследований проводилась на сравнении результатов численного моделирования нагружения образцов закладочного материала и лабораторных испытаний, а также при сравнении численного моделирования нагружения междокамерного целика с учетом закладки выработанного пространства с данными о конвергенции контура заложной выработки.

Использование указанных результатов позволяет повысить качество проектирования подземных горных работ, произвести достоверную оценку устойчивости горных выработок, а также нагрузки на междокамерные целики месторождений водорастворимых руд за счет проведенного исследования напряженно-деформированного состояния горных выработок при учете использования специализированных геомеханических моделей деформирования закладочного массива.

По результатам совместных разработок получено 0 патентов.

Председатель комиссии

Главный инженер проектов



/Врещ С.В./

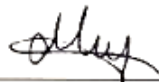
Члены комиссии:

Начальник горного отдела



/Степанов Е.С./

Начальник центра
гидрогеомеханики и
шахтного строительства



/Мирончук Д.П./

ПРИЛОЖЕНИЕ Б

Свидетельство о государственной регистрации базы данных

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации базы данных

№ 2024622340

**База данных закладочных материалов месторождений
водорастворимых руд**

Правообладатель: *федеральное государственное бюджетное
образовательное учреждение высшего образования
«Санкт-Петербургский горный университет
императрицы Екатерины II» (RU)*

Авторы: *Карасев Максим Анатольевич (RU), Селихов
Александр Александрович (RU)*



Заявка № 2024622079

Дата поступления 23 мая 2024 г.

Дата государственной регистрации

в Реестре баз данных 29 мая 2024 г.

Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности

Ю.С. Зубов

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ

**RU2024622340**

**ФЕДЕРАЛЬНАЯ СЛУЖБА
ПО ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ
ГОСУДАРСТВЕННАЯ РЕГИСТРАЦИЯ БАЗЫ ДАННЫХ, ОХРАНЯЕМОЙ
АВТОРСКИМИ ПРАВАМИ**

Номер регистрации (свидетельства): 2024622340 Дата регистрации: 29.05.2024 Номер и дата поступления заявки: 2024622079 23.05.2024 Дата публикации и номер бюллетеня: 29.05.2024 Бюл. № 6 Контактные реквизиты: нет	Автор(ы): Карасев Максим Анатольевич (RU), Селихов Александр Александрович (RU) Правообладатель(и): федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Санкт-Петербургский горный университет императрицы Екатерины II» (RU)
---	--

Название базы данных:

База данных закладочных материалов месторождений водорастворимых руд**Реферат:**

База данных содержит информацию о физико-механических свойствах, химическом и гранулометрическом составе закладочных массивов, используемых на месторождениях водорастворимых руд. Данные получены и обобщены из общедоступных литературных источников. База данных может быть использована при проведении геотехнических расчетов и геомеханической оценке напряженно-деформированного состояния как самих закладочных массивов, так и вмещающих их пород. Тип ЭВМ: IBM PC-совмест. ПК; ОС: Windows 10,11.

Вид и версия системы управления базой данных: MySQL

Объем базы данных: 182,29 КБ