

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

На правах рукописи

Катеров Андрей Максимович



ГЕОМЕХАНИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ КРЕПИ
ГЛУБОКИХ СТВОЛОВ ПРИ ОСВОЕНИИ КАЛИЙНЫХ
МЕСТОРОЖДЕНИЙ В СЛОЖНЫХ ГОРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ
УСЛОВИЯХ

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, профессор
Протосеня А.Г.

Санкт-Петербург – 2023 год

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	5
ГЛАВА 1 СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ.....	13
1.1 Анализ конструкций крепей вертикальных стволов, применяемых при креплении соляных пород на калийных месторождениях.....	13
1.2 Реологические свойства соляных пород.....	18
1.3 Анализ реологических моделей деформирования соляных пород.....	20
1.4 Механизм разрушения соляных пород в окрестности вертикальных стволов.....	26
1.5 Анализ методик расчета нагрузок на крепь вертикальных стволов пройденных в соляном массиве.....	30
1.6 Выводы по главе 1.....	34
ГЛАВА 2 ДЕФОРМИРОВАНИЕ СОЛЯНЫХ ПОРОД. ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ МОДЕЛИ СОЛЯНЫХ ПОРОД И МОДЕЛЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ МАТЕРИАЛА КРЕПИ.....	36
2.1 О возможности применения термоупруго-вязкопластической модели Double Power Law при прогнозе напряженно-деформированного состояния соляного массива.....	36
2.1.1 Теоретические сведения о модели деформирования соляного массива	37
2.1.2 Верификация реологической модели.....	42
2.3 Теоретические сведения о модели деформирования чугуна.....	54
2.3.1 Верификация модели деформирования чугуна	57
2.4 Теоретические сведения о модели деформирования податливого слоя ...	60
2.5 Выводы по главе 2.....	64
ГЛАВА 3 ПРОГНОЗ РАЗВИТИЯ НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КРЕПИ ВЕРТИКАЛЬНОГО СТВОЛА, ПРОЙДЕННОГО В СОЛЯНОМ МАССИВЕ.	66
3.1. Общие положения	66
3.2 Методы расчета параметров крепи вертикального ствола	68

3.2.1 Аналитический метод расчета нагрузки на крепь вертикального ствола.....	70
3.3. Разработка методики прогноза напряженно-деформированного состояния массива и крепи вертикального ствола.....	74
3.3.1 Подходы к прогнозу напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола, пройденного в соляном массиве.....	74
3.3.2 Анализ напряженного состояния крепи ствола в переходной зоне ангидрит-каменная соль	84
3.4. Обоснование параметров податливой комбинированной крепи, при креплении протяженного участка вертикального ствола	96
3.5 Выводы по главе 3.....	106
ГЛАВА 4 ПРОГНОЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КРЕПИ ВЕРТИКАЛЬНОГО СТВОЛА В ГОРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ НИВЕНСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ	107
4.1 Краткая информация об инженерно-геологических условиях Нивенского месторождения	107
4.1.1 Геологическое строение месторождения.....	108
4.2 Обоснование параметров крепи вертикального ствола в горно-геологических условиях Нивенского месторождения	117
4.2.1 Расчет нагрузок на крепь вертикального ствола, расположенного в зоне III участок 1, и обоснование ее параметров	117
4.2.2 Расчет нагрузок на крепь вертикального ствола, расположенного в зоне III–IV, участок 2	123
4.2.3 Расчет нагрузок на крепь вертикального ствола, расположенного в зоне IV, участок 3	128
4.3 Выводы по главе 4.....	131
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	133
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	135

ПРИЛОЖЕНИЕ А Акт об использовании результатов кандидатской диссертации	151
ПРИЛОЖЕНИЕ Б Патент на изобретение	153

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность работы. Вертикальные стволы являются основными магистралями как для доступа к глубоким месторождениям полезных ископаемых, так и для выдачи полезного ископаемого на земную поверхность. Они относятся к повышенной категории ответственности по надежности. Повреждение или разрушение крепи вертикальных стволов сопряжено с продолжительным периодом выполнения ремонтных работ, что определяется существенными материальными и трудовыми затратами, а также вынужденными простоями горного производства.

Строительство подземных сооружений в осадочных породах всегда сопряжено с развитием деформаций контура породного обнажения, величина которых определяется как механическими характеристиками самих пород, так и величиной напряженного состояния породного массива. При строительстве в породах, относящихся по СП 91.13330.2012 к I-III категориям устойчивости, обеспечение нормального технического состояния крепи вертикальных стволов не представляет значительных трудностей, а методики расчета крепей и конструкции крепей вертикальных стволов детерминированы, но при переходе к породам IV категории устойчивости возникают значительные трудности, а сами расчеты крепей и выбор их параметров рекомендуется выполнять на основе методик специализированных организаций. Такие породы как правило обладают склонностью к развитию длительных деформаций, а смещения породного контура и нагрузка на крепь развиваются во времени. Ярким представителем таких пород являются каменная и калийная соли.

В настоящее время в РФ и мире активно осуществляется разработка соляных месторождений на больших глубинах (1000 м и более), к которым можно отнести Гремячинское и Нивенское месторождения в России. Опыт наблюдения за развитием геомеханических процессов соляных пород на столь больших глубинах незначительный, однако разработка соляных месторождений на глубинах 300-500 м показывает, что при строительстве

вертикальных стволов в соляных породах возникали проблемы с обеспечением несущей способности крепи и требуется переход от монолитно-бетонных и железобетонных конструкций к сборным чугунным. Увеличение глубины разработки до глубин 1000 м и более в значительной степени повысит интенсивность развития реологических процессов в породном массиве, напряжения достигнут или даже превысят предел длительной прочности пород. В качестве материала крепи стволов используется высокопрочный железобетон или чугун, что значительно увеличивает стоимость строительства. Типоразмер тубингов и класс материала по прочности определяется величиной нагрузки. Альтернативным способом обеспечения устойчивости стволов в соляных породах является разработка и применение крепей с компенсационным слоем, однако методика прогноза напряженного состояния таких видов крепей еще не в полной мере обоснована и не внедрена в практику проектирования и нормативные документы.

Таким образом, повышение достоверности прогноза развития деформаций породного массива, величин нагрузок на крепь и поиск новых конструктивных решений является актуальной задачей, позволяющей найти оптимальное решение, обеспечивающее надежность крепи при минимизации затрат.

Степень разработанности темы исследования

Проблемы прогноза напряженно-деформированного состояния массива соляных пород с учетом развития реологических процессов нашли отражения в трудах таких ученых и специалистов как А.А. Барях, Ж.С. Ержанов, С.А. Константинова, Ю.А. Кашников, В.Н. Аптуков, С.Г. Ашихмин, В.А. Соловьев, Н.М. Качурин, И.Б. Ваулина, В.Я. Прушак, В.А. Губанов, А.Н. Башура, В.В.Тарасов.

Большое внимание вопросам описания механизма развития реологических процессов солей и созданию геоматематических моделей было уделено в работах следующих отечественных и зарубежных авторов: А.Н. Ставрогин, А.М. Козела, А.Г. Оловянного, А.О. Ермашова, U. Hunsche,

A. Hampel, D.E. Munson, P.R. Dawson, N. D. Cristescu, L. L. Van Sambeek, R.M. Günther, K. Salzer, W. Minkley, Z. Hou и других.

Решению геомеханических проблем по прогнозу нагрузок на крепь вертикальных стволов посвящены работы многих российских и зарубежных ученых: Д. Даниэля, О. Домка, Г. Линка, Ф. Мора, А.Г. Протосени, Н.С. Булычева, А.Г. Оловянного, А.М. Козела, М. Худека, Г.М. Саркисова, А.А. Репко, Г.А. Крупенникова Н.А. Филатова, К.В. Руппенейта В.А. Лыткина, М.А. Долгих, А.Н. Драновского, Н.И. Фотиевой, Б.З. Амусина, И.И. Савина, В.А. Борисова, М.А. Карасева и др.

В большинстве случаев решения получены в плоской постановке с представлением чугунной тубинговой крепи как многослойной конструкции, обладающей различными прочностными показателями, что в свою очередь не очень точно соотносится с решением пространственной задачи, учитывающей развитие напряженно-деформированного состояния крепи ствола с учетом геометрической конфигурации.

Вместе с тем, к настоящему времени не разработан комплексный подход, обеспечивающего повышенную точность подбора параметров крепи. Разработка такого подхода, является актуальной задачей, позволяющий учесть развитие напряженно-деформированного состояния чугунной тубинговой крепи, представленной в пространственной постановке с учетом пластического течения материала крепи и совместной работы с соляным массивом.

Содержание диссертации соответствует паспорту научной специальности по пунктам:

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.

2. Геомеханическое обеспечение открытой и подземной добычи полезных ископаемых, разработка методов управления горным давлением,

удароопасностью, креплением, сдвижением горных пород, устойчивостью бортов карьеров, разрезов, отвалов и подземных выработок.

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.

Объект исследований – глубокие вертикальные стволы, пройденные в соляном массиве

Предмет исследований - конструкция крепи вертикальных стволов, пройденных в соляном массиве, на больших глубинах (свыше 1000 м) в сложных горно-геологических условиях.

Цель работы – разработка методики, позволяющей выполнить подбор параметров крепи глубоких стволов, обеспечивающих долговременную устойчивость конструкций и надежность эксплуатации соляных месторождений.

Идея работы: для определения параметров крепи глубоких стволов, обеспечивающих долговременную устойчивость конструкций необходимо учитывать геомеханические процессы при эксплуатации стволов с учетом конфигурации и пластического характера деформирования чугунной тубинговой крепи.

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

1. Анализ существующих моделей деформирования соляных пород, конструктивных решений крепи вертикальных стволов и методик расчета параметров.

2. Выявление и анализ развития геомеханических процессов соляного породного массива при строительстве вертикальных стволов и оценка технического состояния крепи, взаимодействующей с породным массивом.

3. Обобщение результатов натурных наблюдений за развитием напряженного состояния крепи вертикальных стволов и деформаций породных обнажений на больших глубинах.

4. Определение реологических закономерностей деформирования соляных пород по данным лабораторных испытаний и обоснование модели длительного деформирования соляных пород и ее параметров, отражающих действительный характер ее механического поведения.

5. Разработка численных моделей прогноза напряженно-деформированного состояния породного массива системы “крепь вертикального ствола – породный массив” для протяженного участка.

6. Совершенствование методики расчета крепей вертикальных стволов в соляных породах на больших глубинах и разработка конструкций крепи, обеспечивающих безопасный режим работы в течении всего срока эксплуатации.

Научная новизна работы:

1. Получены закономерности развития напряженно-деформированного состояния крепей вертикальных стволов во времени в зависимости от принятой конструкции крепи и ее параметров.

2. Получены уточняющие коэффициенты для перехода от величин напряжений, реализуемых в чугунной тубинговой крепи, представленной как многослойная среда, к напряжениям с учетом объемной геометрической конфигурации крепи.

3. Разработана методика построения численных моделей прогноза напряженно-деформированного состояния системы “крепь глубокого вертикального ствола – соляной породный массив” включая и участки контакта двух породных слоев, обладающих различными деформационными характеристиками.

4. Усовершенствована методика расчета нагрузок на крепь и выбора типа и параметров крепи глубоких вертикальных стволов соляных месторождений.

Теоретическая и практическая значимость работы:

1. Разработка численной модели прогноза напряженно-деформированного состояния породного массива системы “крепь вертикального ствола – породный массив”.

2. Разработка методики расчета крепей глубоких вертикальных стволов в соляных породах.

3. Разработка новых и совершенствование существующих конструкций крепей глубоких вертикальных стволов на протяженных участках.

4. Результаты и рекомендации диссертационной работы приняты к использованию при определении параметров крепи вертикальных стволов на различных месторождениях полезных ископаемых, добываемых подземным способом, и применены в проектной деятельности компании АО «Гипроцветмет». Акт о внедрении от 27.04.2023 г., утвержден генеральным директором Липницким Н.А. (приложение А).

Методология и методы исследования. Проведение исследований осуществлялось с использованием комплексных методов и подходов, заключающихся в анализе лабораторных испытаний образцов каменной соли и материала крепи, обеспечивающего податливую работу, численное моделирование геомеханических процессов в окрестности горной выработки и его верификации на основании натурных данных, полученных на горнодобывающих калийных предприятиях.

На защиту выносятся следующие положения:

1. Прогноз смещений массива соляных пород, вмещающего горную выработку на больших глубинах, должен учитывать различные стадии ползучести, обусловленные горно-геомеханическими условиями и корректность обоснования размеров численной модели.

2. Прогноз напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола необходимо выполнить в пространственной постановке с учетом ее геометрической конфигурации и нелинейного поведения материала.

3. Выбор параметров крепи вертикального ствола на участке контакта породных слоев должен учитывать геомеханическое поведение массива при формировании напряженно-деформированного состояния ее конструкции.

Степень достоверности результатов исследования подтверждается сопоставлением результатов натуральных наблюдений с результатами работ других исследователей, а также с результатами современных методов численного моделирования в рамках механики сплошной среды.

Апробация результатов. Основные положения и результаты работы докладывались на следующих семинарах и конференциях: IV Международной научно-практической конференции "Горное дело в XXI веке: технологии, наука, образование"; XVIII Международном форуме-конкурсе студентов и молодых ученых «Актуальные проблемы недропользования», 15-21 мая 2022 г., Санкт-Петербург, Санкт-Петербургский Горный университет; «Всероссийская научно-техническая конференция с участием иностранных специалистов» Прогноз и предупреждение удароопасности при ведении горных работ, в период с 27 по 30 сентября 2022 года, Горный институт Кольского научного центра Российской академии наук.

Личный вклад автора заключается в постановке цели и задач диссертационного исследования; анализе зарубежной и отечественной научной литературы по теме исследования; обосновании выбора модели соляного массива, описывающей реологические процессы в окрестности горной выработки; подборе и обосновании ее параметров; разработке метода определения минимального размера численной модели соляного массива, вмещающего горную выработку; обработке и анализе результатов численного моделирования; получении закономерностей распределения напряженно-деформированного состояния тубинговой крепи и его развития по трассе вертикального ствола в зоне контакта двух породных слоев; определении параметров комбинированной крепи вертикального ствола для переходной зоны.

Публикации. Результаты диссертационного исследования в достаточной степени освещены в 6 печатных работах (пункты списка литературы № 2, 24, 25, 50, 51, 72), в том числе в 1 статье - в издании 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, в 3 статьях - в изданиях, входящих в международную базу данных и систему цитирования Scopus. Получен 1 патент (пункт списка литературы № 47).

Структура работы. Диссертация состоит из оглавления, введения, 4 глав с выводами по каждой из них, заключения, списка литературы, включающего 122 наименования. Диссертация изложена на 153 страницах машинописного текста, содержит 69 рисунков, 23 таблицы.

ГЛАВА 1 СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Сооружение горных выработок в условиях калийных месторождений по соляным породам является сложной инженерной задачей. Не менее сложной задачей является анализ геомеханических процессов, протекающих во вмещающем массиве пород, позволяющий определить параметры крепи, обеспечивающей устойчивость горной выработки.

Особое внимание необходимо уделить таким горным выработкам, как вертикальные стволы. Вертикальный ствол является главной магистралью предприятия, разрабатываемого подземным способом, обеспечивающей: доступ к полезному ископаемому выдачу его на поверхность; проветривание горных выработок; спуск и подъем персонала и оборудования. Исходя из этого обеспечение устойчивости вертикального ствола является важной и актуальной задачей. Под устойчивостью, в соответствии с СП 91.13330.2012 [62], понимается способность выработок выполнять свои функции в течение необходимого отрезка времени. Стоит определить значение термина «большая глубина», согласно формулировке, данной И.А. Морозовым [40], является такая глубина, при которой вес вышележащих пород превышает предел длительной прочности пород на сжатие, вмещающих горную выработку.

Основным фактором, влияющим на разрушение крепи вертикальных стволов на калийных месторождениях, являются реологические свойства соляного массива и время эксплуатации. Увеличение глубины заложения приводит лишь к увеличению интенсивности развития реологических процессов, приводящим к большим величинам горного давления, величина которого превышает предел длительной прочности соляных пород.

1.1 Анализ конструкций крепей вертикальных стволов, применяемых при креплении соляных пород на калийных месторождениях

В настоящее время существует множество конструктивных решений, связанных с крепью вертикальных стволов. Однако не все существующие крепи позволяют обеспечить безопасное ведение работ на глубоких калийных

месторождениях. Основная сложность подбора параметров крепи возникает в сложных горно-геологических условиях, одним из которых являются реологические процессы, протекающие в соляном массиве. Для обеспечения устойчивости вертикальных стволов, пройденных в соляных породах, применяют разные конструкции, которые условно можно разделить на две группы (рисунок 1.1).

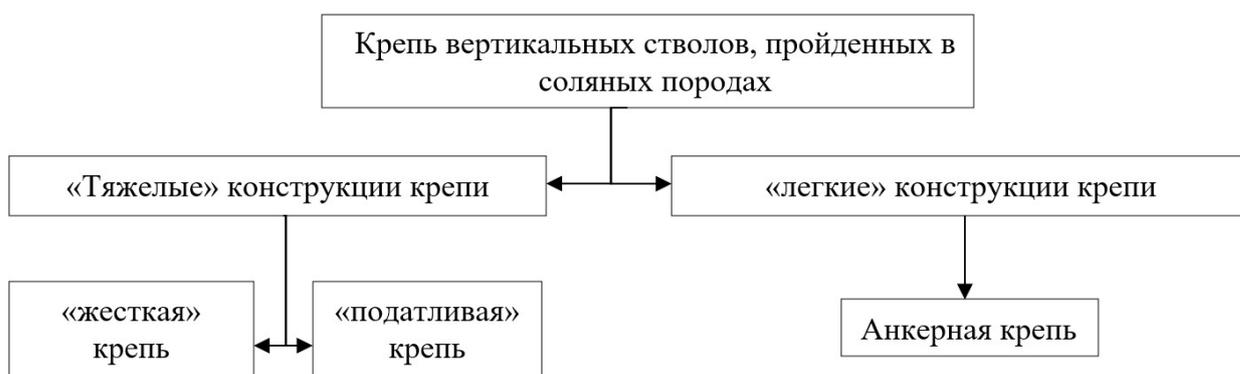


Рисунок 1.1 – Конструкции крепи, применяемые при сооружении вертикальных стволов, в соляных породах.

Наиболее распространенными крепями вертикальных стволов на калийных месторождениях являются «тяжелые» крепи с жестким принципом работы.

При креплении стволов в соляных породах, широкое применение нашла монолитно-бетонная крепь. Как показала практика применения монолитно-бетонной крепи в условиях калийных месторождений, что использование такой крепи является неэффективным, по причине того, что крепь не способна воспринимать длительные нагрузки со стороны постоянно деформирующегося соленого массива [66]. Монолитно-бетонная крепь, является жесткой по своей механической характеристике и служит слоем, препятствующей смещению контура выработки [46,67]. Однако с течением времени после ввода крепи в работу в следствии смещений соляного массива происходит деформация бетонной крепи и реализуется на отдельных протяженных участках ствола в виде отслоений, трещин, заколов и вывалов [64].

Примеров разрушения монолитной бетонной и сборно-бетонной крепей стволов в соляных породах достаточно на всех калийных и соляных месторождениях. Разрушение монолитно-бетонной крепи в условиях калийных месторождений, при креплении соляных пород описывалось в работах Ольховикова Ю.П. [46], Казикаева Д.М. и Сергеева С.В. [21]. В работе Тарасова В.В. [65] описывается разрушение бетонной монолитной крепи на Втором Березнековском калийном руднике, крепь имела толщину порядка 400-600 мм. Через 7-8 лет после перекрепления была разрушена железобетонная крепь толщиной 400-500 мм в стволах соляного рудника № 9 Солотвинского месторождения [21]. Бетонная крепь ствола “Главный” Калушского калийного рудника, которая за 10 лет эксплуатации была полностью разрушена, а радиальные смещения крепи превысили 200 мм. [21,43].

На основании вышеперечисленных аварий и характера разрушения бетонной крепи можно сделать вывод, что увеличение глубины вертикального ствола и интенсивность развития реологических процессов, протекающих в соляном массиве, приведут к полному разрушению крепи, в связи с этим необходимо применять комбинированные конструкции крепей.

Наиболее распространенной комбинированной конструкцией крепи является чугунно-бетонная крепь. Данная крепь состоит из чугунной тубинговой колонны с бетонным заполнением пространства между породой и тубингом [7,9,11,60]. По сравнению с бетонной крепью, чугунно-бетонная крепь обладает в разы большей несущей способностью, способной воспринимать большие нагрузки со стороны соляного массива. Типовые конструкции чугунно-бетонной крепи представлены на рисунке 1.2. Данная конструкция крепи нашла широкое применение в калийной промышленности Германии, где треть стволов закреплена с применением чугунных тубингов и бетона. Чугунно-бетонные крепи применяются при креплении скипового и клетьевого стволов на Гремячинском месторождении калийных солей [60].

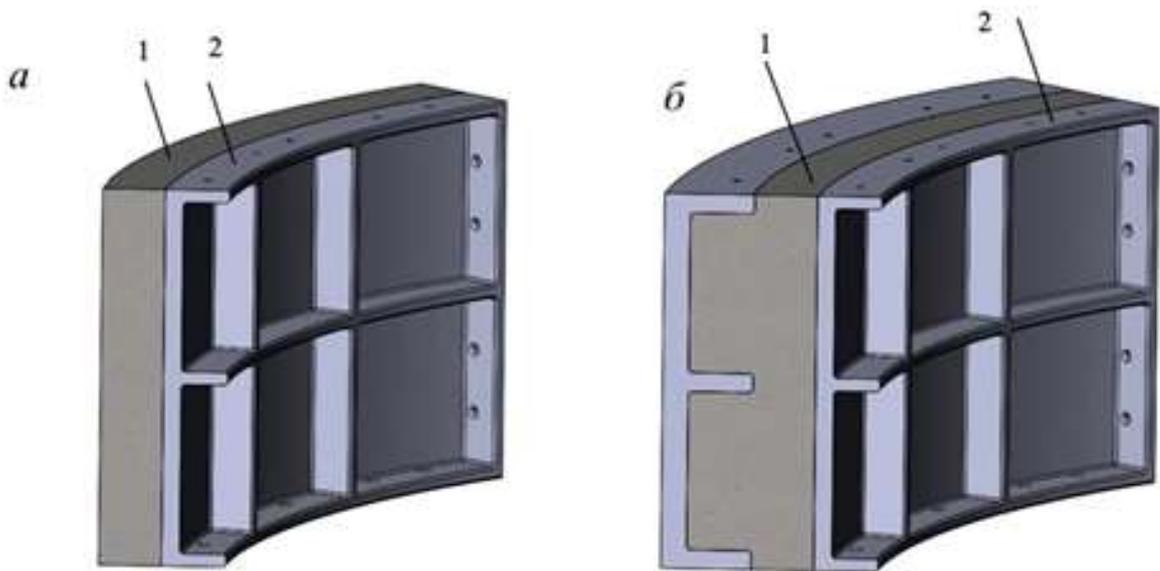


Рисунок 1.2 – Схемы распространенных конструкций постоянных чугуно-бетонных крепей стволов, применяемых на калийных и соляных рудниках: а – двухслойная крепь из монолитного бетона; б – трехслойная крепь из 2 чугунных колонн и монолитного бетона между. 1 – бетон, укладываемый после установки тубингов; 2 – чугунные тубинги.

В практике строительства также есть и негативный опыт применения чугуно-бетонной крепи, когда параметры чугунных тубингов были подобраны неверно и ствол переходил в аварийное состояние. Например, при перекреплении монолитно-бетонной крепи ствола на двухслойную чугуно-бетонную крепь в стволе на Калушском калийном руднике, была разрушена часть перекрепленной крепи, в связи с недостаточной прочностью подобранных чугунных тубингов [21]. На руднике Пийло несколько раз была разрушена чугунная тубинговая крепь, в местах внутренних ребер жесткости [58,20]. В работе [36] представлены данные о разрушении чугунной крепи на Закарпатском солеруднике.

Исходя из описанных выше разрушений крепи можно сделать вывод, что существующие методики не позволяют с необходимой точностью подобрать параметры крепи, обеспечивающей устойчивость горной выработки.

Для компенсации деформаций со стороны породного массива были разработаны комбинированные крепи с радиальной податливостью. Крепи с

радиальной податливостью позволяют скомпенсировать деформации со стороны породного массива, реализующиеся в процессе деформирования породного контура и соответственно снизить нагрузки, передаваемые на жесткий – несущий слой крепи [46,60,61,22,59]. Так же данные конструкции крепей значительно дешевле. Податливый слой обладает пористостью, что позволяет в процессе деформирования уплотняться, тем самым формируя пониженную по сравнению с полной нагрузку на крепь. Данная характеристика материала проявляется до тех пор, пока толщина податливого слоя не исчерпает свой предел сжимаемости. При достижении предела сжимаемости нагрузка на крепь начинает передаваться в полном объеме. В связи с этим, параметры и толщина податливого слоя определяются исходя из прогнозных величин радиальных смещений породного обнажения [51]. Конструкция таких крепей представляет собой комбинированную крепь: внутренний слой выполнен жестким, а внешний слой выполнен из податливых материалов, способных деформироваться на контакте с породой.

Пример конструкции податливой комбинированной крепи с применением пенополистирола представлен на рисунке 1.3.

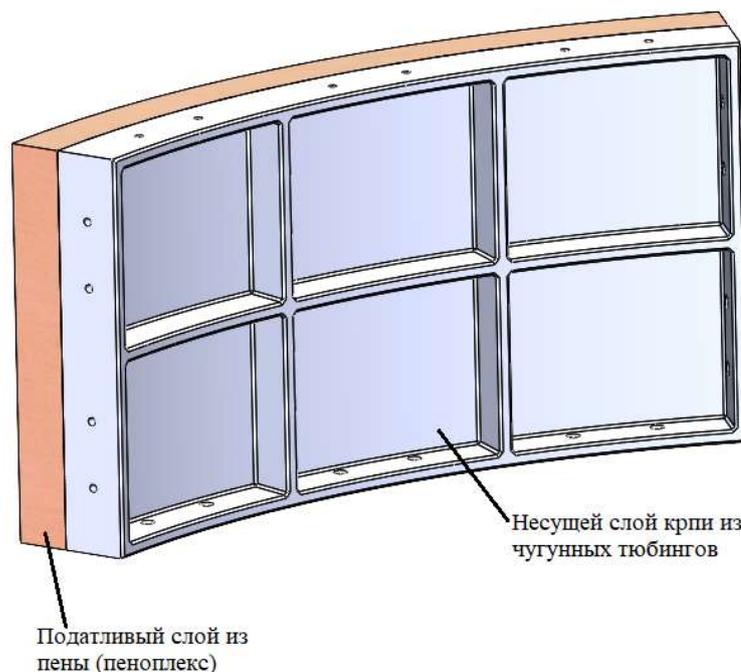


Рисунок 1.3 – конструкция податливой комбинированной крепи ствола из чугунных тубингов и пенополистирола.

Податливый (компенсационный) слой также может быть выполнен из различных материалов, и выполнен в виде пустотелых блоков, бута, кирпичей, пены, битума(асфальта) и других заполнителей [8,47].

Согласно проведенному анализу, можно сделать вывод, что для обеспечения устойчивости вертикального ствола в период эксплуатации, следует применять комбинированные конструкции крепи. Основными преимуществами таких крепей является высокая несущая способность, простота эксплуатации, возможность применения «жесткой» армировки ствола. Недостатком является трудоемкость возведения и стоимость крепи по отношению к легким крепям.

1.2 Реологические свойства соляных пород

При разработке любого калийного или соляного месторождений возникает необходимость проходки и крепления горных выработок в соляных породах в этой ситуации возникает необходимость решения ряда проблем механики горных пород. Одной из проблем является влияния фактора времени на развитие напряженно-деформированное состояние соляных пород. При нагрузках порядка 15-20 МПа каменная соль переходит от хрупкого к пластическому состоянию, проявляет признаки ползучести [49].

Соляные породы являются упругопластическими и характеризуются большими деформациями ползучести.

Когда образец каменной соли подвергается постоянной нагрузке, при постоянной температуре, происходит зависящая от времени деформация, известная как "**ползучесть**"[48]. На рис. 2 показано, как деформация и скорость деформации развиваются во время испытания на ползучесть. В зависимости от величины приложенной нагрузки и температуры, в долгосрочных экспериментах можно наблюдать следующие фазы ползучести [23,42,86,112] (Рисунок 1.4): I стадия называется стадией неустановившейся ползучести и характеризуется развитием деформаций ползучести с постоянно убывающей скоростью; II стадия называется стадией установившейся

ползучести и характеризуется постоянной скоростью ползучести; III стадия называется стадией прогрессирующей ползучести. Характер деформирования на данной стадии зависит от величины приложенной нагрузки.



Рисунок 1.4 – типичные реакции, наблюдаемые при длительных испытаниях на ползучесть [101]

Горные породы, особенно глубинные, постоянно испытывают воздействие внешней нагрузки и силы тяжести. Следовательно, все или большинство пород могут постепенно накапливать деформацию повреждения или характеристики деформации-ползучести в долгосрочной перспективе, что в конечном итоге приводит к повреждению различных структур породы, вызывая сильную пластическую деформацию [63] или даже прогрессирующее разрушение [85,102,105,113]. Хотя определение начала процесса ползучести горных пород остается сложной проблемой, она имеет важное значение для исследования обеспечения устойчивости горных выработок, чтобы обеспечить безопасность производства и рабочих [81,122]. Свойство

ползучести и имеет решающее значение при оценке долгосрочной устойчивости горных выработок.

Согласно исследованиям, проведенным учеными в Ленинградском горном и Пермского политехнического [34] институтах установлено, что физико-механические характеристики и параметры, определяющие ползучесть соляных пород, близки по значениям на различных месторождениях. Выводы, представленные в рамках, проведенных исследований объясняют идентичность проявления деформаций ползучести в вертикальных стволах и горных выработках. Проявление ползучести соляного массива, характер деформирования в значительной мере определяются, кроме глубины и времени существования выработки, условиями залегания, структурой соляного массива, физико-механическими свойствами и минералогическим составом пород. Исходя из этого, для изучения характера деформирования соляного массива в окрестности вертикального ствола, можно рассматривать характер деформирования, реализуемый в процессе эксплуатации горизонтальных горных выработок.

1.3 Анализ реологических моделей деформирования соляных пород

Вопросы, связанные с получение достоверной картины процесса деформирования и разрушения соляных пород с учетом развития реологических процессов повлекло за собой разработку математического инструмента. Таким инструментом являются реологические модели деформирования соляного массива, позволяющие с качественной и количественной точки зрения описать свойства соляных пород, как в образце, так и в массиве.

Реологическая модель, реализованная в рамках исследований, представляет из себя систему уравнений, описывающих поведение сплошной среды. Данная система состоит из множества дифференциальных уравнений, описывающих различные процессы, эти уравнения справедливы для любых материалов, независимо от их конкретного строения, структуры, состояния

[89]. При описании особенностей поведения определенного материала модель модифицируется за счет включения в систему уравнений новых функций, связывающих различные параметры материала. При описании процесса деформирования и разрушения соляных пород, учитывающего развитие реологических процессов, протекающих в соляных породах связывающие параметры могут входить: тензоры деформаций и напряжений, тензор скоростей деформаций и напряжений, время и критерий разрушения.

В работе [31] С.А. Константинова и В.Н. Аптуков приходят к выводу, что масштабный эффект в подстилающей каменной соли Верхнекамского месторождения незначителен и позволяет использовать, полученные при лабораторных исследованиях параметрах. К таким же выводам пришел Н.А. Николайчук [42], который в своей работе исследовал соленосные пласты Чарской свиты. Данные исследования позволяют сделать вывод, что механизм разрушения и характер деформирования соляных пород схож вне зависимости от месторождения.

В настоящее время для описания поведения материалов при действии на них длительных нагрузок используются феноменологический подход. Далее представлен анализ моделей описания соляного массива для решения задач геомеханики.

Наибольшее распространение для описания деформируемости горных пород во времени является теория наследственной ползучести [57,54,4,35] (линейная теория вязкоупругости). Основным достоинством этой теории является ее гибкость, позволяющая точно и полно отразить процесс ползучести горных пород.

Широкое применение для описания ползучести соляных пород получило Абелево Ядро [3,13,55,69]. Параметры ядра ползучести Абеля зависят от степени нагружения, к данному заключению пришли Ж.С. Ержанов, А.А. Брях, С.А. Константиновой [18]. Однако при увеличении глубины в соляных породах наблюдается рост интенсивности развития реологических

процессов и развитие необратимых деформаций, поэтому возникает необходимость учитывать нелинейное поведение породы.

Ж.С. Ержанов [15,16,17] в своих работах, связанных с Саблинским месторождением, принимал для описания ползучести соляных пород нелинейные варианты теории наследственности. В рамках теории наследственной ползучести общая деформация в процессе ползучести, может быть разделена на две стадии. Первая стадия это упругая, характеризующаяся обратимой деформацией ползучести, с использованием ядра Абеля и второй стадией - вязкопластической, характеризующуюся необратимой деформацией ползучести, описанной нелинейной теорией наследственности с нелинейной функцией и ядром ползучести теории старения.

При разработке модели деформирования и разрушения соляных пород С.А. Константинова [30,29] использовала нелинейную теорию наследственной ползучести. Разработанная модель включила в себя уравнения, описывающие поведения соляных пород на допредельной стадии деформирования, которая учитывает развитие повреждений в процессе реализации ползучести. Основным достоинством модели является возможность учета развития процесса дилатансии, ярко проявляющейся при больших нагрузках в соляных породах.

Модель, разработанная U. Hunsche [95,114,104,95] BGRa/BGRb позволила описать установившуюся стадию ползучести каменной соли, как функции температуры и напряжений. Фактически, эта модель была разработана на основе модели степенного закона, которая является хорошо известной моделью ползучести Нортон применяемой при описании ползучести металлов. Согласно этой модели, общая скорость деформации является суммой двух частей, т.е. скорости упругой деформации и скорость установившейся деформации ползучести. Конститутивная модель BGRa [76,82] использует потенциальный подход для установившейся стадии ползучести. Она была использована для описания температурной зависимости соляной породы на руднике "Asse". Конститутивная модель BGRb является

расширением модели BGRa и использует двухсоставным уравнение Аррениуса, в котором заданы две различные энергии активации. Для соляного купола на месторождении Горлебен. Поэтому она больше подходит для приложений с постоянным нагружением ниже дилатансии, например в условиях, где развитие ползучести ограничено первыми двумя стадиями.

Модель Lubby2 [119, 90] представляет собой нелинейную модель Бюргерса [116, 115, 120, 71] с членами Кельвина и Максвелла. Переходная ползучесть представлена вязкоупругой моделью Кельвина, состоящей из точечного элемента, параллельного пружине. Как точечные, так и пружинные элементы в этой модели предполагаются экспоненциальными функциями девиаторного напряжения q . С другой стороны, установившаяся ползучесть описывается вязкоупругой моделью Максвелла. Приборный элемент модели Максвелла также имеет экспоненциальную зависимость от температуры и девиаторного напряжения.

Модель может описывать деформацию ползучести как при постоянной нагрузке, так и при ступенчатой нагрузке (аналогично условиям нагрузки в кавернах сезонного хранения). В этой модели скорость деформации рассматривается как сумма двух частей, т.е. скорости упругой деформации и скорости вязкоупругой деформации.

Скорость вязкоупругой деформации в этой модели делится на две части: начальную и установившуюся стадии ползучести.

Как и модель BGRa, изменения неупругой объемной деформации не могут быть описаны этой моделью. Поэтому, модель не дает никакого описания относительно дилатансии и эволюции повреждений.

Модель, основанная на мульти-механическом описании деформации (MD) была разработана Мансоном и Доусоном [120, 108, 121]. Функционально модель с необходимой точностью позволяет описать две стадии ползучести: неустановившуюся и установившуюся. Сама модель описывает скорость деформации ползучести системой уравнений, состоящей из трех членов. Каждый из представленных в формуле членов непосредственно связан с

определенным механизмом, реализующимся при деформации ползучести. Первый механизм отвечает за развитие установившейся ползучести, второй механизм определяет микро-механистическое поведение, реализуемое при низких напряжениях; третий механизм отвечает за сдвиговое поведение.

В основном модель применяется для моделирования деформации ползучести ниже достижения напряжений, приводящим к развитию дилатансии [75, 107].

Модель, разработанная IfG-Mi, разработанная Minkley W. является вязкоупруго-пластическая моделью [106] для описания краткосрочного и долгосрочного поведения каменной соли. Как и в модели деформирования LUBBY2, вязкоупругая часть описывает неуставившуюся и установившиеся деформации ползучести, основанной на моделях Кельвина и Максвелла. Данная модель в отличии от модели LUBBY2 описывает пластическое кратковременное поведение материала в квазистатических испытаниях. Модифицированная граница разрушения Мора-Кулона применялась для прогнозирования кратковременного разрушения. Более того, размягчение после разрушения может быть описано путем включения в модель повреждений. Упругие характеристики, принятые в этой модели, описываются функциями неупругой объемной деформации. Исходя из этого при попадании в область развития дилатансии, вызывающей разрушение и развитие микротрещин, упругие характеристики ухудшаются по мере развития объемных деформаций.

В своей работе Cristescu сформулировал макроструктурная конститутивная модель для моделирования неуставившейся и установившейся ползучести каменной соли с учетом объемной дилатации и сжимаемости [77, 109]. Модель разрабатывалась на основании трехосных экспериментальных данных для Горлебенской соляной породы [98].

Модель Hou/Lux, является наиболее сложной моделью, описывающей деформацию соляных пород [93,73,94]. Модель рассматривает скорость неупругой деформации как аддитивную суперпозиции. трех частей: скорости

вязкоупругой деформации при постоянном объеме; скорость вязкопластической деформации, вызванной повреждением; скорость вязкопластической деформации, вызванная восстановлением. Существенным недостатком реологической модели является определение ее параметров. В первую очередь это связано со сложностью и специфичностью проводимых лабораторных испытаний по определению реологических параметров. Свое применение модель нашла в рамках расчета хранилищ радиоактивных отходов.

Модель деформирования соляных пород, разработанная W. Wittke и др. [80] применялась А.О Ермашовым [18] при расчете развития оседания земной поверхности при разработке ВКМКС и оценке состояния водозащитной толщи.

Большинство программных комплексов имеют в своем инструментарии математические модели, описывающие ползучесть. Однако все вышеперечисленные модели не являются базовыми, и не реализованы для некоммерческого использования. Так как большинство из представленных математических моделей, описывающих установившуюся стадию ползучести основаны на классическом степенном законе Нортон-Бейли, то для описания длительных деформаций может подойти модели, применяемые для описания ползучести металлов.

Проанализировав предложенные реологические модели и учитывая проблематику и тему диссертационной работы, наибольший интерес вызывают модели позволяющие с необходимой точностью давать прогнозы смещения в течении срока эксплуатации горных выработок, при минимальных входных данных. Исходя из этого модель Double Power Law [84,74,119,88], реализуемая в программном комплексе Abaqus CAE является моделью IfG-G/S [87,96,117] наиболее подходящей и позволяет с необходимой точностью применяться при прогнозе смещений породного контура. Модель применялась при расчете подземных хранилищ.

1.4 Механизм разрушения соляных пород в окрестности вертикальных стволов

На этапе оценки развития напряженно-деформированного состояния соляных пород окрестности вертикального ствола, следует определить поле естественного напряжения, реализуемого во вмещающем массиве. С.А. Константинова и В.Н. Аптуков [31] в своей работе, приходят к выводу, что при оценке начального поля напряжений соляного массива, сложенного однородными и релаксирующими породами характерно развитие гидростатического поля напряжений [37]. Выводы, представленные в рамках, проведенных исследований [45,33,68] объясняют деформаций ползучести в вертикальных стволах и горных выработках. Так как соляной массив можно считать однородным, а коэффициент бокового распора равным 1, для изучения характера деформирования соляного массива в окрестности вертикального ствола, можно рассматривать характер деформирования, реализуемый в процессе эксплуатации незакрепленных горизонтальных горных выработок, хранилищ и любых подземных сооружений.

Объектом исследования является крепь глубоких вертикальных стволов, согласно исследованиям на больших глубинах более 900 м проявление горного давления в окрестности капитальных горных выработок имеет отличный характер деформирования от относительно небольших глубин. В основном это проявляется в незатухающем во времени деформированием соляного массива, что приводит к большим смещениям контура или же полному «заплыванию» выработок [31]. Стоит отметить, что на настоящий момент в Российской Федерации два месторождения калийных солей, чья глубина разработки превышает 900 м – это Гремяченское и Нивенское месторождения. Натурные и визуальные наблюдения, а также способы контроля за смещениями и напряжениями в крепи вертикальных стволов являются сложно реализуемыми во время эксплуатации горной выработки, следует акцентировать внимание на горизонтальные горные выработки, пройденные в аналогичных условиях.

Изучение механизма развития деформаций соляных пород является важнейшим аспектом, повышающим точность и корректность определения способов описания свойств соляного массива и развития горного давления, оказывающего воздействие на крепь. В течении многих лет проводились наблюдения за деформируемостью горных выработок в соляных породах.

Согласно исследованиям [31] проводимым на Третьем Березниковском руднике, можно сделать вывод, что в соляных породах вмещающий массив релаксирует, а зона повышенной концентрации напряжений с течением времени увеличивается. Основным выводом исследований является, что напряжения не являются критерием устойчивости горных выработок. По наблюдениям [44], максимальное нарушение сплошности соляного массива распространяется до глубины 0,2-0,3 м. Затем трещиноватость резко уменьшается и исчезает практически полностью на глубине около 1,5 м.

В работе [78] представлены данные натуральных наблюдений, продолжительностью 8 лет, за конвергенцией стенок камеры (рисунок 1.5), расположенной в соляном массиве на глубине порядка 950 м. Исследования проводились на калийном руднике Saskatchewan. Развитие горизонтальных смещений в контурных реперах представлены на рисунке 1.6.

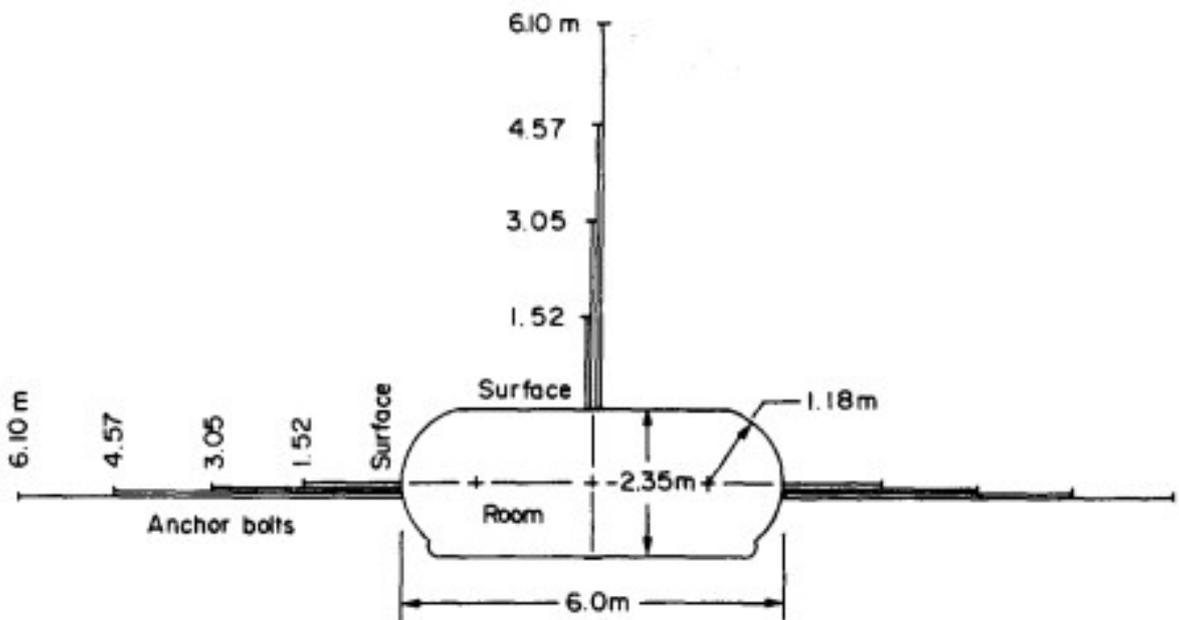


Рисунок 1.5 – поперечное сечение камеры и схема расположение замерных реперов на руднике Saskatchewan [78].

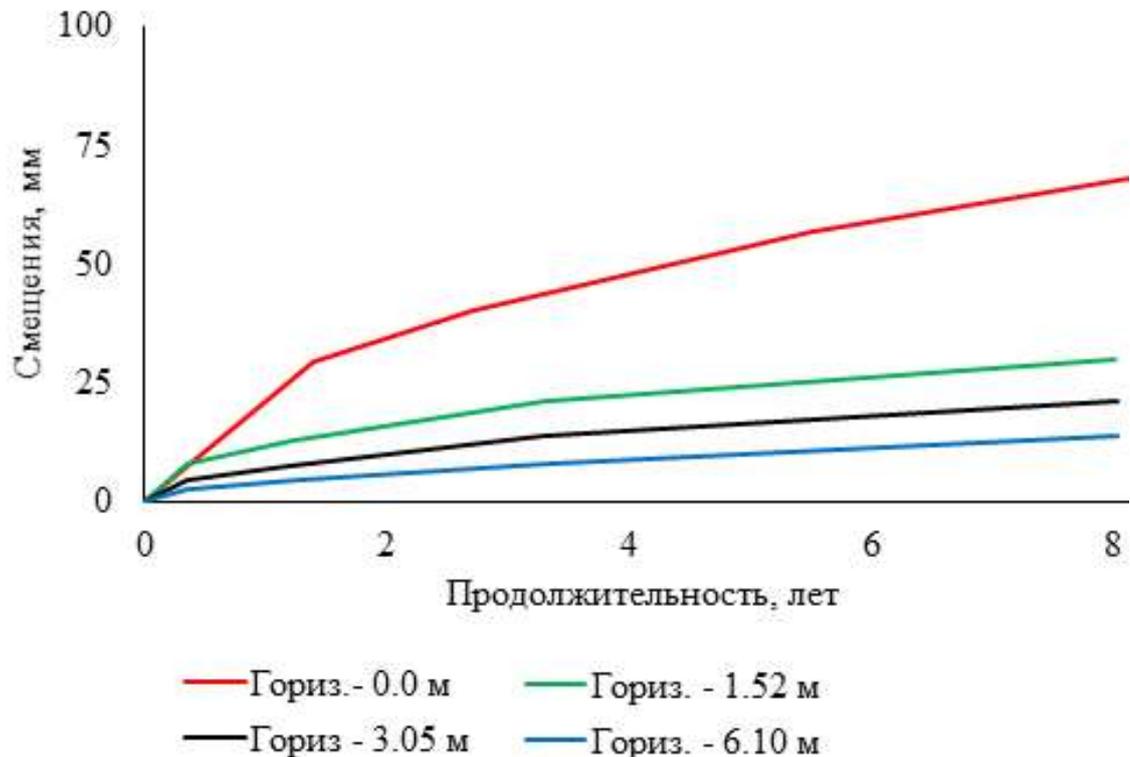


Рисунок 1.6 – Развитие горизонтальных смещений в окрестности породного обнажения [78].

Согласно полученным результатам измерений, величина конвергенции стенок камеры на контуре в период за 8 лет составило 130 мм, а для кровли порядка 170 мм, что при пересчете на скорость развития деформаций 8,125 мм/год для горизонтальных смещений и 10,625 мм/год для вертикальных.

В работе [53] по данным натурных и лабораторных исследований установлено, что увеличения глубины приводит к увеличению скорости смещения контура породного обнажения пропорционально ее увеличению. На больших глубинах этот эффект развивается еще быстрее. Согласно выводам, представленным в [53] при разработке Старобинского месторождения, увеличение глубин до значений 1000 м при неизменном пределе прочности соляных пород месторождения параметр ползучести вырос 3 раза, что говорит о развитии нелинейных деформаций ползучести, реализуемых на контуре породного обнажения. Как следствие скорость смещения контура горных выработок на больших глубинах по сравнению с

глубиной 600 м возрастает в несколько раз, что приведет к сокращению срока службы.

В работе [39,19] представлены результаты наблюдений за деформациями контура горной выработки на глубине 1100м в соляном массиве. Скорость развития деформаций контура составила 33 мм/год. Схема расположения замерных реперов представлена на рисунке 1.7.

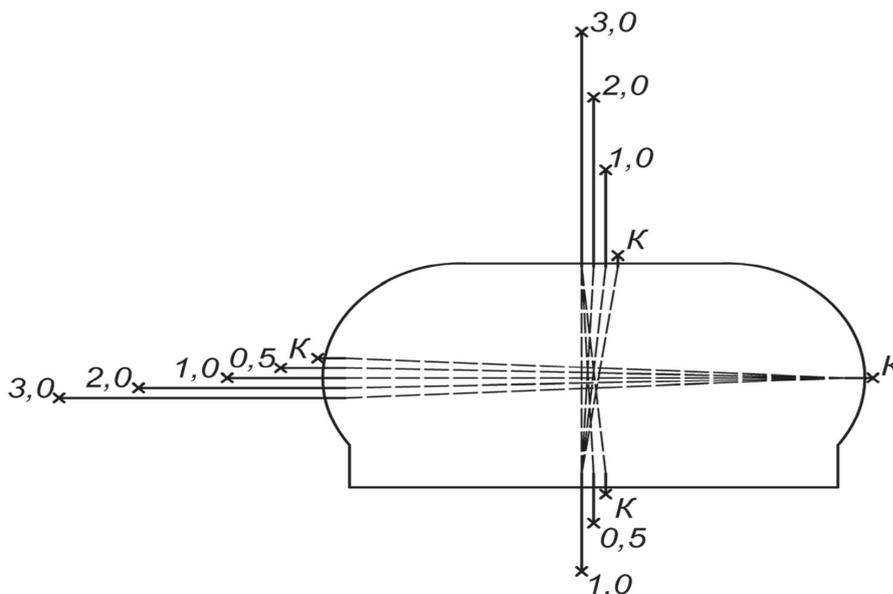


Рисунок 1.7 – Типовая схема расположения реперов замерной станции [19]

Авторами работы [101], выполнен анализ развития конвергенции горных выработок на месторождениях Польши.

Кривые конвергенции выработок вблизи контура имеют вид реологических кривых, полученных при длительных испытаниях образцов в лабораторных условиях [5]. Также можно выделить участки начальной и установившейся ползучести, а при длительных наблюдениях за незакрепленным контуром можно и выделить стадию прогрессирующей ползучести.

Многие исследователи отмечают, что при превышении глубины разработки месторождения 800-900 м, когда напряжения уже начинают сравниваться с пределом длительно прочности, интенсивность развития геомеханических процессов значительно возрастает, а разрушение пород охватывает не только приконтурную область, но и распространяется далеко за

ее пределы. Данные полученные при натурных и визуальных исследованиях позволяют оценить развитие деформаций соляного массива в окрестности горной выработки, а также скорректировать реологические параметры, полученные при испытании образцов.

В таких условиях, традиционные способы крепления горных выработок не всегда эффективно обеспечивают устойчивость горных выработок, и как отмечается авторами научных публикаций, требуется поиск новых эффективных крепей для поддержания горных выработок в устойчивом состоянии.

1.5 Анализ методик расчета нагрузок на крепь вертикальных стволов пройденных в соляном массиве

Анализ конструкций крепей вертикальных стволов показал, что применяемые на калийных месторождениях стоит рассматривать комбинированную крепь с наличием чугунных тубингов. Далее будут рассмотрены основные методики и подходы, принятые при расчете чугунной тубинговой крепи вертикального ствола. Согласно «Руководство по проектированию подземных горных выработок и расчету крепи» расчет параметров крепи вертикальных стволов необходимо производить отдельно для каждого конструктивного и технологического участка. Стоит отметить, что соляные породы, относятся к IV категории устойчивости пород, и как следствие расчет нагрузки должен выполняться на основе методик, представленных специализированными организациями. Основной сложностью является то, что методика, описанная в нормативной документации, не позволяет определить величину нагрузки на крепь.

По менее расчета величины нагрузки на крепь, важным аспектом, влияющим на выбор параметров крепи, является методика расчета крепи. Согласно классификации представленной в работе Д.М. Казикаева и С.В. Сергеева [21] методики расчета крепи можно разделить на три группы: методы, основанные на упрощенных гипотезах строительной механики;

методы, основанные на строгих законах теории упругости; экспериментально-аналитические методы, учитывающие взаимодействие «массив-крепь вертикального ствола» и результаты натурных измерений.

Основная идея методов, основанных на упрощенных гипотезах строительной механики, заключается в представлении многослойной комбинированной крепи является то, что крепь, состоящая из различным слоев и материалов, приравнивается к общей толщине и эквивалентному материалу.

Методами расчета, основанными на строгих законах теории упругости. Основная идея расчета многослойной крепи ствола, заключается в том, что крепь рассматривается как составная труба, а контактные давления между слоями крепи находятся из условия равенства радиальных и тангенциальных перемещений соприкасающихся поверхностей.

Н.С. Булычев предложил комплексный метод расчета многослойной крепи, который получил широкое применение в настоящее время [9,6]. Многослойная крепь ствола представляет собой многослойное кольцо, состоящее из упругих слоев. Основная идея расчета, заключается в последовательной передаче нагрузок от внешних слоев к внутренним, а напряжения, возникающие на контакте каждого из слоев, рассчитываются с учетом нагрузки и коэффициента передачи нагрузки. Данный метод является универсальным, позволяющим производить расчет крепей имеющих различные конфигурации материалов. Однако стоит заметить, что применение методов расчета крепей стволов, основанных на методах теории упругости и строительной механики, в ряде случаев приводят к недостаточно точному проявлению напряженно-деформированного состояния крепи ствола.

Для сложных горно-геологических условий сооружения стволов, какими являются условия строительства стволов на калийных месторождениях, также были разработаны методы расчета крепи. Для различных реологических моделей были выявлены уравнения, описывающие формирование давления на крепь, например, для массива пород представленным реологической моделью Кельвина [10].

А.Г. Протосеней была разработана методика расчета нагрузок на крепь стволов, пройденных в пластических породах, какими являются соли. Основным условием метода, является совместность перемещений система крепь – массив [52].

Применение вышеизложенных методов расчета нагрузки на крепь в значительно уступают по трудоемкости, методам численного моделирования. Применение численных методов анализа позволяет избежать ряда допущений и упрощений, представленных в аналитических решениях, и повысить надежность решения задачи. Основное внимание при анализе работ, связанных с численным моделированием развития напряженно-деформированного состояния крепи и ее расчета, стоит уделить, способам представления конструкции крепи и описания ее механического поведения и описания.

Этим вопросам посвящено множество исследований. Константинова С.А. и Чернопазов С.А. [30] приводят пример расчета нагрузок на крепь ствола с использованием метода конечных элементов, процессы в окрестности вертикального ствола описываются уравнениями наследственной вязкоупругости.

В работе Н.М. Качурин и И.А. Афанасьев [26] производят расчет тангенциальных напряжений в податливой комбинированной крепи ствола скважины по методике Н.С. Булычева и сравнивают с результатами численного моделирования в объемной постановке. Бетон и материал податливого слоя представлялись в рамках упругой постановки.

В своих исследования Е.Я. Козловский и М.А. Журавков [27,28] производят расчет напряженно-деформированного состояния бетонной крепи в соляных породах Гремяченского месторождения. Авторы учитывают изменения свойств бетона во времени, тем самым повышая достоверность прогноза НДС. Также авторами проведены исследования податливой комбинированной крепи из пенополистирола и бетона.

Liа Y.D. и др. [97] рассмотрен метод расчета вертикальной обделки шахты с помощью численного моделирования. Также в работе было спрогнозировано напряженное состояние бетонной крепи вертикального ствола, расположенного в соляных породах, с учетом временного фактора.

В работе [111] был предложен метод определения параметров обделки вертикального ствола, основанный на прогнозировании напряженного состояния массива, при выполнении объемной численной модели. Бетонная крепь рассматривается как упругий материал.

В работе [91] представлен подход к моделированию комбинированной крепи вертикального ствола, пройденного в соляных породах. Крепь была выполнена из внешнего полиуретанового слоя и внутреннего бетонного. Бетон принимался как упругий материал. Авторы учитывали развитие реологических процессов соляного массива. Авторами [83] проведены расчеты глубокого вертикального ствола в объемной постановке. Крепь ствола была выполнена из бетона, механическое поведение описывалось в рамках теории Кулона-Мора.

В данной работе [70] рассматривается расчет монолитной бетонной обделки глубокого вертикального ствола и проводится сравнение с расчетами нагрузки, полученными при численном моделировании.

В работах [99,100] представлен подход к прогнозированию нагрузок на обделку вертикальной шахтной крепи в плоских условиях, при котором обделка рассматривается в продольном сечении, отражающем геометрию ребер жесткости обделки. Нагрузка на крепь учитывала развитие реологических процессов в соляном массиве. Данный подход позволил определить области максимальной концентрации напряжений, и на основе этого прогноза были даны рекомендации по выбору параметров тубинговой крепи, расположенной в различных слоях породы вдоль трассы ствол.

В [110] рассматривается объемная задача, в рамках которой проводится моделирование бетонных и чугунных тубингов обделки неглубокого

вертикального ствола, расположенного в неравномерно оттаивающем ледяном массиве. Тюбинговая крепь рассматривается как однослойная конструкция.

В работе [22] рассматривается расчет напряженно-деформированного состояния участка комбинированной крепи вертикального ствола, расположенного в соляных породах. Комбинированная обделка состоит из бетонного слоя и чугунной тюбинговой крепи. Чугунная крепь рассматривается как двухслойная система, каждый слой которой имеет разную жесткость. Как отмечает автор методики, результаты расчета нагрузки на крепь хорошо согласуются с результатами натурных наблюдений.

В работе [38] представлено решение объемной задачи по расчету напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола, пройденного в условиях Усть-Явинского рудника. Материалы крепи бетона и чугуна описывались в рамках упругой постановке. Геометрическая конфигурация тюбинговой крепи задавалась в упрощенном виде, не учитывая внутренние вертикальные ребра жесткости.

1.6 Выводы по главе 1

1. По результатам проведенного анализа конструкций вертикальных стволов выявлено что, применение комбинированных конструкций крепей, включающих в себя внутренний слой из чугунных тюбингов, позволяет обеспечить устойчивость вертикального ствола, а также применять жесткую армировку, тем самым упростив эксплуатацию подземного месторождения.

2. Проведен анализ существующих моделей деформирования соляных пород, на основе которого выбрана модель соляного массива, позволяющая с необходимой точностью оценить развитие напряженно-деформированного состояние соляного массива в окрестности вертикального ствола в период эксплуатации.

3. На основе анализа развития геомеханических процессов, протекающих в соляном массиве в окрестности горной выработке, определен

основной характер развития напряженно-деформированного состояния и процесс формирования нагрузки на крепь.

4. Проведен анализ аналитических и численных методик расчета крепей вертикальных стволов, пройденных в соляном массиве. По результатам анализа выявлено, что в научном сообществе нет единой методики, а разработанные ранее методики требуют экспериментальной апробации. В то время как применение численных методов расчета крепи, позволяют учесть множество переменных, тем самым повысив достоверность расчета. Основным фактором является учет срока эксплуатации и учета развития нагрузки на крепь с течением времени.

5. Определены цель, идея, объект и предмет диссертационного исследования, а также задачи, которые необходимо решить в диссертации

ГЛАВА 2 ДЕФОРМИРОВАНИЕ СОЛЯНЫХ ПОРОД. ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ МОДЕЛИ СОЛЯНЫХ ПОРОД И МОДЕЛЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ МАТЕРИАЛА КРЕПИ

В главе рассматриваются теоретические аспекты, связанные с описанием физико-механического поведения массива горных пород, вмещающего вертикальный ствола и материала крепи. Так как величина смещений соляного массива на глубинах свыше 1000 м непосредственно связана с интенсивным развитием реологических процессов, а крепь ствола испытывает нагрузки, превышающие предел прочности материалов крепи. В связи с этим, реологическая модель, принятая для описания смещений и развития напряженно-деформированного состояния соляного массива в окрестности вертикального ствола, позволяющая описать смещения породных обнажений в рамках стадии установившейся ползучести. Так же, принятая модель деформирования соляного массива должна описывать деформации, развивающиеся в массиве в течении длительного срока наблюдения. Представлена методика определения корректных параметров модели деформирования соляного массива и верификация ее параметров на основе натуральных наблюдений. Рассматриваются прогрессивные модели деформирования материалов крепи, позволяющих учитывать пластического поведение материалов.

2.1 О возможности применения термоупруго-вязкопластической модели Double Power Law при прогнозе напряженно-деформированного состояния соляного массива

Сооружение горных выработок в соляных породах непосредственно связано с развитием реологических процессов в ее окрестностях. Проявление ползучести в соляных породах наблюдается с начальных стадий нагружения, что приводит к развитию смещений на самых начальных стадиях сооружения. Интенсивность развития смещений вмещающего массива увеличивается по мере увеличения глубины. Возведение крепи при сооружении горных

выработок в соляном массиве создает отпор и препятствует развитию смещений контуру горной выработки, тем самым не позволяя перейти соляной массив в стадию прогрессирующей ползучести. Переход соляных пород в прогрессирующую стадию ползучести на контуре горной выработки наступает при величине нагрузки (горного давления, сформированного вышележащим слоем вмещающих пород) превышающий предел длительной прочности. Однако при рассмотрении крепи вертикальных стволов и участков сопряжений с горизонтальными горными выработками, применение модели, позволяющей описать прогрессирующую стадию ползучести является необязательным так как основные смещения, реализуемые в период эксплуатации, проявляются в рамках установившейся стадии ползучести. В связи с этим принятая геомеханическая модель, описывающая механическое поведение соляного массива, должна соответствовать следующим требованиям:

- 1) Обеспечить переход от результатов лабораторных исследований образцов соляных пород к реологическому поведению рассматриваемого участка соляного;
- 2) обеспечить достоверный прогноз развития смещений и развития напряженно-деформированного состояния в длительной перспективе, позволяющий, как качественно, так и количественно оценить спрогнозированные результаты.

2.1.1 Теоретические сведения о модели деформирования соляного массива

Модель Double Power Law предназначена для описания каменной соли на основе закона ползучести Нортона. Принятая модель позволяет прогнозировать развитие деформаций соляного массива, характерны для второй стадии ползучести (стадия установившейся ползучести), при этом учитывается влияние интенсивности касательных напряжений на скорость

развития деформаций ползучести, также позволяет учесть влияние величины температуры на интенсивность развития деформаций ползучести.

Стоит, отметить, что сама конституционная модель описывается в рамках закона обобщенного эффективного напряжения σ_0 , что говорит о моделировании взаимосвязи между деформациями и эффективными напряжениями. В рамках данной теории эффективный тензор напряжений можно представить как изотропную и дивиаторную часть (2.1):

$$\sigma = \sigma_m \delta + S, \quad (2.1)$$

где σ_m – среднее эффективное напряжение;

S – девиаторное напряжение;

δ – тензор подобия второго порядка.

Соляная порода в рамках выбранной модели представляется как изотропный термоупруго - вязкопластический материал, математически, который можно описать следующим образом (2.2):

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^T + \varepsilon^{vp}, \quad (2.2)$$

где ε^e – упругие деформации;

ε^T – термоупругие деформации;

ε^{vp} – вязкопластические деформации.

Упругие деформации описываются классическим законом Гука и может быть записана в следующем виде (2.3):

$$\begin{aligned} \varepsilon^e &= \dot{\varepsilon}_d^e + \dot{\varepsilon}_v^e \delta; \\ \dot{\varepsilon}_v^e &= \frac{1}{K} \dot{\sigma}_m; \\ \dot{\varepsilon}_d^e &= \frac{1}{2G} \dot{S}, \end{aligned} \quad (2.3)$$

где $\dot{\varepsilon}_v^e$ – объемные упругие деформации;

$\dot{\varepsilon}_d^e$ – дивиаторный тензор упругих деформаций;

K – осушенный упругий объемный модуль;

G – модуль сдвига.

(Примечание: величины с надстрочным обозначением $\dot{r} = \frac{dr}{dt}$, является производной по времени от рассматриваемой произвольной величины).
Взаимосвязь между объемным модулем и модулем сдвига представлен следующим образом (2.4):

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} = \frac{2(1+\nu)}{3(1-2\nu)} G \quad (2.4)$$

Термоупругие деформации в рамках конституционной модели описываются следующим уравнением (2.5):

$$\dot{\varepsilon}^T = \begin{bmatrix} \alpha T_x & \dots & \dots \\ \dots & \alpha T_y & \dots \\ \dots & \dots & \alpha T_z \end{bmatrix} \dot{T}, \quad (2.5)$$

где T – абсолютная температура (в Кельвинах);

$\alpha T_x, \alpha T_y, \alpha T_z$ – анизотропные коэффициенты теплового расширения.

Вязкоупругие деформации можно выразить следующим уравнением (2.6):

$$\varepsilon^{vp} = |\dot{\varepsilon}^{vp}| \frac{3S}{2q}, \quad (2.6)$$

где $q = \sqrt{\frac{3}{2} S : S}$ – Напряжение сдвига по Фон-Мизесу;

$|\dot{\varepsilon}^{vp}|$ – интенсивность развития скорости деформаций ползучести, определяемая по формуле (2.7):

$$|\dot{\varepsilon}^{vp}| = A_1^* \left(\frac{q}{q_0}\right)^{N_1} + A_2^* \left(\frac{q}{q_0}\right)^{N_2}; \quad (2.7)$$

где N_1 и N_2 – два экспоненциальных параметра напряжений;

A_1^* и A_2^* – температурозависимые параметры вязкости (2.8);

A_1 и A_2 – приведенные параметры вязкости (2.8);

$$\begin{aligned} A_1^* &= A_1 e \left(-\frac{Q_1}{R} \frac{1}{T} \right); \\ A_2^* &= A_2 e \left(-\frac{Q_2}{R} \frac{1}{T} \right), \end{aligned} \quad (2.8)$$

$R = 8,314 \frac{\text{Дж}}{\text{моль} \cdot \text{К}}$ – универсальная газовая постоянная;

Q_1 и Q_2 – параметры активации энергии ползучести, Дж/моль.

В общем виде скорость деформации ползучести можно записать в виде (2.9):

$$|\dot{\varepsilon}^{vp}| = A_1 e\left(-\frac{Q_1}{R} \frac{1}{T}\right) \left(\frac{q}{q_0}\right)^{N_1} + A_2 e\left(-\frac{Q_2}{R} \frac{1}{T}\right) \left(\frac{q}{q_0}\right)^{N_2}. \quad (2.9)$$

Данная модель реализована в программном комплексе SIMULIA Abaqus CAE, однако выражается через другие переменные, при этом скорость деформаций ползучести равна (2.10):

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = A_1 e\left(-\frac{B_1}{\theta - \theta_z}\right) \cdot \left(\frac{\tilde{q}}{\sigma_0}\right)^{C_1} + A_2 e\left(-\frac{B_2}{\theta - \theta_z}\right) \cdot \left(\frac{\tilde{q}}{\sigma_0}\right)^{C_2}, \quad (2.10)$$

где \tilde{q} – эквивалентное напряжение по Мизесу;

$A_1, A_2, B_1, B_2, C_1, C_2$ – реологические параметры модели;

θ – температура породы;

θ_z – температура абсолютного нуля;

σ_0 – регулирующий параметр, применяемый равным 1 МПа;

q – интенсивность касательных напряжений.

Сравним формулу (2.9) и (2.10) можно выделить следующие сходства:

- 1) параметр \tilde{q} – в формуле (2.10) равен параметру q – в формуле (2.9);
- 2) параметр σ_0 – в формуле (2.10) равен параметру q_0 – в формуле (2.9);
- 3) параметры C_1 и C_2 – в формуле (2.10) равны параметрам N_1 и N_2 – в формуле (2.9);
- 4) выражение $A_1 e\left(-\frac{B_1}{\theta - \theta_z}\right)$ и $A_2 e\left(-\frac{B_2}{\theta - \theta_z}\right)$ – описывает тот же процесс,

что и $A_1 e\left(-\frac{Q_1}{R} \frac{1}{T}\right)$ и $A_2 e\left(-\frac{Q_2}{R} \frac{1}{T}\right)$ – в формуле (2.9) в связи с этим можем

приравнять эти части и подобрать реологические параметры модели,

соответствующие физико-механическим свойствам образцов каменной соли.

Выражение необходимых реологических параметров для математической модели, реализованной в программном пакете Abaqus CAE. Стоит отметить, что для применения данной модели, необходимо знать упругие свойства образца и его реологические параметры. Упругие свойства задаются через модуль Юнга равный модулю упругости и коэффициент Пуассона. Реологические параметры описываются параметрами $A_1, A_2, B_1, B_2, C_1, C_2$.

В классической конституционной модели для описания упругого поведения материала фигурирует модуль сдвига, для корректного перехода к модулю упругости необходимо совершить переход из равенства, представленного в формуле (2.11):

$$\frac{E}{3(1-2\nu)} = \frac{2(1+\nu)}{3(1-2\nu)} G;$$

Выразив E – модуль упругости, получим следующее равенство:

$$E = 2 G(1 + \nu) \quad (2.11)$$

Чтобы перейти от параметров, полученных из лабораторных испытаний к абстрактным реологическим параметрам необходимо выразить из формул (2.8) параметры $A_1 e\left(-\frac{B_1}{\theta-\theta_z}\right)$ и $A_2 e\left(-\frac{B_2}{\theta-\theta_z}\right)$, приравняв их между собой. В следствии чего получим следующие тождество (2.12):

$$A_i e\left(-\frac{B_i}{\theta-\theta_z}\right) = A_i^* = A_i e\left(-\frac{Q_i}{R T}\right); \quad (2.12)$$

Стоит отметить, что параметр A_1 и A_2 – в обеих частях равны между собой, а выражение $(\theta - \theta_z) = T$, так как величина θ_z – температура абсолютного нуля и приравнивается к 0 К, при постановке задачи, по Кельвину, то параметр. в связи с этим упрощаем тождество (2.13):

$$\begin{aligned} -\frac{B_i}{T} &= -\frac{Q_i}{R T}; \\ B_i &= \frac{Q_i}{R} \end{aligned} \quad (2.13)$$

Параметры A_1 и A_2 – определяют величину максимальной скорости деформации ползучести, возникающем при постоянном напряжении, действующем в образце; C_1 и C_2 – определяют нелинейную зависимость между начальной скоростью и напряжением [1]. Описанные параметры A_1 и A_2 , и C_1 и C_2 – получаются путем калибровки графиков в логарифмическом шкале девиаторного напряжения в зависимости от скорости деформации ползучести.

Стоит отметить, что математическая интерпретация ползучести модифицирована по сравнению с классическим законом Нортона и имеет две

степенных функции вместо одной, что позволяет с повышенной точностью описать механическое поведение соляных пород [117]. Для соляных пород характерно отличие в характере деформирования при различных степенях нагружения. Так при нагрузках ниже 5 МПа поведение соляных пород можно оценить, как линейно деформируемое [84], а экспоненциальный параметр напряжений C_1 принимается равным 1. Для напряжений превышающих 5 МПа процесс ползучести проявляется нелинейно, что в свою очередь требует применения более высокого показателя параметра экспоненциальных напряжений C_2 более. Далее в тексте будет описан процесс верификации модели на основе лабораторных исследований ползучести соляных пород.

2.1.2 Верификация реологической модели

На основании анализа значительного объема лабораторных испытаний соляных пород при различных видах напряженных состояний установлен диапазон возможных изменений скоростей их деформирования на второй стадии ползучести (рисунок 2.1). Для удобства диаграммы приведены в обычных осях и в логарифмических. Как видно из представленной диаграммы скорость развития деформаций ползучести зависит от величины эквивалентных напряжений (интенсивности касательных напряжений), при этом связь между этими показателями весьма нелинейная, а скорость деформаций ползучести значительно возрастает с увеличением эквивалентных напряжений. Другой значимый момент, который обращает на себя внимание, это значительный диапазон возможных скоростей деформирования соляных пород, соответствующих одной и той же величине интенсивности касательных напряжений. Среди факторов, которые могли оказать влияние на столь значительный разброс данных, можно выделить: тип соляной породы (минеральный состав), параметры проведения лабораторных испытаний, степень вынужденной нарушенности пород и др. При обработке испытаний пород данный диапазон возможных скоростей деформирования

соляных пород будет использован для оценки достоверности полученных данных лабораторных испытаний.

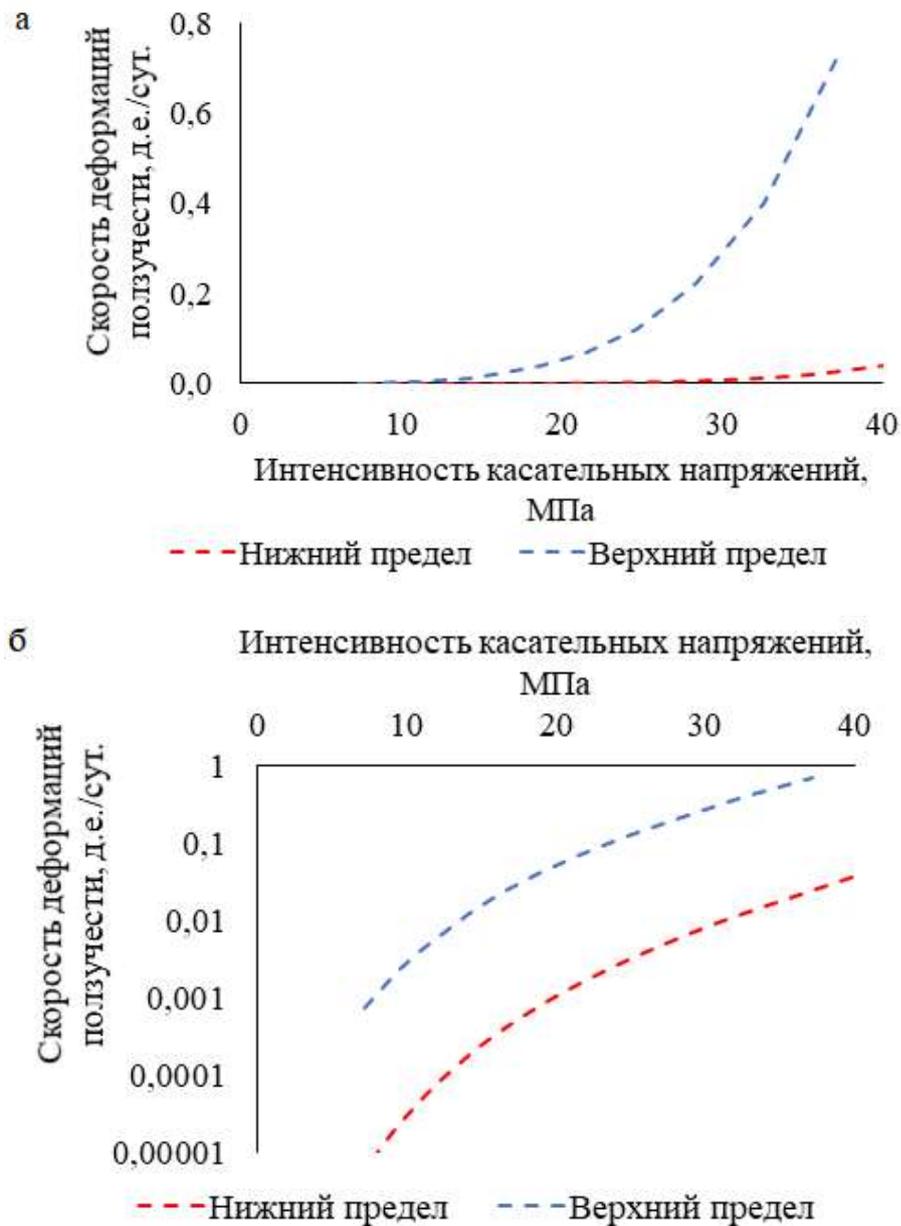


Рисунок 2.1 – Граничные величины скоростей деформирования соляных пород на второй стадии ползучести:

а – в обычных осях; б – в логарифмических осях

Анализ скоростей деформирования соляных пород Нивенского и Гремячинского месторождений (рисунок 2.2) позволяет говорить о том, что длительное деформирование соляных пород данных месторождений в целом соответствуют общепринятым законом деформирования соляных пород. При этом необходимо отметить, что соляные породы Нивенского месторождения,

что соляные породы Гремячинского месторождения с точки зрения скоростей деформирования соляных пород смещены в сторону нижнего предела ожидаемых скоростей деформаций.

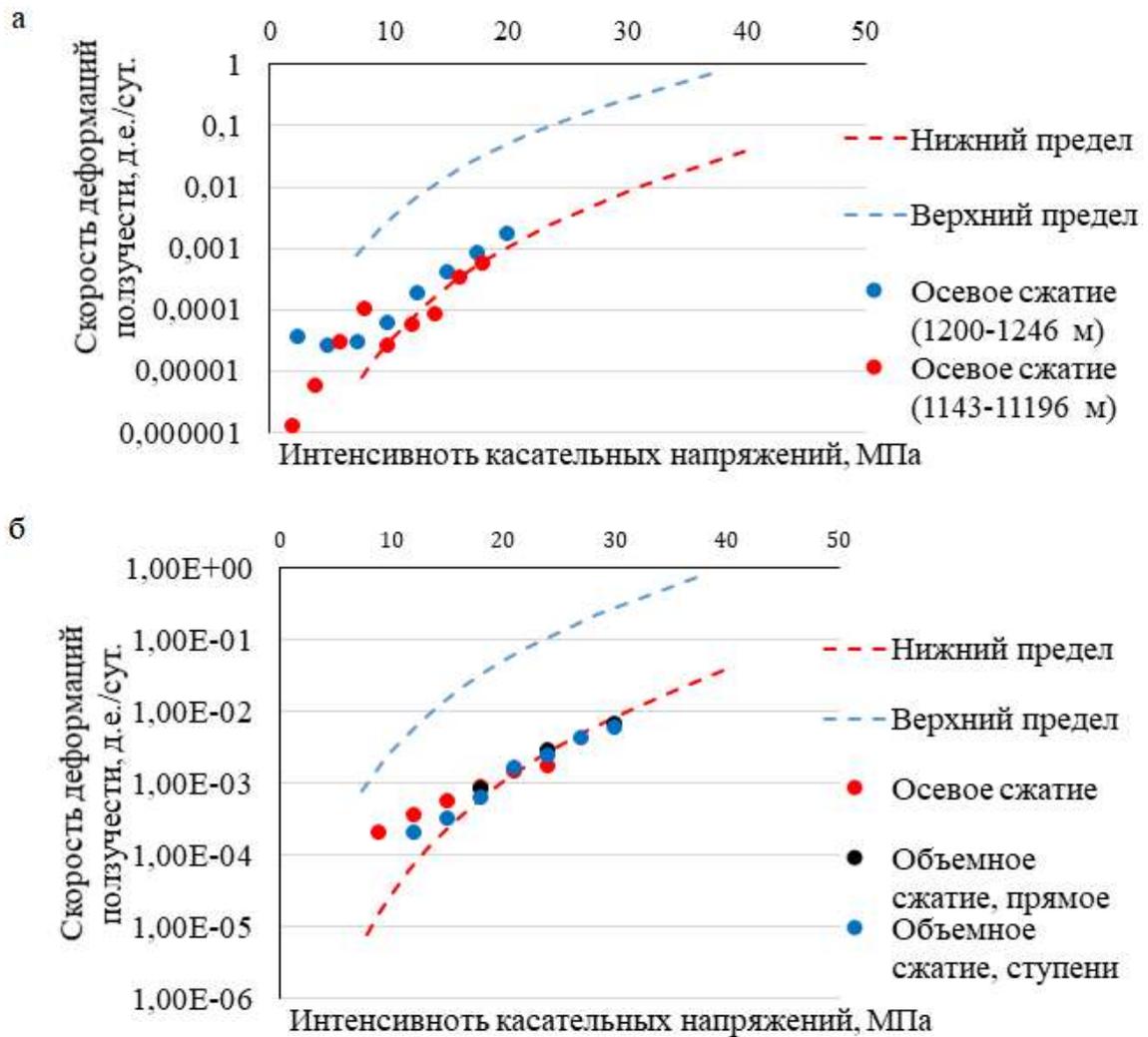


Рисунок 2.2 – Скорости деформаций ползучести:

а – Нивенское месторождение [14]; б – Гремячинске месторождение [1]

В тоже время, скорость деформирования пород Гремячинского месторождения в целом несколько ниже по отношению к солям Нивенского месторождения. Таким образом, при анализе данных об интенсивности развития геомеханических процессов в окрестности горных выработок, полученных инструментальными методами контроля при разработке Гремячинского месторождения, можно считать, что развитие геомеханических процессов в окрестности горных выработок Нивенского месторождения будет сопоставимым или несколько выше.

Влияние температуры на интенсивность развития реологических процессов

Как известно, температура соляных пород, оказывает значимое влияние на развитие деформаций ползучести. В качестве примера влияния температуры приведены зависимости скоростей деформирования ползучести соляных пород от интенсивности нормальных напряжений при различных величинах температурах. Как видно из представленных данных на рисунке 2.3 изменение температуры испытаний пород оказывает существенное влияние на скорость развитие деформаций, и должно быть учтено при выполнении математических расчетов. Предложенные в настоящей научной работе модели длительного деформирования соляных пород позволяют учесть данный эффект и будут применяться при прогнозе развития геомеханических процессов в окрестности горных выработок.

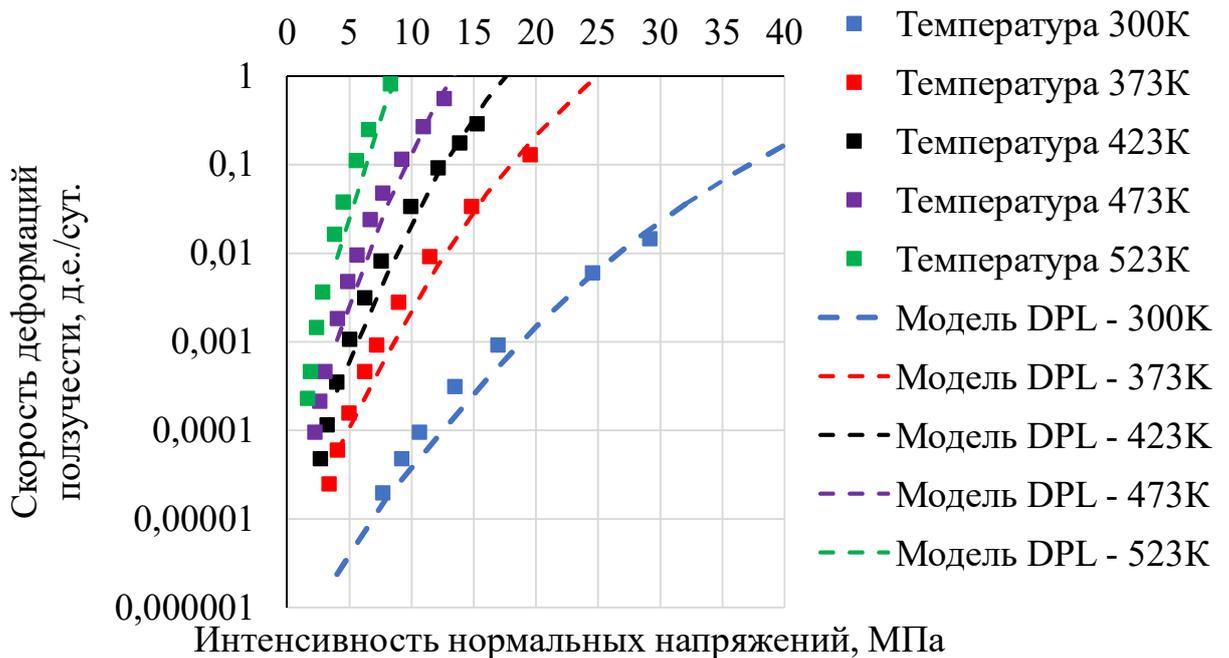


Рисунок 2.3 – Влияние температуры на интенсивность развития реологических процессов: модель DPL – скорости деформаций, полученные на основании математического моделирования; 300, 373, 423, 473, 523 – температура испытания пород в Кельвинах.

Основные параметры модели, такие как модуль упругости, коэффициент Пуассона, необходимо получать на основании физико-механических

испытаний образцов соляных пород в лабораторных условиях. Верификацию применения математической модели и подбор ее реологических параметров стоит в первом приближении осуществлять по данным лабораторных испытаний образцов соляных пород. Стоит отметить, что модель описывает только установившуюся стадию ползучести, что говорит о невозможности описании деформаций, связанных с развитием 1 стадией ползучести.

Как отмечают исследователи [117], скорость деформирования соляных пород по данным лабораторных испытаний в значительной степени отличается от фактической скорости деформирования, однако качественно характер механического поведения сохраняется. Это связано с тем, что за стандартный период проведения лабораторных испытаний в районе 30 дней на ступень не позволяет испытываемому образцу перейти в стадию установившейся ползучести. Дополнительное влияние на данный процесс оказывает отличие фактического объемного напряженного состояния породного массива от одноосного принимаемого при выполнении длительных лабораторных исследований. Наиболее полную картину развития длительных деформаций можно оценить по данным натуральных наблюдений. На основе которых можно подобрать усредненные реологические показатели, позволяющие с необходимой точностью описать процесс деформирования соляного массива, вмещающего вертикальный ствол.

Реологические параметры должны подбираться с учетом натуральных данных. Для корректного подбора реологических параметров методом численного моделирования необходимо подготовить численную модель. Размер численной модели должен быть определен с учетом отсутствия влияния граничных условий на результаты прогноза смещений, реализуемых на контуре исследуемой горной выработки. Размер численной модели прямо пропорционально зависит от размера, рассматриваемой горной выработки, следовательно необходимо ввести переменную на основе, которой будет определяться минимальный размер. В практике подземного строительства зону влияния горной выработки принято выражать через эквивалентный

радиус. В качестве переменной для определения минимального размера численной модели по аналогии будет принят эквивалентный радиус, рассматриваемой горной выработки.

Для изучения влияния размера численной модели на результаты прогноза смещения, при использовании выбранной реологической модели среды была построена численная модель в плоской постановке рисунок 2.4 [50]. В рамках поставленной задачи рассматривалась горная выработка – вертикальный ствол, с различными диаметрами в проходке от 6м до 9м, данный диапазон диаметров является типовым для калийных месторождений.

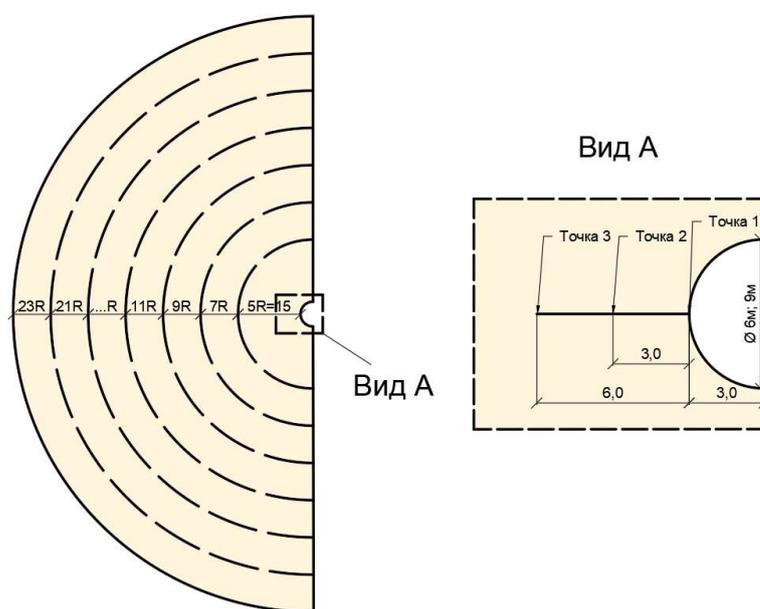


Рисунок 2.4 – Постановка задачи [50]

В практике строительства подземных сооружений принято считать, что зона влияния горной выработки равна 5-ти эквивалентным радиусам. Минимальная размер численной модели от незакрепленного контура горной выработки составила 5 эквивалентным радиусов, после чего размеры модели увеличивались с шагом 2 эквивалентных радиуса. Деформации фиксировались в 3 точках: на контуре выработки, в массиве на удалении 3,0 м и 6,0 м соответственно. Массив принимался как однородный и. Поле естественного напряжения массива задавалось, как гидростатическое и формировалось для участка ствола глубиной 500 м. Горное давление формировалось исходя из градиента горного давления 0,0226 МПа/м [78]. Задача является

осесимметричной, поэтому к модели прикладывались следующие граничные условия: горизонтальные смещения по оси ОХ ограничивались по вертикальному диаметру, а горизонтальный радиус был ограничен в перемещениях по вертикальной оси ОУ. Также к внешней границе численной модели прикладывалась внешняя равномерно-распределенная нагрузка равная величине горного давления, это необходимо для сохранения внутренней энергии системы, которая расходуется на реализацию смещений контура исследуемой горной выработки. Параметры математической модели в первом приближении принимались согласно и представлена ниже в таблице 2.1.

Таблица 2.1 - Реологические параметры модели, принятые в первом приближении Double Power Law [117].

A_1	A_2	B_1	B_2	C_1	C_2	σ_1 , МПа
0,05	0,02	4800	7800	2,7	6,8	1

Модуль упругости и коэффициент Пуассона принимались средними для соляных пород приняты 20 ГПа и 0,3 соответственно.

Принципиальный вид численной модели представлен на рисунке 2.5.

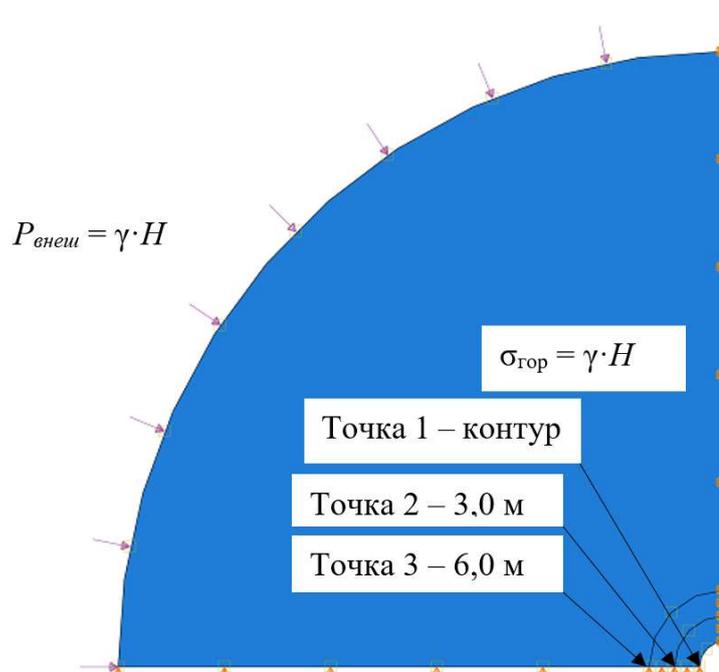


Рисунок 2.5 – Принципиальный вид численной модели [50]

Сетка конечных элементов была сгенерирована с использованием четырехугольных восьми-узловых элементов второго порядка СРЕ8. Размер конечного элемента варьируется от 0,25 м до 5 м по мере удаления от горной

выработки к границе модели. Ниже приведены результаты прогноза смещений для различного размера численной модели, с диаметром вертикального ствола 6 м, рисунок 2.6 – 2.8.

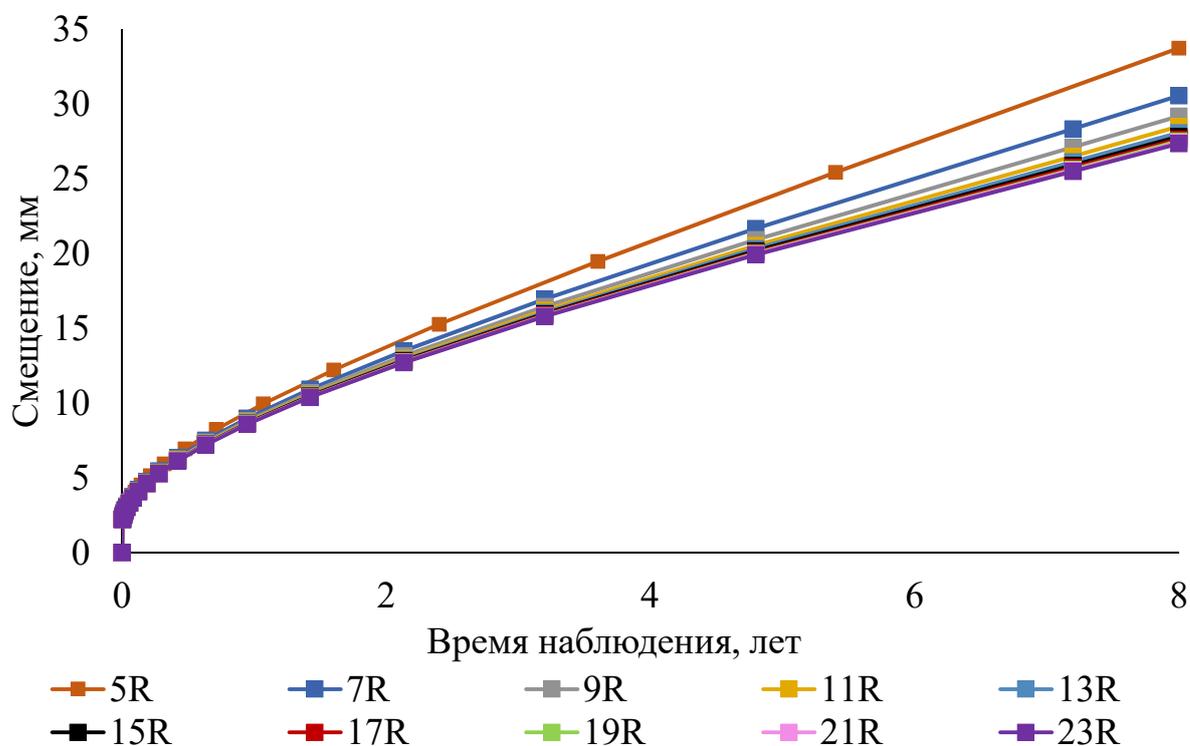


Рисунок 2.6 – Смещение массива на контуре выработки, точка 1

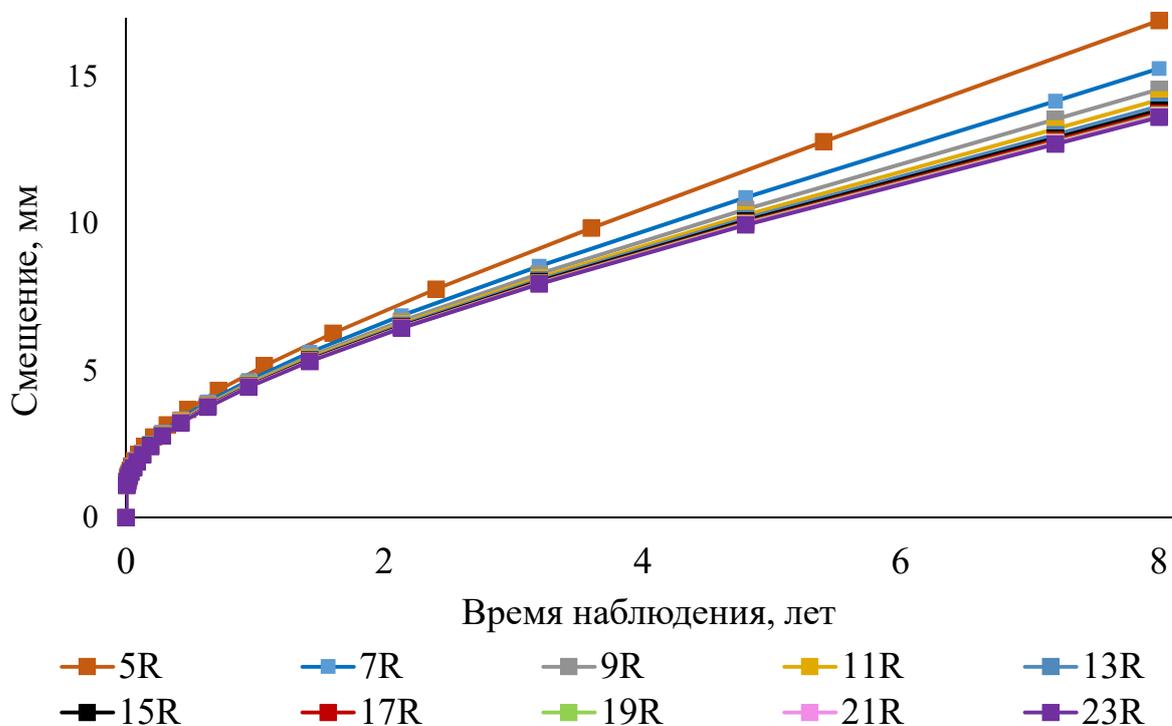


Рисунок 2.7 – Смещение массива на контуре выработки, точка 2 – 3,0 м

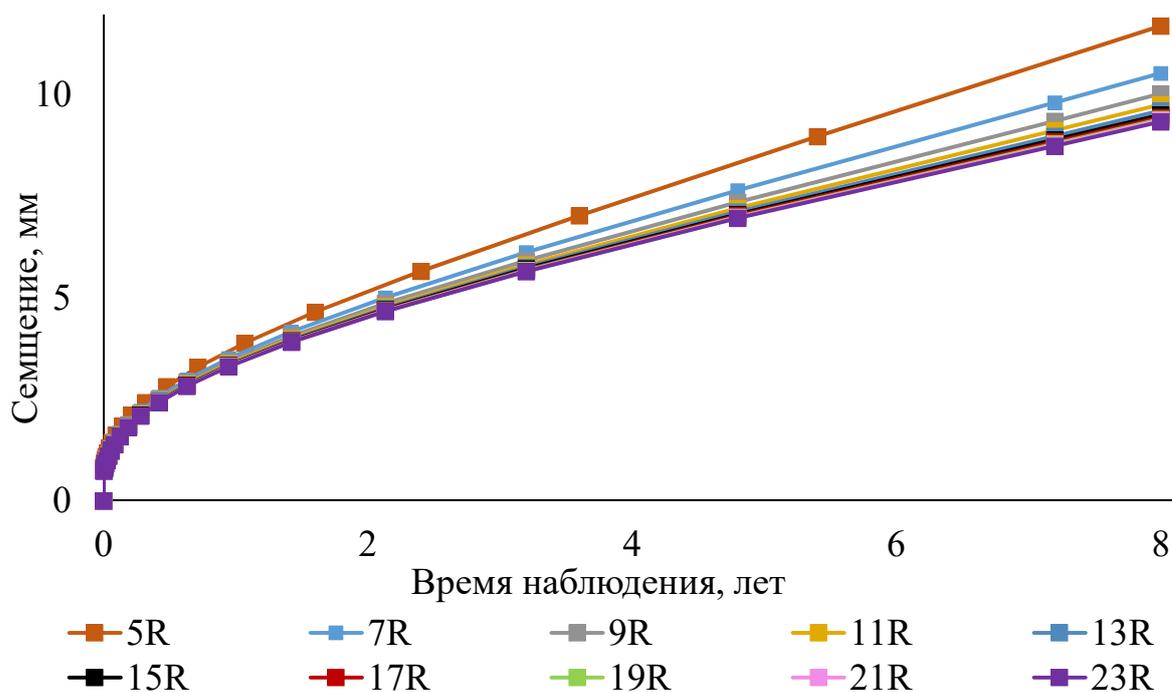


Рисунок 2.8 – Смещение массива на контуре выработки, точка 3 – 6,0 м

Из полученных результатов стоит выделить, что для каждой исследуемой точки характерно схожее качественное поведение. Затухание влияния внешних границ численной модели можно отметить с 13 эквивалентных радиусов, однако разница в величинах конечных смещений между 23 радиусами и 13 составляет 2,7 %, разница составила примерно 1 мм. При размере численной модели равной 17 эквивалентным радиусам расхождение составило 1% и 0,28 мм соответственно

После определения влияния размеров численной модели на прогноз смещений массива выполняется подбор реологических параметров математических моделей, описывающих поведение соляных пород (каменной соли). В рамках подбора решалась обратная задача, для верификации и подбора параметром рассматривались натурные данные за наблюдением конвергенции стенок в камере, расположенной на глубине 950 м [78]. Параметры определяются методом подбора, исходя из величины смещений в реперах (рисунок 2.6), расположенных в глубине массива 3,05м от контура выработки и на самом контуре непосредственно.

Изучение закономерностей деформирования соли чрезвычайно важно всегда, когда происходит строительство горных выработок в массиве, сложенном соляными породами, особенно на больших глубинах, когда естественные напряжения в массиве на 950 м составляют приблизительно от 25 до 27 МПа, что очень близко к пределу прочности соли при сжатии. Любая выемка породы в этих условиях создает высокие девиаторные напряжения, вызывающие медленную конвергенцию стенок выработок или опасные разрушения на контуре. Стоит отметить, что скорость деформаций стенок выработок на руднике Saskatchewan (Канада), расположенном на глубине более 950 м составляет в среднем от 2 до 3 см за 100 дней.

После определения минимального размера численной модели, необходимо подобрать реологические константы геомеханической модели. Для решения данной задачи был выполнен подбор параметров на основе натуральных наблюдений за смещениями незакрепленной горной выработки, пройденной в соляном массиве. Для решения задачи использовалась та же численная модель с 17 эквивалентными радиусами рисунок 2.5. Ниже представлены графики верификации реологических параметров модели деформирования Double Power Law рисунок 2.9.

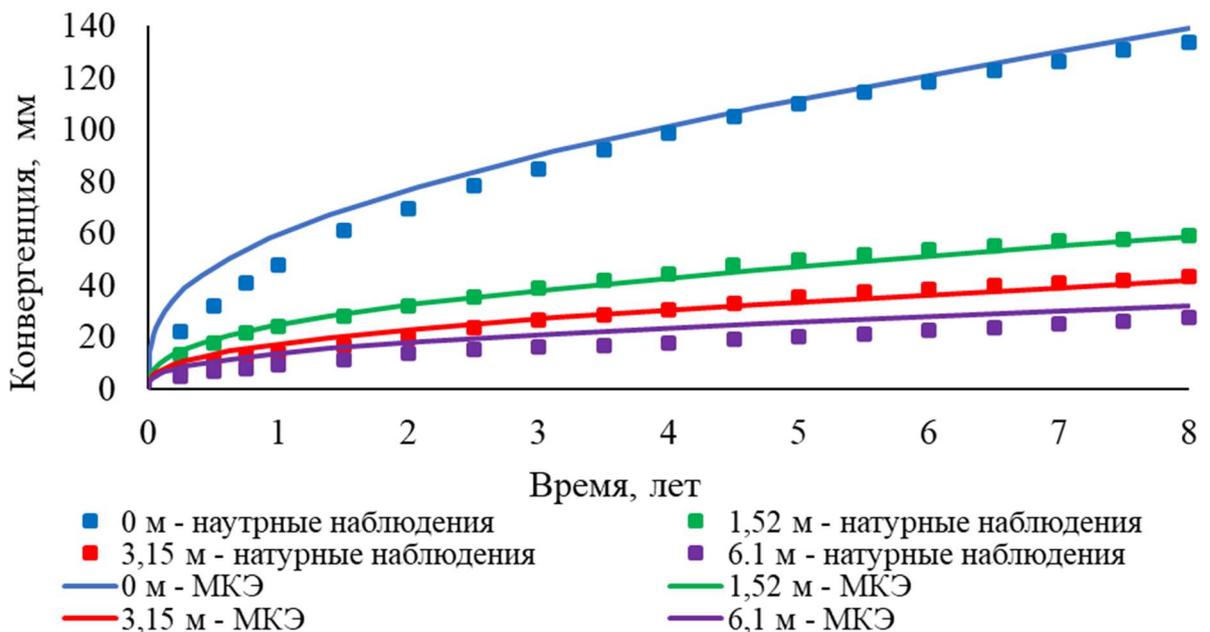


Рисунок 2.9 – Верификация параметров модели Double Power law.

Полученные реологические константы для модели Double Power Law представлены в таблице 2.2. При сравнении результатов прогноза конвергенции стенок горной выработки с данными натурных наблюдений можно сделать вывод, что точность прогнозируемых смещений на контуре горной выработки превышает данные натурных наблюдений на 1,7%, для точки 2 различие составляет 6,2%.

Таблица 2.2 - Реологические параметры, полученные после верификации модели Double Power Law

A_1	A_2	B_1	B_2	C_1	C_2	σ_1 , МПа
0,04	0,019	4800	7800	2,4	6,8	1

В качестве обоснования возможности применения принятой реологической модели деформирования соляных пород и ее параметров выполняется расчет нагрузки на крепь и развитие напряженно-деформированного состояния крепи. Рассматривался участок вертикального ствола № 9 на Закарпатском солеруднике [21,50], в процессе эксплуатации которого были получены данные о величине нагрузки на крепь за 90 дней. Величина нагрузок на крепь составила 4,5-4,7 МПа, тангенциальные напряжения в бетонном слое крепи составил 23 МПа, в тубинговой крепи 74,2 МПа. Горно-геологические условия, для которых подбирались параметры реологической модели схожи с условиями рассматриваемого сечения вертикального ствола на закарпатском руднике, а именно каменная соль. Результаты численного моделирования представлены на рисунке 2.10.

Отличие полученных результатов прогноза нагрузки на крепь ствола с результатами натурных данных, составило 6%. Для тангенциальных напряжений, реализуемых в различных слоях крепи отличие составило 13% и 5,3% для бетонного слоя крепи и для чугунной крепи соответственно

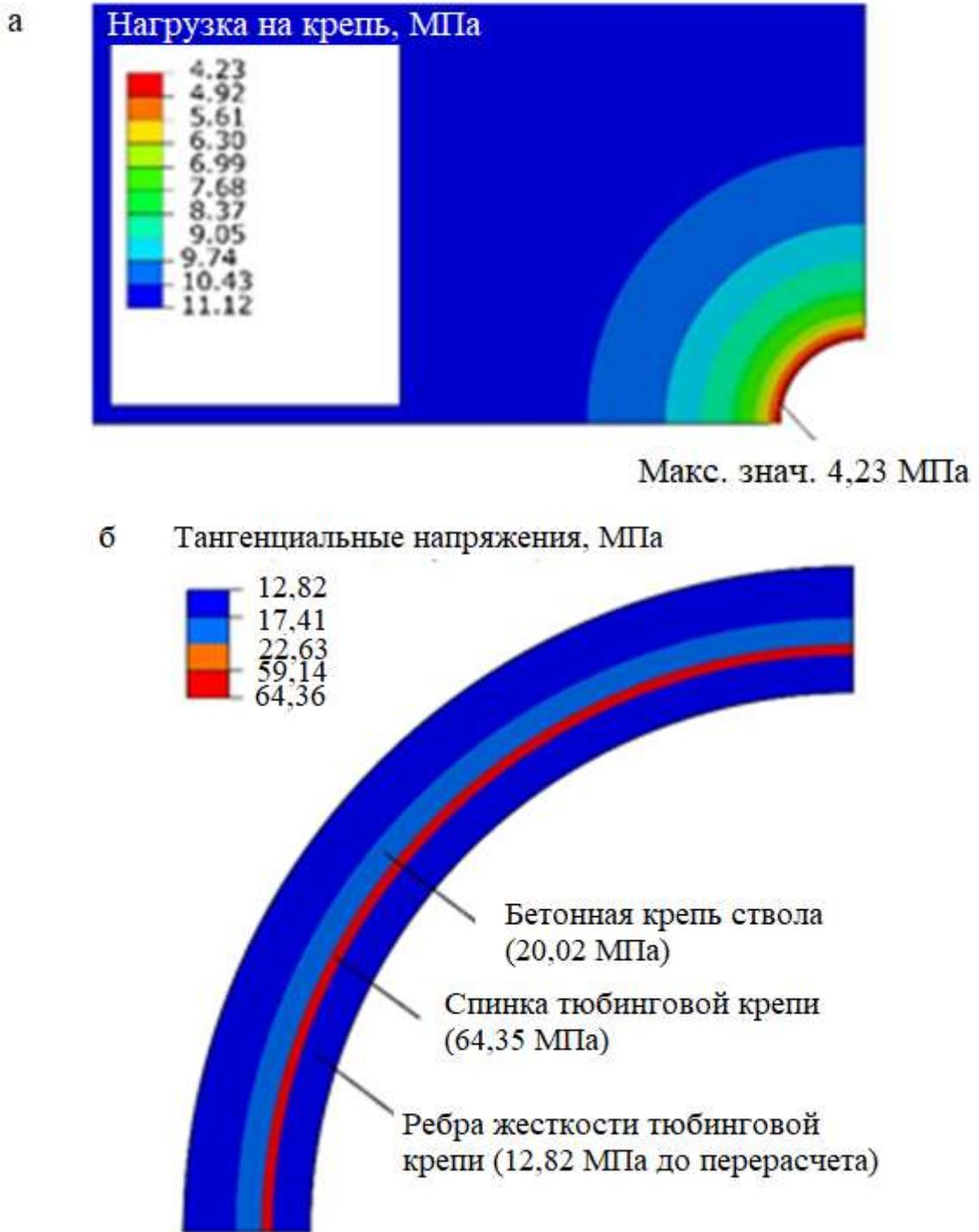


Рисунок 2.10 – Напряженно-деформированное состояние массива и крепи вертикального ствола [50]:
 а – прогноз горного давления (нагрузки на крепь); б – развитие напряжений внутри крепи ствола

2.3 Теоретические сведения о модели деформирования чугуна

При выполнении расчетов, связанным с конструкциями, выполненными из чугуна, материал принято рассматривать как упругий и описывать в рамках закона Гука, однако если рассмотреть кривые деформирования чугуна рисунок 2.11, стоит заметить запас в прочности, реализованный в рамках пластического поведения материала.

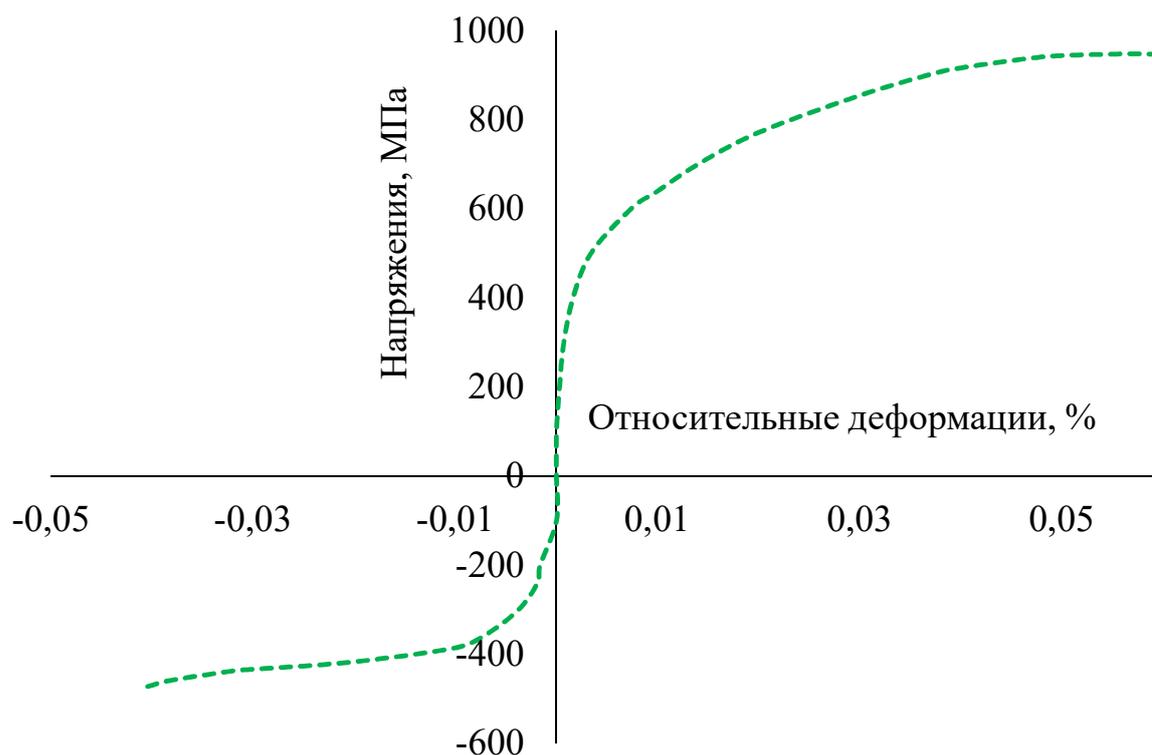


Рисунок 2.11 – Диаграмма деформирования серого чугуна в условиях одноосного сжатия и растяжения ВЧ-50 [12,41]

В следствии чего, целесообразно при расчете подземных конструкций из чугуна, рассматривать материал как упруго – пластический. В программном комплексе Abaqus CAE представлена модель Cast iron plasticity, имеющая следующие особенности.

Серый чугун менее устойчив к растяжениям по сравнению с другими металлами за счет своей хрупкости. Хрупкость чугуна обусловлена микроструктурным составом и содержанием графита, который при растяжении является концентратором напряжений, снижающим механические свойства, такие как предел текучести материала.

Однако при сжатии чешуйки графита служат являются средством передачи напряжений, тем самым, не влияя на прочностные свойства при сжатии, приравнивая поведение чугуна при сжимающих нагрузках схожими с другими металлами.

Вышеупомянутые различия приводят к следующим заключениям:

- 1) разные пределы текучести при растяжении и сжатии, при этом предел текучести при сжатии в три или более раз превышает предел текучести при растяжении;
- 2) неупругое изменение объема при растяжении, но небольшое или полное отсутствие неупругого изменения объема при сжатии;
- 3) различное поведение упрочнения при растяжении и сжатии.

Принято считать, что условие текучести типа Мизеса достаточно точно прогнозирует поведения материала при сжатии. В рамках растяжения чугуна применение условий Мизеса неверно: для моделирования хрупкого поведения чугуна при растяжении требуется поверхность текучести, зависящая от нагрузки, с несвязанным потоком. Теоретически модель описана ниже.

Разложение скорости деформирования. Предполагается аддитивное разложение скорости деформации (2.14):

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}el + \dot{\epsilon}pl, \quad (2.14)$$

где: $\dot{\epsilon}$ – полная скорость деформирования;

$\dot{\epsilon}el$ – упругая составляющая скорости деформирования;

$\dot{\epsilon}pl$ - пластическая составляющая скорости деформирования.

При сжатии серый чугун по своим упругим свойствам аналогичен многим сталям. Он показывает четко выраженную упругую жесткость. При одноосном растяжении наклон кривой напряжение / деформация непрерывно уменьшается, и трудно оценить модуль упругости по экспериментальным результатам.

Модель предполагает, что упругое поведение серого чугуна может быть представлено линейной изотропной упругостью с такой же жесткостью при растяжении и сжатии. Модель использует композитную поверхность

текучести для описания различного поведения при растяжении и сжатии. Предполагается, что при растяжении предел текучести определяется максимальным главным напряжением, в то время как при сжатии предел текучести не зависит от давления и определяется только отклоняющимися напряжениями. В основном пространстве напряжений композитная поверхность текучести состоит из куба Ренкина при растяжении и цилиндра Мизеса при сжатии.

Предполагается, что материал изотропен; следовательно, поверхность текучести может быть выражена как функция трех инвариантных мер тензора напряжений.

эквивалентного напряжения давления (2.15):

$$p = -\frac{1}{3}\sigma:I, \quad (2.15)$$

эквивалентного напряжения по Мизесу (2.16):

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}S:S} \quad (2.16)$$

третий инвариант девиаторного напряжения (2.17):

$$r = \left(\frac{9}{2}S \cdot S:S\right)^{\frac{1}{3}}, \quad (2.17)$$

где S – девиатор напряжений определяемый как $S=pI+\sigma$;

σ – тензор напряжений Коши;

I – тензор 2-го порядка.

Переменные q и r удобно сопоставить для получения безразмерной величины θ (2.18):

$$\cos(3\theta) = \left(\frac{r}{q}\right)^3 \quad (2.18)$$

В плоскости главных напряжений переменная θ определяет меридиональную плоскость для данного напряженного состояния. На любой заданной меридиональной плоскости поверхность текучести состоит из двух различных отрезков, определяемых формулами (2.19, 2.20):

$$F_t = R_R(\theta)q - p - \sigma_t = 0 \quad (2.19)$$

$$F_c = q - \sigma_c = 0 \quad (2.20)$$

В приведенных выше выражениях $RR(\theta) = \left(\frac{2}{3}\right) \cos\theta$; $\sigma_t(\bar{\varepsilon}_t^{pl}, \theta, f^\alpha)$ является пределом текучести при одноосном растяжении, который может зависеть от эквивалентной пластической деформации при одноосном растяжении $\bar{\varepsilon}_t^{pl}$, температура θ , и переменные поля f^α ($\alpha = 1, 2, \dots$); и $\sigma_c(\bar{\varepsilon}_c^{pl}, \theta, f^\alpha)$ являются пределом текучести при одноосном сжатии, который может зависеть от эквивалентной пластической деформации при одноосном сжатии $\bar{\varepsilon}_c^{pl}$, температуры θ , и переменной поля f^α ($\alpha = 1, 2, \dots$).

В предельном случае чистого гидростатического напряжения можно ожидать, что вся пластическая деформация является объемный, соответствующий раскрытию чешуек графита. Таким образом, в области растяжения мы ожидаем, что девиаторная часть пластической деформации уменьшается по мере приближения пути нагружения к гидростатическому напряжению, в конечном итоге становясь нулевой при гидростатическом напряжении.

2.3.1 Верификация модели деформирования чугуна

Для получения корректных данных необходимо корректно подобрать параметры модели материала. Для верификации результатов лабораторных испытаний была построена объемная численная модель. В рамках поставленной задачи были построены две виртуальные лабораторные модели образцов из чугуна на объемное сжатие и одноосное растяжение.

Определение пластических параметров чугуна ВЧ-50 выполнялась на кубическом образе с размером грани равной 1x1 м. Схема проводимых испытаний, следующая (Рисунок 2.12). Согласно поставленной задаче к численной модели, были приложены следующие граничные условия:

- 1) к граням 1', 2', 3', приложены граничные условия запрещающие ортогональные перемещения;
- 2) к граням 1, 2, 3 приложено давление в 5 МПа;

3) к грани 2 прикладываются граничные условия в виде вынужденных смещений 0,1 м

Испытания проходят в несколько этапов: на первом этапе прикладывается всестороннее давление в 5 МПа, затем прикладываются вынужденные смещения

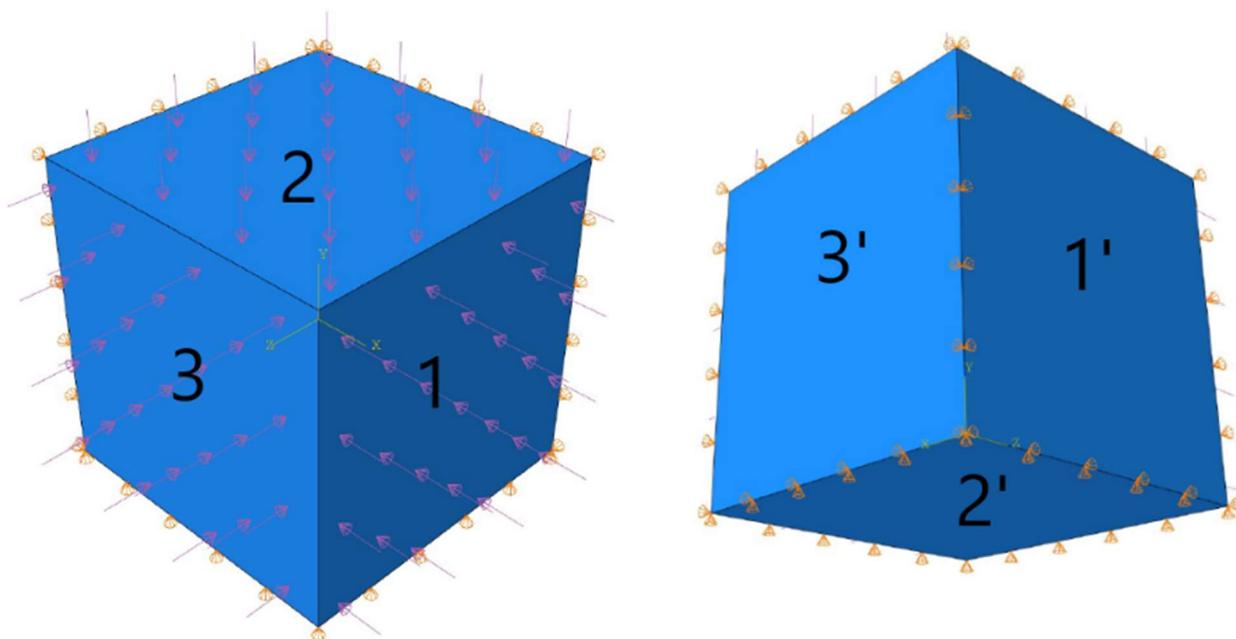


Рисунок 2.12 – Схема испытаний на трехосное сжатие образца чугуна

Для подбора параметров модели использовались кривые рисунок 2.11 для чугуна ВЧ-50, упругие свойства материала принимались в соответствии с таблицей 2.3 [41].

Таблица 2.3 – Физико-механические свойства чугуна

Марка чугуна	Расчетное сопротивление сжатию, МПа	Модуль упругости, ГПа	Коэффициент Пуассона	Модуль сдвига, МПа	Предел текучести, МПа
ВЧ 50	297	160	0,3	61538,46	180,48

Полученные результаты отображены на рисунке 2.13. Кривые лабораторных и численных испытаний имеют хорошую сходимость, что подтверждает применимость, выбранной модели для описания свойств чугуна, применяемого как материал крепления вертикальных стволов.

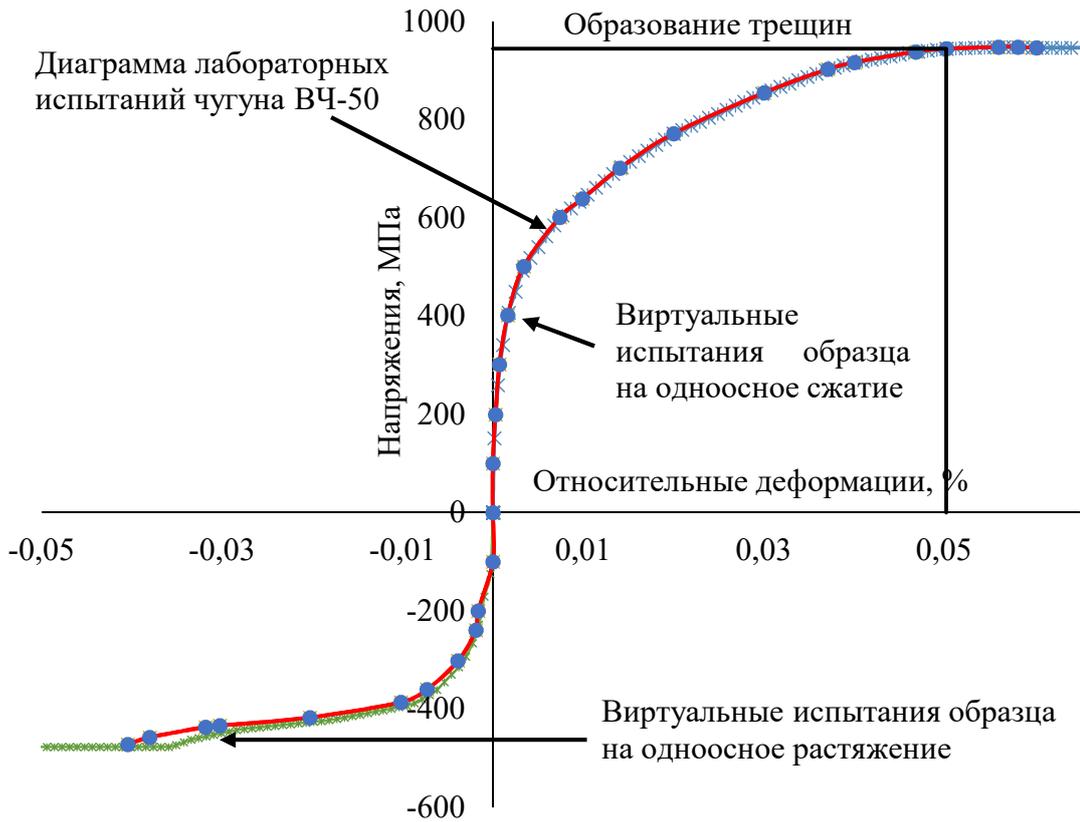


Рисунок 2.13 – Кривые деформирования чугуна ВЧ-50

Полученные пластические параметры модели описаны в таблице 2.4.

Таблица 2.4 – Пластические характеристики чугуна марки ВЧ-50 [70]

Механическое поведение в условиях одноосного сжатия		Механическое поведение в условиях одноосного растяжения	
Напряжение, МПа	Эквивалентные пластические деформации, д.е.	Напряжение, МПа	Эквивалентные пластические деформации, д.е.
200,0	0,000	129,5	0,000
297,0	0,001	184,3	0,001
397,3	0,002	237,3	0,002
495,9	0,004	299,1	0,004
591,7	0,007	345,9	0,006
691,0	0,014	381,8	0,010
757,1	0,020	400,6	0,015
791,0	0,023	411,1	0,020
828,7	0,028	427,3	0,030
890,6	0,037	447,8	0,037
924,9	0,046	468,2	0,040
931,0	0,050	494,6	0,043
933,6	0,055	-	-
933,6	0,060	-	-

2.4 Теоретические сведения о модели деформирования податливого слоя

Применение податливой крепи является наиболее перспективным, при креплении вертикальных стволов в условиях калийных месторождений.

На рисунке 2.14 представлена идеализированная зависимость относительной деформации осевого сжатия от осевого напряжения для необходимого компенсационного слоя, исходя из которой можно выделить 3 характерных зоны деформирования:

1- Зона уплотнения материала (закрытия пор), со значительным ростом относительных деформаций осевого сжатия при условно-постоянном осевом напряжении (пределе прочности на одноосное сжатие). В данной зоне компенсационный материал выполняет свою податливую функцию компенсации деформаций породного контура без значительной передачи нагрузки на крепь.

2 – Переходная зона окончательного уплотнения материала к участку значительного роста поперечных деформаций материала. Данная зона описывает критические значения допустимых деформаций породного контура, при которых компенсационный материал сохраняет свою податливость.

3 – Зона полного уплотнения материала, с характерным резким ростом напряжений, связанный с ростом поперечных деформаций. На данном участке компенсационный материал исчерпал свою податливость, и при дальнейшем росте деформации будет жестко передавать нагрузку от породного контура на крепь)

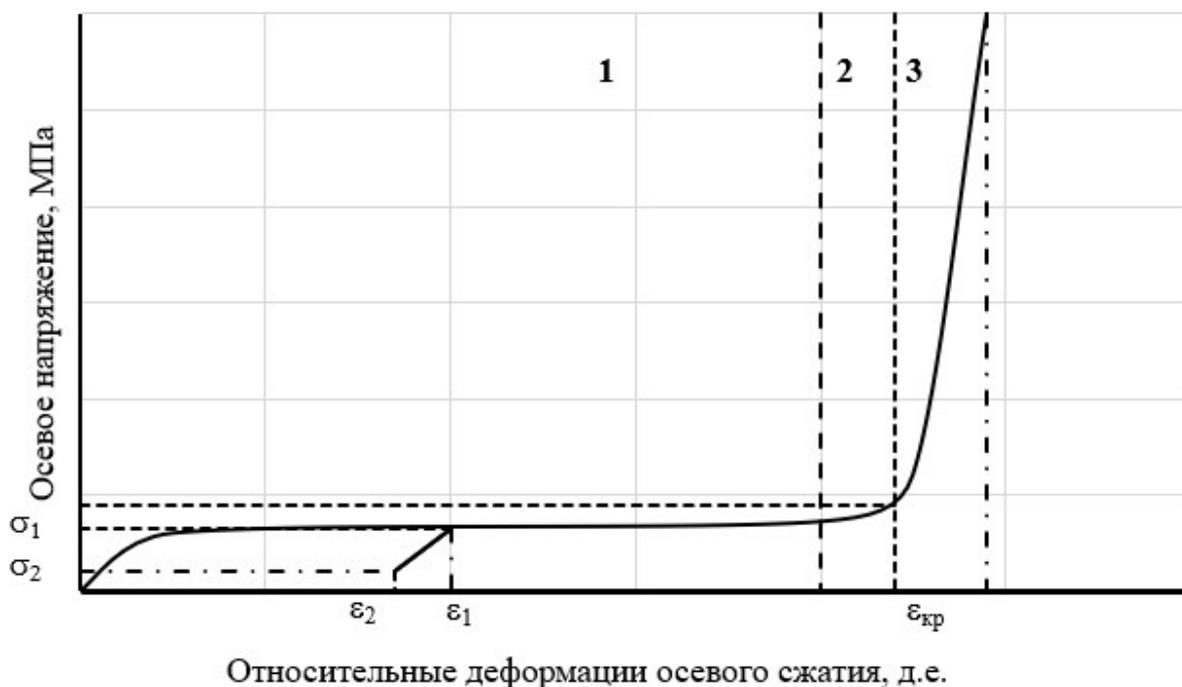


Рисунок 2.14 – работа материала податливого слоя [56]

В связи с этим возникает необходимость достоверно описать деформационные свойства податливого материала, обеспечивающего равномерную передачу горного давления на жесткий слой крепи.

В настоящее время в качестве материала податливого слоя применяют экструдированный пенополистирол, обеспечивающий высокий потенциал сжимаемости, за счет высокой пористости. При описании механического поведения материала компенсационного слоя была принята модель уплотняемой пены - Crushable Foam [79]. Данная модель деформирования предназначена для описания объемных пластических деформаций пористых материалов, реализуемых при потере устойчивости стенок пористой структуры. Математически модель описывает два последовательных этапа развития деформаций. Первый этап – упругие деформации, второй этап – объемные пластические деформации.

Упругие деформации определяются в соответствии с теорией упругости, а среда рассматривается как изотропная. В общем виде связь между упругими деформациями и напряжениями можно выразить следующим образом (2.21):

$$(\sigma) = [D](\varepsilon), \quad (2.21)$$

где (σ) – вектор напряжений;

(ε) – вектор деформаций;

$[D]$ – матрица упругости.

Необратимые деформации определяются на основании теории пластического течения в соответствии с заданной его поверхностью, законом упрочнения и законом пластического течения. Поверхность пластического течения модели разрушающейся пены задается согласно следующему уравнению (2.22):

$$F = \sqrt{q^2 + \alpha^2(p - p_0)^2} - B = 0, \quad (2.22)$$

где q – эквивалентные напряжения по Мизесу;

p – средние напряжения;

α – коэффициент формы поверхности пластического течения;

B – размер поверхности пластического течения по оси q ;

p_0 – центр поверхности пластического течения по оси p .

Показатели α , B и p_0 определяются как (2.23):

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{B}{A}; \\ B &= \alpha \frac{p_c + p_t}{2}; \\ p_0 &= \frac{p_c + p_t}{2} \end{aligned} \quad (2.23)$$

где B – размер поверхности пластического течения в направлении оси p ;

p_t – предел прочности материала при гидростатическом растяжении;

p_c – предел пластичности материала при гидростатическом сжатии.

Показатель α в процессе решения не меняется и может быть найден по следующей формуле (2.24):

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{3k}{\sqrt{(3k_t + k)(3 - k)}}; \\ k &= \frac{\sigma_c^0}{p_c^0}; \\ k_t &= \frac{p_t}{p_c}, \end{aligned} \quad (2.24)$$

где σ_c^0 – предел упругости при одноосном сжатии;

p_c^0 - предел упругости при гидростатическом сжатии.

Пластический потенциал G модели разрушающейся пены запишем в следующем виде (2.25):

$$G = \sqrt{q^2 + \frac{9}{2}p^2} \quad (2.25)$$

Закон пластического упрочнения модели разрушающейся пены представим в виде (2.26):

$$p_c(\varepsilon_{vol}^{pl}) = \frac{\sigma_c(\varepsilon_{axial}^{pl}) \left[\sigma_c(\varepsilon_{axial}^{pl}) \left(\frac{1}{\alpha^2} + \frac{1}{9} \right) + \frac{p_t}{3} \right]}{p_t + \frac{\sigma_c(\varepsilon_{axial}^{pl})}{3}}, \quad (2.26)$$

где ε_{axial}^{pl} – пластические деформации при одноосном сжатии;

ε_{vol}^{pl} - пластические деформации при изотропном сжатии.

Таким образом, параметрами модели являются коэффициенты k и k_t , а также функция приращения пластических деформаций при одноосном сжатии. Рекомендуемые параметры модели разрушающейся пены сведены в таблицу. Диаграмма пластического уплотнения пенополистирола, полученная при испытаниях образцов на одноосное сжатие, представлена ниже. Диаграмма, представленная ниже при выполнении расчетов, должна быть переведена из номинальных напряжений и деформаций в истинные. На рисунке 2.15 представлены результаты верификации модели Crushable Foam с результатами лабораторных исследований [56].

Таблица 2.5 – Механические показатели модели разрушающейся пены для пенополистирола

Плотность, кг/м ³	Модуль упругости, МПа	Кэф. Пуассона	Предел упругости, МПа	Показатель k	Показатель k_t	Показатель сжимаемос ти
300	10	0,2	0,3	1,1	0,1	Рисунок 1.14

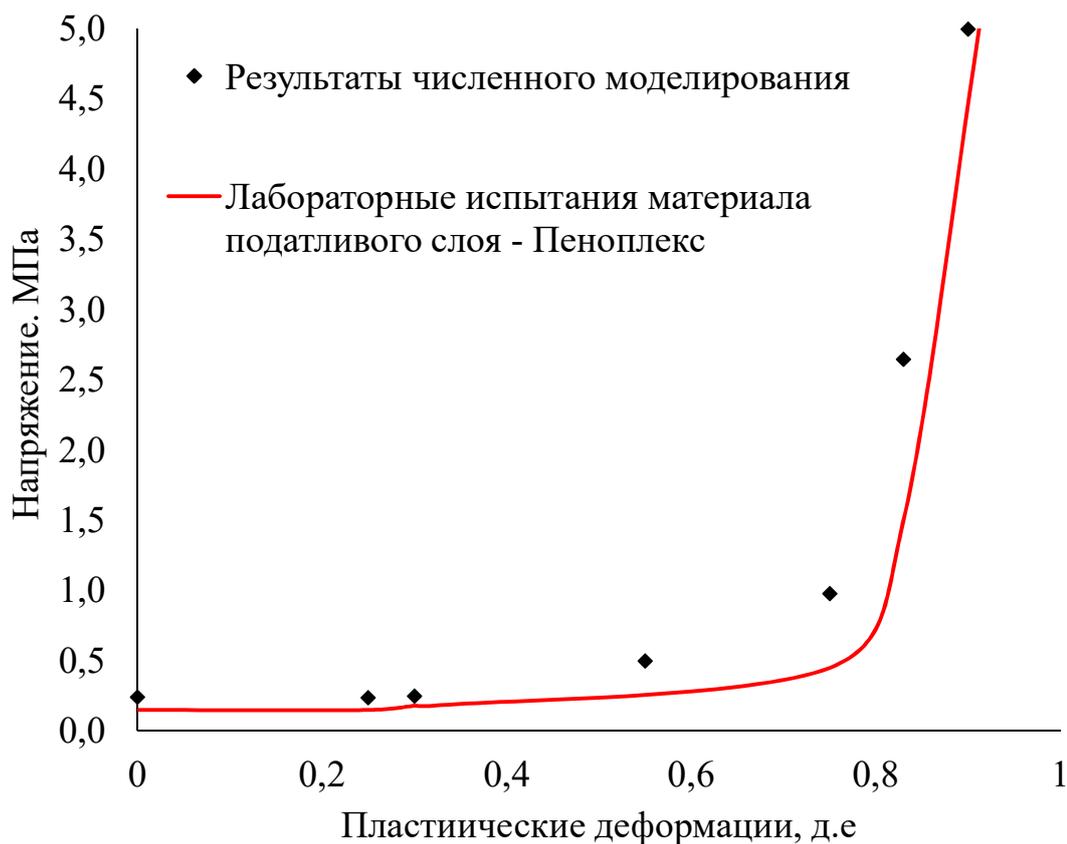


Рисунок 2.15 – Верификация параметров уплотнения компенсационного материала, принятая при выполнении численного моделирования [51,24].

Согласно полученным результатам верификации, принятая модель с высокой степенью точности описывает развитие объемных деформаций принятого материала крепи.

2.5 Выводы по главе 2

1. Обоснована модель деформирования соляного массива. Определен минимальный размер численной модели, позволяющий с необходимой точностью спрогнозировать величину смещений и развитие нагрузки на крепь вертикального ствола, пройденного на больших глубинах. На основе проведенного исследования определены реологические параметры модели.
2. Обоснована модель деформирования чугуна, позволяющая описать развитие пластических деформаций материала. Применение принятой модели

позволяет повысить точность развития напряженно-деформированного состояния чугунной крепи.

3. Обоснована модель деформирования материала податливого слоя из пенополистирола, описывающая развитие объемных деформаций в процессе нагружения. На основе лабораторных исследований обоснованы параметры модели деформирования.

4. Полученные результаты позволяют повысить точность расчета, за счет более точного учета механического поведения рассматриваемых материалов.

ГЛАВА 3 ПРОГНОЗ РАЗВИТИЯ НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КРЕПИ ВЕРТИКАЛЬНОГО СТВОЛА, ПРОЙДЕННОГО В СОЛЯНОМ МАССИВЕ

3.1. Общие положения

Вертикальные стволы обеспечивают доступ к полезному ископаемому, залегающему глубоко в недрах земной коры. По мере проходки вертикального ствола горно-геологические условия меняются. В условиях глубоких калийных месторождений, где глубина стволов достигает более 1000 м, разнообразие, пересеченных трассой ствола горных пород существенно отличается. Однако исходя из анализа горно-геологических условий глубоких калийных месторождений [72,99,100], можно разделить на четыре принципиально отличные по литологическому типу и физико-механическим свойствам характерные зоны: I зона – представлена в основном песчаными и глинистыми породами, сложенный породный массив преимущественно обводнен и характеризуется пониженными механическими характеристиками. С точки зрения устойчивости породных обнажений - неустойчивый; II зона – сложена аргиллитоподобными глинистыми породами, характеризующимися низкими механическими характеристиками, породы в основном склонные к значительным деформациям; III зона – в основном представлена прочными породами такими, как известняки, ангидритами и доломитами. Горные выработки, пройденными в таких породах устойчивые; IV зона – соляные породы, представленные галитами, сильвинитами, карнититами. Породы склонные к развитию реологических процессов. В рамках диссертационной работы внимание уделено горно-геомеханическим условиям переходного участка между зоной III, сложенной устойчивыми породами и зоной IV, склонной к интенсивному развитию реологических процессов, на представленных глубинах [72]. В первую очередь это связано с развитием напряженно-деформированного состояния массива, возникающего на контакте двух принципиально разных пород, одна из которых обладает ярко

выраженными реологическими свойствами, в свою очередь приводящими к развитию смещений, многократно превышающих смещения в смежном породном пласте.

Породы, которые относятся к третьей зоне, обладают значительным для рассматриваемых условий запасом прочности, а их склонность к развитию реологических процессов весьма низкая. Основным механизмом потери устойчивости таких пород в приконтурной зоне – квазистатическое разрушение пород с их последующим обрушением в выработанное пространство. Однако такой процесс характерен только при длительном обнажении породного контура без установки крепи, что в целом не соответствует технологическим особенностям строительства вертикальных стволов. С учетом ввода крепи в работу непосредственно за подвиганием забоя и создания значительного отпора крепи деформациям породного контура, деформации пород носят линейный характер и реже переходят в упругопластический характер деформирования. Таким образом при выполнении прогноза развития геомеханических процессов в массиве пород, относящихся к III зоне, достаточным является использование простейших упругих или упругопластических моделей.

Соляные породы четвертой зоны [72] в отличие от пород третьей зоны относятся к горным породам, которые интенсивно деформируются во времени, особенно при напряжениях породного массива сопоставимых с пределом прочности при одноосном сжатии. Прочность соляных пород на одноосное сжатие в среднем принимается 27,5 МПа (рисунок 3.1 – а), однако встречаются образцы с меньшим, так и большим по значению величины прочности, при этом величины начальных напряжений соляного породного массива достигают 25 МПа. Скорость деформаций ползучести (рисунок 3.1 – б) по мере роста интенсивности напряжений (отношение действующих напряжений к прочности пород в условиях одноосного сжатия) значительно возрастает, что сказывается как на снижении продолжительности устойчивого стояния горных выработок, так и в случае рассмотрения вертикального ствола,

на величинах нагрузки на крепь. Породный массив, сложенный соляными породами представляется собой вязкопластическую среду, развитие длительных деформаций которой определяется формируемом в результате строительства и последующей эксплуатации напряженным состоянием солей.

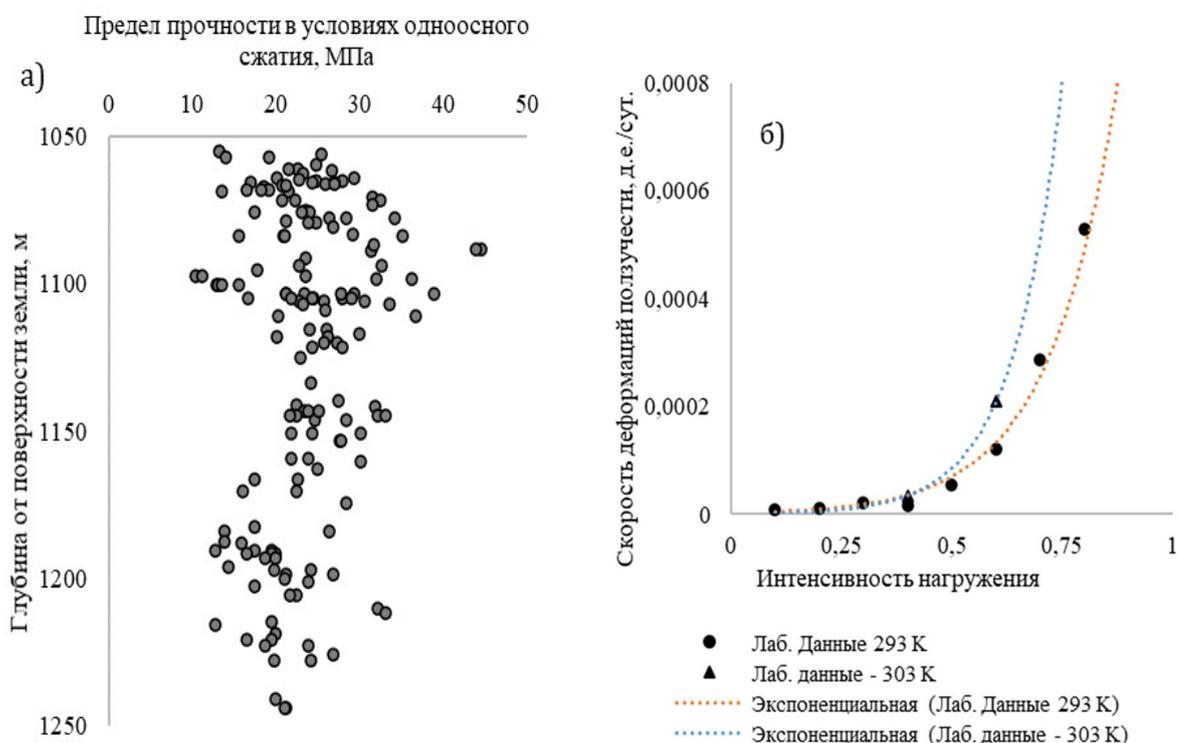


Рисунок 3.1 – Физико-механические свойства соляных пород:
 а - изменчивость прочностных характеристик соляных пород; б -
 характерные зависимости изменения скорости деформаций ползучести от
 интенсивности нагружения и температуры.

В рамках главы рассмотрен протяженный участок вертикального ствола, пройденного на больших глубинах, с учетом зоны контакта двух породных слоев. Под большой глубиной понимается, что величина горного давления, создаваемого вышележащими породами, превышает модуль длительной деформации соляных пород, как следствие вызывает возрастание интенсивности развития реологических процессов, протекающих в окрестности сооружаемой горной выработки.

Таким образом, участок контакта пород зоны III и зоны IV обладает существенным различием как механического поведения, так и интенсивностью развития геомеханических процессов во вмещающем

вертикальный ствол массиве горных пород. В связи с этим, возможно предположить, что крепь вертикального ствола, пересекающая рассматриваемый участок горного массива деформируется не только в результате развития горного давления, но и за счет изгиба крепи по длине ствола.

3.2 Методы расчета параметров крепи вертикального ствола

Среди методов расчета напряженного состояния крепей и обделок можно выделить методику, предложенную Н.С. Булычевым [7,11], который в рамках схемы совместного взаимодействия было получено аналитическое решение о формировании нагрузок на крепь горной выработки кругового очертания, расположенного в изотропной линейно-деформируемой среде. Представленная Булычевым методика ограничивается решением плоской задачи и не может быть распространена на участки, рассматриваемого массива. Для исследования развития напряженно-деформированного состояния крепи по трассе ствола требуется решение пространственной задачи. Также существенным недостатком, представленной методики является интерпретация тубинговой крепи, как многослойного кольца (МСК), что не позволяет сформировать полное представление о развитии НДС крепи в локальных зонах. Решение данной задачи численными методами позволяет уйти от ряда допущений и упрощений, представленных в аналитических решениях и повысить достоверность решения задачи прогноза НДС крепи вертикального ствола. Данным вопросам посвящены множество исследований.

Ниже будет приведен обзор аналитической и численной методики расчета нагрузок на крепь вертикального ствола и ее параметров.

3.2.1 Аналитический метод расчета нагрузки на крепь вертикального ствола

Представленная ниже методика может быть применима лишь для пород, относящихся к III зоне.

Нормативное давление пород на крепь вертикального ствола P_{Π}^H на протяженном участке определяется по формуле из СП 91.13330.2012:

$$P_{\Pi}^H = R_S^0 a_p (1 + \nu) \lambda \gamma_{\Pi} H_p \frac{\varepsilon_{\Pi}}{\varepsilon_{\text{кр}}}, \quad (3.1)$$

где R_S^0 – обобщенный коэффициент, имеющий в зависимости от схемы проходки выработки следующие значения: 0.012 – при последовательной и параллельной схемах проходки, 0.014 – при совмещенной схеме проходки,

H_p – расчетная глубина рассматриваемого участка вертикального ствола,

a_p – параметр, характеризующий линейную ползучесть пород (формула 3.2),

ν – коэффициент поперечной деформации пород,

λ – расчетный коэффициент бокового давления (формула 3.3),

ε_{Π} – предельные деформации крепи,

$\varepsilon_{\text{кр}}$ – предельные деформации породы (формула 3.4).

$$a_p = \frac{1}{1 - \frac{\chi}{\beta}}; \quad (3.2)$$

$$\lambda = \lambda_0 + \left(\frac{H_{\Pi}}{H_{\Pi}}\right)^2 \left(3 - 2 \frac{H_{\Pi}}{H_{\Pi}}\right) (1 + \lambda_0); \quad (3.3)$$

$$\varepsilon_{\text{кр}} = \frac{u_0 f_3}{r_{\text{пр}}} + \varepsilon_{\text{кр},0}, \quad (3.4)$$

где χ/β – реологический показатель породы, в числителе расчетная прочность пород на сжатие, в знаменателе реологический показатель,

u_0 – начальное смещение породных стенок незакрепленного ствола,

f_3 – значение корректирующей функции, учитывающее влияние забоя на смещение стенок ствола,

$r_{\text{пр}}$ – радиус ствола в проходке,

$\varepsilon_{\text{кр},0}$ – предельные длительные деформации крепи.

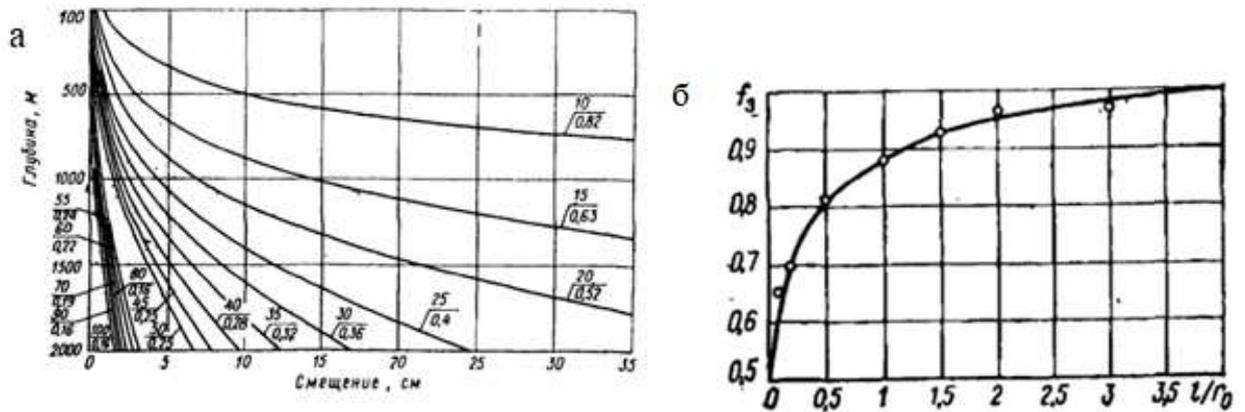


Рисунок 3.2 – Графики для определения переменных при определении величины нормативного давления [62]:

- а) – зависимость смещения пород от глубины, при различных значениях χ/β ;
- б) – зависимость корректирующей функции f_3 от расстояния сечения крепи до забоя ствола.

Расчет постоянной крепи вертикального ствола выполнялся по схеме совместного взаимодействия крепи и породного массива. С учетом, что постоянная крепь рассматривается как четырехслойная конструкция, которая включает внутренние ребра, спинку, внешние ребра тубинговой крепи, затубинговый бетон. Нагрузка на крепь формируется за счет деформаций массива, вмещающего горную выработку. Нагрузка на контакте «крепь-породный» массив определяется с учетом начального напряженного состояния, коэффициентов передачи нагрузки на крепь вертикального ствола, а также коэффициента, учитывающего продолжительность эксплуатации постоянной крепи вертикального ствола

Полные начальные напряжения породного массива (величина давления, действующего на внешнем контуре бесконечного цилиндра) определяются по формуле (3.5):

$$p = \sigma_{Г.0} + p_B, \quad (3.5)$$

где $\sigma_{Г.0}$ – начальные горизонтальные эффективные напряжения,
 p_B – гидростатическое давление подземных вод.

Величина давления на внешнем контуре бесконечного цилиндра, с учетом интенсивности развития реологических процессов и коэффициентов условия работы и надежности определяется по следующей формуле (3.6):

$$p_{кр.р} = a_t \cdot \gamma_{f.n} \cdot \gamma_n \cdot n_n \cdot \sigma_{Г.0} + \gamma_{f.в} \cdot p_B, \quad (3.6)$$

где a_t – коэффициент, учитывающий развитие реологических процессов на нагрузку крепи ствола;

$\gamma_{f.n}$ – коэффициент надежности по нагрузке от действия породного массива, равный 1.17;

γ_n – коэффициент надежности по ответственности, равный 1.2;

n_n – коэффициент приведения неравномерной нагрузки;

$\sigma_{Г.0}$ – начальные горизонтальные эффективные напряжения, МПа;

$\gamma_{f.в}$ – коэффициент надежности по нагрузке от действия подземных вод, равный 1.1;

p_B – давление подземных вод.

Радиальное напряжение на внешнем контуре каждого слоя определяются как (3.7):

$$\begin{aligned} p_{04} &= p_{кр.р} \cdot K_{0n} \cdot \frac{2}{\chi_0 + 1}; \\ p_{03} &= p_{04} \cdot K_{04}; \\ p_{02} &= p_{03} \cdot K_{03}; \\ p_{01} &= p_{02} \cdot K_{02}; \end{aligned} \quad (3.7)$$

где p_{04} – нагрузка на внешнем контуре ствола – контакте затюбингового бетона с породным массивом,

p_{03} – нагрузка на контакте затюбингового бетона и внешних ребер тюбинговой крепи,

p_{02} – нагрузка на контакте внешних ребер тюбинговой крепи и спинки тюбинговой крепи,

p_{01} – нагрузка на контакте спинки тюбинговой крепи и внутренних ребер тюбинговой крепи;

$K_{0n} - K_{02}$ – коэффициенты передачи нагрузок (формула 3.8):

$$\begin{aligned}
K_{0n} &= \frac{(\chi_0 + 1)}{2 + \frac{G_{n.t.}}{G_{6.t.}} \cdot \frac{1}{C_5^2 - 1} \cdot (d'_{15} - K_{05} \cdot d'_{25})}; \\
K_{04} &= \frac{d_{14}}{d_{24} + \chi_{034} \cdot (d'_{12} - K_{03} \cdot d'_{23})}; \\
K_{03} &= \frac{d_{13}}{d_{23} + \chi_{032} \cdot (d'_{12} - K_{02} \cdot d'_{22})}; \\
K_{02} &= \frac{d_{12}}{d_{22} + \chi_{021} \cdot d'_{22}}; \\
K_{01} &= 0,
\end{aligned} \tag{3.8}$$

Тангенциальные напряжения в слое затюбингового бетона определяются как (3.9):

$$\begin{aligned}
\sigma_{04.int} &= \gamma_b (p_{04} \cdot m_{14} - p_{03} \cdot m_{24}), \\
\sigma_{04.int} &= \gamma_b (p_{04} \cdot m'_{14} - p_{03} \cdot m'_{24})
\end{aligned} \tag{3.9}$$

Тангенциальные напряжения слоя внешних ребер чугунной тюбинговой крепи определяются как (3.10):

$$\begin{aligned}
\sigma_{03.int} &= \gamma_b \frac{E_2}{E_3} (p_{03} \cdot m_{13} - p_{02} \cdot m_{23}), \\
\sigma_{03.int} &= \gamma_b \frac{E_2}{E_3} (p_{03} \cdot m'_{13} - p_{02} \cdot m'_{23}),
\end{aligned} \tag{3.10}$$

Тангенциальные напряжения слоя спинки чугунной тюбинговой крепи определяются как (3.11):

$$\begin{aligned}
\sigma_{02.int} &= \gamma_b (p_{02} \cdot m_{12} - p_{01} \cdot m_{22}), \\
\sigma_{02.int} &= \gamma_b (p_{03} \cdot m'_{12} - p_{01} \cdot m'_{22}),
\end{aligned} \tag{3.11}$$

Тангенциальные напряжения слоя внутренних ребер чугунной тюбинговой крепи определяются как (3.12):

$$\begin{aligned}
\sigma_{01.int} &= \gamma_b \frac{E_2}{E_1} p_{01} \cdot m_{11}, \\
\sigma_{01.int} &= \gamma_b \frac{E_2}{E_1} p_{01} \cdot m'_{11},
\end{aligned} \tag{3.12}$$

Коэффициент запаса по прочности чугуна тюбинговой крепи определяется как (3.13):

$$\begin{aligned}
 K_1 &= \frac{\frac{R_u}{\gamma_f} \gamma_c}{\sigma_{01.int}}, && \text{для слоя внутренних ребер тубинговой крепи;} \\
 K_2 &= \frac{\frac{R_u}{\gamma_f} \gamma_c}{\sigma_{02.int}}, && \text{для слоя спинки тубинговой крепи;} \\
 K_3 &= \frac{\frac{R_u}{\gamma_f} \gamma_c}{\sigma_{03.int}}, && \text{для слоя внешних ребер тубинговой крепи.}
 \end{aligned}
 \tag{3.13}$$

3.3. Разработка методики прогноза напряженно-деформированного состояния массива и крепи вертикального ствола.

3.3.1 Подходы к прогнозу напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола, пройденного в соляном массиве

Крепь вертикального ствола в соляных породах осуществляется двумя способами: легкие крепи (анкерная крепь + металлическая сетка). Легкая крепь предназначена для поддержания массива от выпадения в сечение горной выработки, деформируясь вместе с ним, практически не влияя на интенсивность развития реологических процессов. При достижении больших деформаций массива и крепи, участок необходимо перекреплять, останавливая работы. Значительным недостатком крепления вертикального ствола легкой крепью является гибкая армировка, требующая тщательного контроля натяжения направляющих канатов. Вторым вариантом крепи являются конструкции, обеспечивающие необходим отпор массиву. В основном это массивные комбинированные крепи, состоящие из нескольких слоев, выполненных из чугунных тубингов, бетона или материала, обладающего радиальной податливостью. Данная крепь позволяет оборудовать сечение ствола жесткой армировкой, требующей меньшего внимания при эксплуатации и простотой обслуживания. Однако массивные крепи требуют тщательного обоснования параметров и размеров. В первую очередь это связано с принципом работы, который вне зависимости от материала внешнего слоя, контактирующего с массивом пород, является

жестким, за счет наличия тубинговой колонны. Неправильно подобранные параметры крепи приведут к неспособности конструкции создавать необходимый отпор интенсивно развивающимся реологическим процессам, а также к потере устойчивости горной выработки.

С целью повышения достоверности прогноза напряженно-деформируемого состояния чугунной тубинговой крепи стоит выделить факторы, влияющие на ее несущую способность. Несущая способность тубинговой крепи характеризуется двумя показателями, геометрические размеры тубинга (рисунок 3.3 а) и механические характеристики чугуна (рисунок 3.3 б).

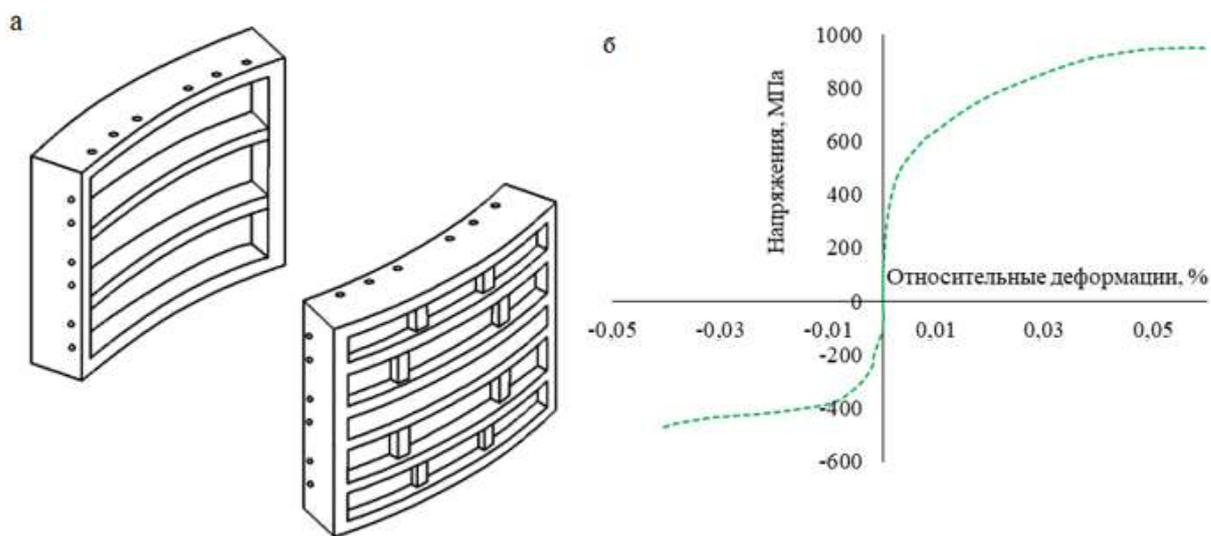


Рисунок 3.3 – Показатели, характеризующие несущую способность тубинговой крепи [72,25]:

а – Конструктивно решение тубинговой крепи;

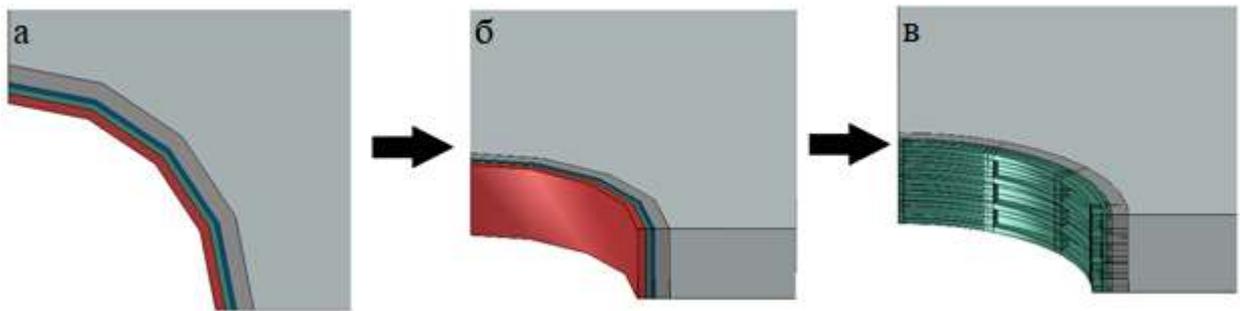
б – особенности механического поведения чугуна при различных видах напряженного состояния.

Стоит отметить, что аналитическая методика, не учитывает геометрическую конфигурацию тубинговой крепи, представляя ее как многослойную конструкцию, с различными показателями жесткости. Таким образом, подход, основанный на выполнении расчетов крепи ствола в условиях плоской деформации, представляется не достоверным и не способным адекватно спрогнозировать развитие НДС в тубинговой крепи, что

требуется на рассматриваемом участке массива. Для достоверного развития НДС требуется построение пространственной модели, которая в явном виде учитывает геометрические особенности тубинговой крепи. Также как было рассмотрено выше, по менее учета геометрической конфигурации конструкции, стоит учитывать механическое поведение чугуна как материала. При решении задачи прогноза НДС в конструкции крепи с учетом срока ее эксплуатации, необходимо учитывать не только упругую работу материала, а также и стадию пластического течения. В связи с этим для повышения достоверности прогноза напряженно-деформированного состояния тубинговой крепи требуется учесть возможность развития пластических деформаций в чугуне.

Ниже рассмотрена методика прогноза напряженно-деформированного состояния крепи. Стоит отметить, что при решении задач связанных с прогнозом НДС крепи ствола в большинстве случаев прибегают к упрощению геометрии тубинга с целью представления его как многослойную среду.

С целью повышения точности прогноза НДС крепи ствола, ниже рассматриваются различные методы решения поставленной задачи с учетом первого фактора, влияющего на результаты прогноза – учет геометрической конфигурации тубинговой крепи. При прогнозе напряженно-деформированного состояния крепи ствола, расположенного в изотропной однородной среде, применяют три подхода: 1) плоская постановка, крепь вертикального ствола представлена в виде четырехслойной среды, где внешний слой – бетон, а три внутренних слоя, применяются для учета неоднородности чугунного тубинга (Рисунок 3.4 а); 2) объемная постановка, крепь вертикального ствола представлена также четырехслойной средой (рисунок 3.4 б); 3) объемная постановка, крепь вертикального ствола с учетом конструкции тубинга в явной постановке. Таким образом при выполнении численного моделирования тубинговая обделка представлена в виде пространственной конструкции (рисунок 3.4 в).



	Чугун
	Чугун с пониженными характеристиками (внутреннее ребро)
	Чугун с пониженными характеристиками (внешнее ребро)
	Бетон
	Породный массив

Рисунок 3.4 – Методы моделирования тубинговой крепи [2]:

а) расчетное представление тубинговой крепи как многослойной конструкции в плоской постановке б) расчетное представление тубинговой крепи как многослойной конструкции в объемной постановке; в) расчетное представление тубинговой крепи в условиях осесимметричной постановки.

Схематическое различие тубинговой крепи представлена в виде многослойной среды и пространственной конструкции показано на рисунке 3.5. Для расчета напряженного состояния такой крепи традиционно используется методика, предложенная Н.С. Булычева, согласно которой реальная конструкция тубинговой крепи заменяется многослойным кольцом, где каждый слой отвечает за работу спинки или ребер. За счет того, что каждый слой имеет различные механические характеристики, удается добиться аналогичной жесткости, как и у тубинговой крепи. За счет того, что каждый слой имеет различные механические характеристики, удается добиться аналогичной жесткости, как и у тубинговой крепи. Так, деформационные характеристики спинки принимаются равными механическим характеристикам чугуна, в то время как для определения деформационных характеристик ребер необходимо понижать модуль деформации материала ребер с учетом их фактической площади по высоте

тюбинга (коэффициент армирования) и численно равному отношению суммы толщины ребер жесткости к высоте тюбинга формула (3.5).

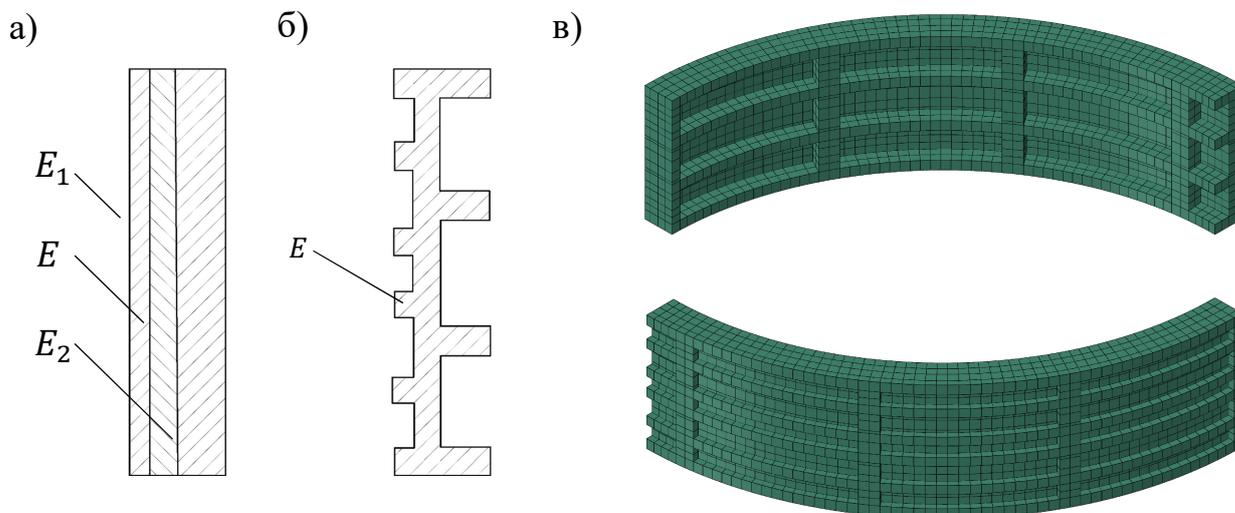


Рисунок 3.5 – Схема моделирования тюбинговой крепи [72]:

а – расчетное представление тюбинговой крепи как многослойной конструкции; б – расчетное представление тюбинговой крепи в условиях осесимметричной постановки; в – расчетное представление тюбинговой крепи в объемной постановке

Модуль упругости слоев с ребрами жесткости занижается путем введения коэффициента, равного отношению суммы толщин ребер жесткости к высоте тюбинга [11] (3.14):

$$E_i = E f_i, \quad (3.14)$$

где E - модуль упругости материала спинки тюбинга;

f_i - коэффициент отношения суммы толщин ребер жесткости к высоте тюбинговой сегмента (3.15).

$$f_i = \frac{a_i}{h}, \quad (3.15)$$

где a_i – суммарная высота ребер жесткости тюбинга, внешних или внутренних;

h – высота тюбинга.

Тюбинговая крепь выполнена из тюбингов 7,0-100, расчетные параметры и механические характеристики крепи для каждого слоя сведены в таблице 3.1.

Таблица 3.1 – Механические характеристики тубинговой крепи представленной в виде многослойной конструкции

Типоразмер тубинга	r_1 , м	r_2 , м	r_3 , м	Модуль упругости материала спинки E , МПа	Приведенный модуль упругости внутренних ребер E_2 , МПа	Приведенный модуль упругости наружных ребер E_1 , МПа	Расчетное сопротивление, МПа
7,0-100	3,68	3,78	3,85	180000	52200	85292,31	456,65

Для сравнения численных методик прогноза НДС тубинговой крепи была построена численная модель участка соляного массива с высотой равной высоте сегмента чугунной обделки 1,5м. Геометрическая конфигурация массива в плане представлена на рисунке 3.6. Геометрический размер породного массива обоснован в главе 2, равен 17 эквивалентных радиусам и составляет 70,55м. Задачи решались в следующих граничных условиях. Смещения по нижней и боковым границам модели запрещены в направлении ортогональным к данным поверхностям. К верхней границе модели приложено напряжение в соответствии с градиентом развития горного давления 0,0226 МПа/м и составило 22,6МПа для рассматриваемой глубины в 1000 м. Распределение напряжений в соляной толще принято гидростатическим. Для уменьшения размерности численных моделей рассматривался только одна четверть модели. Температура породного массива принята равной 303 К. Напряжения в крепи определялись на основании накопленных деформаций соляного массива в период за 50 лет.

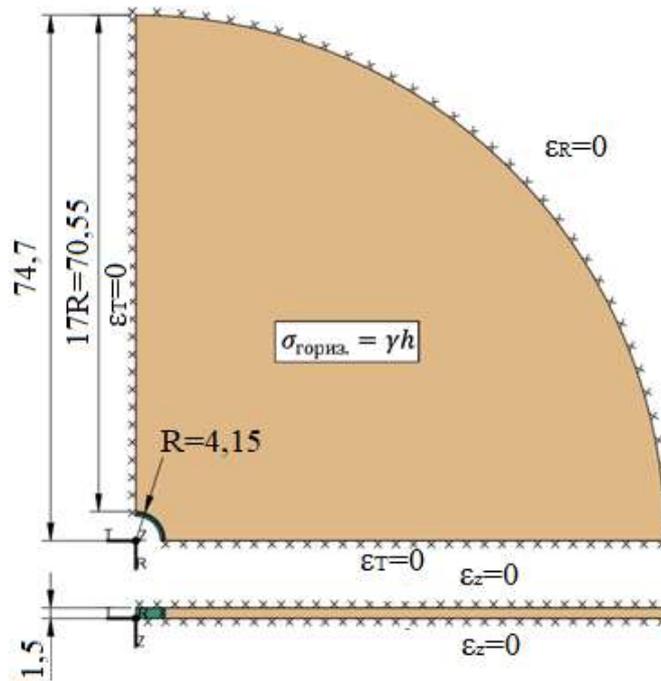


Рисунок 3.6 – Расчетная схема при сравнении методик прогноза напряженно-деформированного состояния комбинированной тубинговой крепи вертикального ствола.

Конечно-элементные модели прогноза напряженного состояния тубинговой крепи представлены на рисунке 3.7 для многослойной крепи и для пространственного представления тубинговой крепи.

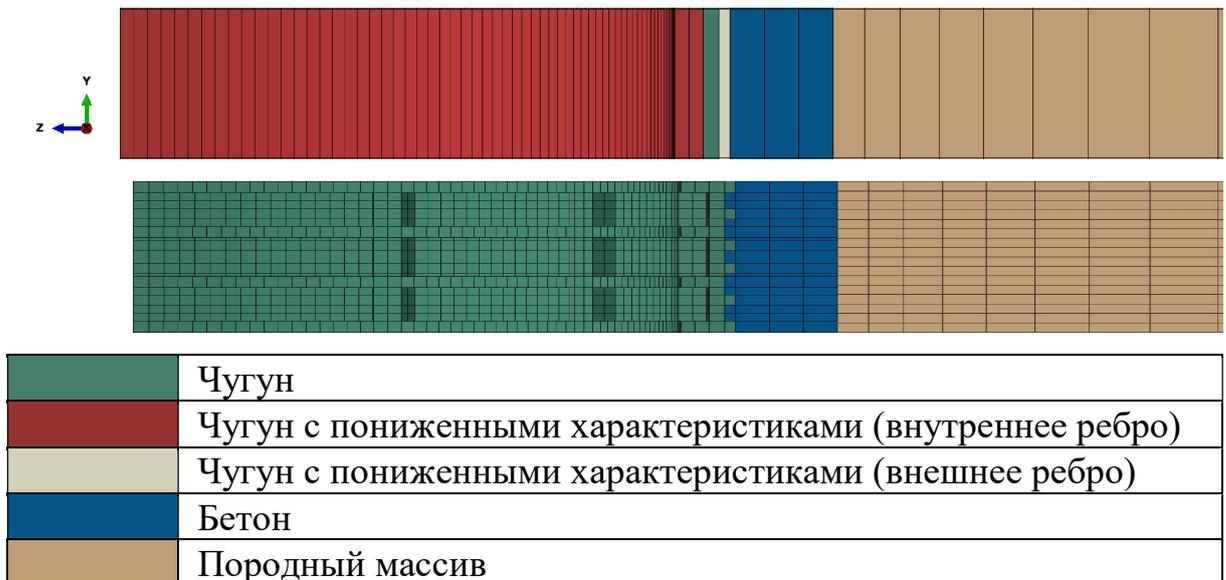


Рисунок 3.7 – Конечно-элементные модели прогноза НДС системы “крепь-породный массив”:

а – при рассмотрении крепи как многослойной конструкции; б – при рассмотрении крепи в виде пространственной конструкции.

Соляной массив описывался вязко-упругопластической моделью Double Power Law. Зависимость между приращением деформаций ползучести и состоянием породного массива (3.17):

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = A_1 \exp\left(-\frac{B_1}{\theta - \theta_z}\right) \cdot \left(\frac{q}{\sigma_0}\right)^{C_1} + A_2 \exp\left(-\frac{B_2}{\theta - \theta_z}\right) \cdot \left(\frac{q}{\sigma_0}\right)^{C_2} \quad (3.17)$$

Реологические параметры модели подбирались во 2 главе на основании решения обратной геомеханической задачи и представлены в таблице 3.2.

Таблица 3.2. - Реологические постоянные для модели Double Power Law

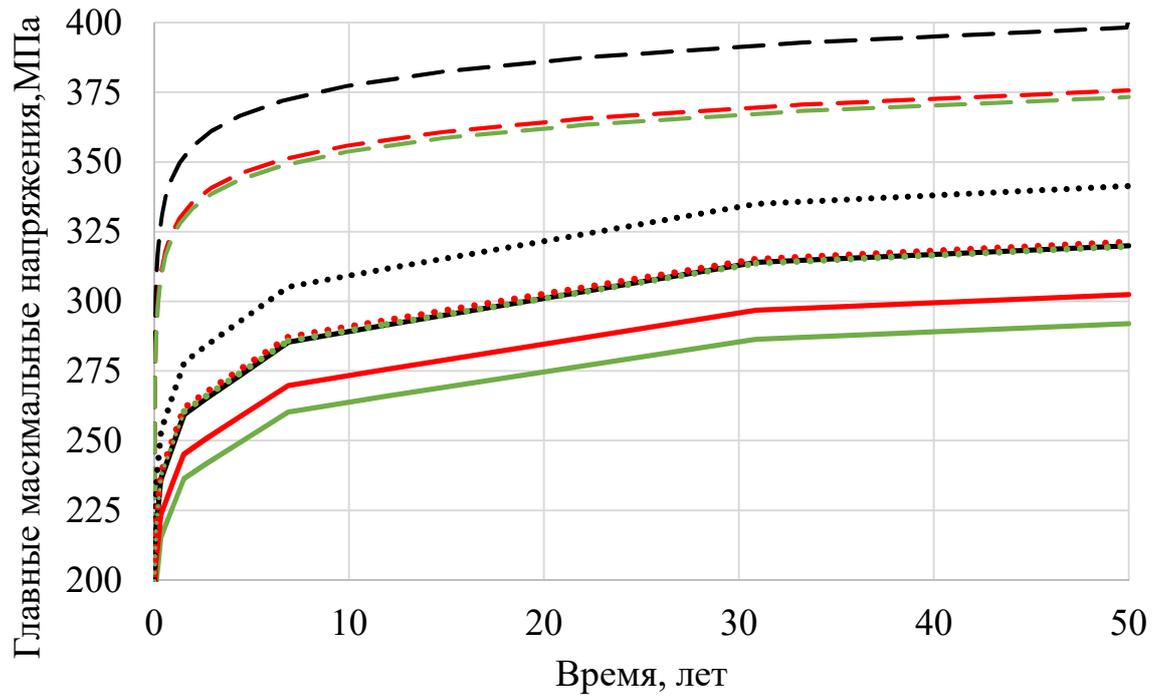
A ₁	A ₂	B ₁	B ₂	C ₁	C ₂	σ ₀ , МПа
0,04	0,019	4800	7800	2,4	6,8	1

Усредненные механические характеристики соляной породы, представлены в таблице 3.3.

Таблица 3.3 – Усреднённая механическая характеристика соляной породы

Параметр	Единица измерений	Усредненные значения механических характеристик пород
		Соляные породы
Модуль деформации	МПа	20 000
Коэффициент поперечной деформации	-	0,35
Прочность породы в условиях одноосного сжатия	МПа	25
Сцепление	МПа	3
Угол внутреннего трения	град.	35

На основании выполненных расчетов получены следующие прогнозы напряженно-деформированного состояния крепи. Измерения проводились для каждого конструктивного элемента крепи. Результаты выведены для максимальных главных напряжений и представлены на рисунке 3.8.



- — Плоская постановка многослойная среда - внутренние ребра
- — Плоская постановка многослойная среда - спинка
- — Плоская постановка многослойная среда - внешние ребра
- — Тюбинг-внутренние ребра
- — Тюбинг-внешние ребра
- — Тюбинг-спинка
- Объемная задача многослойная среда - внутренние ребра
- Объемная задача многослойная среда - спинка
- Объемная задача многослойная среда - внешние ребра

Рисунок 3.8 – Развитие НДС в конструктивных элементах тубинга.

Полученные результаты наглядно показывают различную степень нагружения каждого конструктивного элемента и позволяет сделать один из основных выводов, что прогноз НДС с применением плоской модели значительно превышает результаты прогноза по сравнению с решениями, полученными для объемных постановок. На рисунке 3.9 наглядно представлена эпюра развития напряжений в тубинговой крепи, показывая участки концентрации напряжений, требующие большего внимания при подборе параметров тубинга.

Результаты расчета позволяют сделать следующие выводы, что величины, полученные при решении плоской задачи, превышают результаты объемной постановки для многослойной среды на 17% и 28% для объемной

постановки с представлением геометрической конфигурации тубингового кольца. Стоит отметить, что при сравнении с результатами прогноза, полученными для объемной постановки с представлением геометрической конфигурации тубинговой крепи, не учитывались минимальные пики, расположенные на контакте сегментов тубинга.

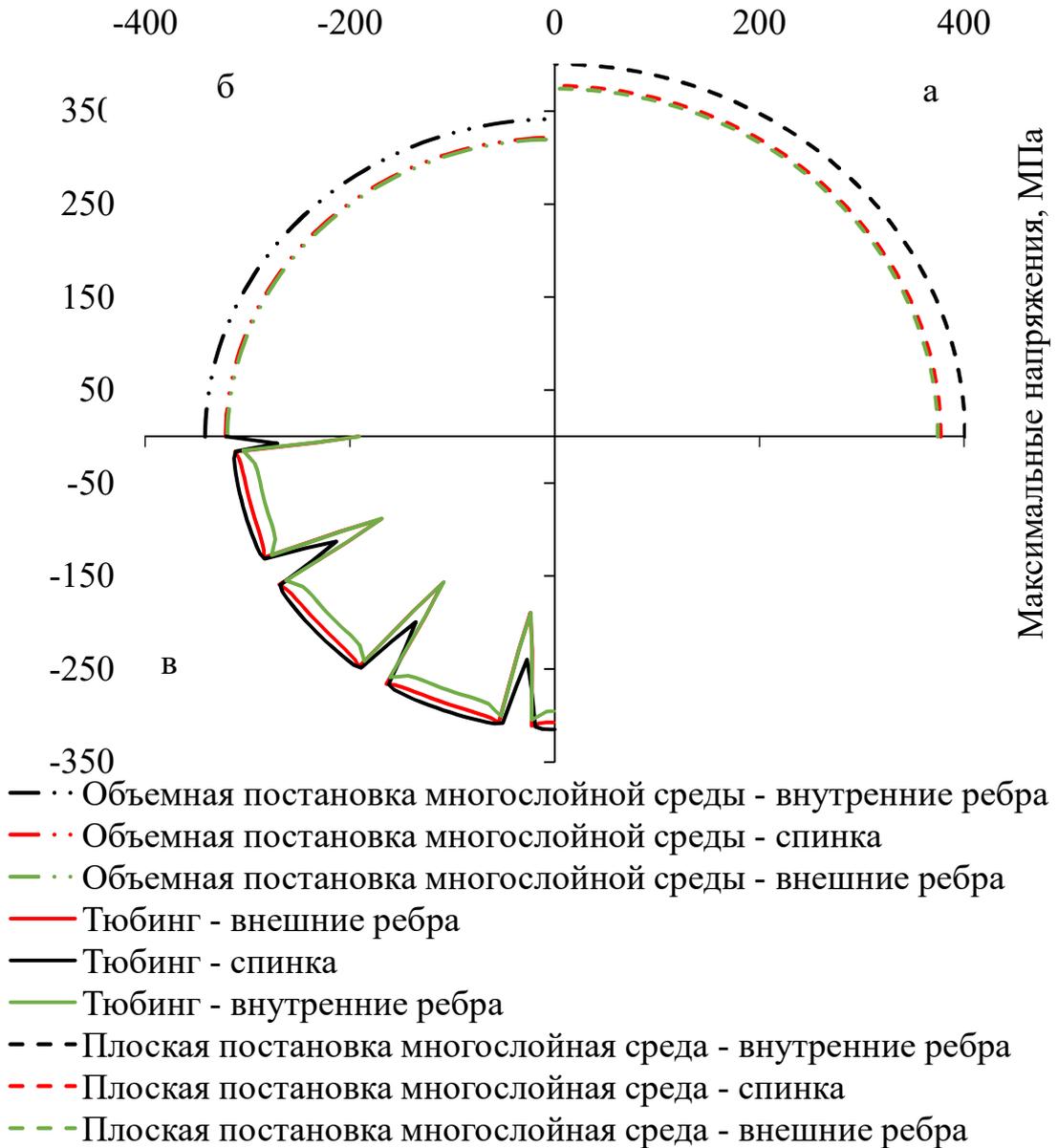


Рисунок 3.9 – Развитие НДС в конструктивных элементах тубинга для сечения на глубине 1000 м:

- а – Плоская постановка, крепь представлена как многослойная среда;
- б – пространственная постановка, крепь представлена как многослойная среда;
- в – пространственная постановка, крепь с учетом геометрической конфигурации тубинговой крепи

Согласно, полученным результатам величины прогнозируемого НДС крепи при решении пространственной задачи меньше, чем при прогнозе с применением плоской постановки – аналитического решения. Однако решение пространственной задачи, учитывающей геометрическую конфигурацию тубинга трудозатратно и требует большего времени расчета, в связи с этим можно вывести поправочный коэффициент, позволяющий перейти от результатов прогноза в плоской постановке прогнозируемым величинам, полученным при решении объемной задачи.

Для перехода из плоской постановки, с представлением крепи ствола как многослойную среду, в объемную для внутренних ребер жесткости, спинки и внешних ребер жесткости можно применять переводной коэффициент равный 1,17.

Для перехода из плоской постановки, с представлением крепи ствола как многослойную среду, в объемную постановки с представлением геометрической конфигурации тубингового кольца, для внутренних ребер жесткости следует применять коэффициент 1,28, для спинки тубинга 1,22 и для внешних ребер жесткости 1,19. Различие в величине коэффициентов связана с тем, что при рассмотрении геометрической конфигурации тубинга меняется пространственная жесткость конструкции и сечение конструктивных элементов тубинговой крепи, что приводит к различным величинам напряжений, реализующимся в них.

3.3.2 Анализ напряженного состояния крепи ствола в переходной зоне ангидрит-каменная соль

Как было сказано выше, горно-геологические условия калийных месторождений условно можно разделить на 4 зоны. В настоящем параграфе будет рассмотрен участок контакта двух породных зон, представленных ангидрит-доломитовыми породами и соляными породами. Для прогноза развития напряженно-деформированного состояния крепи на переходном участке была построена численная модель. Для расчета был выбран участок в

породном массиве протяженностью 150 м, расположенный на контакте двух сред, прочный массив, представленный ангидрит-доломитами мощностью 50 м и соляная толща мощностью 100 м. участок располагался в диапазоне глубин от 950 м до 1100 м. В массиве пройден вертикальный ствол диаметром 9 м вчерне и внутренним диаметром 7 м, закреплен комбинированной крепью общей мощностью равной равна 1 м. Для контроля формирования напряженно-деформированного состояния по трассе ствола были выделены 7 участков, на которых производился контроль расчетов напряженного состояния крепив. В прочных породах расположено два участка на которых выполняется измерение напряженного состояния крепи. Участки в плане располагались с учетом удаления от контакта двух сред на 5 и 10 м. В соляной толще расположено 5 участков измерений напряжений, на расстоянии 5, 10, 20 и 25 м от контакта прочных пород и солей, а также участок, расположенный в соляном массиве непосредственно на контакте с ангидрит-доломитовым слоем. Численная модель с исследуемыми участками представлена на рисунке 3.10.

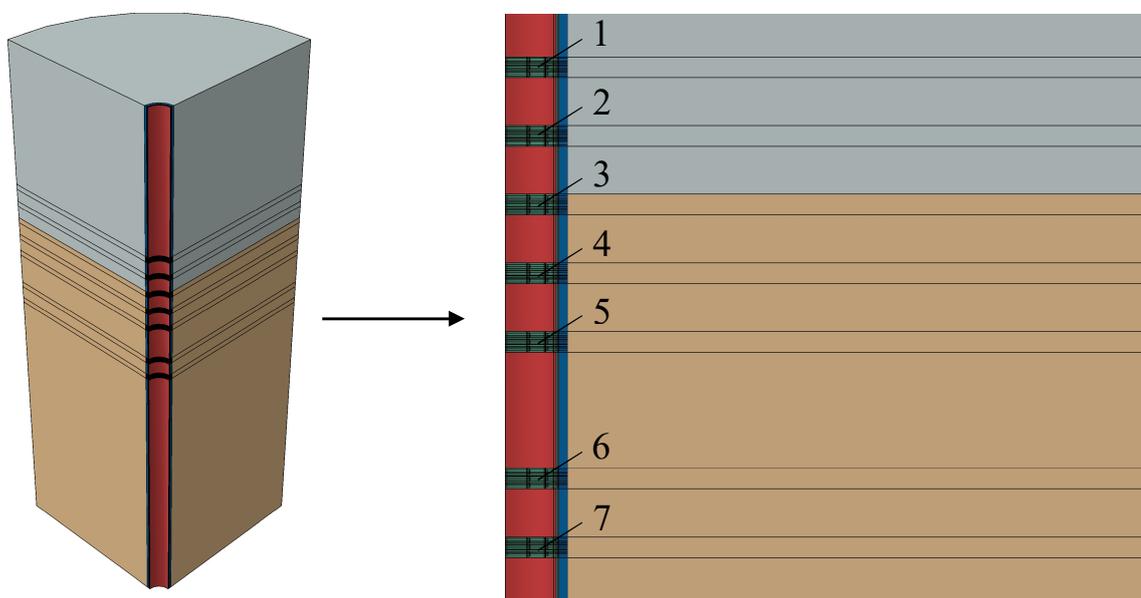


Рисунок 3.10 – Схема расположения участков измерения напряжений по трассе ствола в крепи: 1-7 – положения участков, в которых выполнены замеры напряженного состояния крепи [72].

Моделирование проводилось для двух методов представления комбинированной крепи, когда крепь ствола представляется как многослойная среда и с учетом геометрической конфигурации тубинга. Также в настоящем исследовании учитывался не только геометрический фактор, но и механический, позволяющий рассматривать поведение чугуна не только в рамках упругой деформации, но и с учетом пластического течения деформирования.

При прогнозе напряженного состояния крепи ствола, расположенного в изотропной однородной среде, для получения достоверного представления о напряженном состоянии крепи ствола достаточно с геометрической точки зрения, представить крепь в осесимметричной постановке в виде набора конечных элементов, повторяющих поперечное сечение тубинга по его высоте. Однако, если нагрузка на крепь в значительной степени изменяется по высоте крепи ствола, как в случае с переходным участком, то в таком случае значительное влияние на формирование напряженного состояния крепи могут оказать продольные ребра тубинга, которые отсутствуют в осесимметричной постановке.

Задачи решались в следующих граничных условиях. Смещения по нижней и боковым границам модели запрещены в направлении ортогональным к данным поверхностям. К верхней границе численной модели приложена нагрузка равна 22,6 МПа. Поле естественного напряжения в соляной толще является гидростатическим, для ангидрит-доломитовом слоя коэффициент бокового давления равен 0,6. Размер составил 81 м, радиус вертикального ствола в черне равен 4,5 м, в свету 3,5 м. Температура породного массива принята равной 303 К или 30 градусов Цельсия. Численное моделирование выполнялось в две стадии:

- первая стадия - формирование начального поля естественных напряжений породного массива;
- вторая стадия изменение НДС “крепь-породный массив” в процессе длительного периода эксплуатации равного 50 годам.

При выполнении моделирования, не учитывалось изменение НДС, связанное с технологическими особенностями, такими как учет отставание крепления от лба забоя. Это связано с тем, что основной целью исследования является изучение развития НДС в период эксплуатации, в связи с чем можно пренебречь этапом проходки ствола.

С учетом значительной вариативности свойства пород III и IV зон, при выполнении численного моделирования приняты усреднённые упругие и пластические свойства этих пород (таблицу 3.4).

Таблица 3.4 – Усреднённые механические характеристики пород III и IV зон [72]

Параметр	Единица измерений	Усредненные значения механических характеристик пород	
		III зоны	IV зоны
Модуль деформации	МПа	50 0000	20 000
Коэффициент поперечной деформации	-	0,30	0,35
Прочность породы в условиях одноосного сжатия	МПа	50	25
Сцепление	МПа	15	3
Угол внутреннего трения	град.	45	35

В первом приближении чугун и бетона рассматривалось в рамках теории упругости. Принято, что модуль деформации бетона В40 составляет 30 ГПа, при коэффициенте Пуассона равного 0,2. С учетом продолжительного действия нагрузки значение модуля деформации бетона необходимо определять по формуле (3.18):

$$E_{b,t} = \frac{E_b}{1 + \varphi_{b,cr}}, \quad (3.18)$$

где E_b – мгновенный модуль деформации бетона;

$\varphi_{b,cr}$ – коэффициент ползучести бетона.

Модуль упругости составил 9470 МПа.

Чугунная тубинговая крепь выполнена из чугуна марки ВЧ-70. Модуль упругости данной марки чугуна равен 180 ГПа, коэффициентом Пуассона 0,2. Применение пластической модели поведения чугуна связано с тем, что на

рассматриваемом участке вертикального ствола напряженное состояние тубинга значительное и напряжения могут превышать предел упругости чугуна. При достижении напряжений, превышающих модуль упругости, накапливается погрешность, связанная с невозможностью реализации пластических деформаций. Модель Cast Iron Plasticity хорошо себя зарекомендовала для описания поведения материалов, поведение которых в условиях сжатия и растяжения различно, что ожидается на контакте двух слоев. Прогноз радиальных нагрузок, реализуемых за срок эксплуатации на крепь вертикального ствола представлен на рисунке 3.11.

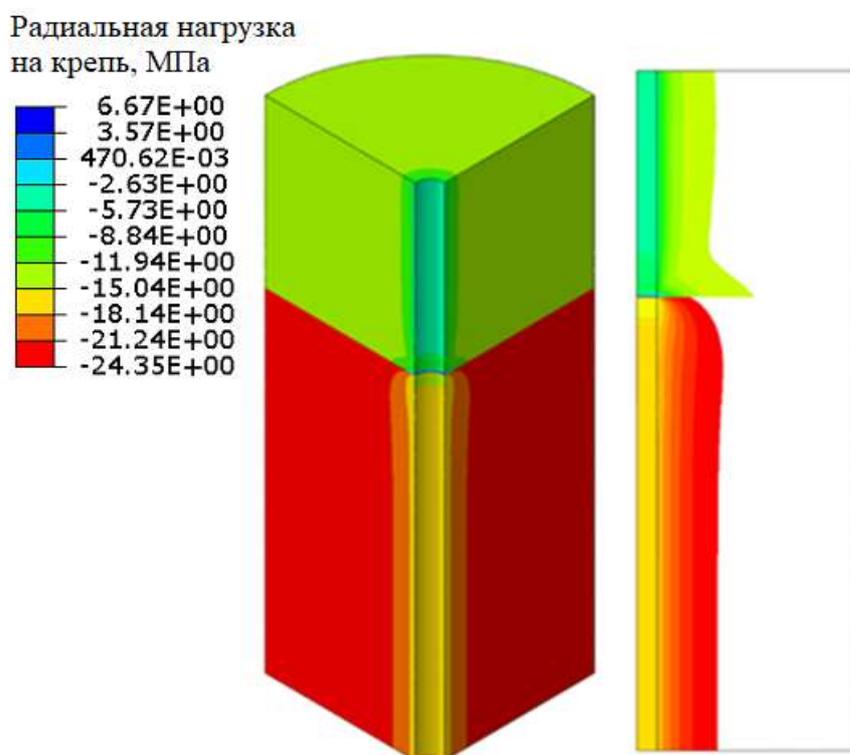


Рисунок 3.11 – Радиальные нагрузки, МПа, действующие на контакте «массив-крепь ствола» (конструкция крепи условно не показана).

Эпюры развития нагрузок, демонстрируют, что на участке контакта двух слоев возникает напряженно-деформированное состояние, что подтверждает актуальность обоснования параметров крепи на выделенных участках по трассе вертикального ствола. Стоит отметить, что нагрузка на чугунную крепь составляет 16,6 МПа, что превышает паспортное критическое давление на тубинговое кольцо, выполненное из тубинга 7,0-100, равное 16,436 МПа. На

основе полученных значений прогноза нагрузок на крепь необходимо либо изменить типоразмер тубинга или подобрать параметры комбинированной крепи, обеспечивающей снижение нагрузок на крепь. Одним из таких решений является применение податливых крепей, обладающих радиальной податливостью.

В рамках расчета представлены эпюры развития тангенциальных напряжений (рисунок 3.12), реализуемых при различных способах представления комбинированной крепи вертикального ствола и рассмотрение чугуна как упругого и пластического материала.

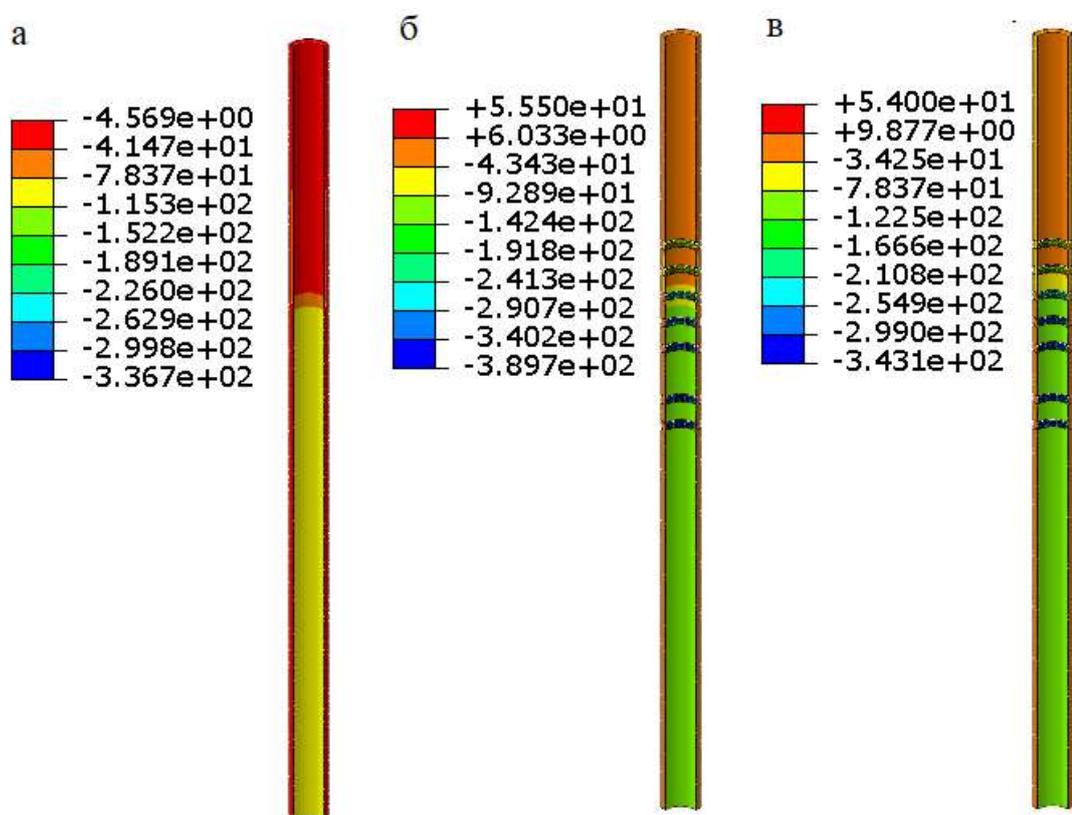


Рисунок 3.12 – Тангенциальные напряжения, реализуемые по трассе вертикального ствола:

а – комбинированная крепь – многослойная среда, чугун деформируется в рамках теории упругости; б – комбинированная крепь с учетом геометрической конфигурации тубингов, чугун деформируется в рамках теории упругости; в – комбинированная крепь с учетом геометрической

конфигурации тюбингов, чугун деформируется в рамках пластического поведения материала.

На основании выполненных расчетов получены значения напряженно-деформированное состояния крепи вертикального ствола. Характерные картины формирования НДС крепи, на рисунках (3.13 - 3.15) для конструктивных элементов тюбинговой крепи, таких как внешние и внутренние ребра жесткости, а также для спинки тюбинга, получены для трех рассмотренных участков, расположенных в прочных породах, на контакте соляной толщи и прочных пород, а также в соляном массиве. Прогноз напряженного состояние крепи на переходном участке вертикального ствола представлен в виде эпюр распределения напряженного состояния (тангенциальные напряжения), а также в виде зависимостей изменения напряжений по длине вертикального ствола.

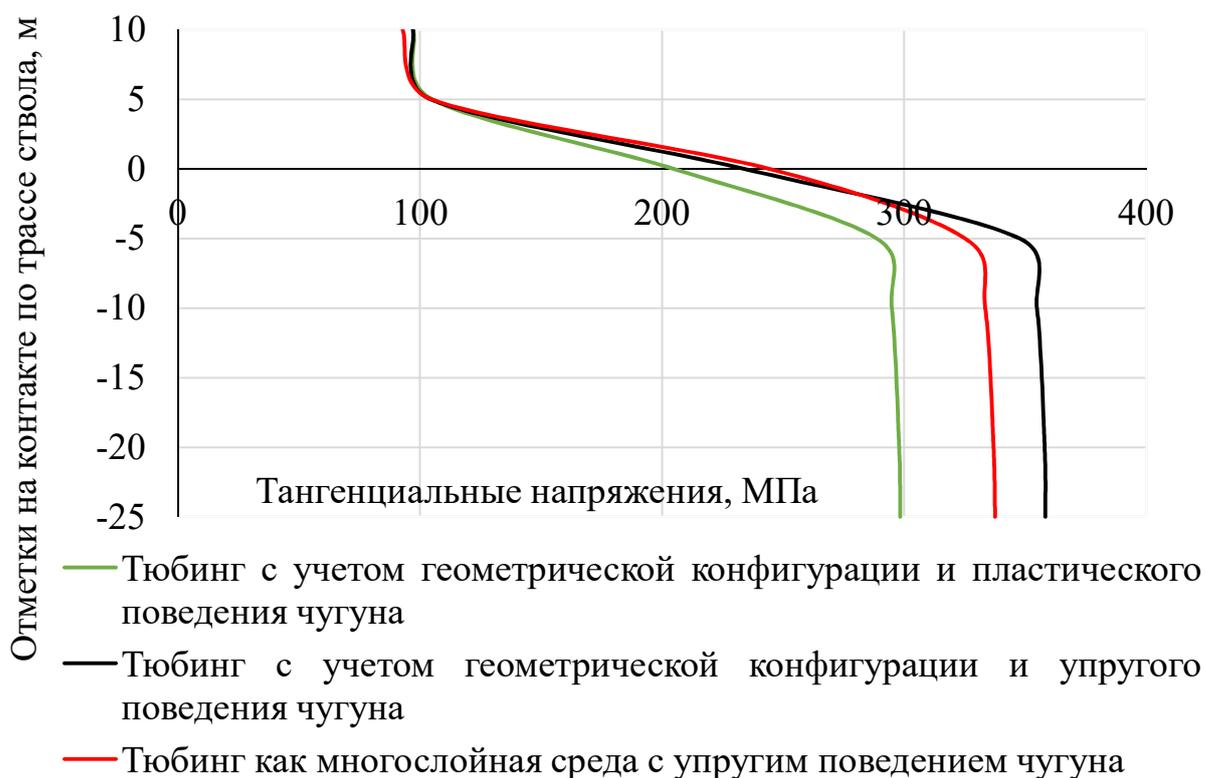


Рисунок 3.13 – Развитие тангенциальных напряжений во внутренних ребрах тюбинговой крепи по трассе рассматриваемого участка вблизи контакта двух сред, для различных подходов моделирования крепи.

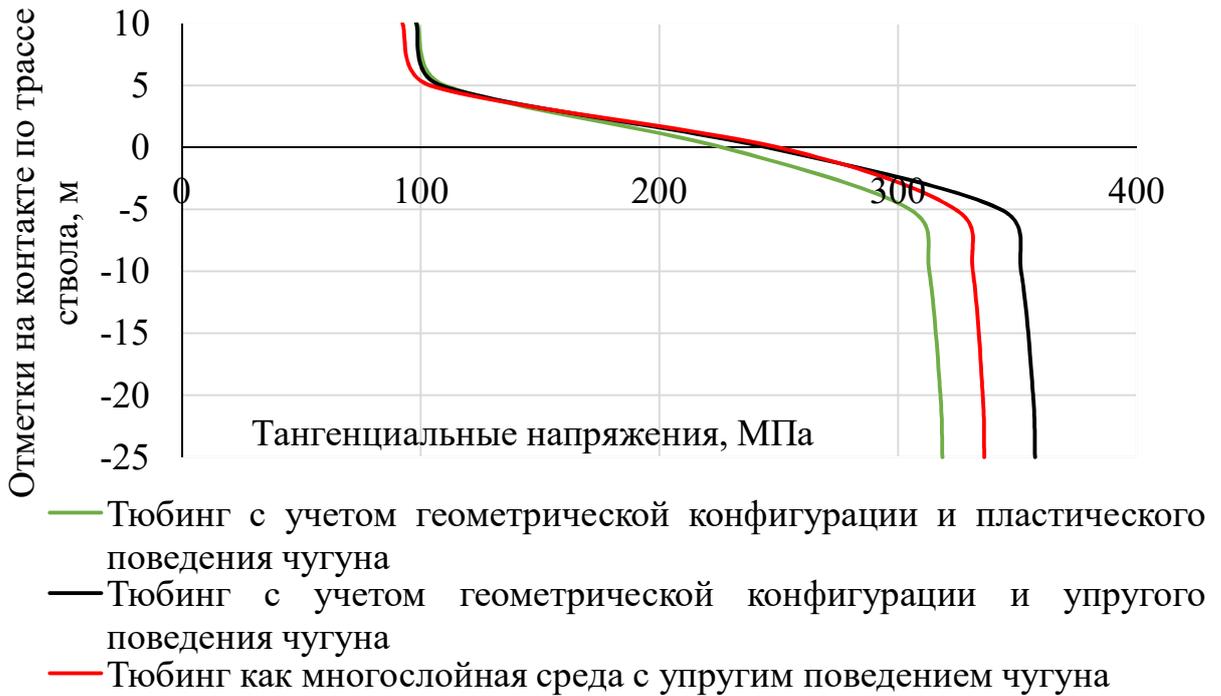


Рисунок 3.14 – Развитие тангенциальных напряжений в спинке тубинговой крепи по трассе рассматриваемого участка вблизи контакта двух сред, для различных подходов моделирования крепи.



Рисунок 3.15 – Развитие тангенциальных напряжений во внешних ребрах тубинговой крепи по трассе рассматриваемого участка вблизи контакта двух сред, для различных подходов моделирования крепи.

Рассмотрим формирование напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола, представленного в виде многослойной конструкции (рисунок 3.13-3.15). Максимальные тангенциальные напряжения, реализуемые за срок эксплуатации в 50 лет для участка крепи, расположенного в доломитовом слое, на удалении 5 м от контакта с соляным породами составляют порядка 95 МПа, а на удалении 10 м порядка 90 МПа. Максимальные тангенциальные напряжения в крепи ствола, расположенного в соляном массиве, составляет 220-250 МПа. Наибольшие значения напряжений в крепи для протяженного участка, расположенного в соляном массиве, фиксируются на удалении 20-25 м и составляют порядка 300-350 МПа. Следует выделить зону размером 10 м, в пределах которой образуется участок со сложным напряженно-деформированным состоянием крепи. На первом участке величина напряжений при моделировании тубинга в явной постановке с учетом модели пластического поведения чугуна и в упругой постановке равны, в первую очередь это связано с недостижением предела текучести материала. Также стоит обратить внимание на величины тангенциальных напряжений, реализуемых в крепи при рассмотрении геометрической конфигурации тубинга и различных моделях описания механических свойств чугуна. На рисунке 3.16, представлено сравнение результатов при представлении чугуна как упругого и пластического материала. График построен для отношения $\sigma_{\text{танг.упр}}/\sigma_{\text{танг.пласт}}$ по трассе, рассматриваемого участка ствола. На рисунке 3.17 представлено сравнение результатов расчета, при рассмотрении крепи как многослойной конструкции, чьи деформационные характеристики описаны в рамках упругой модели и с учетом геометрической конфигурации, при учете пластического характера деформирования чугуна.

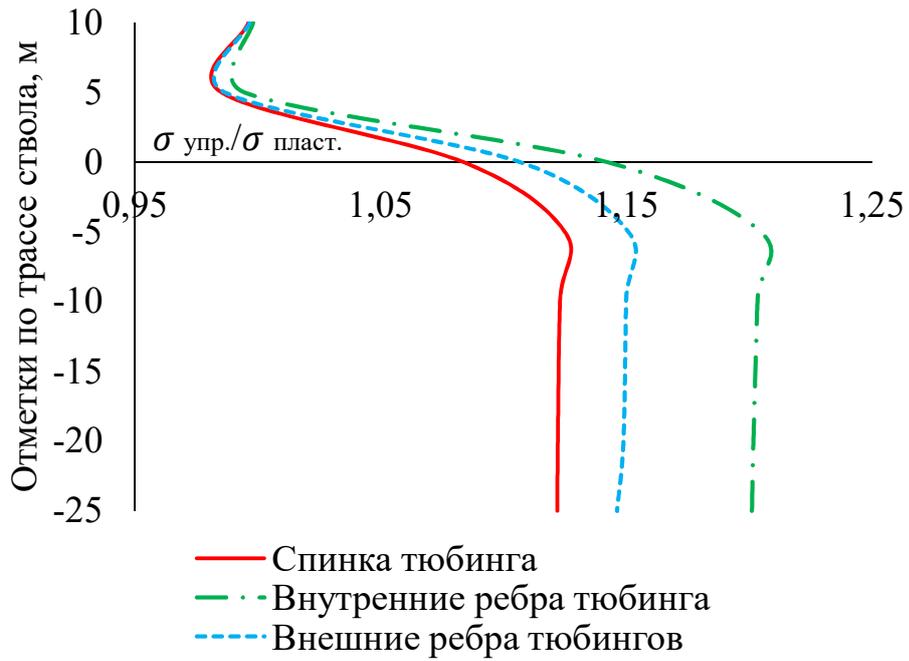


Рисунок 3.16 - Результаты моделирования при различных способах моделирования крепи ствола:

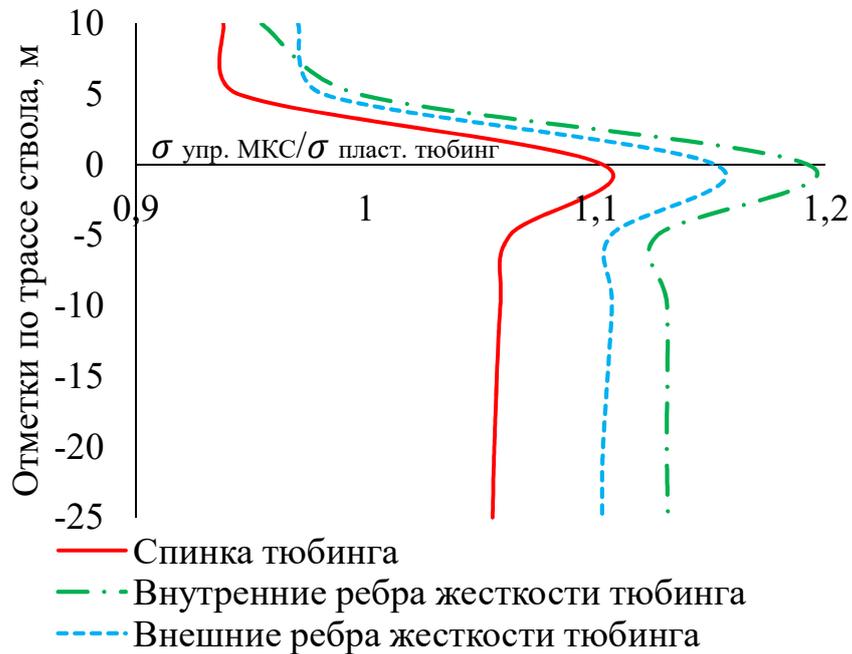


Рисунок 3.17 – Сравнение результатов моделирования напряженно-деформированного состояния при постановки тьюбинговой крепи как МСК-многослойная конструкция с упругим поведением чугуна и с учетом геометрической конфигурации и пластического поведения чугуна.

На основе полученных графиков можно получить переводные коэффициенты для участка переходной зоны для спинки тубинга переходной коэффициент составил 1,1; для внутренних ребер жесткости – 1,2; для внешних ребер жесткости – 1,15. Стоит отметить что для участка крепи, расположенного в прочных породах значения вне зоны влияния контакта равны для спинки – 0,9; для внутренних ребер жесткости – 0,95; для внешних ребер жесткости 0,97. Для участка вне зоны влияния, расположенного в соляном массиве переводные коэффициенты равны для спинки тубинга – 1,05; для внутренних ребер жесткости – 1,13; для внешних ребер жесткости – 1,1.

Распределение напряжений в тубинговой крепи ствола при ее идеализации в виде пространственной конструкции позволяет получить представление о влиянии изменения жесткости крепи по ее периметру на напряженное состояние (рисунок 3.18). В ходе выполнения расчетов в первом приближении была использована упругая модель поведения чугуновой крепи, результатом данной итерации стало превышение напряжений в обделке над пределом упругости чугуна. значения напряжений в крепи, при ее пространственной идеализации, локализуются на внутренних ребрах тубинга в местах со сложной пространственной геометрией (концентраторах напряжений). Формирование напряженно-деформированного состояния крепи протяженного участка, пройденного в соляном массиве, показывает, что применение упругой модели деформирования чугуна при решении пространственной задачи, дает завышенные результаты расчета по сравнению с использованием упругопластической модели. Разница в полученных результатах в сравнении с первым методом находится в диапазоне 10%. Полученная эпюра формирования напряженно-деформированного состояния чугуновой тубинговой крепи, позволяет прийти к выводу, что применение метода представления крепи, как многослойной конструкцией не дает качественной оценки развития напряжений, в тоже время величина

максимальных тангенциальных напряжений в крепи по различным методикам отличается примерно на 9%.

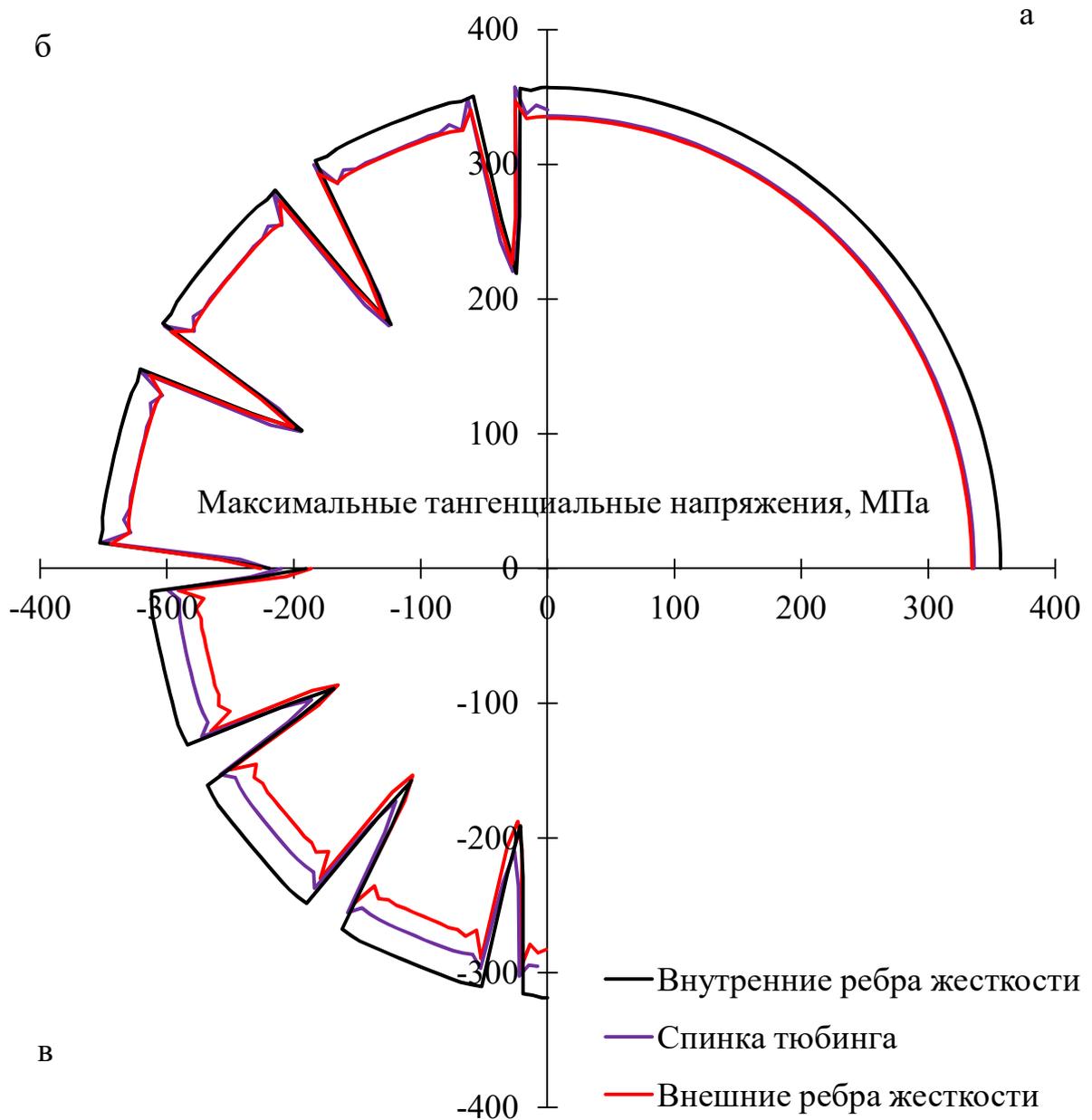


Рисунок 3.18 – Напряженное состояние тубинговой крепи на переходном участке с учетом пластического поведения чугуна: а – эпюры распределения максимальных тангенциальных напряжений в тубинговой крепи.

Использование методики определения напряжений в чугунной тубинговой крепи в пространственной постановке, позволяет получить сформировать представление о фактическом развитии напряжений.

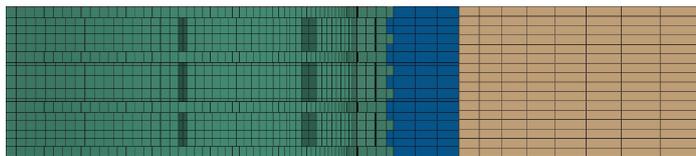
3.4. Обоснование параметров податливой комбинированной крепи, при креплении протяженного участка вертикального ствола

Как было упомянуто ранее нагрузки на чугунную тубинговую крепь превышают критическое давление, что приводит к увеличению массивности конструкции крепи, за счет увеличения типоразмера тубинга. Однако с целью уменьшения нагрузок на чугунную крепь, целесообразно применять комбинированные крепи, с податливым слоем, выполненным из материала, обладающего большим потенциалом деформирования. Механические свойства податливого материала были приведены во второй главе диссертационной работы.

При применении подборе параметров податливого слоя в основном опираются на прогнозные величины смещений незакрепленного контура, тем самым обосновывая необходимую величину слоя. Проведенное исследование направлено на определение области применения податливой крепи с различной мощностью слоя, для протяженного участка вертикального ствола, расположенного в соляном массиве, расположенного в диапазоне глубин с 700 м до 1300 м. Максимальная глубина обусловлена максимально глубиной, на которой залегают соляные породы на действующих предприятиях Российской Федерации. Расчеты производились для комбинированных конструкций крепи с толщиной податливого слоя от 200 мм до 400 мм, и тубинговой крепи из тубингов 7,0-100. Шаг увеличения толщины податливого слоя составлял 50 мм. Максимальная величина не превышала 400 мм, так как при увеличении толщины чугунная колонна теряет свою устойчивость и начинает испытывать повышенные нагрузки от движения подъемных сосудов в сечении ствола.

При прогнозе напряженно-деформированного состояния чугунной крепи учитывалась геометрическая конфигурация тубинга и пластическое поведение чугуна, основываясь на ранее проведенном исследовании.

Схематическое представление комбинированной податливой крепи представлено на рисунке 3.19.



	Чугун
	Податливый слой
	Соляной массив

Рисунок 3.19 – Схематическое представление комбинированной крепи вертикального ствола.

На рисунке 3.20 в качестве примера представлена эпюра радиальных смещений, показывающая работу комбинированной крепи с толщиной податливого слоя 300 мм, чья деформационная способность полностью исчерпана за период эксплуатации вертикального ствола за период в 50 лет.

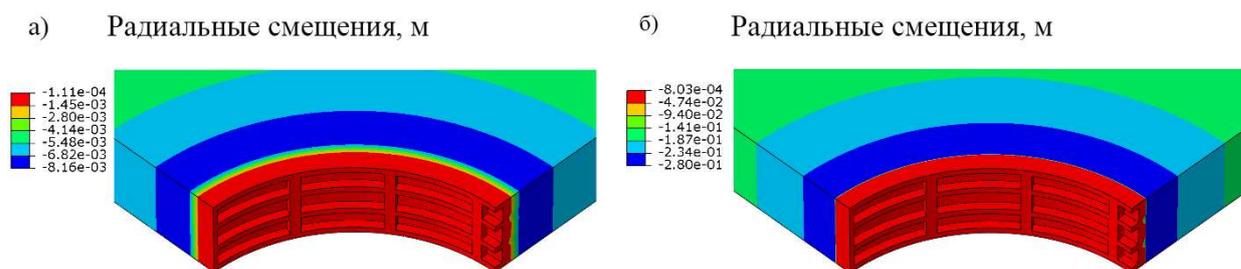


Рисунок 3.20 – Моделирование работы податливого слоя крепи в соляном массиве с учетом срока эксплуатации ствола.

Основные результаты моделирования комбинированной крепи с податливым слоем различной мощностью представлены на рисунках 3.21, 3.22. На рисунке 3.21 выведен график развития максимальных сжимающих напряжений, реализуемых в период эксплуатации, в качестве предельной величины принято значение 5 МПа, что согласно паспорту материала является предельным, и при его достижении способность материала деформироваться полностью исчерпывается, что приводит к жесткой работе оставшегося уплотненного слоя. Результаты выводились для сечения крепи, расположенного на максимальной глубине в 1300 м.

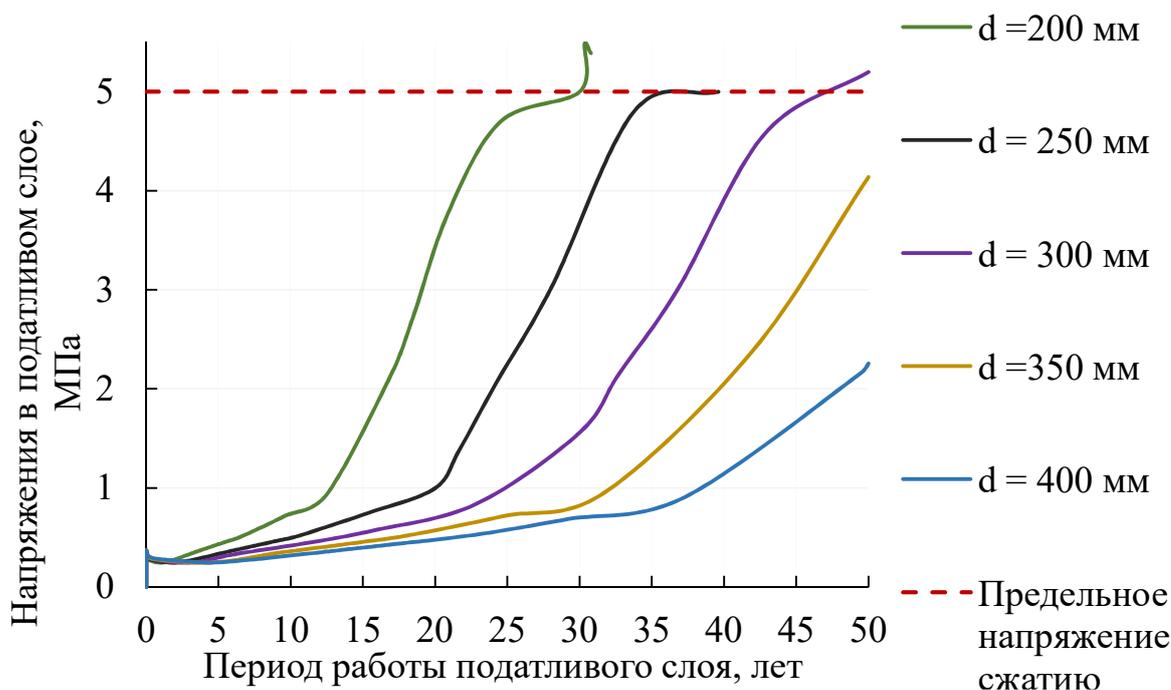


Рисунок 3.21 – Развитие максимальных сжимающих напряжений в податливом слое комбинированной крепи.

Согласно полученным результатам, можно сделать вывод, что комбинированная крепь с величиной податливого слоя от 200 до 300, не обеспечивает податливую работу крепи на рассматриваемом сроки эксплуатации вертикального ствола, составляющего 50 лет. Следовательно данная мощность податливого слоя недостаточна для компенсации смещений массива на глубине 1300 м. Податливый слой толщиной в 350 мм обладает запасом в 16% до достижения предельных напряжений, в то время как слой толщиной в 450 мм обладает запасом в 50%.

На рисунке 3.22 изображена диаграмма развития максимальных тангенциальных напряжений в чугунной тубинговой крепи на момент полной реализации деформационных свойств податливого слоя. В мировой практике отмечается, что после достижение полного потенциала деформируемости податливого слоя, комбинированная крепь начинает работать как полноценная жесткая конструкция и в следствии интенсивных реологических процессов в окрестности горной выработки жесткая крепь разрушается в течении 5 лет, что приводит к остановке работ и дальнейшему перекреплению вертикального ствола.

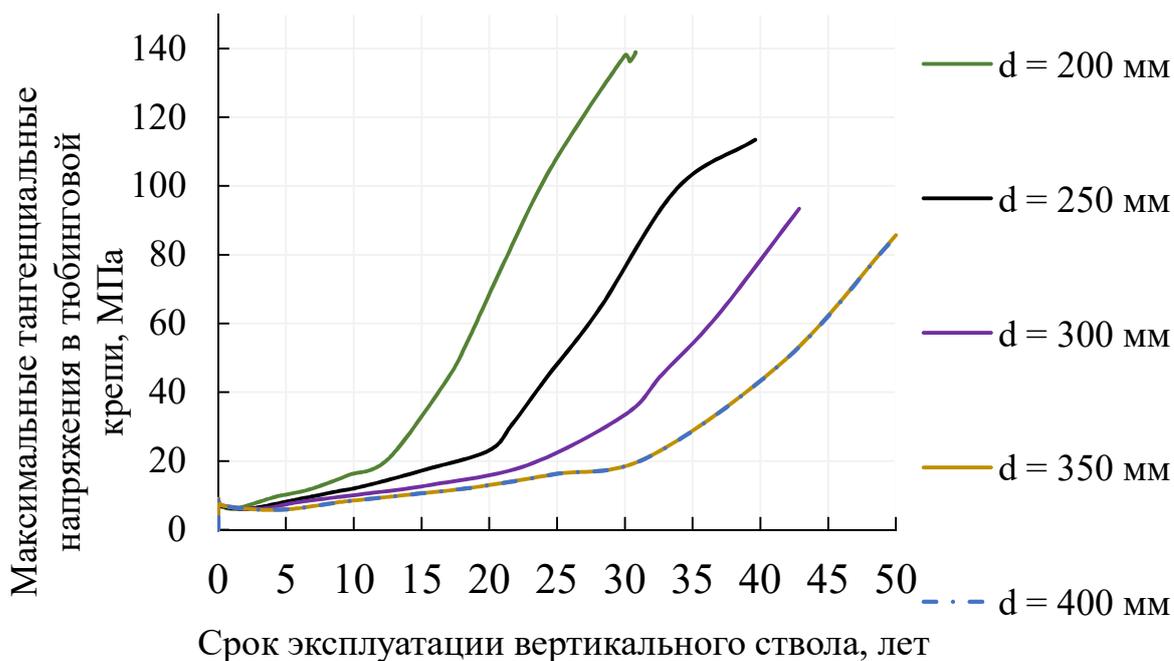


Рисунок 3.22 – Развитие максимальных тангенциальных напряжений в чугунной тубинговой крепи на момент полной консолидации податливого слоя

Результаты прогноза максимальных тангенциальных напряжений показывают, аналогичные результаты для комбинированных крепей с податливым слоем в диапазоне от 200 до 300 мм, однако результаты для крепи с податливым слоем в 350 и 400 мм совпали, что говорит о корректности поставленной задачи и механическом поведении податливого материала. Совпадение результатов подтверждает суждение о избыточном запасе деформируемости материала податливой крепи.

Ниже приведены результаты прогноза напряженно-деформированного состояния податливого слоя распределенных по глубине ствола, учитывая сжимающие напряжения и относительные деформации, реализуемые в податливом слое. Результаты расчета представлены на рисунках 3.23 – 3.28. В качестве критерия, обосновывающего потенциал деформируемости податливого слоя, добавляется предельная относительная деформация равная 0,9 и предельное сжимающие напряжение в податливом слое равное 5 МПа, определенные исходя из паспорта механических свойств материала податливого слоя.

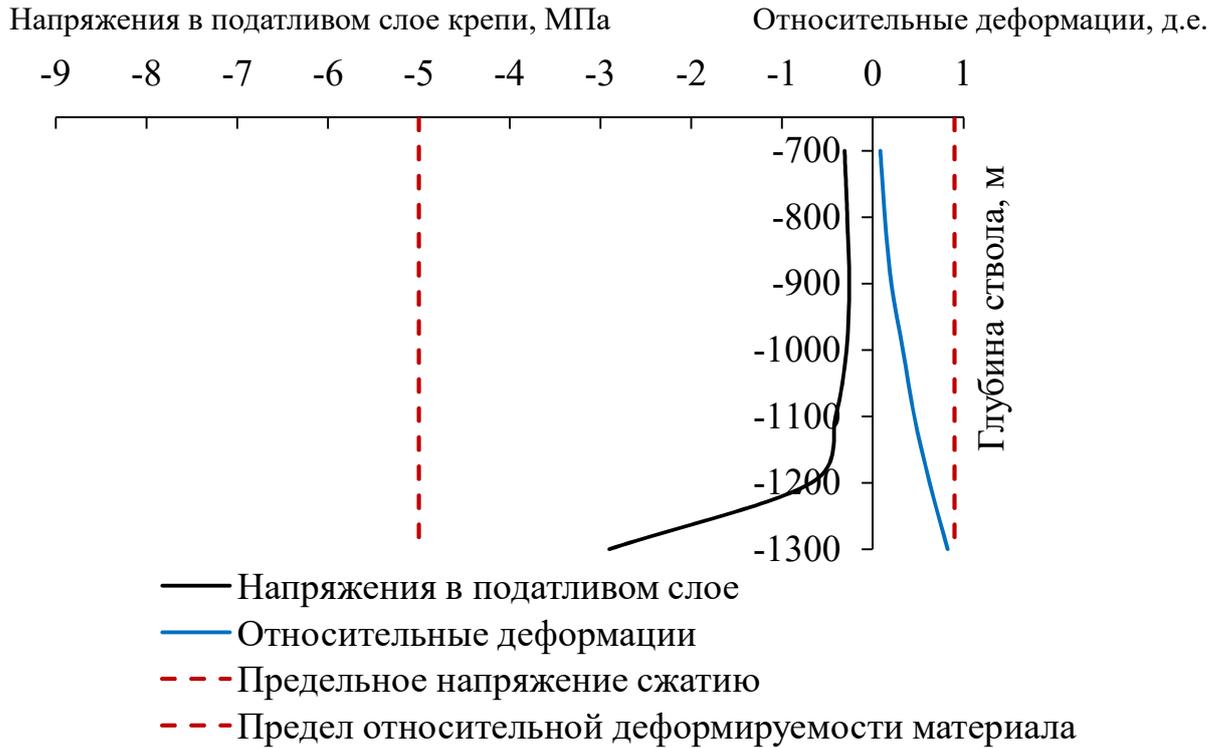


Рисунок 3.23 – Развитие напряжений и относительных деформаций в податливом слое, реализуемых по глубине ствола, толщина слоя 200 мм

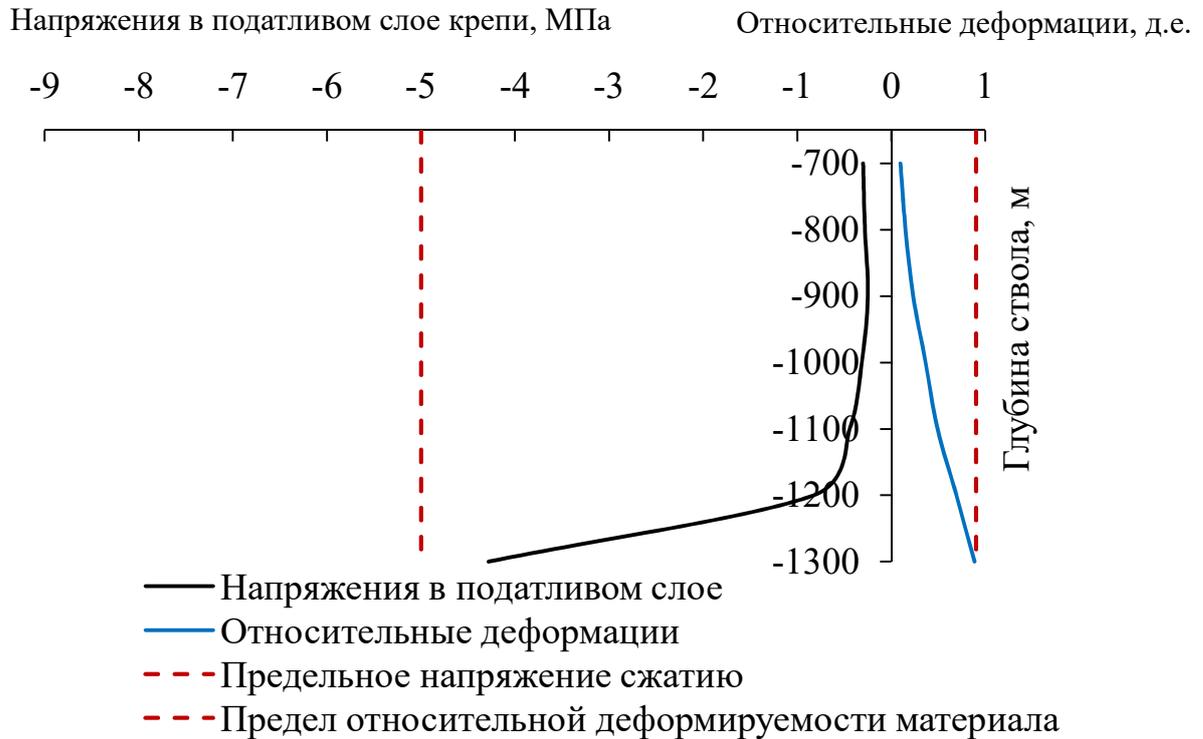


Рисунок 3.24 – Развитие напряжений и относительных деформаций в податливом слое, реализуемых по глубине ствола, толщина слоя 250 мм

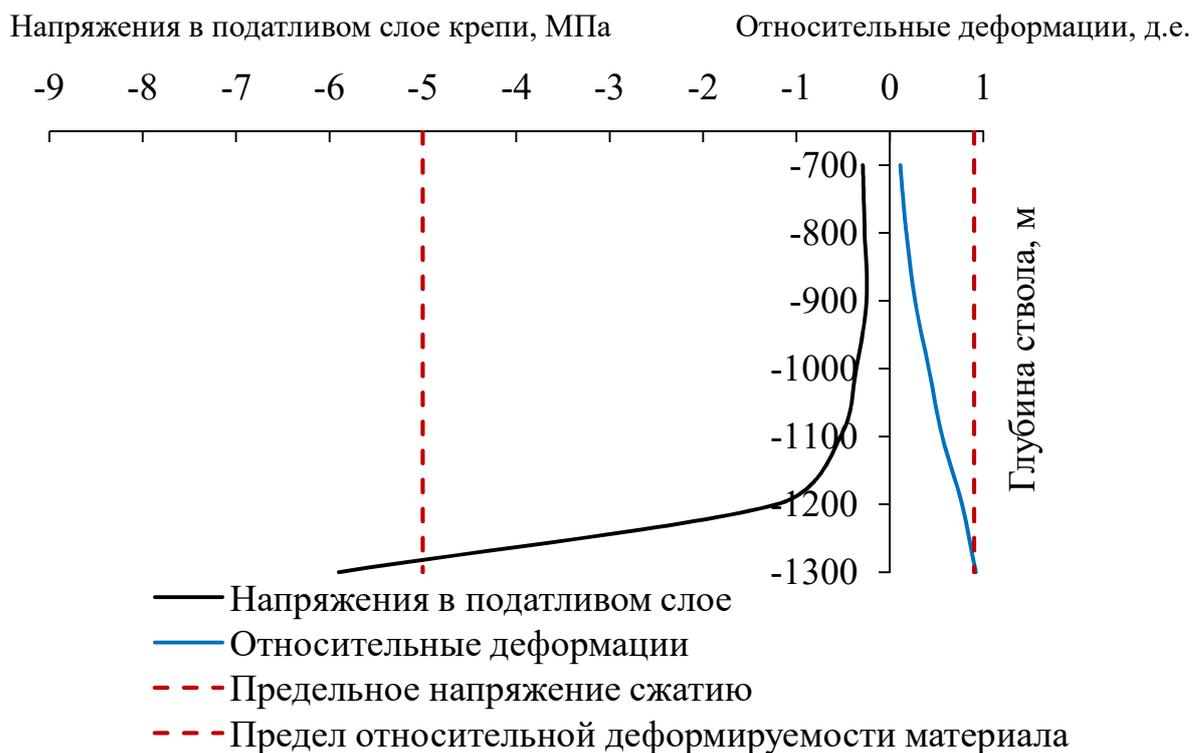


Рисунок 3.25 – Развитие напряжений и относительных деформаций в податливом слое, реализуемых по глубине ствола, толщина слоя 300 мм

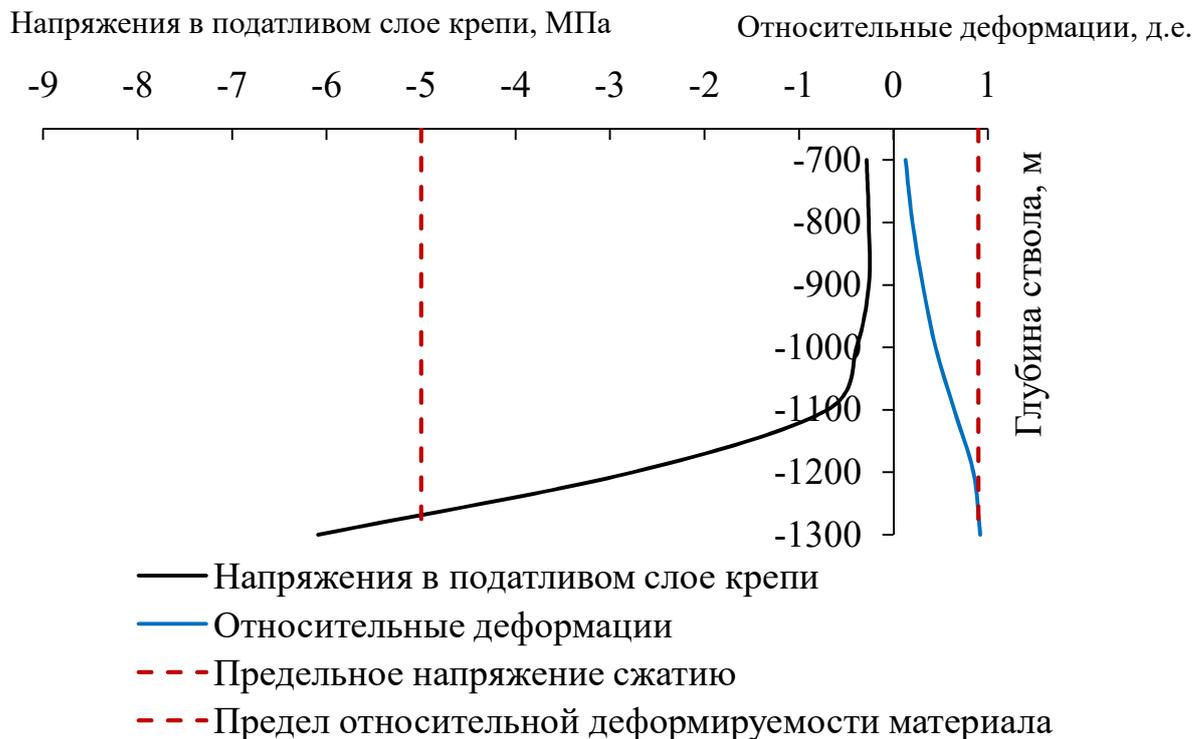


Рисунок 3.26 – Развитие напряжений и относительных деформаций в податливом слое, реализуемых по глубине ствола, толщина слоя 350 мм

Напряжения в податливом слое крепи, МПа

Относительные деформации, д.е.

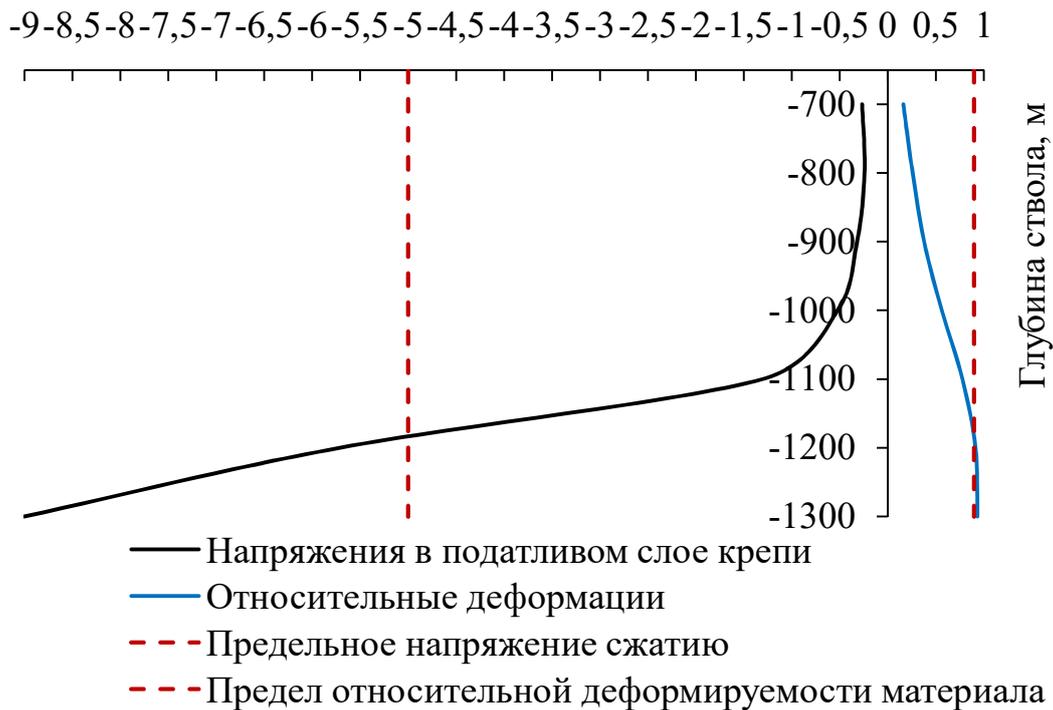


Рисунок 3.27 – Развитие напряжений и относительных деформаций в податливом слое, реализуемых по глубине ствола, толщина слоя 400 мм

Представленная интерпретация результатов расчета позволяет определить предельную глубину для рационального применения той или иной толщины податливого слоя. В дополнении к представленным результатам стоит рассмотреть зависимость между тангенциальными напряжениями, реализующимися при деформации податливого слоя, а также фактическая величина деформаций податливого слоя с учетом распределения по трассе вертикального ствола. Сопоставление результатов позволяет обосновать толщину податливого слоя в конкретных горно-геологических условиях с учетом глубины заложения расчетного сечения. Результаты прогноза представлены на рисунках 2.28 – 2.32.

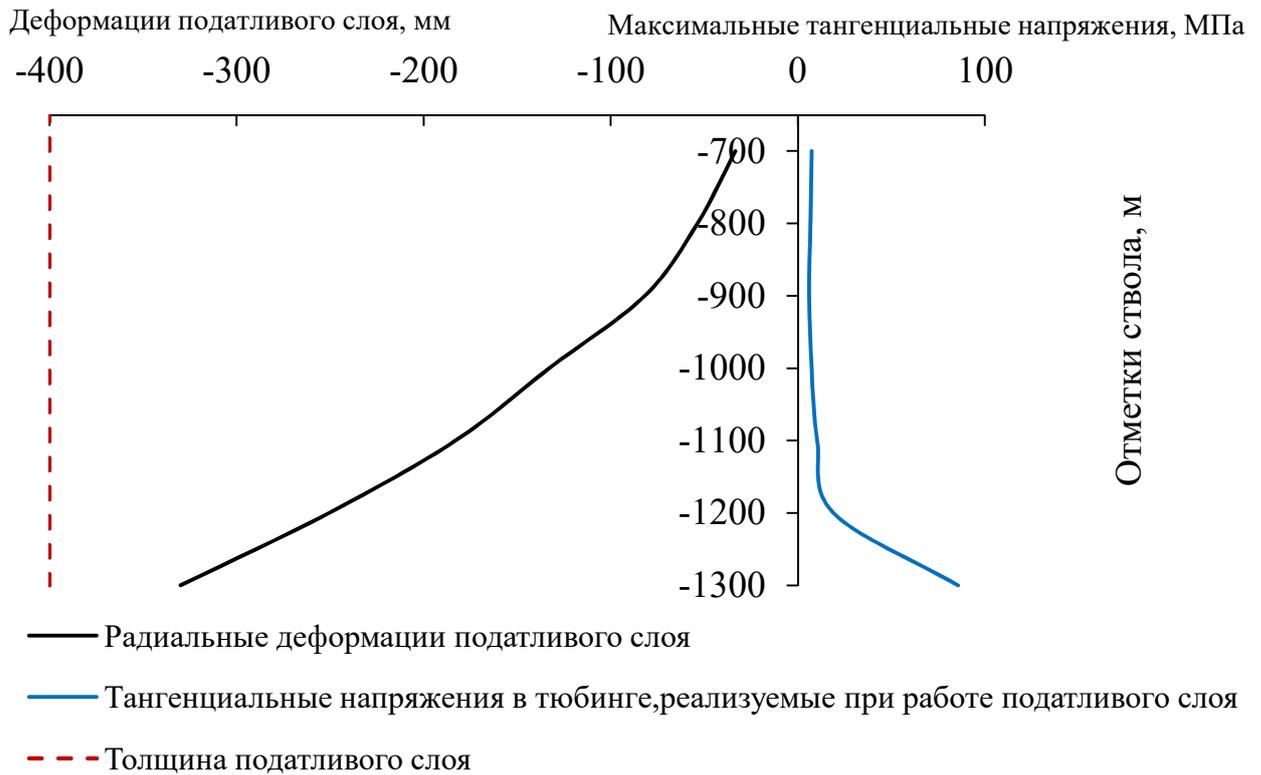


Рисунок 3.28 – Развитие радиальных деформаций с учетом реализующихся тангенциальных напряжений в тубинговой крепи, толщина слоя 200 мм

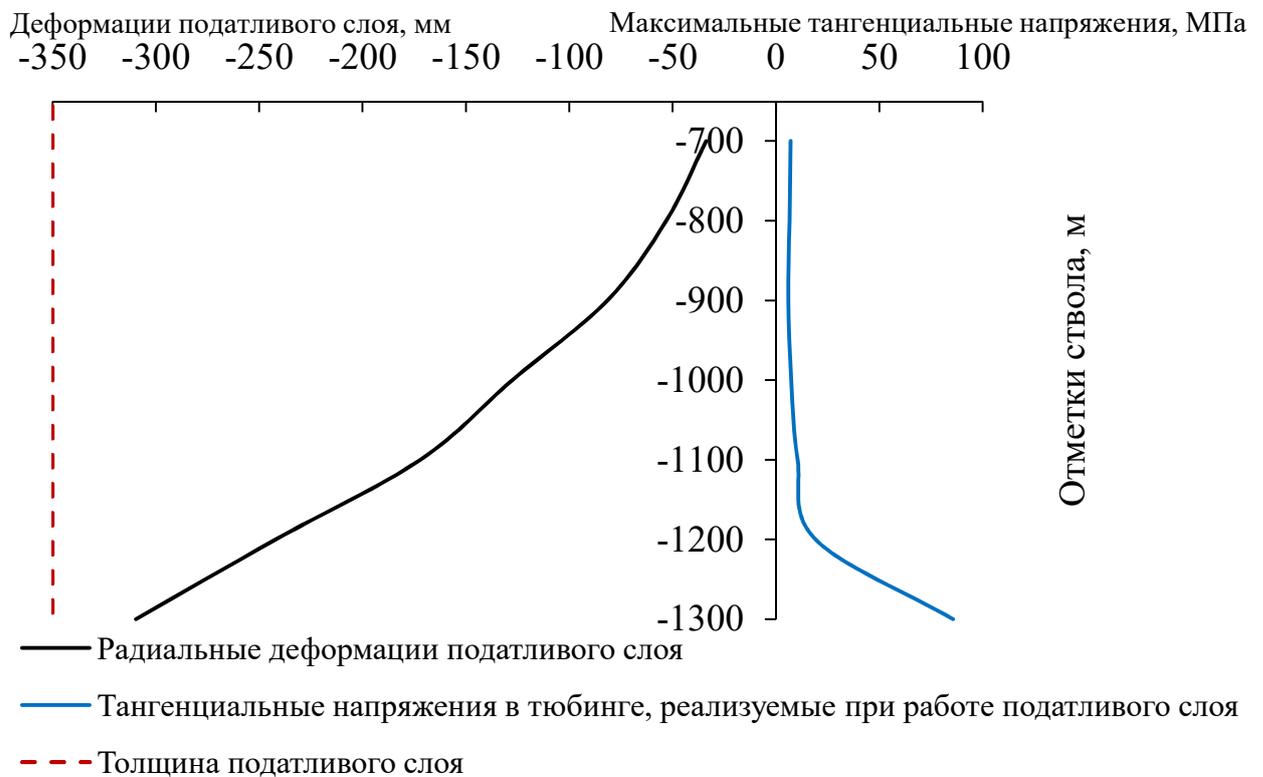


Рисунок 3.29 – Развитие радиальных деформаций с учетом реализующихся тангенциальных напряжений в тубинговой крепи, толщина слоя 250 мм

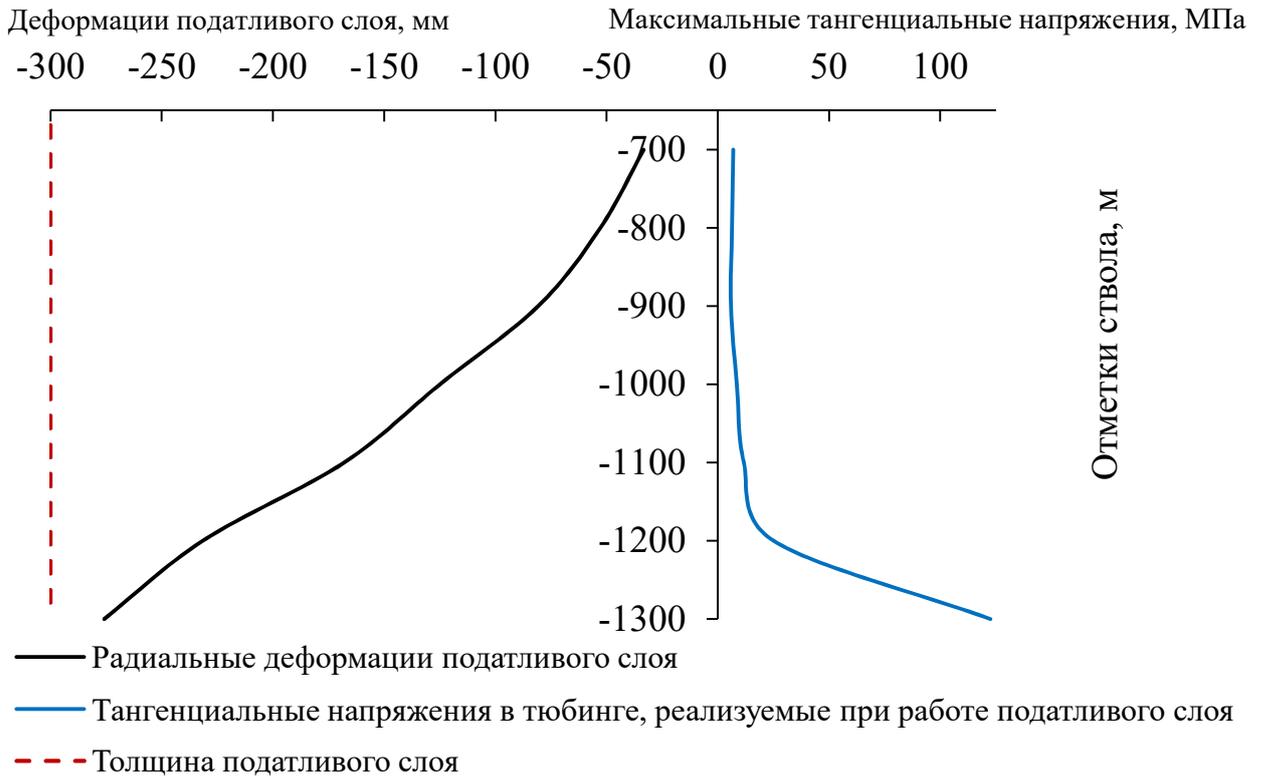


Рисунок 3.30 – Развитие радиальных деформаций с учетом реализующихся тангенциальных напряжений в тубинговой крепи, толщина слоя 300 мм

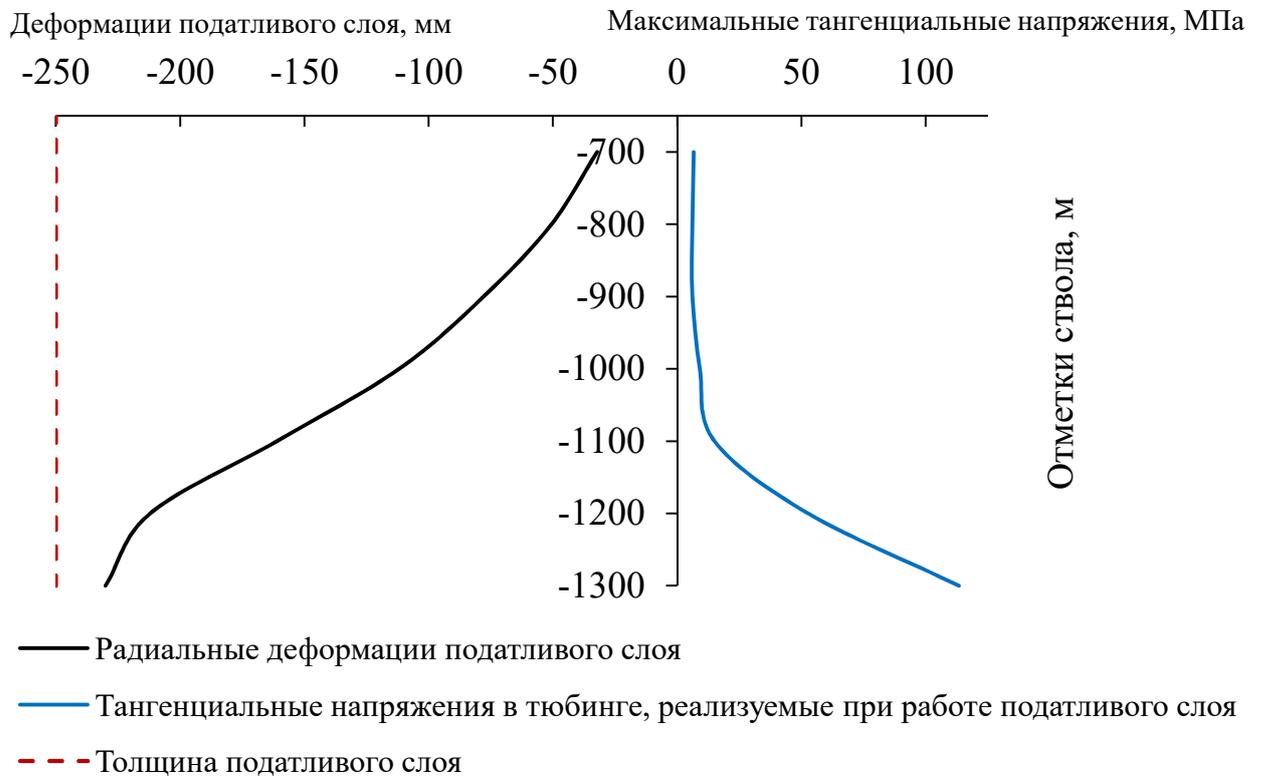


Рисунок 3.31 – Развитие радиальных деформаций с учетом реализующихся тангенциальных напряжений в тубинговой крепи, толщина слоя 350 мм

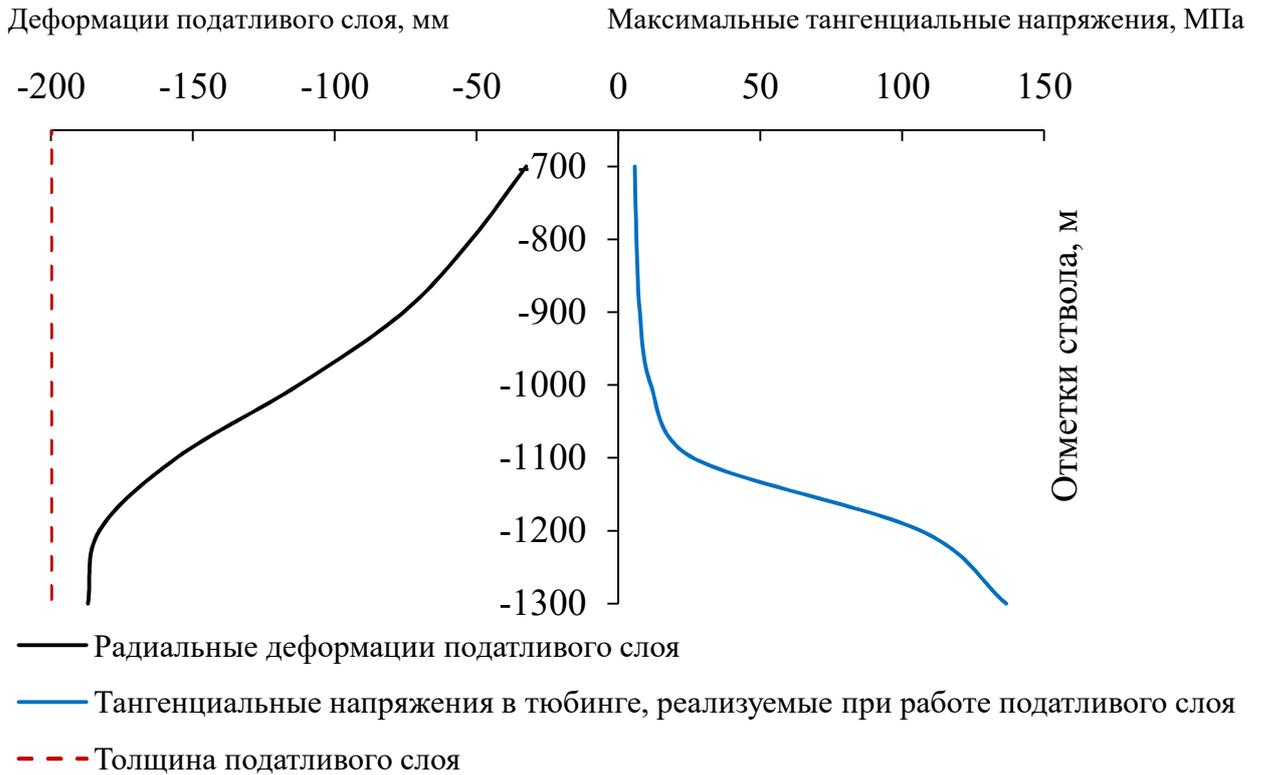


Рисунок 3.32 – Развитие радиальных деформаций с учетом реализующихся тангенциальных напряжений в тубинговой крепи, толщина слоя 400 мм

Анализ, полученных результатов позволяет обосновать толщину податливого слоя по мере увеличения глубины вертикального ствола. Применение податливого слоя толщиной 400 мм является избыточной. Оптимальной величиной податливого слоя для крепления протяженного участка ствола глубиной более 1000 м можно принять 350 мм. Согласно полученным прогнозным величинам относительных деформаций и радиальных напряжений показывает, что материал не исчерпал свой деформационный потенциал, однако в достаточной степени консолидировался и обеспечивает нагрузку на чугунную тубинговую крепь 4,7 МПа, полученная величина сопоставима с нагрузками на крепь, реализуемыми в ангидрит-доломитовом слое.

3.5 Выводы по главе 3

В третьей главе выполнена разработка методики расчета напряженно-деформированного состояния комбинированной крепи вертикального ствола, пройденного в соляном массиве на большой глубине.

Предлагаемая методика расчета напряженно-деформированного состояния крепи основывается на следующих концепциях:

1. При построении численной модели массива необходимо учитывать минимальный размер численной модели.
2. Для достоверного прогноза напряженно-деформированного состояния тубинговой крепи вертикального ствола необходимо учитывать геометрическую конфигурацию исследуемой конструкции, с целью определения зон концентрации напряжений.
3. Применение пластической модели деформирования чугуна, позволяет повысить точность развития тангенциальных напряжений внутри конструкции тубинговой колонны, что позволяет повысить точность подбора параметров крепи.
4. Выведены уточняющие коэффициенты, позволяющие учесть геометрическую конструкцию тубинга и его пластические деформации. Коэффициенты определены для трех характерных участков.

ГЛАВА 4 ПРОГНОЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КРЕПИ ВЕРТИКАЛЬНОГО СТВОЛА В ГОРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ НИВЕНСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ

В главе представлены результаты расчета нагрузок на крепь протяженного участка вертикального ствола, пройденного в горно-геологических условиях Нивенского месторождения. Расчет выполнялся по методике, представленной в третьей главе, на основе исследований моделей деформирования массива и материала крепи.

Численные модели прогноза напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола реализовывались в программном комплексе Abaqus CAE.

Выполнено обоснование параметров комбинированной конструкции крепи протяженного участка ствола, пересекающего контакт крепких пород и соляного массива, обеспечивающих безопасный срок эксплуатации.

4.1 Краткая информация об инженерно-геологических условиях Нивенского месторождения

Участок месторождения калийно-магниевых солей Нивенское-1 располагается на значительных глубинах (1050 м и более), начальное напряженное состояние породного массива сопоставимо с прочностью соляных пород, что предопределяет повышенную интенсивность развития геомеханических процессов, проявлявшихся в виде значительных смещений породного контура горных выработок. Таким образом, обобщение мирового опыта обеспечения устойчивости горных выработок при разработке соляных месторождений и адаптация хорошо себя зарекомендовавших технических решений для условий Нивенского месторождения является важной научно-технической задачей, которая не может быть решена отдельно от повышения достоверности прогноза геомеханических процессов в окрестности горных выработок.

4.1.1 Геологическое строение месторождения

Условно, инженерно-геологические условия от поверхности земли до участка разработки Нивенского месторождения можно разделить на четыре зоны (таблица 4.1) [56]:

В рамках диссертационной работы наибольший интерес представляет строение пород в зоне IV и горных пород, покрывающих эту зону. Согласно исследованиям, проведенным в 3 главе следует выделить контакт III и IV зоны, представляющий наиболее неблагоприятные нагрузки на постоянную крепь вертикального ствола. В связи с этим необходимо разработать конструкцию крепи и обосновать ее параметры так, чтобы ее несущая способность была обеспечена на протяжении всего срока эксплуатации. Типовое инженерно-геологическое строение породного массива представлено в таблице 4.1.

Таблица 4.1 – Типовое инженерно-геологическое строение породного массива (данные представлены по скважине КСС-2) [56]

Наименование зоны	Интервал		Наименование пород
	от	до	
Зона III	1008	1025	Ангидрит
	1025	1030	Мергель
	1030	1034	Доломит
	1034	1042	Ангидрит
	1042	1045	Доломит
	1045	1055	Ангидрит
Зона IV	1055	1060	Каменная соль крупнозернистая (гигантокристаллическая)
	1060	1095	Каменная соль крупнокристаллическая
	1095	1130	Каменная соль с прослоями калийно-магниевой соли
	1139	1250	Каменная соль среднекрупнокристаллическая

Примечание: высотные отметки верха и низа различных ИГЭ могут отличаться по другим скважинам; средняя прочность получена на основании

обработки результатов лабораторных испытаний по существующим скважинам.

Обоснование параметров крепи протяженного участка вертикального ствола в горно-геологических условиях Нивенского месторождения выполняется в два основных этапа:

На первом этапе выполняется прогноз смещений незакрепленного контура вертикального ствола; на втором этапе - прогноз напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола.

В рамках первого этапа выполняется численное моделирование незакрепленного вертикального ствола с целью определения максимальной величины смещений, реализуемых за весь срок эксплуатации.

Для прогноза развития геомеханических процессов, реализуемых в окрестности вертикального ствола на рассматриваемом участке построена численная модель Зоны III и Зоны IV (рисунок 4.1).

Геометрические размеры принимались на основе ранее исследованного минимального размера численной модели и составляли 17 эквивалентных радиуса. Диаметр вчерне вертикального ствола 4,5 м, соответственно размер численной модели массива составил 76,5 м, а полной модели 81 м. По трассе вертикального ствола размер модели составил 122 м. Перемещения граней модели были ограничены в ортогональном направлении, горизонтальные грани были ограничены в перемещениях по вертикали вдоль оси ОУ. Величины начального поля напряжения для каждого слоя представлены в таблице 4.3. Для определения начального поля напряжений, реализуемого в соляных породах, применялся глубинный градиент, составляющий 0,0226 МПа/м.

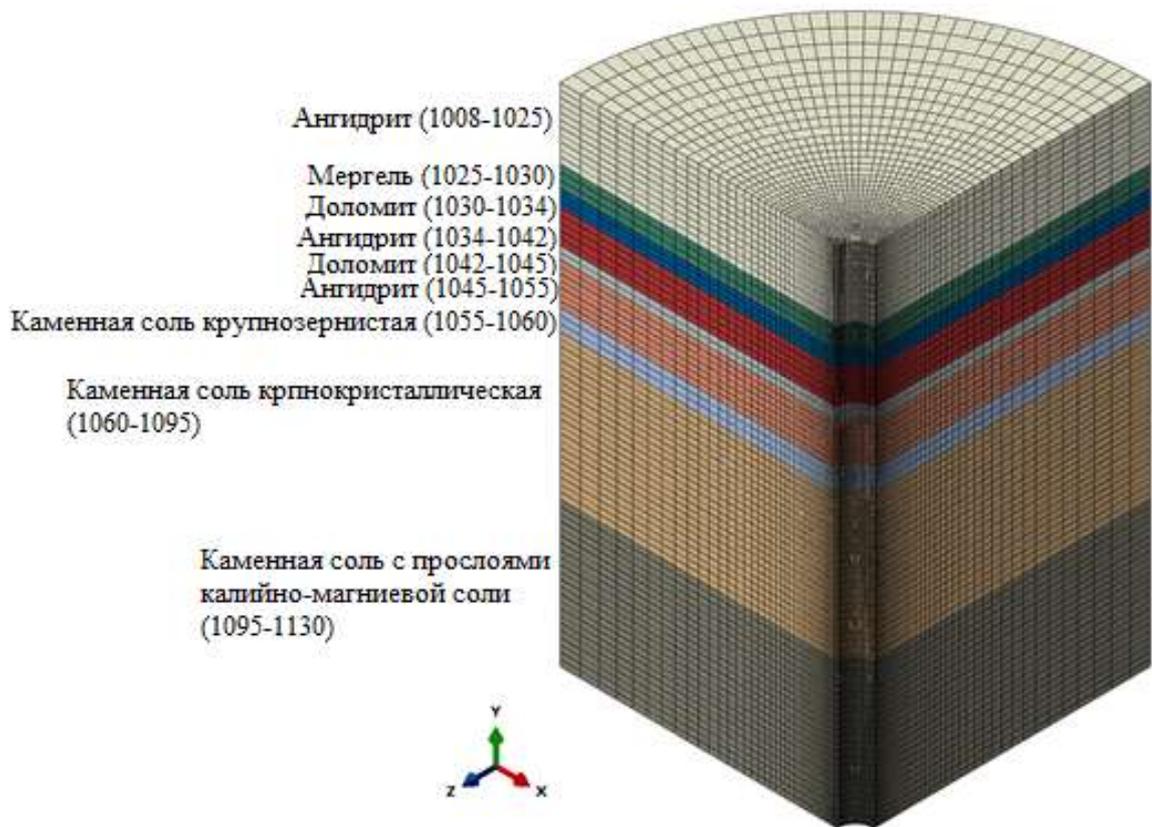


Рисунок 4.1 – Принципиальный вид численной модели массива горных пород III и IV зоны по трассе вертикального ствола, согласно геологическому разрезу

Механические свойства горных пород, слагающих массив зоны III, определялись на основании результатов лабораторных исследований (таблица 4.2). На основе полученных результатов были обоснованы параметры модели деформирования горных пород при численном моделировании.

Таблица 4.2 - Механические характеристики пород зоны III при построении численной модели

Наименование породы	Интервал глубин		Механические характеристики пород			
	от	до	E_0 , МПа	ν_0	c , МПа	φ , град
Ангидрит	1008	1025	63300	0,20	23,27	39
Мергель	1025	1030	18570	0,25	13,74	27
Доломит	1030	1034	6320	0,15	14,17	30
Ангидрит	1034	1042	39670	0,2	24,08	38
Доломит	1042	1045	46320	0,25	14,17	30
Ангидрит	1045	1055	36230	0,2	24,08	38

Ангидриты при выполнении расчетов идеализированы в виде упругопластической среды, основанной на условии пластичности Мора-Кулона. В классическом виде условие пластичности Кулона-Мора можно записать в виде уравнения (4.1):

$$\tau_{\text{пр}} = c + \sigma_n \operatorname{tg} \varphi, \quad (4.1)$$

или через компоненты главных напряжений через 6 уравнений, которые связывают главные нормальные напряжения σ_1 , σ_2 и σ_3 (4.2):

$$\begin{aligned} f_{1a}: &= \frac{1}{2}(\sigma_2 - \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_2 + \sigma_3) \sin(\varphi) - c \cos(\varphi) \leq 0; \\ f_{1b}: &= \frac{1}{2}(\sigma_3 - \sigma_2) + \frac{1}{2}(\sigma_3 + \sigma_2) \sin(\varphi) - c \cos(\varphi) \leq 0; \\ f_{2a}: &= \frac{1}{2}(\sigma_3 - \sigma_1) + \frac{1}{2}(\sigma_3 + \sigma_1) \sin(\varphi) - c \cos(\varphi) \leq 0; \\ f_{2b}: &= \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \sin(\varphi) - c \cos(\varphi) \leq 0; \\ f_{3a}: &= \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) + \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) \sin(\varphi) - c \cos(\varphi) \leq 0; \\ f_{3b}: &= \frac{1}{2}(\sigma_2 - \sigma_1) + \frac{1}{2}(\sigma_2 + \sigma_1) \sin(\varphi) - c \cos(\varphi) \leq 0, \end{aligned} \quad (4.2)$$

где $\tau_{\text{пр}}$ – предел прочности сдвигу на рассматриваемой площадке;

σ_n – нормальное напряжение, действующее перпендикулярно рассматриваемой площадке;

c – сцепление;

φ – угол внутреннего трения;

σ_1 – главные нормальные максимальные напряжения;

σ_2 – главные средние нормальные напряжения;

σ_3 – главные минимальные нормальные напряжения.

Для описания механического поведения соляного массива использовалась термоупруго - вязкопластическая модель Double Power Law, подробно описанная в главе 2. По результатам лабораторных исследований были определены механические и реологические параметры модели (таблица 4.3).

Таблица 4.3 – Реологические параметры для модели Double Power Law, полученные на основе лабораторных испытаний

Интервал глубин		Механические характеристики			Реологические параметры						
От	До	E , МПа	ν	$R_{сж}$, МПа	A_1	A_2	B_1	B_2	C_1	C_2	σ_1
1055	1060	20000	0,3	20	0,6	0,25	4800	7800	2,7	7,2	1
1060	1095	20000	0,3	26	0,4	0,075	4800	7800	2,85	6,9	1
1095	1130	20000	0,3	33	0,1	0,5	4800	7800	3,0	6,8	1

Однако, стоит отметить, что скорость деформации соляных пород при проведении лабораторных испытаний значительно отличается от той, что наблюдается на контуре горной выработки и в массиве соляных пород. Исходя из этого, результаты подбора реологических параметров на основе лабораторных исследований позволяют с необходимой точностью описать поведение образца при нагружении, но не позволяют с необходимой точностью описать поведение массива в долгосрочной перспективе, за счет различной скорости нагружения и сложного объемного напряженного состояния массива. При это общий характер механического поведения соли сохраняется. В силу отсутствия натурных наблюдений за смещением соляного массива в условиях Нивенского месторождения были приняты реологические параметры модели, описывающие поведение массива каменной соли на месторождение Ассе [78] для диапазона глубин от 800 до 1300 м. Параметры являются усредненными при расчете подземных резервуаров для хранения газа в соляной толще на больших глубинах, что было подтверждено сходимостью расчетов с результатами натурных наблюдений. Принятые параметры были скорректированы на основе исследований, проведенных во второй главе, и учитывали температуру отбора соляных пород в условиях Нивенского месторождения. Основным аргументом в возможности применения параметров является схожесть горно-геологических условий, химический состав соляных пород, схожее начальное поле напряжений, а также глубина. В связи с этим параметры реологической модели (таблица 4.4) позволяют с необходимой точностью определить смещения породных обнажений в принятых горно-геологических условиях, обеспечивая

качественное и количественное сопоставление результатов прогноза смещений соляного массива и передачи нагрузки в системе «соляной массив-крепь вертикального ствола».

Таблица 4.4 – Усредненные реологические параметры для модели Double Power Law

A_1	A_2	B_1	B_2	C_1	C_2	σ_1 , МПа
0,04	0,019	4800	7800	2,4	6,8	1

Напряженное состояния горного массива, реализуемое при выполнении численного моделирования, представлено в таблице 4.5, для соляных пород начальное поле напряжений определялось согласно усредненному градиенту 0,0226 МПа/м [78].

Таблица 4.5 – Параметры напряженного состояния горных пород, слагающих массив.

	Наименование породы	Интервал глубин, м		Напряженное состояние массива, МПа			
		от	до	σ'_v	σ'_g	P_w	λ
Зона III	Ангидрит	1008	1025	22,4	14,5	0	0,56
	Мергель	1025	1030	11,8	8,3	10,8	0,64
	Доломит	1030	1034	11,8	8,3	10,8	0,64
	Ангидрит	1034	1042	22,8	14,9	0	0,57
	Доломит	1042	1045	12,1	8,4	10,9	0,64
	Ангидрит	1045	1055	23,2	15,1	0	0,57
Зона IV	Каменная соль	1055	1060	23,89	23,89	0	1
	крупнозернистая (гигантокристаллическая)						
	Каменная соль крупнокристаллическая	1060	1095	24,4	24,4	0	1
	Каменная соль с прослоями калийно-магниевой соли	1095	1130	25,14	25,14	0	1

Эпюры развития радиального смещения породного обнажения на начальном этапе и через 50 лет представлена на рисунке 4.2.

Развитие смещений на незакрепленном контуре сооружаемого вертикального ствола позволяет качественно оценить протекающие процессы в массиве горных пород, определяя наиболее уязвимые зоны. Определение

таких зон служит дополнительным критерием при выделении участков, на которых формируется сложное напряженно-деформируемое состояние массива. Также результат прогноза смещений породного обнажения позволяет определить величину податливого слоя, позволяющего скомпенсировать нагрузку, реализуемую на контуре системы «горный массив – крепь вертикального ствола». С целью определения толщины податливого слоя, построен график радиальных смещений породных обнажений, реализуемых за 50 лет на рассматриваемом участке протяженной части вертикального ствола (рисунок 4.3).

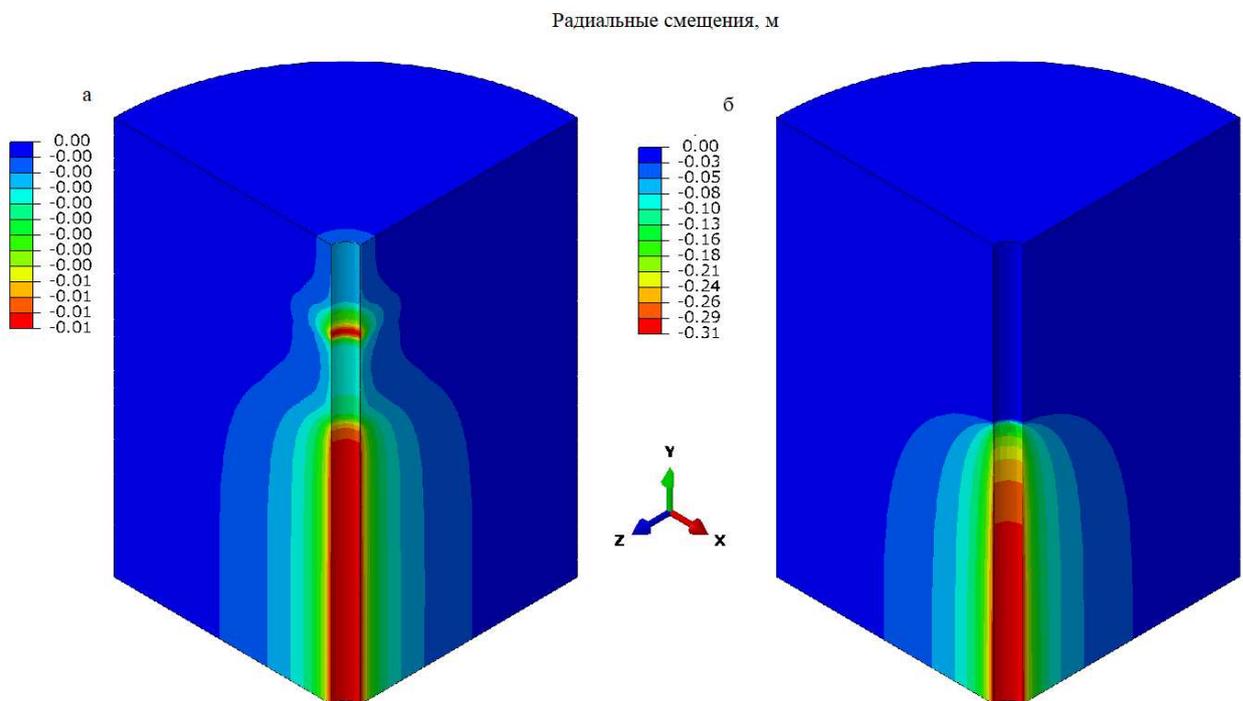


Рисунок 4.2 – Прогноз смещений породных обнажений:

а – смещения на начальном этапе наблюдений; б – смещения, реализуемые за период наблюдений в 50 лет

Из анализа результатов прогноза (рисунок 4.3) видно, что величина максимальных смещений, равна 0,32 м за 50 лет наблюдений, средняя скорость деформации равна 6,4 мм в год.

На втором этапе определения параметров крепи вертикального ствола необходимо разбить вертикальный ствол на участки. Условно трассу ствола можно разделить на 3 участка основываясь на горно-геологическом строении

массива горных пород, прогнозом смещений породных обнажений и результатами максимальных сжимающих напряжений, реализуемых на контуре породных обнажений.

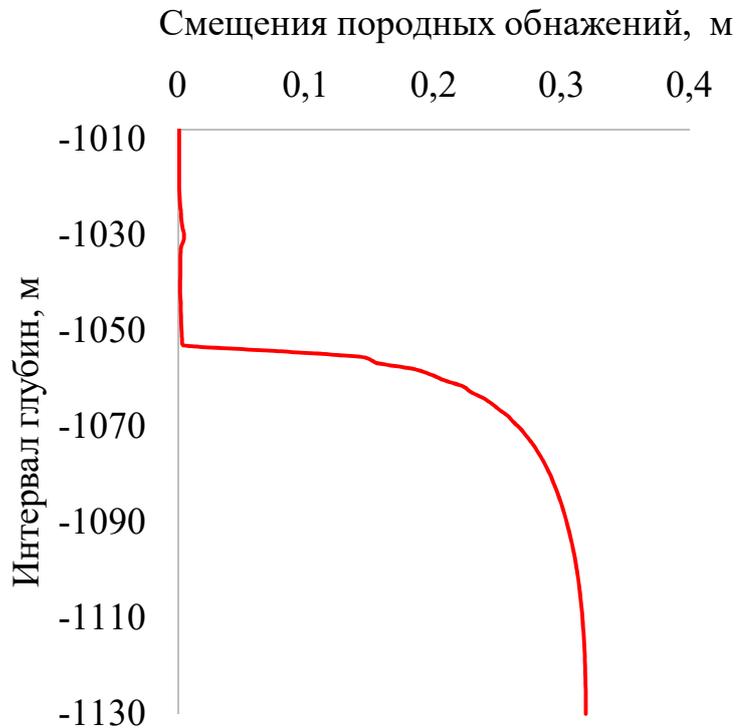


Рисунок 4.3 – Радиальные смещения породных обнажений на протяженном участке вертикального ствола

В качестве одного из критериев назначения участков по трассе ствола, представлены эпюра максимальных сжимающих напряжений (Рисунок 4.4) и график развития максимальных сжимающих напряжений по трассе ствола (Рисунок 4.5), позволяющие выделить зоны, где предел прочности горной породы превышает, при приводит к ее разрушению.

В таблице 4.6 представлен диапазон глубин для участков, определенных на основе горно-геологического строение массива горных пород и результатов прогноза смещений породных обнажений и сжимающей нагрузки, реализуемой на их контуре.

Участок 1 – породы, зоны III – устойчивые породы, не обладающие реологическими свойствами; участок 2 – участок переходной зоны, расположенный на стыке двух зон III и IV; участок 3 – соляные породы, интенсивно деформирующиеся во времени за счет своих реологических

свойств. Для каждого из представленных участков необходимо определить оптимальную конструкцию крепи и ее параметры, позволяющие обеспечить безопасную эксплуатацию вертикального ствола.

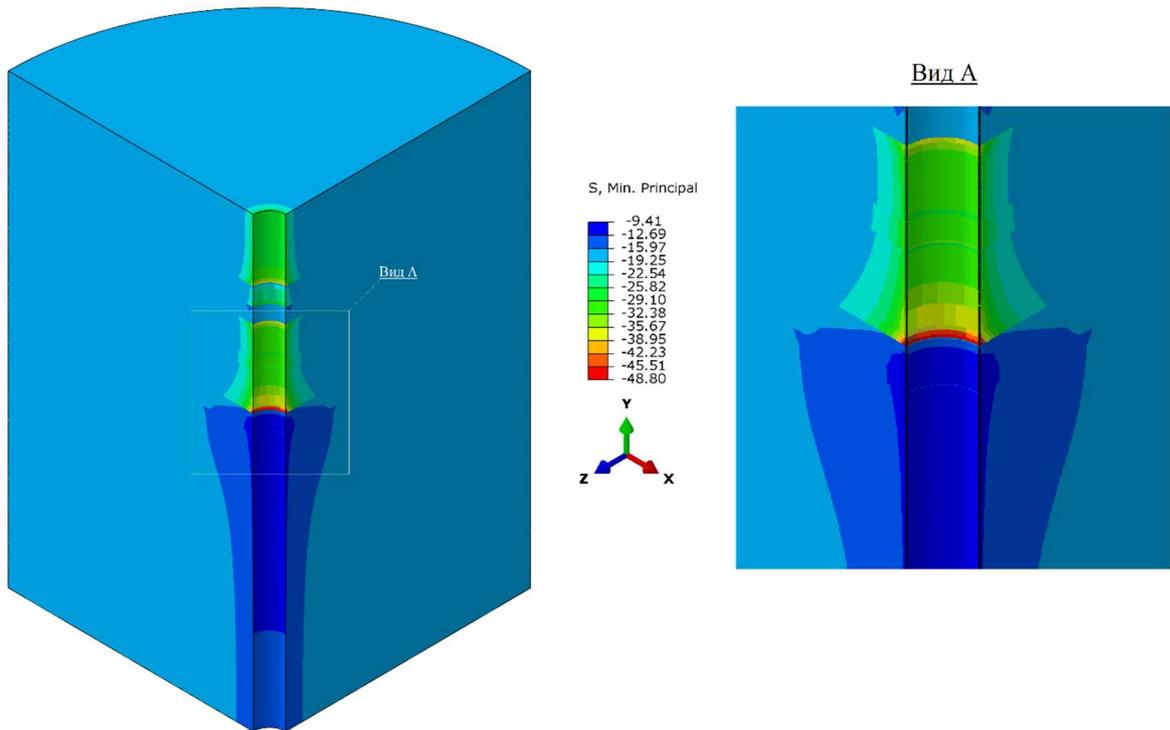


Рисунок 4.4 – Максимальные сжимающие напряжения, реализуемые в породном обнажении.

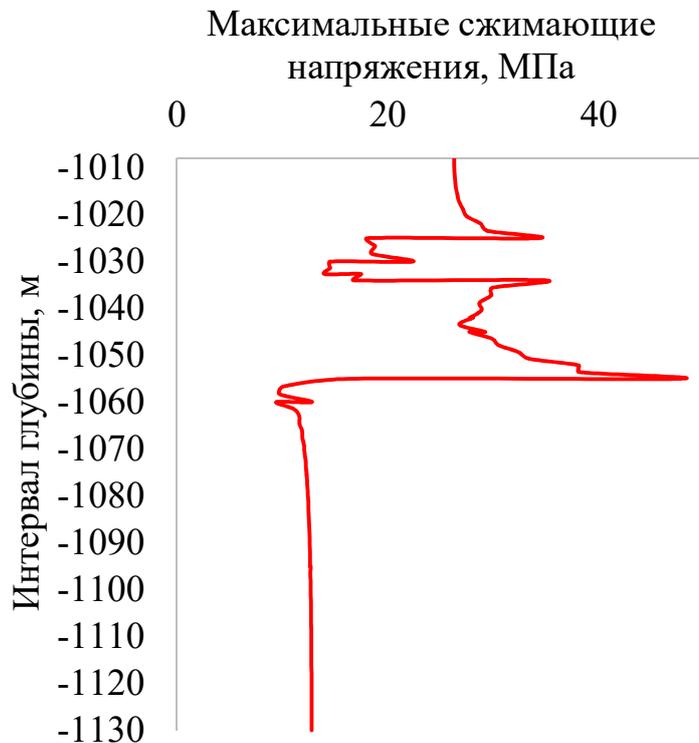


Рисунок 4.5 – Развитие максимальных сжимающих напряжений по трассе ствола.

Проанализировав полученный результат можно сделать вывод, что наиболее неблагоприятным и сложным является участок 2, расположенный на стыке III и IV зон, равный 10 м. Так как высота одного тубингового кольца 1,5 м, минимальное число тубингов позволяющих перекрыть полученную зону - 8, что по высоте составляет 12 м.

Таблица 4.6 – Участки по трассе ствола

Название участка	Диапазон глубин, м	
	от	до
Участок 1	-1008	-1049
Участок 2	-1049	-1061
Участок 3	-1061	-1130

4.2 Обоснование параметров крепи вертикального ствола в горно-геологических условиях Нивенского месторождения

Разделив трассу вертикального ствола на участки, необходимо выполнить подбор параметров крепи, обеспечивающих безопасный режим работы горной выработки в течении всего срока эксплуатации. В рамках диссертационного исследования основным из критериев при подборе типа крепи было сохранение жесткой армировки ствола, что исключает применение легких типов крепи, таких как анкерная и металлическая сетка. Следовательно, для обеспечения устойчивости горной выработки применяются тяжелые конструкции крепи.

4.2.1 Расчет нагрузок на крепь вертикального ствола, расположенного в зоне III участок 1, и обоснование ее параметров

Для определения нагрузок на крепь вертикального ствола необходимо оценить устойчивость горных пород по трассе ствола. Результаты оценки устойчивости приведены в табличной форме (таблица 4.7) и определялись по методике СП 91.13330.2012, представленной в главе 3. Оценка устойчивости показывает, что все породы, слагающие зону III – участок 1, по устойчивости классифицируются с I по III, что позволяет применять методики расчета

нагрузок на крепь вертикальных стволов без разработки специальных мероприятий. В соответствии с полученными категориями устойчивости расчет нагрузки на крепь необходимо выполнять согласно расчетным положениям СП 91.13330.2012.

Таблица 4.7 – Оценка устойчивости пород по трассе вертикального ствола в зоне III, участок 1 согласно СП 91.13330.2012

Наименование породы	Интервал глубин		Нр, м	Rс, кПА	С	Категория устойчивости
	от	до				
Ангидрит	1008	1025	1025	80456	2,12	I
Мергель	1025	1030	1030	24589	6,49	III
Доломит	1030	1034	1034	22223	7,10	III
Ангидрит	1034	1042	1042	80069	2,16	I
Доломит	1042	1045	1045	22667	6,14	III
Ангидрит	1045	1049	1049	80069	2,18	I

Результаты расчета нагрузки на крепь вертикального ствола на участке глубин от -1008 до -1045 м по методике СП 91.13330.2012 представлены в таблице 4.8.

Таблица 4.8 – Расчет нагрузки на крепь ствола на участке 1 по СП 91.13330.2012

Наименование породы	Интервал глубин		$P_{п}^p$, МПа	$P_{в}^p$, МПа	P^p , МПа
	от	до			
Ангидрит	1008	1025	0,124	0	0,124
Мергель	1025	1030	0,185	11,82	12,01
Доломит	1030	1034	0,207	11,854	12,06
Ангидрит	1034	1042	0,126	0	0,126
Доломит	1042	1045	0,172	11,978	12,15
Ангидрит	1045	1049	0,127	0	0,127

Для уточнения расчет нагрузки на крепь вертикального ствола выполнялся по схеме совместного взаимодействия "крепь - породный массив", результаты расчета представлены в таблице 4.9.

Таблица 4.9 – Расчет нагрузки на крепь ствола на участке 1 по схеме взаимодействия "крепь – породный массив"

Наименование породы	Интервал глубин		$P_{п}^p$, МПа	$P_{в}^p$, МПа	P^p , МПа
	от	до			
Ангидрит	1008	1025	6,86	0	6,86
Мергель	1025	1030	1,23	11,82	13,05
Доломит	1030	1034	1,85	11,854	13,7
Ангидрит	1034	1042	3,08	0	3,08
Доломит	1042	1045	2,87	11,978	14,85
Ангидрит	1045	1049	2,49	0	2,49

На основе полученных расчетов нагрузки на крепь необходимо принять типоразмер тубинга, обеспечивающий необходимую несущую способность для обеспечения безаварийной эксплуатации вертикального ствола на участке 1. Согласно справочной информации из таблицы 4.10 принимаем типоразмер тубинга 7,0-80, выполненного из чугуна марки ВЧ-70. В качестве временной крепи обеспечивающей устойчивость горной выработки принимается затубинговой бетон В40, мощность бетонного слоя принимается 500 мм.

Таблица 4.10 – Несущая способность колонны чугунных тубингов

Типоразмер тубинга	Несущая способность по внешней радиальной нагрузке (МПа) при марке чугуна*:		
	ВЧ-50	ВЧ-70	ВЧ-100
7,0-30	-	-	-
7,0-40	-	-	-
7,0-50	10,79/11,44	-	-
7,0-60	11,12/11,74	-	-
7,0-70	11,40/11,99	13,93/14,64	-
7,0-80	11,61/12,16	14,29/15,00	-
7,0-90	11,79/12,32	14,64/15,18	-
7,0-100	-	17,36/18,00	28,93/30,00
7,0-110	-	17,94/18,54	29,82/30,89
7,0-120	-	18,89/19,46	31,43/32,32

Примечание: в числителе приведена несущая способность при классе затубингового бетона В30, в знаменателе – при классе затубингового бетона В40.

Для проверки выбора типоразмера тубинга выполняется построение численной модели участка 1 вертикального ствола в отметках от -1008 м до -1045 м (рисунок 4.6).

Расчетная схема численной модели совпадает с расчетной схемой при прогнозе смещений незакрепленного контура вертикального ствола за исключением размера численной модели, который составил 77,4 м. Диаметр ствола в черне принят равным 4,3 м, согласно толщине комбинированной крепи и диаметра вертикального ствола в свету, величина нагрузки на крепь увеличивается на 0,5 МПа за счет учета давления тампонажного раствора. Геометрические и деформационные характеристики тубинговой крепи представлены в таблице 4.11.

Таблица 4.11 – Геометрические и приведенные деформационные свойства чугунного тубинга

Типоразмер тубинга	r_1 , м	r_2 , м	r_3 , м	Модуль упругости материала	Приведенный модуль упругости	Приведенный модуль упругости	Расчетное сопротивление, МПа	Критическое давление, МПа
7,0-80	3,66	3,74	3,80	180000	41400	72000	386	9,415

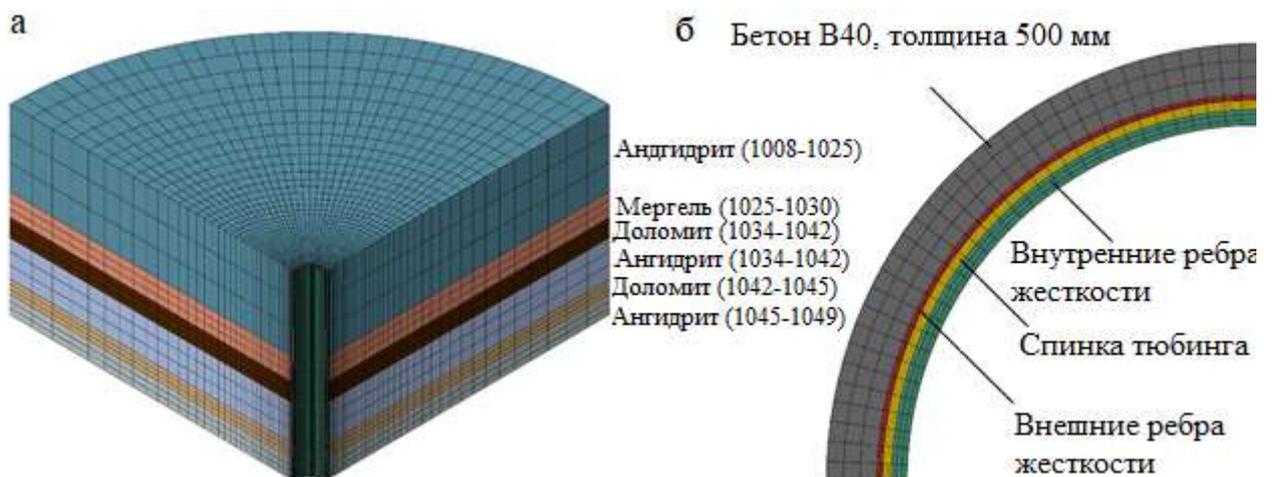


Рисунок 4.6 – Численная модель участка 1 вертикального ствола:

а – общий вид численной модели; б – конструкция крепи, принятая при расчете

Из расчета радиальной нагрузки на тубинговую колонну крепи (рисунок 4.7) следует, что величина критического давления, равная 9,415МПа не достигнута, что говорит о обеспечении устойчивости крепи.

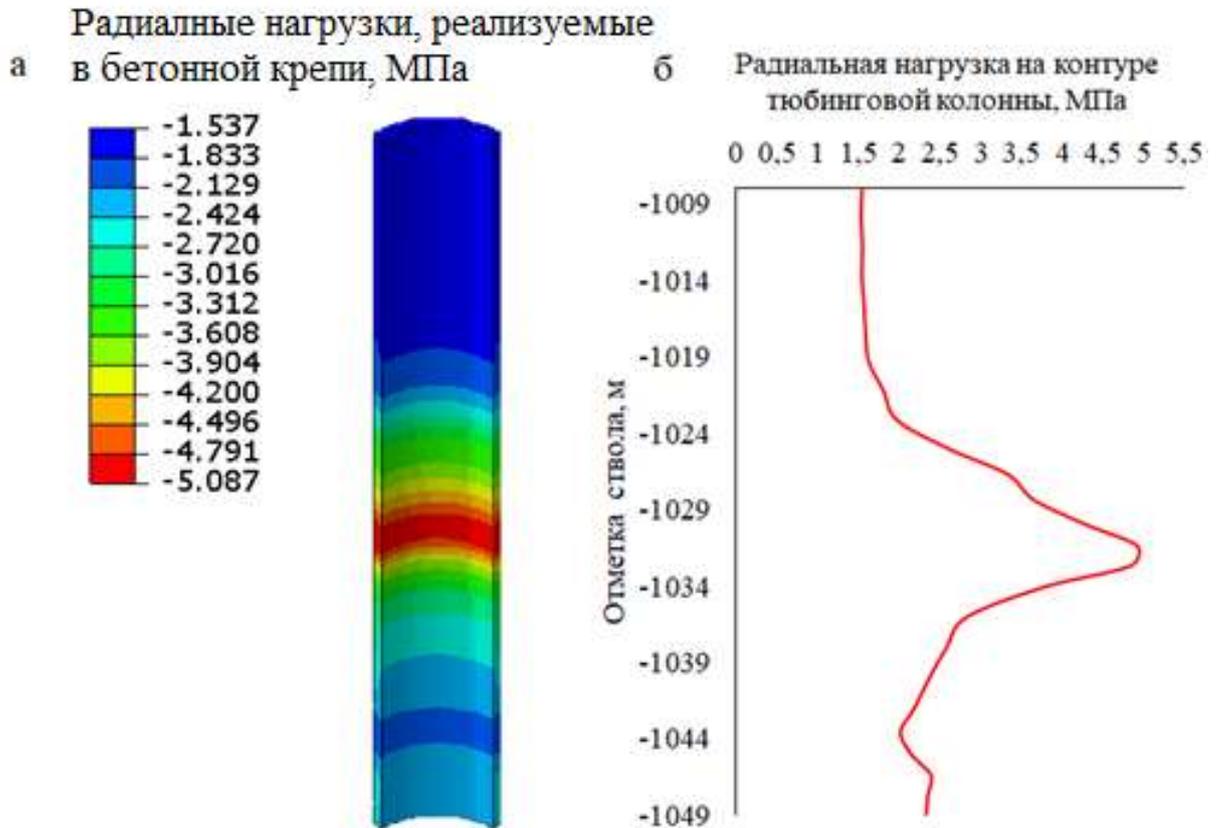


Рисунок 4.7 – Радиальная нагрузка на контуре тубинговой крепи по трассе ствола:

а – эпюра развития радиальной нагрузки; б – график развития радиальной нагрузки на тубинговую крепь.

Для расчета максимальных тангенциальных напряжений, реализуемых в тубинговой крепи, выполняется перерасчет. В качестве уточняющих параметров используются коэффициенты армирования тубинга, а также переходные коэффициенты, позволяющие перейти к напряженно-деформированному состоянию, учитывающему пластическое поведение чугуна и геометрическую конфигурацию тубинговой крепи. Формула расчета фактических максимальных тангенциальных напряжений, реализуемых в тубинговой крепи для каждого слоя (4.3):

$$\sigma_{\text{факт},i} = \alpha_i \cdot \frac{1}{f_i} \cdot \sigma_i, \quad (4.3)$$

где α_i – переходной коэффициент для участка крепи, расположенного вне зоны влияния контакта породных слоев (участок 1) равны: для спинки – 0,9; для внутренних ребер жесткости – 0,95; для внешних ребер жесткости 0,97; f_i – коэффициент армирования, принимается в соответствии с таблицей 4.12; σ_i – максимальное тангенциальное напряжение, реализуемое внутри слоя крепи.

Таблица 4.12 – Коэффициенты армирования тюбинга

Тип тюбинга	Коэффициент армирования		
	Внутренние ребра жесткости	Спинка тюбинга	Внешние ребра жесткости
	f_1	f_2	f_3
7,0-80	0,23	1	0,35

Результаты развития напряженно-деформированного состояния тюбинговой крепи в период за 50 лет представлены на рисунке 4.8. Согласно расчету напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола с учетом срока эксплуатации 50 лет на участке 1 видно, что величина тангенциальных напряжений, реализуемых в конструкции крепи не превышает предела текучести материала, что говорит об отсутствии развития необратимых деформаций. Исходя из этого можно сделать вывод, что крепь обеспечена необходимой несущей способностью.

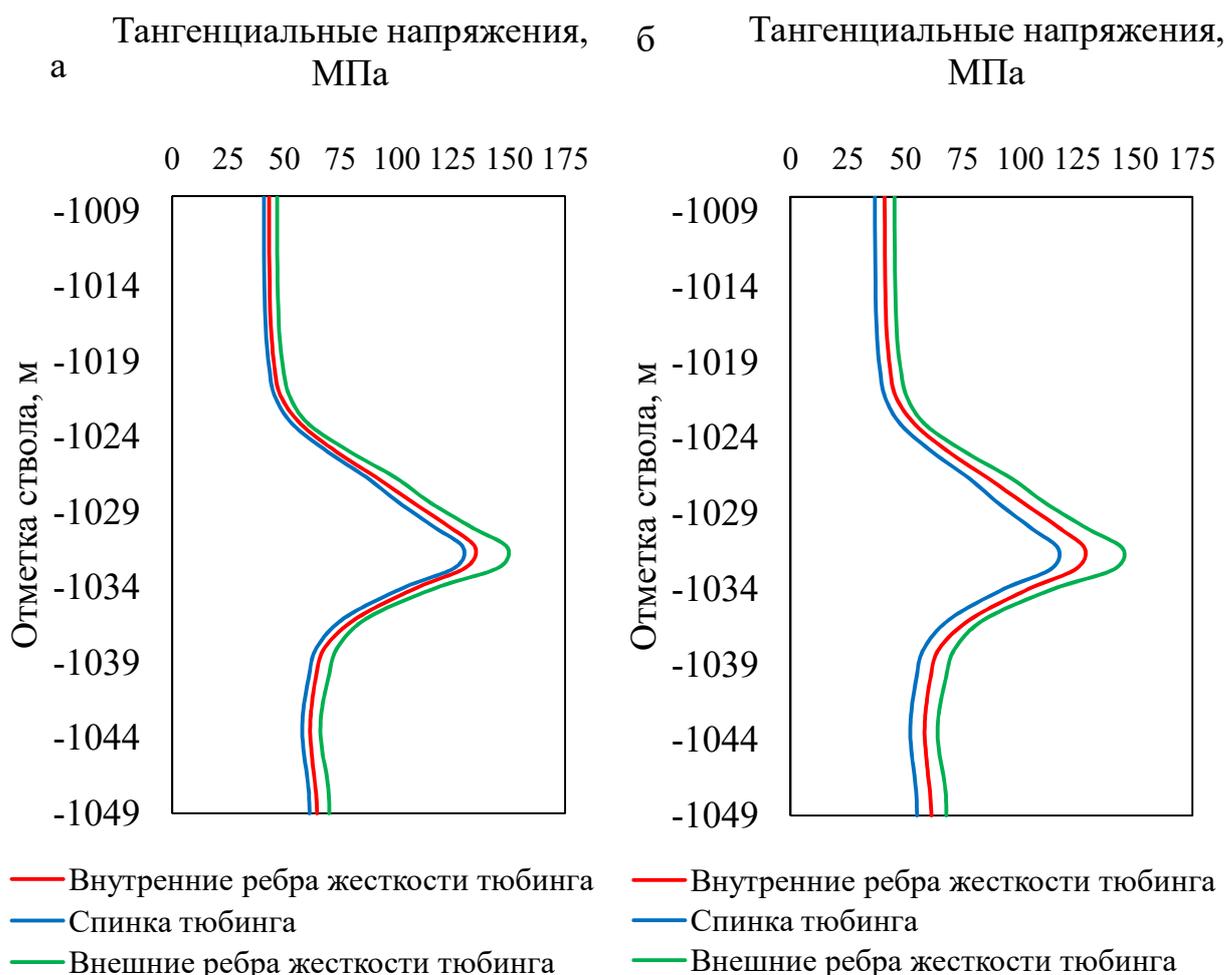


Рисунок 4.8 – Тангенциальные напряжения, реализуемые в тубинговой крепи:

а – без учета пластического поведения чугуна и геометрической конфигурации; б – с учетом пластического поведения чугуна и геометрической конфигурации тубинга, за счет применения переходных коэффициентов.

4.2.2 Расчет нагрузок на крепь вертикального ствола, расположенного в зоне III–IV, участок 2

На первом этапе подбора параметров крепи вертикального ствола на участке 2 (переходная зона), построим график развития смещения незакрепленного контура горной выработки (рисунок 4.9). На основе которого подбираем необходимую толщину податливого слоя, обеспечивающую

равномерное распределение нагрузки на «жесткий» слой комбинированной крепи.

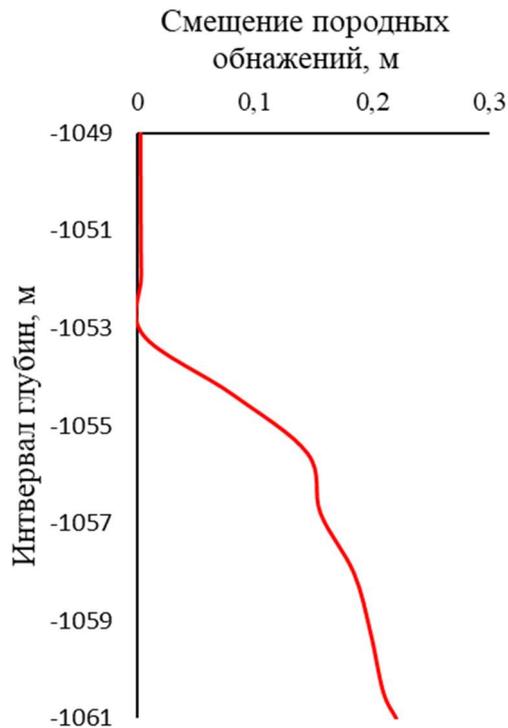


Рисунок 4.9 – Радиальные смещения породных обнажений в переходной зоне участок 2.

Величина максимального смещения породного обнажения на участке 2 составляет 0,22 м и реализуется в соляном массиве, однако, за счет того, что на участке контакта двух породных слоев формируется сложное напряженно-деформированное состояние массива, характеризующееся резким изменением напряжений, которые превышают предел прочности горных пород. В свою очередь это приведет к неравномерному развитию напряженно-деформированному состоянию жесткой крепи. В связи с этим, основной задачей на рассматриваемом участке является выравнивание нагрузки на несущий жесткий слой крепи. Предъявляемое требование выполняется за счет податливого слоя, выполненного из пенополистирола. Исходя из этого толщина податливого слоя определяется по формуле (4.4):

$$\delta_{\text{под.с.}} = \frac{1}{K} \cdot \varepsilon, \quad (4.4)$$

где ε – максимальные радиальные смещения породных обнажений, м;

$k = (0,87 - 0,93)$ – диапазон, описывающий степень сжимаемости податливого материала пенополистирола.

Согласно расчету, величина необходимой толщины податливого слоя составила 0,25 м. Для обеспечения безопасной работы крепи был принят типоразмер тубинга 7,0-100 (таблицы 4.13-4.14), величина критического давления которого составляет 16,436 МПа и соответствует 0,67 величины естественного поля напряжений. Так как тубинг обладает внешними ребрами, для равномерной передачи нагрузки на крепь и повышению ее несущей способности назначается бетонный слой толщиной 200 мм выполненный из бетона В40.

Таблица 4.13 - Геометрические и приведенные деформационные свойства чугунных тубингов

Типоразмер тубинга	r_1 , м	r_2 , м	r_3 , м	Модуль упругости материала спинки E, МПа	Приведенный модуль упругости внутренних ребер E2, МПа	Приведенный модуль упругости наружных ребер E1, МПа	Расчетное сопротивление, МПа	Критическое давление, МПа
7,0-100	3,68	3,78	3,85	180000	52200	85292	456,65	16,436

Таблица 4.14 - Коэффициенты армирования тубинга

Тип тубинга	Коэффициент армирования		
	Внутренние ребра жесткости μ_1	Спинка тубинга μ_2	Внешние ребра жесткости μ_3
7.0-80	0,29	1	0,43

Численная модель, для расчета напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола на участке 2 представлена на рисунке 4.10, размер численной модели составил 77,4 м, граничные условия, приложенные к модели идентичны с вышеизложенными для прогноза смещений незакрепленного контура вертикального ствола. В расчете учитывался срок эксплуатации 50 лет.

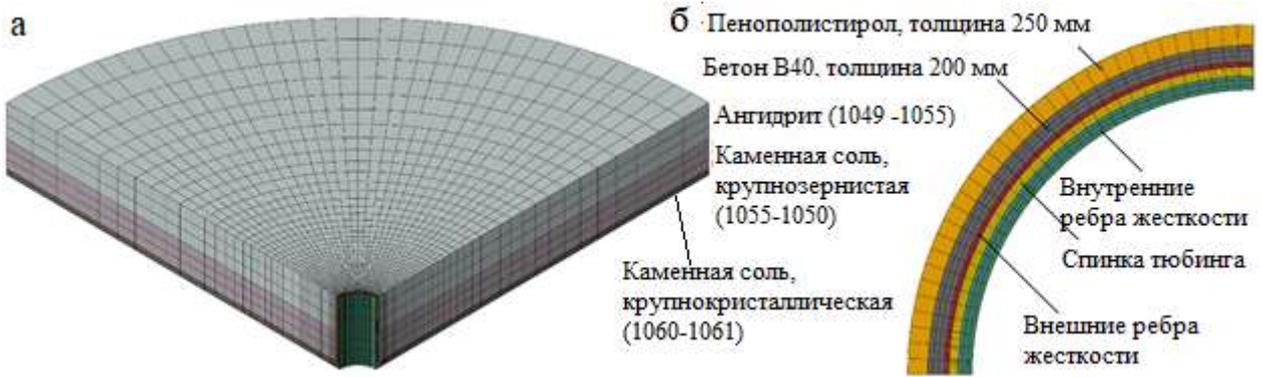


Рисунок 4.10 – Численная модель участка 2 вертикального ствола:
 а – общий вид численной модели; б – конструкция крепи, принятая при расчете.

Из полученных результатов видно, что податливая крепь обеспечивает равномерное распределение нагрузки на жесткий слой крепи по глубине ствола. Вторым критерием работы податливого слоя является способность материала воспринимать смещения контура без разрушения, также применение податливого слоя позволило снизить интенсивность реологических процессов во вмещающем горном массиве (рисунок 4.11).

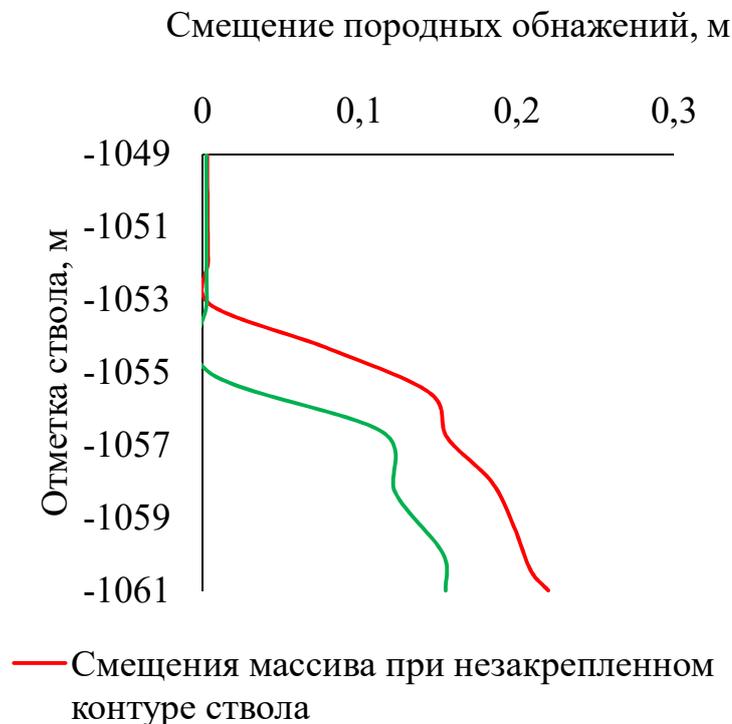


Рисунок 4.11 – График развития радиальных смещений массива горных пород, вмещающего вертикальный ствол.

Величина максимальных смещений при использовании податливого слоя на контакте «массив горных пород – крепь вертикального ствола» составила 0,15м, что на 30% меньше величины смещений незакрепленного контура.

График развития максимальных тангенциальных напряжений, реализуемых в тубинговой крепи за 50 лет представлен на рисунке 4.12.

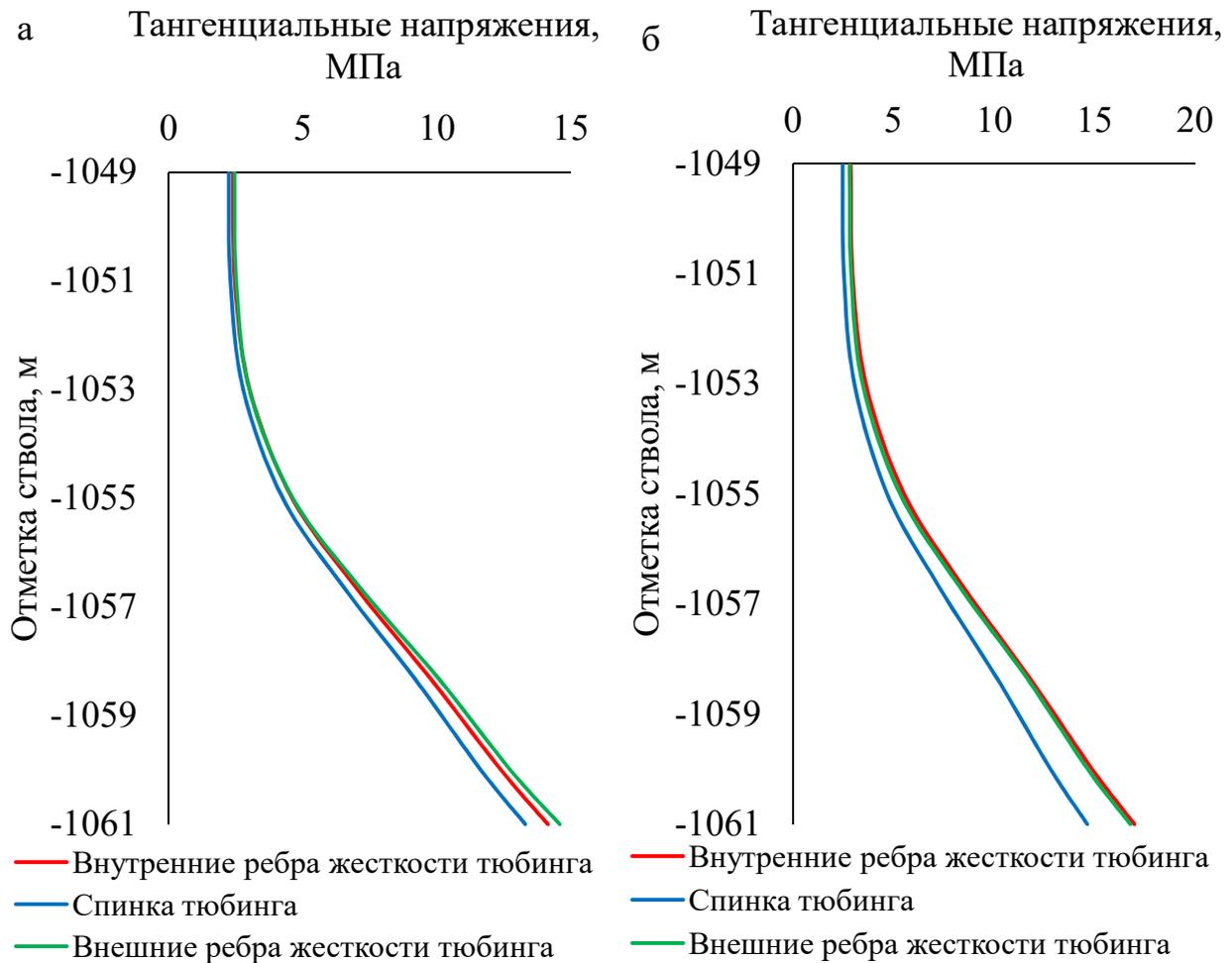


Рисунок 4.12 – Тангенциальные напряжения, реализуемые в тубинговой крепи:

а – без учета пластического поведения чугуна и геометрической конфигурации; б – с учетом пластического поведения чугуна и геометрической конфигурации тубинга, за счет применения переходных коэффициентов.

Величины переходных коэффициентов для переходной зоны составили для спинки тубинга - 1,1; для внутренних ребер жесткости – 1,2; для внешних

ребер жесткости – 1,15. Согласно результатам расчета, подобранные параметры крепи обеспечивают несущую способность на весь срок эксплуатации. Малая величина напряжений в чугунной тубинговой крепи связана с тем, что наличие податливого слоя за счет своей жесткости привело к снижению интенсивности развития смещений соляных пород. За счет этого податливый слой не реализовал свой потенциал сжимаемости, что не позволяет комбинированной крепи перейти в «жесткий» режим работы. Максимальная величина тангенциальных напряжений составила 17 МПа и реализовалась на внутренних ребрах жесткости тубингового кольца.

4.2.3 Расчет нагрузок на крепь вертикального ствола, расположенного в зоне IV, участок 3

Крепление протяженного участка вертикального ствола на участке глубин от -1061 до -1130 м осложнено максимальной величиной смещений породного контура и ограниченностью, связанной с максимальной толщиной податливого слоя, обеспечивающего необходимую радиальную податливость и устойчивость крепи вертикального ствола. Согласно информации, представленной в научной литературе, а также опыта крепления вертикальных стволов, максимально допустимая толщина податливого слоя составляет 0,4 м, превышение которой влечет за собой потерю вертикальной устойчивости крепи ствола, что негативно сказывается на формировании напряженно-деформированного состояния всей конструкции, приводя к разрушению контакта между бетонным и чугунным слоями крепи, тем самым нарушая равномерность развития нагрузки на контуре.

Как и на переходном участке, в качестве материала податливой крепи принимается пенополистирол, толщина которого определяется по формуле (4.4). Полученный диапазон позволит определить толщину материала так, что в течении всего срока эксплуатации вертикального ствола будет обеспечен податливый режим работы. Диапазон толщины податливого слоя составляет 0,34 – 0,37 м. Исходя из диапазона принимаем среднее значение равное 0,35 м.

Для обеспечения безопасной работы крепи был принят типоразмер тубинга 7,0-100, величина критического давления которого составляет 16,436 МПа и равна 0,65 величины естественного поля напряжений. Так как тубинг обладает внешними ребрами, то для равномерной передачи нагрузки на крепь и повышения ее несущей способности назначается затубинговый бетонный слой толщиной 100 мм, выполненный из бетона В40. Размер численной модели и граничные условия идентичны с моделью для переходного участка 2. Численная модель, принимаемая для расчета нагрузки на крепь, представлена на рисунке 4.13.

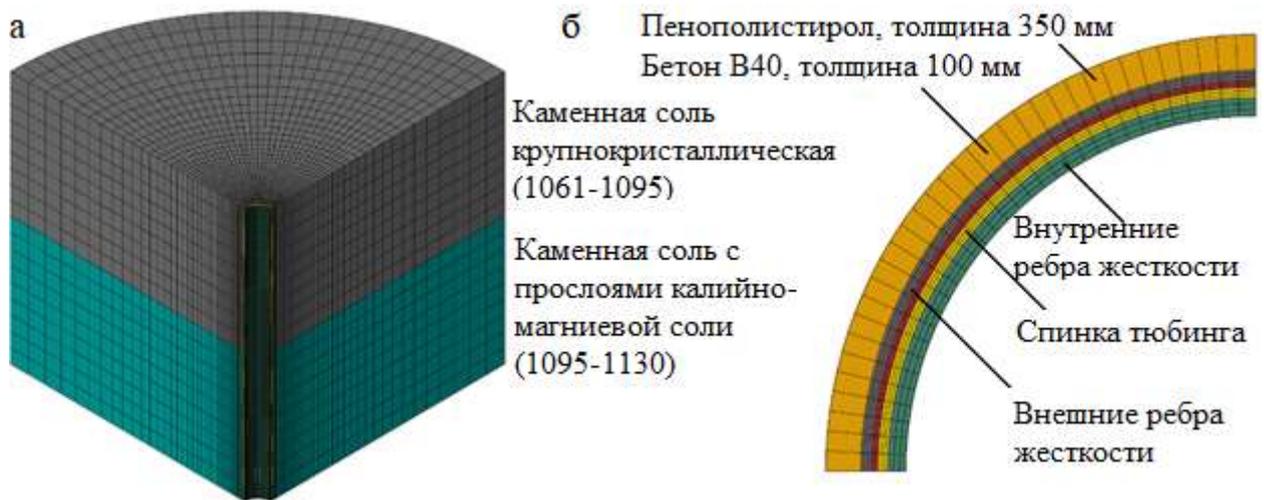


Рисунок 4.13 – Численная модель участка 3 вертикального ствола:

а – общий вид численной модели; б – конструкция крепи, принятая при расчете.

Величина смещений составила 0,29 м (рисунок 4.14), что на 10% меньше величины смещений незакрепленного контура для рассматриваемого участка. Исходя из оставшейся толщины податливого слоя равной 0,06 м, можно сделать вывод, что материал исчерпал 90% своего потенциала сжимаемости и после достижения предела сжимаемости крепь ствола перейдет в жесткий режим работы, что в значительной степени увеличит величину тангенциальной нагрузки, реализуемой в конструкции крепи.

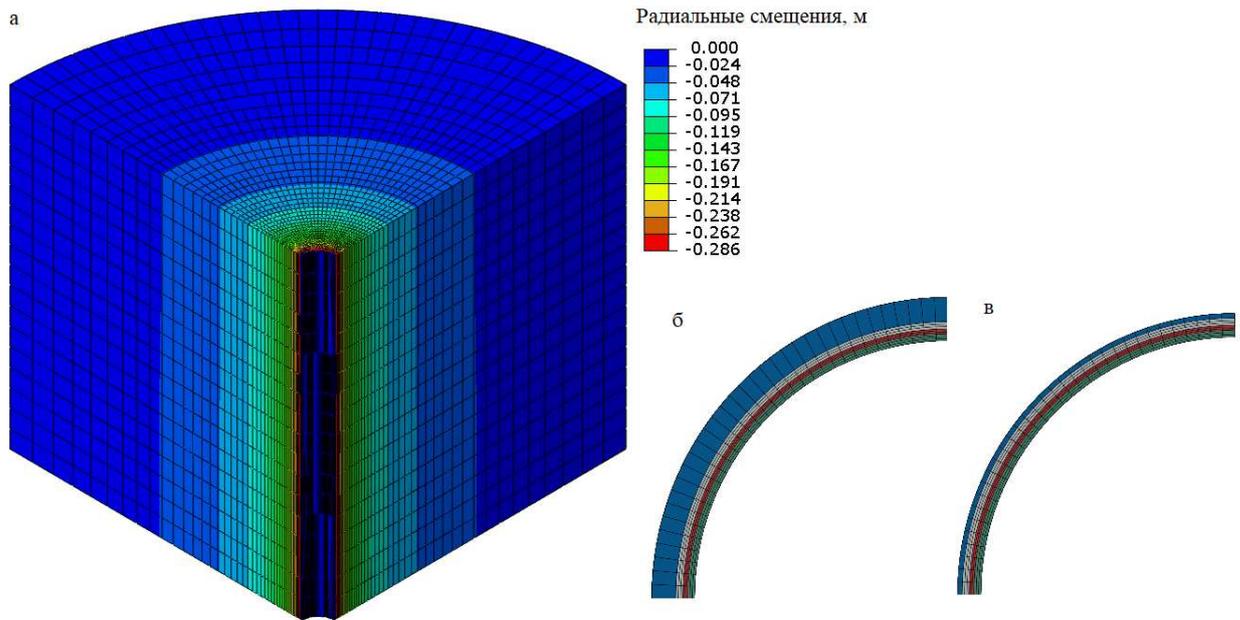


Рисунок 4.14 – Смещение контура массива горных пород:

а – распределение смещений в численной модели; б – деформация крепи до начала развития смещений массива; в – деформация крепи, реализуемая в процессе смещения контура соляных пород за 50 лет.

Расчет тангенциальных напряжений для участка 3 представлен на рисунке 4.15. Величины переводных коэффициентов для переходной зоны составили для спинки тубинга – 1,05; для внутренних ребер жесткости – 1,13; для внешних ребер жесткости – 1,1. Наибольшие величины тангенциальных напряжений возникают на контакте бетонного слоя и внешних ребер жесткости, что подтверждает факт нежесткой работы крепи вертикального ствола. Согласно проведенным расчетам, величина максимальных тангенциальных напряжений, реализуемых в крепи вертикального ствола за период эксплуатации 50 лет, составила 50 МПа. Полученная расчетная величина напряжений и величина деформаций податливого слоя говорит о корректности принятых параметров крепления вертикального ствола на участке 3. Увеличение глубины или срока эксплуатации приведет к переходу крепи в «жесткий» режим работы.

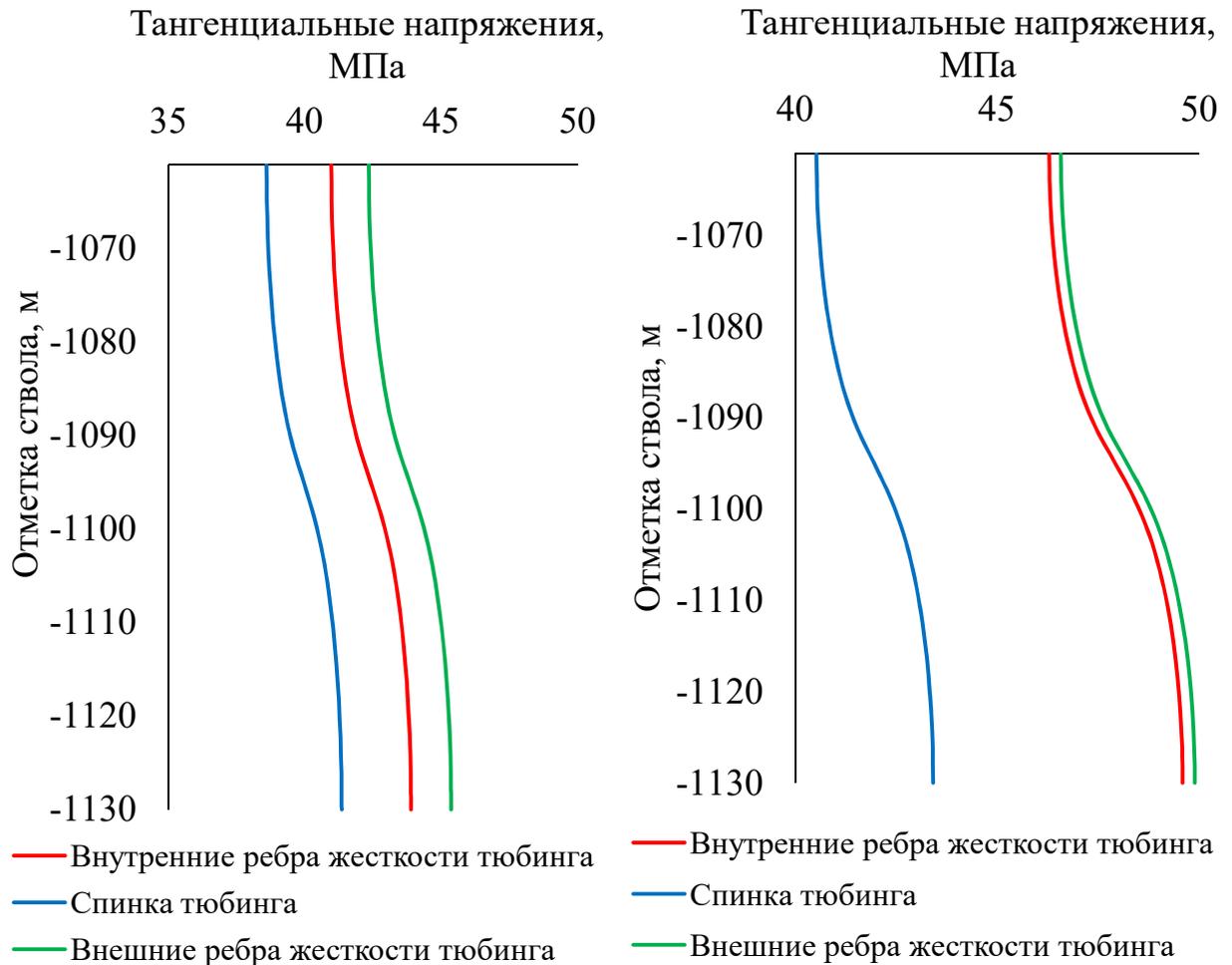


Рисунок 4.15 – Тангенциальные напряжения, реализуемые в тубинговой крепи:

а – без учета пластического поведения чугуна и геометрической конфигурации; б – с учетом пластического поведения чугуна и геометрической конфигурации тубинга, за счет применения переходных коэффициентов.

4.3 Выводы по главе 4

Четвертая глава посвящена обоснованию рациональных параметров крепи протяженного участка вертикального ствола, пройденного в горно-геологических условиях Нивенского месторождения калийных солей.

На основании методики расчета напряженно-деформированного состояния, разработанной в третьей главе, внесены дополнения в существующую методику предложенную Н.С. Булычевым. Дополнения

внесены в виде переходных коэффициентов, учитывающих пластическое течение чугуна, а также геометрическую конфигурацию тубинговой крепи.

Таким образом, выявленные зависимости и принятые на основании них коэффициенты повышают достоверность прогноза напряженно-деформированного состояния тубинговой крепи вертикального ствола и могут быть рекомендованы при расчете.

Участок 1 в диапазоне от -1008 м до -1049 м, представленный устойчивыми породами рекомендуется крепить комбинированной бетонно-чугунной крепью, где толщина бетона В40 составляет 500 мм, а тубинговая крепь выполнена из чугуна марки ВЧ-70 с типоразмером 7,0 - 80.

Участок 2 в диапазоне от -1049 м до -1061 м, расположенный в переходной зоне, рекомендовано крепить комбинированной крепью, обладающей радиальной податливостью. Комбинированная крепь представлена податливым слоем толщиной 250 мм, выполненную из пенополистирола, бетонным слоем толщиной 200 мм из бетона В40 и тубинговой крепью 7,0-100, выполненной из чугуна марки ВЧ-70.

Участок 3 в диапазоне от -1061 м до -1130 м, расположенный в соляных породах, обладающими высокой интенсивностью развития смещений контура до 0,32 м. Для обеспечения безопасной эксплуатации данного участка рекомендуется применять трехслойную комбинированную крепь, состоящую из податливого слоя толщиной 350 мм, выполненную из пенополистирола, бетонного слоя толщиной 100 мм из бетона В40 и тубинговой крепи 7,0-100, выполненной из чугуна марки ВЧ-70.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертационной работе представлены результаты пространственного численного моделирования различных комбинированных конструкций крепи вертикальных стволов, пройденных в соляных массивах. По результатам диссертационной работы получены следующие выводы и рекомендации:

1. Выполненные исследования подтвердили, что прогноз напряженно-деформированного состояния чугунной тюбинговой крепи необходимо выполнять с учетом геометрической конфигурации конструкции.

2. Установлено, что при расчете конструкции необходимо учитывать пластическое поведение чугуна, рассматриваемого в качестве материала постоянной крепи.

3. Разработана методика построения численной модели прогноза напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола, пройденного в соляных породах на больших глубинах.

4. Определена зона развития напряженно-деформированного состояния массива горных пород на контакте двух породных слоев, один из которых описывается уравнениями нелинейной ползучести, а второй - теории пластичности, приводящая к неравномерному развитию напряжений в крепи по трассе вертикального ствола.

5. На основе полученных данных выполнено обоснование переводных коэффициентов, позволяющих уточнить величины тангенциальных напряжений в чугунной тюбинговой крепи описанной в рамках теории упругости, представленной как многослойная среда к величинам напряженно-деформированного состояния чугунной тюбинговой крепи, учитывающей пространственную конфигурацию и пластическое течение материала крепи.

6. В рамках диссертационной работы предложена комбинированная конструкция крепи, обеспечивающая компенсацию напряжений, развивающихся в переходной зоне и на участке соляных пород.

Дальнейшее развитие темы диссертации предполагает проведение исследований, направленных на разработку нормативной документации,

учитывающей развитие напряжений в крепи, реализуемых за счет реологических процессов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Агеенко, В.А. Обоснование оптимальных параметров экспресс-метода определения характеристик ползучести каменной соли: автореферат диссертации на соискание степени кандидата технических наук: 25.00.20; [Место защиты: НИТУ МИСиС]. – М., 2020. – 25 с.
2. Анализ подходов к прогнозу напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола, пройденного в соляном массиве/ Протосеня А.Г., Карасев М.А., Катеров А.М., Петрушин В.В. - DOI: 10.26160/2658-3305-2023-19-129-137 // Транспортное, горное и строительное машиностроение: наука и производство. – 2023. – №19. – С. 129-137.
3. Барях, А.А. Деформирование соляных пород / Барях А.А., Константинова С.А., Асанов В.А. // Екатеринбург.: УрО РАН, 1996. – С. 91-107.
4. Барях, А.А. Об одном подходе к реологическому анализу геомеханических процессов/ Барях А.А., Самоделкина Н.А. // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 2005. – №6. – С. 32-41.
5. Беликов, А.А. Методика прогноза напряженно-деформированного состояния междукамерных целиков, закрепленных податливой тросовой крепью / Беликов А. А., Беляков Н. А. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2023. – № 4. – С. 20–34.
6. Булычев Н.С. Механика подземных сооружений в примерах и задачах: Учебное пособие для вузов / Булычев Н.С. – М.: Недра, 1989. – 270 с.
7. Булычев, Н.С. Анализ распределения четырёхслойной чугунно-бетонной крепи по глубине шахтного ствола / Булычев Н. С., Комаров Д. С. // «Известия Тульского государственного университета» («Известия ТулГУ»). Науки о Земле. – 2013. – №1. – С. 111-115.

8. Булычев, Н.С. Крепь вертикальных стволов шахт / Булычев Н.С., Абрамсон Х.И., Мишедченко А.Д. – М.: Недра, 1978. – 300 с.
9. Булычев, Н.С. Механика подземных сооружений. – М.: Недра, 1982. – 271 с.
10. Булычев, Н.С. Механика подземных сооружений: Учеб. для вузов / Булычев Н.С. – 2-е изд. перераб. и доп. – М.: Недра, 1994. – 382 с.
11. Булычев, Н.С. Проектирование и расчет крепи капитальных выработок / Булычев Н.С., Фотиева Н.Н., Стрельцов Е.В. – М.: Недра, 1986. – 287 с.
12. Виноградов, Ю.Н. Исследование прочностных и деформативных характеристик чугунных обделок тоннелей метрополитенов в целях снижения веса конструкций: автореферат диссертации на соискание степени кандидата технических наук: 05.23.11; [Место защиты: ЦНИИС]. – М., 1973. – 23 с.
13. Вялов, С.С. Реологические основы механики грунтов / Вялов С.С. – М.: Высшая школа, 1978. – 317 с.
14. Геомеханическое обоснование устойчивости горно-капитальных выработок и горно-подготовительных выработок, камер служебного назначения и подземных сооружений рудника Нивенского ГОК: Отчет о НИР / Карасев М.А. – Санкт-Петербург. Санкт-Петербургский горный университет, 2021. – 143с.
15. Ержанов, Ж. С. Теория ползучести горных пород и ее приложения / Ержанов Ж. С. – Алма-Ата.: Наука, 1964. – 175 с.
16. Ержанов, Ж.С. Основы расчета напряженного состояния полостей газохранилищ в соляных отложениях / Ержанов Ж.С., Менцель В., Бергман Э.И. и др. – АлмаАта.: Наука, 1978. – 86 с.
17. Ержанов, Ж.С. Ползучесть соляных пород / Ержанов Ж.С., Бергман Э.И. – АлмаАта.: Наука, 1977. – 109 с.
18. Ермашов, А.О. Геомеханическое обоснование расчетов оседания земной поверхности при добыче калийно-магниевых руд (на примере Верхнекамского месторождения калийно-магниевых солей): автореферат

диссертации на соискание степени кандидата технических наук: 25.00.20; [Место защиты: ФГБУН Горный институт Уральского отделения РАН]. – Пермь, 2015. – 20 с.

19. Исследование деформирования подземных горных выработок в условиях Гремячинского месторождения калийных солей/ Токсаров В.Н., Морозов И.А., Бельтюков Н.Л., Ударцев А.А. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2020. – № 7. – С. 113–124.

20. Казикаев, Д.М., Сергеев С. В. Особенности деформирования крепи стволов и сопряжений в сложных горно-геологических условиях / Казикаев Д. М., Сергеев С. В. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2013. – №3. – С. 26-32.

21. Казикаев, Д.М. Диагностика и мониторинг напряженного состояния вертикальных стволов / Казикаев Д. М., Сергеев С. В. – М.: Горная книга, 2011. – 244 с.

22. Карасев, М.А. Методика прогноза напряженно-деформированного состояния крепи вертикального ствола на участке сопряжения с горизонтальной выработкой в соляных породах / Карасев М. А., Буслова М. А., Вильнер М. А. Нгуен, Т. Т. // Записки Горного института. – 2019. – Т. 240. – С. 628-637.

23. Карасев, М.А. Применение метода конечно-дискретных элементов для описания механики поведения соляных пород на макроструктурном уровне / Карасев М. А., Петрушин В. В., Рысин А. И. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2023. – № 4. – С. 48–66.

24. **Катеров, А.М.** Анализ работы комбинированной крепи вертикального ствола, расположенного на больших глубинах в соляном массиве / Катеров А.М. // Тезисы докладов Всероссийской научно-технической конференции с участием иностранных специалистов. – 2022. – С. 29-31.

25. Катеров, А.М. Прогноз напряженного состояния комбинированной крепи ствола в переходной зоне / Катеров А.М. // Тезисы докладов IV Международной научно-практической конференции «Горное дело в XXI веке: технологии, наука, образование. – 2021. – С. 53-54.

26. Качурин, Н.М. Определение влияния податливого слоя на величину напряжений в бетонной крепи ствола скважины 784/1 ОАО "Уралкалий" / Качурин Н.М., Афанасьев И. А. // «Известия Тульского государственного университета» («Известия ТулГУ»). Науки о Земле. – 2019. – №2. – С. 253-259.

27. Козловский, Е.Я. Влияние усадки и ползучести бетона на взаимодействие элементов системы «крепь - массив соляных пород / Козловский Е.Я., Журавков М.А. // механика машин, механизмов и материалов. – 2023. – Т. 62. – № 1. – С. 95-100.

28. Козловский, Е.Я. Исследование напряженно-деформированного состояния различных типов крепи шахтного ствола в массиве карналлитовых пород / Козловский Е.Я., Журавков М.А. // Механика машин, механизмов и материалов. – 2023. – Т. 63. – № 2. – С. 53 – 60.

29. Константинова, С.А. Математическое моделирование в системе геодинамического мониторинга осваиваемых месторождений полезных ископаемых / Константинова С.А. // Горный журнал. – 2008. – № 6. – С. 44-47.

30. Константинова, С.А. Математическое моделирование давления на крепь нарастающего сопротивления вертикального шахтного ствола рудника «Мир» в соленосных породах Чарской свиты / С.А. Константинова, С.А. Чернопазов // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 2006. – № 2. – С. 18-28.

31. Константинова, С.А. Некоторые задачи механики деформирования и разрушения соляных пород / Константинова С.А., Аптуков В.Н. – Новосибирск.: Наука, 2013. – 191 с.

32. Константинова, С.А. Об одной феноменологической модели деформирования и разрушения соляных пород при длительном действии

сжимающих нагрузок / С.А. Константинова // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 1983. – № 3. – С. 8-13.

33. Константинова, С.А. Особенности проявления горного давления в окрестности капитальных выработок на руднике «Интернациональный» АК «АЛРОСА» / Константинова С.А., Соловьев В.А., Воронцов В.И. и др. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2004. – № 4. – С. 40-43.

34. Константинова, С.А. Ползучесть образцов каменной соли в условиях одноосного сжатия / Константинова С. А., Спирков В. Л., Карташов Ю. М. // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 1979. – № 5. – С. 43-46.

35. Константинова, С.А. Развитие наследственной модели деформирования и разрушения соляных пород / С.А. Константинова, С.А. Чернопазов // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 2004. – № 1. – С. 50-61.

36. Корчак, А.В. Систематизация дефектов крепи из чугунных тубингов на основе статистических данных по отказам и авариям / Корчак А.В., Мишедченко А. А. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2012. – №12. – С. 5-9.

37. Крупенников, Г.А. Распределение напряжений в породных массивах / Г.А. Крупенников, Н.А. Филатов, Б.З. Амусин, В.М. Барковский. – М.: Недра, 1972. – 143 с.

38. Мониторинг устойчивости вертикальных стволов калийных рудников // Качурин Н.М., Афанасьев И.А., Пестрикова В.С., Стась П.П // «Известия Тульского государственного университета» («Известия ТулГУ»). Науки о Земле. – 2020. – №3. – С. 304-317.

39. Морозов, И.А. Изучение устойчивости горных выработок в соляных породах / Морозов И. А., Паньков И. Л., Токсаров В. Н. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2021. – №9. – С. 36–47.

40. Морозов, И.А. Оценка устойчивости горных выработок в соляных породах Гремячинского месторождения: Автореферат диссертации на соискание степени кандидата технических наук 2.8.6.; [Место защиты: ПФИЦ УрО РАН]. – Пермь, 2022. – 24 с.

41. Мосолов, Д.А. Эффективные конструктивные параметры облегченных чугуновых обделок тоннелей метрополитенов: Автореферат диссертации на соискание степени кандидата технических наук 05.23.11; [Место защиты: ОАО «Научно-исследовательский институт транспортного строительства» (ОАО ЦНИИС)]. – Москва, 2007. – 29 с.

42. Николайчук, Н.А. Исследование деформирования и разрушения каменной соли с целью получения исходных данных для проектирования крепи шахтных стволов (применительно к условиям алмазных месторождений Якутии): Автореферат диссертации на соискание степени кандидата технических наук 05.15.11; [Место защиты: ВНИМИ]. – Ленинград, 1978. – 23 с.

43. Обручев, Ю.С. Охрана вертикальных стволов, сооружаемых в породах, обладающих ползучестью / Обручев Ю.С., Абашин С.И., Мишедченко А.Д. // Шахтное строительство. – 1983. – №9. – С. 18–19.

44. Обручев, Ю.С. Проявление горного давления в выработках, пройденных в соляных массивах / Обручев Ю.С., Николаичук Н. А. // Шахтное строительство. – 1980. – №1. – С. 25-26.

45. Оловянный, А.Г. Вязкопластическое деформирование пород вокруг незакрепленной выработки/ Оловянный, А.Г. // Горное давление в капитальных и подготовительных выработках. – Новосибирск: СО АН СССР. – 1977. – С. 24-28.

46. Ольховиков, Ю.П. Крепь капитальных выработок калийных и соляных рудников. – М.: Недра, 1984. – 238 с.

47. Патент № 274890 Российская Федерация, МПК E21D 5/11 (2006.01). Способ обеспечения податливости крепи вертикального ствола, расположенного в соляных породах: № 2020135730: заявл. 30.10.2020: опубл.

30.10.2021 / Карасев М.А., Синегубов В.Ю., **Катеров А.М.**; заявитель СПГУ.
- 9 с.: 5 ил.

48. Проскуряков, Н.М. Реологические свойства соляных пород. Развитие калийной промышленности, обзорная информация / Проскуряков Н.М., Ливенский В.С., Карташов Ю.М. – М.: НИИТЭХИМ, 1974. – 48 с.

49. Проскуряков, Н.М. Физико-механические свойства соляных пород / Проскуряков Н.М., Пермяков Р.С., Черников А.К. – Л.: Недра, 1973. – 271 с.

50. Протосеня, А.Г. Обоснование параметров реологической модели соляного массива/ Протосеня А. Г., **Катеров А. М.** // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2023. – № 3. – С. 16–28.

51. Протосеня, А.Г. Развитие напряженно-деформированного состояния комбинированной крепи вертикального ствола, пройденного в соляном массиве/ Протосеня А.Г., **Катеров А.М.** Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2022. – № 6-1. – С. 100-113.

52. Протосеня, А.Г. Расчет нагрузок на крепь глубоких стволов, сооружаемых в слоистых горно-геологических и гидрогеологических условиях / Протосеня А.Г., А.М. Козел, И.А. Борисович и др. // Шахтное строительство. – 1984. – № 6. – С. 13-15.

53. Прушак, В.Я. Деформация контура горных выработок Старобинского месторождения калийных солей при различных глубинах заложения / Прушак В. Я. // Доклады Национальной академии наук Беларуси. – 2016. – Т. 60. – № 2. – С. 97-101.

54. Работнов, Ю.Н. Избранные труды. Проблемы механики деформируемого твердого тела / Работнов Ю. Н. – М.: Наука, 1991. – 196 с.

55. Работнов, Ю.Н. Элементы наследственной механики твердых тел / Работнов Ю.Н. – М.: Наука, 1977. – 27-38 с.

56. Расчет конструкции крепи скипового ствола для проектной документации по объекту: Предприятие по добыче и переработке калийно-

магниевого солей в пределах участка недр Нивенский-1 в Калининградской области / Сучилин А.В. – СПб: Санкт-Петербургский горный университет. Научный центр геомеханики и проблем горного производства, 2016. – 1889 с.

57. Ржаницын, А.Р. Теория ползучести / Ржаницын А.Р. – М.: Стройиздат, 1968. – 416 с

58. Сергеев, С. В. Причины разрушения крепи стволов в соляных породах / Сергеев С. В., Мишедченко А. Д. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2004. – №11. – С. 220-222.

59. Соловьев, В.А. Оценка влияния компрессионных свойств деформационных слоев и параметров комбинированной крепи на устойчивость шахтных стволов в соляных породах / Соловьев В.А., Аптуков В.Н. // Известия вузов. Горный журнал. – 2014. –Т.7. – С.43-47.

60. Соловьев, В.А. Поддержание горных выработок в породах соленосной толщи. Теория и практика. / Соловьев В.А., Аптуков В.Н., Ваулина И.Б. – Новосибирск.: Наука, 2017. – 264 с.

61. Соловьев, В.А. Охрана горных выработок в соляных породах / Соловьев В.А., Константинова С.А., Аптуков В.Н. – Saarbruken.: Palmarium Academic Publising 2013. – 412 с.

62. СП 91.13330.2012. Подземные горные выработки = Underground mine workings. – Введ. 01.01.2013 г. – М.: Минрегион России. – 2012.

63. Ставрогин, А.Н. Пластичность горных пород / Ставрогин А.Н., Протосеня А.Г. – М., Недра, 1979. – С. 300.

64. Тарасов, В.В. Мониторинг деформации бетонной крепи шахтных стволов с помощью лазерного сканирования / Тарасов В. В., Аптуков В. Н. / Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 2022. – № 5. – С. 188-195.

65. Тарасов, В.В. Обеспечение устойчивости крепи на сопряжении вертикального ствола с горизонтальными выработками в сложных горно-геологических условиях Верхнекамского месторождения / Тарасов В. В.,

Чагинов А. В. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2014. – №4. – С. 81-85.

66. Тарасов, В.В. Обзор аварийных ситуаций, возникших на Верхнекамском калийном месторождении при проходке шахтных стволов/ Тарасов В. В., Пестрикова В С. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2015.– №5. – С. 23- 29.

67. Тарасов, В.В. Реконструкция бетонной крепи шахтного ствола № 3 рудника БКПРУ-2 ПАО “Уралкалий” в условиях непрерывно действующего производства/ Тарасов В. В., Иванов О. В. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2016. – № 9. – С. 303–315.

68. Хлопцов, В.Г. Оценка устойчивости подземных резервуаров/ Хлопцов В.Г. //Газовая промышленность. – 2002. –№ 2. – С. 70-73.

69. A fractional derivative approach to full creep regions in salt rock / Zhou, H.W., Wang, C.P., Mishnaevsky, L. et al. // Mech Time-Depend Mater. – 2013. – Vol. 17. – PP. 413-425. DOI: 10.1007/s11043-012-9193-x.

70. A lining design method consistent with NATM for deep shafts / Xiaonan H., Hongzhen L., Xiao min Z., Yan X. // Proceedings of 4th International Shaft Design and Construction conference. – 2019. – PP. 14.

71. A Variable-Parameter Creep Damage Model Incorporating the Effects of Loading Frequency for Rock Salt and Its Application in a Bedded Storage Cavern / Ma, L., Wang, M., Zhang, N. et al. // Rock Mech. Rock Eng. – 2017. – Vol. 50. – PP. 2495–2509. DOI: 10.1007/s00603-017-1236-9.

72. Analysis of shaft lining stress state in anhydrite-rock salt transition zone/ Karasev M.A., Protosenya A.G., **Katerov A.M.**, Petrushin V.V // Rudarsko Geolosko Naftni Zbornik. – 2022. – Vol. 37(1). – №. 57. – PP. 151–162. DOI: 10.17794/rgn.2022.1.13.

73. Approaches for validation and application of a new constitutive model for rock salt including structural damages // Lux KH, Hou Z, Duesterloh U, Xie Z.

// Proceedings of the 8th World Salt Symposium, Vol. 1. Hague, Amsterdam: Elsevier. – 2000. – PP. 271–7.

74. Bérest, P. Geometrical versus rheological transient creep closure in a salt cavern / Bérest, P., Karimi-Jafari, M., Brouard, B. // *Comptes Rendus Mécanique*. – 2017. – Vol. 345. – PP. 735-741. DOI: 10.1016/j.crme.2017.09.002.

75. Chan, K.S. Recovery and Healing of Damage in WIPP Salt/ Chan K.S., Bodner S. R., Munson D.E. // *International Journal of Damage Mechanics*. – 1998. – Vol. 2. – № 7. – PP. 143–166. DOI: 10.1177/105678959800700204.

76. Creep behaviour of natural rock salt and its description with the composite model / Weidinger P., Hampel A., Blum W., Hunsche U. // *Materials Science and Engineering: A*. – 1997. – Vol. 234-236, – PP. 646-648. DOI: 10.1016/S0921-5093(97)00316-X.

77. Cristescu, D. A general constitutive equation for transient and stationary creep of rock salt / Cristescu D. // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics*. – 1993. – Vol. 30. – №2. – PP. 125-140. DOI: 10.1016/0148-9062(93)90705-I.

78. Dawson, P.R. Numerical simulation of creep deformations around a room in a deep potash mine / Dawson, P. R., & Munson, D. E. // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics*. – 1983, – Vol. 20. – №1. – PP. 33-42. DOI: 10.1016/0148-9062(83)91612-1.

79. Deshpande, V.S. Isotropic Constitutive Model for Metallic Foams / Deshpande V.S., Fleck N.A. // *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. – 2000. – Vol. 48. – PP. 1253-1276. DOI: 10.1016/S0022-5096(99)00082-4.

80. Doering, T. Das primären. sekundaeren und tertiaeren Kriechen von Steinsalz -ein dreidimensionales rheonomes Stoffgesetz / Doering T. Kiehl, J.R. // *Geotechnik*. – 1996. – Vol. 19. – №3. – PP. 194-199.

81. Erosion-creep-collapse mechanism of underground soil loss for the karst rocky desertification in Chenqi village, Puding county, Guizhou, China / Wang J. et al. // *Environ Earth Sci*. –2014. –Vol. 72. – №8. – PP. 2751–276. DOI: 10.1007/s12665-014-3182-0.

82. Experimental and numerical analysis of salt cavern convergence in ultra-deep bedded formation / Ma H., Yang C., Qi Z., Li, Yi., and Ran H // Paper presented at the 46th U.S. Rock Mechanics/Geomechanics Symposium, Chicago, Illinois, June. – 2012.

83. Fluid solid coupling analysis of hard rock wall structure in over kilometer deep shaft / Li C., Liu X., Mingde Z., Kuikui H. // IOP Conference Series Earth and Environmental Science. – 2020. – Vol. 570. – №2. – p. 022031. DOI: 10.1088/1755-1315/570/2/022031.

84. Fokker, P.A. The behavior of salt and salt caverns. PhD thesis, Delft University of Technology, The Netherlands, 1995. – 149 p.

85. Gao, R. Influential factors and control of water inrush in a coal seam as the main aquifer / Gao R., Yan H., Ju F., Mei X., Wang X. // International Journal of Mining Science and Technology. – 2018. – Vol. 28. – №2. – PP. 187–193. DOI: 10.1016/j.ijmst.2017.12.017.

86. Geomechanical simulation of energy storage in salt formations / Ramesh Kumar K., Makhmutov A., Spiers C.J. et al. // Scientific Reports. – 2021. – Vol. 11. – №1. – PP. 19640. DOI: 10.1038/s41598-021-99161-8.

87. Gunther, R.-M. Advanced strain-hardening approach constitutive model for rock salt describing transient, stationary and accelerated creep and dilatancy / Gunther R.-M., Salzer K., Popp T. // Proceedings of the 44th US Rock Mechanics Symposium (ARMA-10). – 2010. – № 495.

88. Gunther, R.-M. Advanced strain-hardening approach: A powerful creep model for rock salt with dilatancy, strength and healing / Gunther R.-M., Salzer K. // Proceedings of the 7th Conference on Mechanical Behavior of Salt, Paris. – 2012. – PP. 13–22.

89. Hampel, A. Joint projects on the comparison of constitutive models for the mechanical behaviour of rock salt. II. Overview of models and results 3D benchmark calculations/ Hampel A., Salzer K., Gunther R.-M., Minkley W., Pudewills A., Leuger B., Zapf D., Staudtmeister K., Rokahr R., Herchen K., Wolters

R., Lux K.-H., in: Berest P., Ghoreychi M., Hadj-Hassen F., Tijani M. – London: Taylor and Francis Group, 2012. – 10 p.

90. Heusermann, S. Nonlinear finite-element analysis of solution mined storage caverns in rock salt using the LUBBY2 constitutive model / Heusermann S., Rolfs O., Schmidt U. // *Computers & Structures*. – 2003. – Vol. 81. – №8–11. – PP. 629-638. DOI: 10.1016/S0045-7949(02)00415-7.

91. Hjelm, H. Yield surface for grey cast iron under biaxial stress / Hjelm, H. // *ASME. J. Eng. Mater. Technol.* – 1994. – Vol. 116. – №2. – PP. 148-154. DOI:10.1115/1.2904265.

92. Hollingsworth, S. E. Design of shaft linings to resist time dependent deformation in evaporite rocks / Hollingsworth S. E., Colbeck S. O. Auld F. A. // *Mining Technology*. – 2013. – Vol. 122. – №4. – PP. 221-227. DOI: 10.1179/1743286313Y.0000000045.

93. Hou, Z. A constitutive model for rock salt including structural damages as well as practice-oriented applications / Hou Z, Lux KH. // *Proceedings of the 5th Conference on Mechanical Behaviour of Salt, Balkema*. – 1999. – PP. 151–69.

94. Hou, Z. Mechanical and hydraulic behaviour of salt in the excavation disturbed zone around underground facilities / Hou Z. // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 2003. – Vol. 40. – №5. – PP. 725-738. DOI: 10.1016/S1365-1609(03)00064-9.

95. Hunsche, U. Rock salt — the mechanical properties of the host rock material for a radioactive waste repository/ Hunsche U., Hampel A. // *Engineering Geology*. –1999. – Vol.52. – №3–4. – PP. 271-291. DOI: 10.1016/S0013-7952(99)00011-3.

96. Impact of tensile stresses and tensile fractures in rock salt on the evolution of the EDZ—capability of numerical modeling / Günther R., Salzer K., Minkley W., Popp T. // *Mechanical Behaviour of Salt VIII*. – 2015. – PP. 6. DOI: 10.1201/B18393-16.

97. Jia, Y. D. Numerical modelling of shaft lining stability at deep mine / Jia Y. D., Stace R., Williams A. // *Mining Technology*. – 2013. – Vol. 122. – №1. – PP. 8-19. DOI: 10.1179/1743286312Y.0000000022.
98. Jin, J. An elastic/viscoplastic model for transient creep of rock salt / Jin J, Cristescu ND. // *International Journal of Plasticity*. – 1998. – Vol. 14. – №1-3. – PP. 85–107. DOI: 10.1016/S0749-6419(97)00042-9.
99. Judeel, G. du T. Shaft Lining Design for a Potash Shaft in Rock Salts at Depth / Judeel G. du T., Keyter G.J., Harte N.D. // *Conference: 3rd International Conference on Shaft Design and Construction At: Carlton House Terrace, London, UK*. – 2012. – PP. 1-10.
100. Judeel, G. du T. Shaft sinking and lining design for a deep potash shaft in squeezing ground/ Judeel G. du T., Keyter G.J., Harte N.D. // *Paper presented at the 12th ISRM Congress*. – 2011. – Vol. Proceedings. – PP. 1697-1704. DOI: 10.1201/b11646-322.
101. Kamiński, P. An innovative solution to counteract convergence of shaft lining in rock salt strata / Kamiński P., Czaja P. // *Archives of Mining Sciences*. – 2019. – Vol. 64. – №2. – PP. 429-445. DOI: 10.24425/ams.2019.128693.
102. Khaledi, K. Stability and serviceability of underground energy storage caverns in rock salt subjected to mechanical cyclic loading/ Khaledi K., Mahmoudi E., Datcheva M., Schanz T. // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 2016. – Vol. 86. – PP. 115-131. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2016.04.010.
103. Kim, I.-B. A damage mechanics model of materials with voids and cracks / Kim I.-B., Ri C.-S., So Y.-I. // *International Journal of Damage Mechanics*. – 2016. – Vol. 25. – № 6. – PP. 773–796. DOI: 10.1177/1056789516640037.
104. Li, S-Y. Rheology of rock salt for salt tectonics modeling / Li S-Y., Urai, J.L. // *Petroleum Science*. – 2016. – Vol. 13. – PP. 712-724. DOI: 10.1007/s12182-016-0121-6.
105. Mark, C. Coal bursts that occur during development: A rock mechanics enigma / Mark C. // *International Journal of Mining Science and Technology*. – 2018. – Vol. 28. – №1. – PP. 35-42. DOI: 10.1016/j.ijmst.2017.11.014.

106. Minkley, W. Constitutive models to describe the mechanical behavior of salt rocks and the imbedded weakness planes / Minkley W., Mühlbauer J. // *The Mechanical Behavior of Salt—Understanding of THMC Processes in Salt*. CRC Press. – 2017. – PP. 119-127.

107. Munson, D.E. Approach to first principles model prediction of measured WIPP (Waste isolation pilot plant) in-situ room closure in salt / Munson D. E., Fossum A. F., Senseny P. E. // *Tunnelling and Underground Space Technology*. – 1990. – Vol. 5. – №1–2. – PP. 135-139. DOI: 10.1016/0886-7798(90)90068-U.

108. Munson, D.E. Constitutive model of creep in rock salt applied to underground room closure/ Munson D.E. // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 1997. – Vol. 34. – №2. – PP. 233-247. DOI: doi.org/10.1016/S0148-9062(96)00047-2.

109. Nazary Moghadam, S. Modeling time-dependent behavior of gas caverns in rock salt considering creep, dilatancy and failure / Nazary Moghadam S., Mirzabozorg H., Noorzad A // *Tunnelling and Underground Space Technology*. – 2013. – Vol. 33. – PP. 171-185. DOI: 10.1016/j.tust.2012.10.001.

110. Nonuniform stress state of a hoisting shaft lining as a result of disturbance of the ground freezing technology/ Tiutkin O., Miroshnyk V., Radkevych A., Alkhdour A. // *E3S Web of Conferences*. – 2019. – Vol. 109. – PP. 1-6. DOI: 10.1051/e3sconf/201910900099.

111. Ozturk, H. A methodology for lining design of circular mine shafts in different rock masses/ Ozturk H., Guler E. // *International Journal of Mining Science and Technology*. – 2016. – Vol. 26. – №5. – PP.761-768. DOI: 10.1016/j.ijmst.2016.05.049.

112. Presenting an experimental creep model for rock salt / Eslami Andargoli M., Shahriar K., Ramezanzadeh A., Goshtasbi K. // *Journal of Mining and Environment*. – 2018. – Vol. 9. – №2. – PP. 441-456. DOI: 10.22044/jme.2018.6527.1472.

113. Ren, Z. Micromechanics model of gas saturated coal weakened by elliptical microcracks / Ren Z., Wan L., Peng X. // *International Journal of Damage Mechanics*. – 2017. – Vol. 26. – №7. – PP. 1043-1060. DOI: 10.1177/1056789516648368.
114. Rheology of rocksalt / Carter N.L., Horseman S.T., Russell J.E., Handin J. // *Journal of Structural Geology*. – 1993. – Vol. 15. – № 9–10. – PP. 1257-1271. DOI: 10.1016/0191-8141(93)90168-A.
115. Shao, J.F. Modeling of anisotropic damage and creep deformation in brittle rocks / Shao J.F., Chau K.T., Feng X.T. // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 2006. – Vol. 43. – №4. – PP. 582–592. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2005.10.004.
116. Shao, J.F. Modeling of creep in rock materials in terms of material degradation / Shao J.F., Zhu Q.Z., Su K. // *Computers and Geotechnics*. – 2003. – Vol. 30. – №7. – PP. 549–555. DOI: 10.1016/S0266-352X(03)00063-6.
117. Steady-State Creep of Rock Salt: Improved Approaches for Lab Determination and Modelling / Günther, R.M., Salzer, K., Popp, T. et al. // *Rock Mechanics and Rock Engineering*. – 2015. – Vol. 48. – PP. 2603-2613. DOI: 10.1007/s00603-015-0839-2.
118. Tashchi, V.M. Hydrogeological conditions of Solotva rock salt deposit and some recommendations on the issue of its further exploitation / Tashchi V.M. // *Proc. VNII Sol.* – 1970. – Vol. 10. – №18. – PP. 21-34.
119. Thermo-mechanical investigation of salt caverns for short-term hydrogen storage / Böttcher, N., Görke, U.J., Kolditz, O. et al. // *Environ Earth Sci.* – 2017. – Vol. 76. – №. 98. – PP. 1-14. DOI: 10.1007/s12665-017-6414-2.
120. Wang, G. A new constitutive creep-damage model for salt rock and its characteristics / Wang G. // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. – 2004. – Vol. 41. – PP. 61–67. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2004.03.020.
121. Weatherby, J. R. Three-dimensional finite element simulation of creep deformation in rock salt / Weatherby, J.R., Munson, D.E. and Argüello,

J.G. //Engineering Computations. – 1996. – Vol. 13. –№. 8. – PP. 82-105. DOI: 10.1108/02644409610153023.

122. Yang, C. Experimental investigation of creep behavior of salt rock / Yang C., Daemen J.J.K., Yin J.-H. // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. –1999. – Vol. 36, – Issue 2. – PP. 233–242. DOI: 10.1016/S0148-9062(98)00187-9.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

Акт об использовании результатов кандидатской диссертации



АО «Гипроцветмет»
 Звездный бульвар, д. 23, стр. 10, эт. 2, пом. 1
 Москва, а/я 25, 129075
 Тел.: +7 (495) 600-32-00, e-mail: office@giprocm.ru
 ОКПО 00198404, ОГРН 1137746314640
 ИНН/КПП 7717750345/771701001

Утверждаю
 Генеральный директор
 Н.А. Липницкий
 М.П.
 Дата «...» 2023 г.

АКТ

об использовании результатов кандидатской диссертации аспиранта Санкт-Петербургского горного университета, Катерова Андрея Максимовича, обучающегося по научной специальности «2.8.6 – Геомеханика, разрушение горных пород, рудничная аэрогазодинамика и горная теплофизика»

Рабочая комиссия в составе:

Председатель комиссии:

- директор по науке и инновационной деятельности, канд. техн. наук, Куранов Антон Дмитриевич;

Члены комиссии:

- заместитель генерального директора по развитию бизнеса, Тимохин Вадим Анатольевич,

- главный инженер проекта, Черепанов Андрей Владимирович,

составили настоящий акт о том, что результаты диссертации на тему «Геомеханическое обоснование параметров крепи глубоких стволов при освоении калийных месторождений в сложных горно-геологических условиях», представленной на соискание ученой степени кандидата наук, использованы при ведении проектной и экспертной работы в деятельности АО «Гипроцветмет» при разработке технико-коммерческих предложений в части сопровождения проектирования крепей стволов в части:

- обоснования состава инженерно-геологических изысканий
- регламентации применения достоверных методик расчета;
- регламентации требований к численному моделированию.

Результаты диссертационного исследования приняты к внедрению при проработке технических решений в части проектирования крепи стволов и отображены в документах «Технико-коммерческое предложение на выполнение работ по проведению оценки технического состояния подземных вентканалов по

объекту: «ПАО «Гайский ГОК». «Вскрытие и разработка подземным способом остаточных запасов руды в отм. Гор. 1310-1630 м подземного рудника ПАО «Гайский ГОК». 1 этап. Вскрытие запасов». 2 подэтап (Объекты поверхностного комплекса) «Надшахтное здание шахты «Новая», замена копровых шкивов, комплекса разгрузки скипов для работы с ДЗК гор. 1390 м. Реконструкция. Рабочая документация» (шифр 2623.22-01-КЖ)» от 23.04.2023.

По результатам совместных разработок получено 0 патентов.

Использование указанных результатов позволяет повысить качество проектирования и эффективность подбора параметров крепи вертикальных стволов;

Председатель комиссии

директор по науке и инновационной
деятельности, канд. техн. наук



Куранов А.Д.

Члены комиссии:

Заместитель генерального директора
по развитию бизнеса
Главный инженер проекта



Тимохин В.А.

Черепанов А.В.

ПРИЛОЖЕНИЕ Б
Патент на изобретение

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



ПАТЕНТ

НА ИЗОБРЕТЕНИЕ

№ 2748790

СПОСОБ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПОДАТЛИВОСТИ КРЕПИ
ВЕРТИКАЛЬНОГО СТВОЛА, РАСПОЛОЖЕННОГО В
СОЛЯНЫХ ПОРОДАХ

Патентообладатель: *федеральное государственное бюджетное
образовательное учреждение высшего образования
"Санкт-Петербургский горный университет" (RU)*

Авторы: *Карасев Максим Анатольевич (RU), Синегузов
Вячеслав Юрьевич (RU), Катеров Андрей Максимович
(RU)*

Заявка № 2020135730

Приоритет изобретения **30 октября 2020 г.**

Дата государственной регистрации

в Государственном реестре изобретений
Российской Федерации **31 мая 2021 г.**

Срок действия исключительного права
на изобретение истекает **30 октября 2040 г.**

*Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности*

Г.П. Ившин

