

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки
Пермский федеральный исследовательский центр
Уральского отделения Российской академии наук

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования «Пермский национальный исследовательский
политехнический университет»

На правах рукописи



Ударцев Артем Александрович

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА НЕСУЩЕЙ
СПОСОБНОСТИ СОЛЯНЫХ МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ
(НА ПРИМЕРЕ ВЕРХНЕКАМСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ)**

Специальность 2.8.6

Геомеханика, разрушение горных пород,
рудничная аэрогазодинамика и горная теплофизика

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
кандидат технических наук, доцент
Паньков Иван Леонидович

Пермь 2025

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	5
1. АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЙ	12
1.1. Краткая характеристика горно-геологических и горнотехнических условий разработки Верхнекамского месторождения калийных слой	12
1.2. Состояние конструктивных элементов камерной системы разработки	22
1.3. Влияние формы на несущую способность целиков	29
1.4. Влияние неоднородности на несущую способность целиков	37
1.5. Влияние реологических свойств на несущую способность целиков	48
1.6. Цели и задачи исследования	61
2. ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ ДЛИНЫ СОЛЯНЫХ МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ НА ИХ ДЕФОРМИРОВАНИЕ И РАЗРУШЕНИЕ ПРИ ОДНООСНОМ СЖАТИИ	63
2.1. Подготовка образцов сильвинита различной длины	63
2.2. Проведение лабораторных исследований	68
2.3. Результаты экспериментального определения прочностных и деформационных показателей сильвинитовых образцов	73
2.4. Анализ полученных результатов	77
2.5. Пример использования полученных результатов при определении агрегатной прочности междукамерных целиков на участках ВКМКС	84
2.6. Выводы по главе	87
3. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СЛОИСТОСТИ НА НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ СОЛЯНЫХ ЦЕЛИКОВ	89
3.1. Методика изготовления неоднородных слоистых образцов	89
3.2. Проведение лабораторных испытаний	92
3.3. Результаты экспериментального определения прочностных и деформационных свойств слоистых образцов	96
3.4. Анализ полученных результатов	104

3.5. Пример использования полученных результатов при определении агрегатной прочности слоистых междукамерных целиков на участках ВКМКС.....	107
3.6. Выводы по главе	110
4. ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОРОД НА НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ СОЛЯНЫХ ЦЕЛИКОВ	112
4.1. Подготовка сильвинитовых образцов для реологических исследований	112
4.2. Проведение длительных испытаний	116
4.3. Результаты экспериментального исследования сильвинитовых пород на ползучесть	124
4.4. Анализ полученных результатов.....	140
4.5. Оценка влияния формы сильвинитовых образцов и уровня бокового давления на предел длительной прочности. Пример практического использования на участках ВКМКС	154
4.6. Выводы по главе	160
5. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СОЛЯНЫХ МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПАРАМЕТРОВ КАМЕРНОЙ СИСТЕМЫ РАЗРАБОТКИ	163
5.1. Применяемая методика определения параметров камерной системы разработки.....	163
5.2. Предлагаемая методика определения параметров камерной системы разработки.....	164
5.2.1. Учет влияния длины соляных междукамерных целиков на их несущую способность.....	164
5.2.2. Учет влияния слоистости соляных междукамерных целиков на их несущую способность.....	165
5.2.3. Учет влияния реологических свойств пород на несущую способность соляных междукамерных целиков.....	165

5.2.4. Алгоритм определения расчетной ширины соляных междукамерных целиков.....	166
5.3. Выводы по главе	167
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	168
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ	170
ПРИЛОЖЕНИЕ 1	192
ПРИЛОЖЕНИЕ 2	194
ПРИЛОЖЕНИЕ 3	197
ПРИЛОЖЕНИЕ 4	201
ПРИЛОЖЕНИЕ 5	204
ПРИЛОЖЕНИЕ 6	208
ПРИЛОЖЕНИЕ 7	211

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы диссертации. Разработка Верхнекамского месторождения существенно осложняется растворимостью солей, а также наличием водоносных горизонтов над соляной толщей. При нарушении сплошности водозащитной толщи появляется опасность проникновения подземных вод в горные выработки через трещины или другие нарушения, приводящая к размыванию соляных пород.

Одним из условий безопасной подработки водозащитной толщи является равномерный характер её деформирования. Это достигается за счет оставления междукамерных целиков, степень нагружения которых в соответствии с действующим нормативным документом «Указаниями...» [1] не должна превышать 0,4, в исключительных случаях – 0,5. В таких условиях целики должны сохранять свою устойчивость в течение длительного времени, обеспечивая сохранность водозащитной толщи и объектов, расположенных на земной поверхности. Вместе с тем, измерения на земной поверхности и в очистных камерах выявлены участки, в пределах которых фактические скорости оседания значительно превышают ожидаемые (прогнозные) величины.

Наиболее вероятными причинами повышенных скоростей деформирования междукамерных целиков и оседания земной поверхности является несовершенство методик расчета параметров системы разработки, так как определение оптимальных размеров целика представляет собой сложную инженерную задачу, напрямую связанную с достоверностью оценки особенностей строения и механических свойств соляных пород на отрабатываемых участках.

Таким образом, совершенствование методов расчета несущей способности междукамерных целиков и степени их нагружения, направленное на учет экспериментальных закономерностей изменения прочностных и деформационных показателей под влиянием различных

факторов, имеет важное значение для теории и практики безопасного освоения водорастворимых руд.

Целью работы является включение в расчет несущей способности соляных междукammerных целиков ряда факторов, определяющих параметры камерной системы разработки.

Идея работы заключается в учете влияния длины, слоистости и реологических свойств пород при оценке несущей способности соляных междукammerных целиков на основе установленных экспериментальных зависимостей.

Основные задачи работы:

- провести комплекс лабораторных исследований на прямоугольных образцах сильвинита различной длины и высоты для оценки влияния формы междукammerных целиков на их деформирование и разрушение;

- построить зависимости влияния формы сильвинитовых образцов на следующие механические показатели: предел прочности, разрушающая деформация, касательный модуль деформации, модуль упругости, модуль спада, а также удельная энергоемкость разрушения;

- провести исследования влияния слабого слоя на прочность слоистых образцов при сжатии для оценки влияния слоистого строения междукammerных целиков на их степень нагружения;

- обосновать расчетную зависимость определения эквивалентной прочности слоистых соляных целиков, адекватно отражающую изменение их несущей способности при значительной вариации прочностных характеристик и толщин слагающих слоев;

- провести комплекс лабораторных исследований при условно-мгновенном и длительном нагружении сильвинитовых образцов в условиях одноосного и объемного сжатия;

- разработать методику ускоренного определения предела длительной прочности соляных пород при кратковременной одноосной и объемной ползучести;

- дать оценку влияния формы соляных междукамерных целиков на предел их длительной прочности;

- разработать усовершенствованную методику расчета несущей способности соляных междукамерных целиков с учетом их длины, слоистости и реологических свойств пород.

Методы исследования предусматривали комплексный подход к решению поставленных задач и включали: анализ и обобщение научного и практического опыта по поставленной проблеме, лабораторные испытания при различных режимах нагружения, физическое моделирование деформирования и разрушения несущих элементов камерной системы разработки, статистический и корреляционный анализ экспериментальных данных.

Основные научные положения, выносимые на защиту:

1. Экспериментальная зависимость изменения несущей способности соляных междукамерных целиков от длины, полученная по результатам лабораторных испытаний, позволяющая повысить точность расчета степени их нагружения.

2. Формула расчета эквивалентной прочности многослойных целиков горных пород, учитывающая влияние прочности наиболее слабого слоя, полученная по результатам представительных испытаний слоистых образцов, которая позволяет повысить точность расчета степени нагружения грузонесущих элементов камерной системы разработки.

3. Метод определения коэффициента длительной прочности образцов соляных пород, учитывающий скорость установившейся ползучести и величину критической деформации на пределе остаточной прочности, используемый для корректировки расчета допустимой степени нагружения междукамерных целиков различной формы.

Достоверность научных положений, выводов и рекомендаций обеспечивается представительным объемом экспериментальных лабораторных исследований (испытано более 1,5 тысяч образцов),

выполненных с использованием апробированных методик и сертифицированного оборудования, их качественной сходимостью с данными других авторов, соответствием полученных результатов современным представлениям о закономерностях деформирования несущих элементов камерной системы разработки соляных пород.

Научная новизна работы:

- построены новые экспериментальные зависимости, отражающие влияние относительной длины образца на прочностные и деформационные характеристики сильвинитовых пород и позволяющие получать предельные значения физико-механических показателей при сжатии «бесконечно» длинного целика;

- построены экспериментальные зависимости влияния толщины слабого слоя на прочность составных образцов, изготовленных методом «сплошной заливки»;

- предложена новая эмпирическая зависимость для расчета эквивалентной прочности междукамерных целиков, работающих в условиях «нормальной» и «повышенной» глинизации;

- предложена новая методика ускоренного построения расчетной кривой длительной прочности для соляных пород, базирующаяся на условно-мгновенных и длительных испытаниях;

- на основе анализа результатов экспериментов на ползучесть получено новое эмпирическое уравнение кривой длительной прочности, включающее в свое выражение коэффициент длительной прочности;

- получена зависимость изменения коэффициента формы для предела длительной прочности от отношения ширина целика к его высоте.

Практическая значимость работы заключается:

- в получении экспериментальных зависимостей влияния формы соляных целиков на характер их деформирования;

- в разработке новой эмпирической зависимости расчета эквивалентной прочности междукамерных целиков;

- в разработке методики определения предела длительной прочности соляных пород при одноосном и объемном сжатии;

- в обосновании зависимости величины коэффициента формы для предела длительной прочности от отношения ширины целика к его высоте, которая может быть использована для корректировки допустимой степени нагружения;

- в уточнении методики расчета несущей способности соляных междукамерных целиков;

- в разработке алгоритма расчета ширины соляных междукамерных целиков.

Реализация работы. Результаты экспериментальных исследований и методика геомеханических расчетов использованы при решении практических задач по оценке безопасных условий разработки на рудниках Верхнекамского месторождения калийных солей.

Связь работы с крупными научными программами и темами. Диссертационная работа выполнена в соответствии с грантами РФФИ «Разработка методов геомеханической оценки устойчивости грузонесущих элементов камерной системы разработки калийных месторождений на основе комплекса теоретических, лабораторных и натурных исследований деформирования и разрушения соляных пород» (№ 19-45-590004 р_а); «Разработка научных основ комплексной оценки напряженно-деформированного состояния массивов горных пород при освоении соляных и калийных месторождений» (№ 20-45-596011 р_НОЦ_Пермский край); грантом Правительства Российской Федерации (Постановление № 220 от 9 апреля 2010 г.) договор № 14.В25.31.0006 от 24 июня 2013 года; в рамках программы ФНИ государственных академий наук на 2021-2023 годы: «Комплексное освоение и сохранение недр Земли, инновационные процессы разработки месторождений полезных ископаемых и глубокой переработки минерального сырья», тема «Исследование характера деформирования и разрушения квазипластичных горных пород в сложных условиях

нагрузки», а также с хозяйственными темами с ПАО «Уралкалий», ООО «ЕвроХим – УКК» и ООО «Еврохим-Волгакалий». Также диссертационная работа выполнена в рамках крупного научного проекта при финансовой поддержке Минобрнауки России (соглашение № 075-15-2024-535 от 23.04.2024 г.).

Апробация работы. Основные положения и результаты исследований докладывались на Международной научно-практической конференции «Актуальные проблемы и перспективы развития Верхнекамья» (Пермь-Березники, 2013 г.); на II Международной научно-практической конференции «Горная и нефтяная электромеханика: проблемы повышения эффективности и безопасности эксплуатации горно-шахтного и нефтепромыслового оборудования» (Пермь, 2015 г.); на XXVIII Международном научном симпозиуме «Неделя горняка – 2020» (Москва, 2020 г.); на XXII Зимней школе по механике сплошных сред (Пермь, 2021 г.); на III Международной научно-практической конференции «Актуальные проблемы обеспечения безопасности добычи и использования калийно-магниевых солей» (Пермь, 2022 г.); на Научной сессии ГИ УрО РАН «Стратегия и процессы освоения георесурсов» (Пермь, 2015, 2023 г.); на V Международной научно-практической конференции на тему «Актуальные проблемы охраны труда и безопасности производства, добычи и использования калийно-магниевых солей» (Пермь, 2024 г.); на XIX Всероссийской молодежной научно-практической конференции «Проблемы недропользования» (Екатеринбург, 2025 г.).

Личный вклад автора. При непосредственном участии автора проведена постановка задач исследования и подготовка образцов к испытаниям, выполнен комплекс экспериментов в лабораторных условиях с последующей обработкой и анализом полученных результатов, проведена разработка научных решений и их практическая реализация, сформулированы основные научные положения и выводы.

Автор выражает свою искреннюю благодарность сотрудникам лаборатории физических процессов освоения георесурсов «ГИ УрО РАН» и сотрудникам кафедры «Разработка месторождений полезных ископаемых» Пермского национального исследовательского политехнического университета за участие в обсуждении полученных результатов и помощь при оформлении диссертации.

Публикации. По теме диссертационной работы опубликовано 17 работ, в том числе 5 из списка изданий, рекомендуемых ВАК при Министерстве науки и высшего образования Российской Федерации, и 6 в изданиях, индексируемых в наукометрических базах Scopus и Web of Science.

Объем работы. Диссертационная работа состоит из введения, пяти глав и заключения. Работа изложена на 212 страницах машинописного текста, включая 64 рисунка, 12 таблиц, 7 Приложений и список использованной литературы из 208 наименований.

1. АНАЛИЗ СОСТОЯНИЯ ВОПРОСА И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЙ

1.1. Краткая характеристика горно-геологических и горнотехнических условий разработки Верхнекамского месторождения калийных солей

Верхнекамское месторождение калийных солей (ВКМКС), расположенное на территории Пермского края, является одним из крупнейших в мире по объему геологических запасов. Площадь месторождения составляет более 8 тыс. км² и в тектоническом плане приурочено к соленосной Соликамской впадине Предуралья Краевого прогиба.

Соляная залежь имеет ярко выраженную линзовидную форму, ниже которой залегает глинисто-ангидритовая толща [66, 47]. В стратиграфическом разрезе соляные отложения подразделяется на четыре основных горизонта: в основании залегает подстилающая каменная соль, выше следует сильвинитовая зона, далее сильвинито-карналлитовая зона, и завершает разрез покровная каменная соль (рис. 1.1).

Мощность подстилающей каменной соли составляет в среднем 300 м, верхняя её часть сложена однородной серой и светло-серой каменной солью. Ниже на 25 – 30 м контакта с сильвинитовой зоной залегает слой загипсованного и засоленного мергеля с желваками ангидрита и хорошо образованными кристаллами пирита размером до 1,5 см. Этот слой мощностью 1,5 – 2 м прослеживается в пределах всей площади распространения каменной соли и является хорошим маркирующим горизонтом.

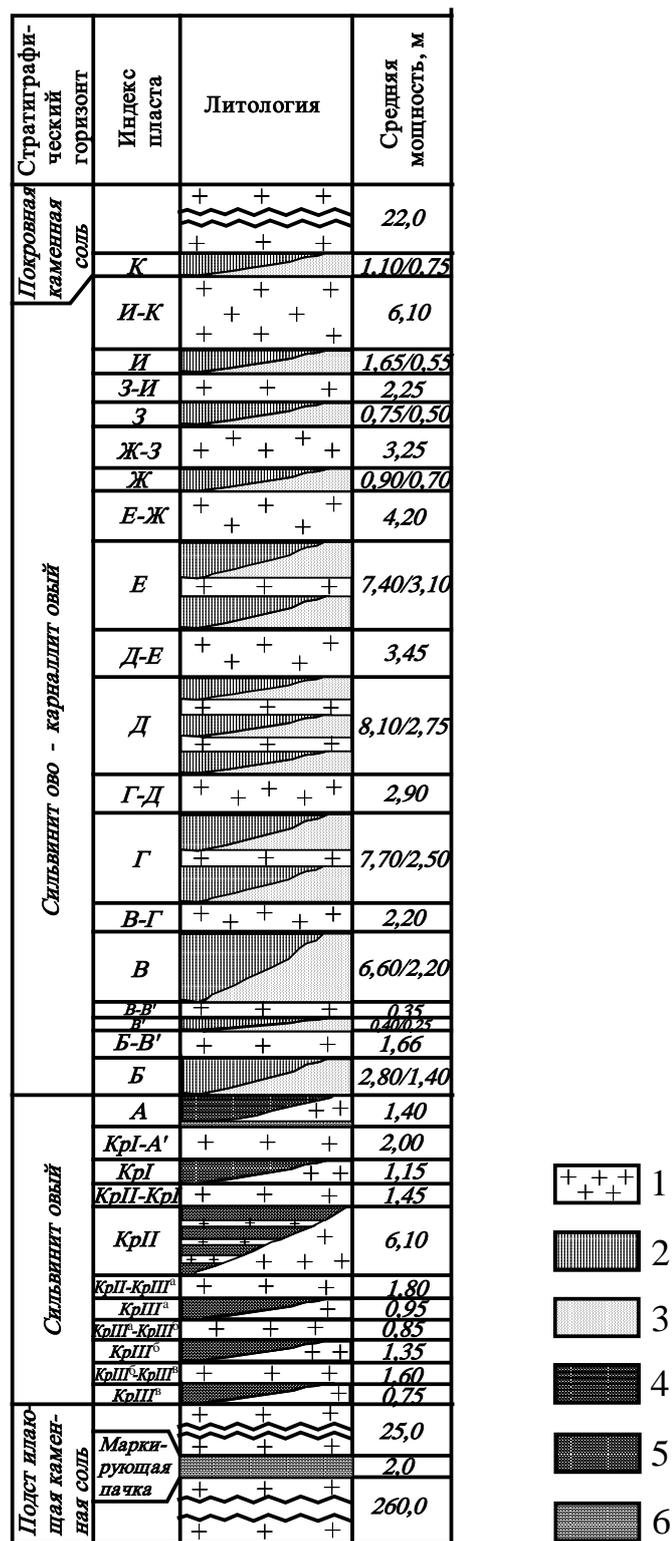


Рис. 1.1. Стратиграфический разрез Иренской соляной толщи Верхнекамского месторождения (по А. А. Иванову): 1 – каменная соль; 2 – карналлит; 3 – пестрый сильвинит; 4 – полосчатый сильвинит; 5 – красный сильвинит; 6 – соленосная глинисто-ангидрито-карбонатная маркирующая пачка (мощности пластов при карналлитовом составе приведены в числителе, при сильвинитовом – в знаменателе)

Средняя мощность сильвинитовой зоны составляет 21 м, которая представлена чередующимися пластами красного сильвинита КрШв, КрШб, КрШа, КрП, КрГ и полосчатого А и каменной соли: КрШв – КрШб; КрШб – КрШа; КрШа – КрП; КрП – КрГ; КрГ – А'. Вся сильвинитовая зона характеризуется четко выраженной неравномернополосчатой текстурой. На ограниченных площадях сильвинитовые породы могут замещаться каменной солью.

Непосредственно над пластом А без разделяющего слоя каменной соли залегает нижний пласт сильвинито-карналлитовой пачки – пласт Б. Пачка сложена чередующимися пластами калийных пород, имеющих (снизу-вверх) индексы от Б до К включительно, с суммарной мощностью около 60 м. Пласты калийных пород на части площади представлены карналлитовой породой, нередко имеющей брекчиевидное строение с крупнозернистой структурой и массивной текстурой, а на остальной площади – пёстрыми сильвинитами. Мощности пластов карналлита обнаруживают большие колебания, что обусловлено как первично-седиментационными условиями, так и тектоникой. Пласты пестрых сильвинитов обладают более выдержанными мощностями, дробление в них не проявляется. Пестрый сильвинит также характеризуется массивной текстурой.

Пласты каменной соли, переслаивающиеся с сильвинито-карналлитовой породой, сложены серыми разностями с хорошо выраженной неравномернополосчатой текстурой.

Толща покровной каменной соли, средняя мощность которой составляет около 22 м, представлена слоистой текстурой с чередованием пластов каменной соли и тонкими прослоями глинисто-ангидритового состава. В присводовых зонах положительных структур покровная каменная соль часто выщелочена на разную глубину, местами вплоть до карналлитовых прослоев.

Надсолевая толща представлена в основном терригенно-карбонатными и терригенными отложениями соликамского и шешминского горизонтов уфимского яруса верхней перми. В основании надсолевого разреза залегает

соляно-мергельная толща (СМТ) мощностью до 160 м. Выше по разрезу залегает терригенно-карбонатная толща (ТКГ) мощностью до 150 м сложена известковыми мергелями, глинистыми известняками и песчаниками с прослоями алевролитов, аргиллитов и глин, реже конгломератов, гипсов и ангидритов. Песчаники развиты в верхней части разреза, мергели – в нижней. Пестроцветная толща мощностью до 230 м завершает разрез коренных надсолевых пород.

Одной из основных особенностей Верхнекамского калийного месторождения является безводность соляных отложений и обильная обводненность вмещающих пород, покрывающих соляную толщу, мощность которых варьируется от 100 до 300 м [47, 37]. В связи трещиноватостью и невыдержанностью глинистых прослоев в этих породах нижняя часть соляно-мергельной толщи и покровная каменная соль выполняют роль водоупора для подземных грунтовых вод, известного как водозащитная толща (ВЗТ) или водозащитный целик.

Еще одной особенностью Верхнекамского месторождения калийных солей является то, что в сильвинитовых и карналлитовых породах обнаруживаются природные газы как в микровключенном состоянии, так и в свободной форме. Эти газы содержат метан, тяжелые углеводороды, водород, сероводород и ряд других компонентов [103]. Данная особенность горно-геологических условий месторождения обуславливает необходимость применения специальных горных мер по уменьшению и устранению опасности возникновения при ведении очистных работ газодинамических явлений (ГДЯ).

В настоящее время основное промышленное значение на месторождении имеют сильвинитовые пласты АБ и КрII и карналлитовый пласт В. Балансовые запасы пласта КрII составляют около 70% от запасов сильвинитовых пластов на действующих рудниках. Пласт КрII разрабатывается на всех шахтных полях и обеспечивает основной объем

добычи сильвинитовой руды по месторождению. Пласт АБ отрабатывается только на тех участках, где верхний пласт Б сложен пестрым сильвинитом.

В связи с легкой растворимостью соляных пород основным условием обеспечения безопасности при отработке Верхнекамского месторождения калийных солей является недопущение критических деформаций ВЗТ, которые могут привести к образованию водопроводящих трещин и как следствие к затоплению рудника. С целью равномерного характера деформирования водозащитной толщи при извлечении полезных ископаемых на ВКМКС применяется камерная система разработки с естественным поддержанием выработанного пространства, где основным грузонесущим элементом служат междукамерные целики (МКЦ), не допускающие резкого оседания покровных пород. Различные технологические схемы ведения горных работ, когда-либо применявшиеся на ВКМКС, можно найти в работах [103, 80, 129, 130].

Параметры камерной системы разработки на рудниках ВКМКС достаточно разнообразны и в большей степени зависят от горнотехнических и горно-геологических условий. Устойчивость кровли является одним из основных факторов, определяющим ширину камер, которая может изменяться от 3 до 16 м. Высота камер зависит от мощности разрабатываемых пластов и мощности междупластья (при совместной отработке нескольких пластов). Длина камер – один из наиболее постоянных параметров системы и на ВКМКС составляет около 200 м. Ширина междукамерных целиков определяется расчетным путем для каждого участка и может варьироваться от 3 до 20 м. Пример типичных схем подготовки и отработки продуктивных пластов на площадях ВКМКС представлен на рис. 1.2 и 1.3 [80].

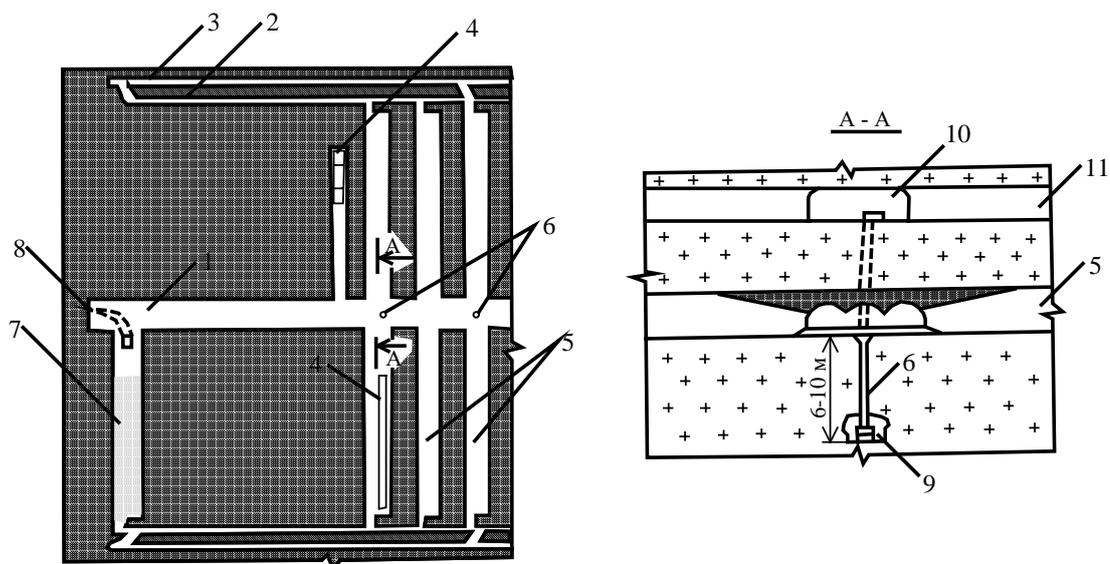


Рис. 1.2. Схема ведения добычных работ на панели при устойчивых породах кровли: 1 – выемочный штрек (пл. КрII); 2 – вспомогательный вентиляционный штрек; 3 – вентиляционный штрек; 4 – комбайновый комплекс; 5 – отработанная камера; 6 – рудоспускная скважина; 7 – камера с солеотходами; 8 – уклон; 9 – конвейерный штрек; 10 – выемочный штрек (пл. АБ); 11 – камера по пласту АБ

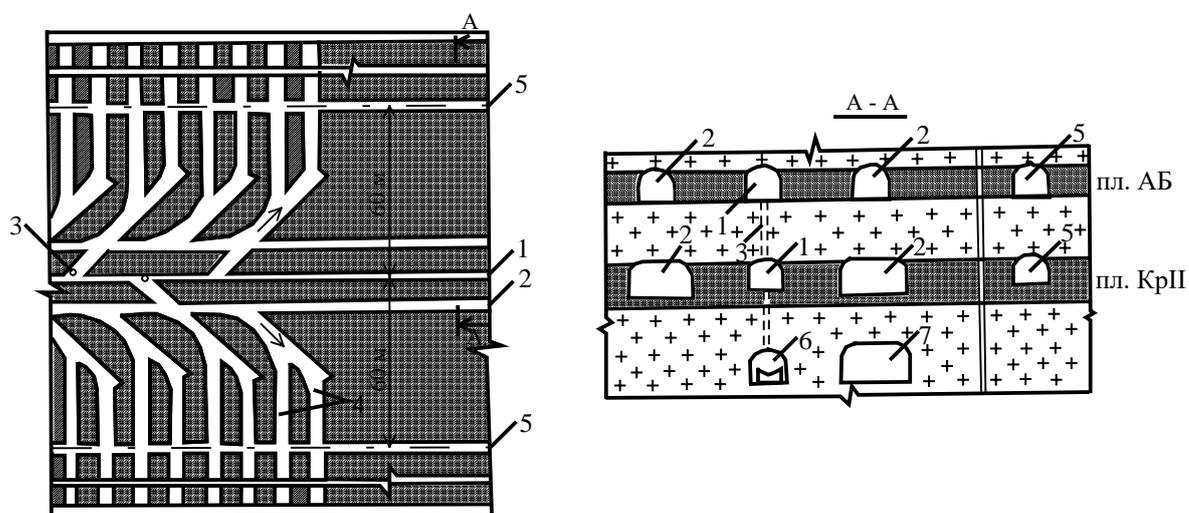


Рис. 1.3. Схема ведения добычных работ на панели при неустойчивых породах кровли: 1 – панельный конвейерный штрек; 2 – панельный транспортный штрек; 3 – рудоспускная скважина; 4 – очистная камера; 5 – вентиляционный штрек; 6 – конвейерный штрек; 7 – транспортный штрек

Механический способ отбойки руды от массива является основным на всех добычных участках ВКМКС. При ведении очистных работ используют механизированные комплексы, состоящие из проходческо-очистного

комбайна (типа ПК-8МА, Урал-61, Урал-20Р, Урал-20А), бункера-перегрузателя (БП-14, БП14В, БП-15, БПС-25) и шахтного самоходного вагона (5ВС-15М, 10ВС-15, ВС-30).

В связи с тем, что в кровле сильвинитовых пластов залегают достаточно мощные неустойчивые глинисто-соляные прослои («коржи»), которые обрушаются при обнажении, отработка продуктивных пластов ведется с их подрезкой либо, где это возможно, с оставлением защитной пачки. Также в случае слабоустойчивых пород используют анкерную крепь, как дополнительный способ поддержания кровли очистных и подготовительных выработок.

Естественное поддержание очистного пространства на междокамерных целиках при выемке полезного ископаемого является достаточно распространенным в практике способом управления горным давлением. Эффективность применения данного способа зависит от точности геомеханических расчетов, определяющих в первую очередь устойчивость грузонесущих элементов камерной системы разработки. Под устойчивостью целиков принято понимать сохранение их эксплуатационных характеристик при заданных параметрах (размерах) в течение длительного периода времени или на заданный срок службы.

Определение устойчивых размеров целиков во всех известных методах осуществляется путем сравнения действующей нагрузки на целик с его несущей способностью. Поэтому основные задачи, которые необходимо решить при проектировании параметров системы очистной выемки и определении «безопасных» размеров целиков, заключаются в следующем: во-первых, в определении максимально возможных напряжений, приходящихся на целики в зависимости от их размеров и размеров камер; во-вторых в определении прочностных характеристик пород слагающих целик; и в-третьих, в выборе таких размеров целиков, при которых они будут иметь достаточный запас прочности, чтобы обеспечить их длительную устойчивость. Решение поставленных задач может быть достигнуто как

экспериментально путем натуральных или лабораторных исследований горных пород, так и теоретически на основе гипотез горного давления и соответствующих теорий прочности материалов [26, 8, 124, 81, 5, 60, 112].

Первым, кто стал определять рациональные параметры камерной системы разработки, используя инженерный подход, был Турнер [198]. Так, в 1884 году он выдвинул гипотезу, что опорные целики испытывают напряжения, вызванные весом вышележащих пород, и сравнивал эти нагрузки с прочностью образцов кубической формы, испытанных в лабораторных условиях. В дальнейшем практически все исследователи, такие как Г. де ля Гупиер [169], М.Л. Грюнер [167], Л.Д. Шевяков [146], В.Д. Слесарев [119], П.М. Цимбаревич [142], решали задачу определения «прочных размеров» целиков в аналогичной постановке, разница заключалась лишь в способе расчета несущей способности и более точном распределении приходящихся на целик нагрузок.

Существенный вклад в разработку методов определения рациональных параметров камер и целиков в соляных породах был сделан А.М. Гальпериным, Ж.С. Ержановым, М. Стоматиу [127], К. Кегелем [174], А.Ф. Савченко [115], И.А. Кармановым [52], А.К. Черниковым [143], Г.Н. Нестеренко [84] и др. В частности, для Верхнекамского месторождения расчетами параметров систем разработки занимались В.Л. Водопьянов, И.Х. Габдрахимов, М.П. Нестеров, Б.А. Крайнев, А.Г. Оловянный, С.А. Константинова, В.Е. Мараков, А.А. Барях, Ю.А. Кашников, В.Г. Зильбершмидт [27, 34, 85, 76].

Важным этапом в развитии геомеханических расчетов стало применение подходов механики деформируемого твердого тела, которые позволили оценивать устойчивость междукамерных целиков аналитическим способом. Большую роль в развитие этого направления сыграли К.В. Руппенейт [113], Д.И. Шерман [147], А.С. Космодамианский [63], В.И. Маховиков [77] и др.

При всей своей привлекательности аналитические методы имеют ряд недостатков, что существенно ограничивает их применение в

горнотехнических задачах. К основным недостаткам данного подхода относят: использование упрощенной модели, предполагающей общие случаи нагружения целиков и двухмерную постановку задачи, а также невозможность при расчетах в комплексе оценить специфические характеристики подработанного горного массива, таких как неоднородность строения, наличие разнопрочных слоев, трещиноватость, наличие закладки и т.д.

Поэтому в большинстве случаев для реализации сложных задач геомеханики приходится прибегать к численным методам, которые позволяют решать широкий спектр вопросов, в том числе, связанных с несущей способностью междуканнерных целиков, учитывающих особенность строения и характер деформирования горных пород. Так, вопрос устойчивости соляных пород при их отработке, в условиях плоской деформации был рассмотрен в работах [61, 62]. Решением объемных задач по данной тематике занимались Н.А. Жданкин [44], И.А. Зубкова, М.А. Телужанов [46], А.А. Барях, А.С. Гегин [13]. Точность результатов численного моделирования процессов деформирования подработанного массива определяется корректностью параметрического обеспечения и адекватностью используемых геомеханических моделей.

Необходимо отметить, что, несмотря на существование различных теоретических подходов определения устойчивых размеров целиков, на практике зачастую используют инженерные методы расчета, которые обладают определенными ограничениями. В частности, на ВКМКС методика определения рациональных параметров камерной системы разработки, представленная в «Указаниях...» [1], базируется на методе Турнера-Шевякова.

На рис. 1.4 приведена схема отработки нескольких соляных пластов камерной системой, применяемой на ВКМКС, ключевыми параметрами которой являются: извлекаемая мощность пластов, ширина камер и междуканнерных целиков, а также мощность потолочин (междупластья).

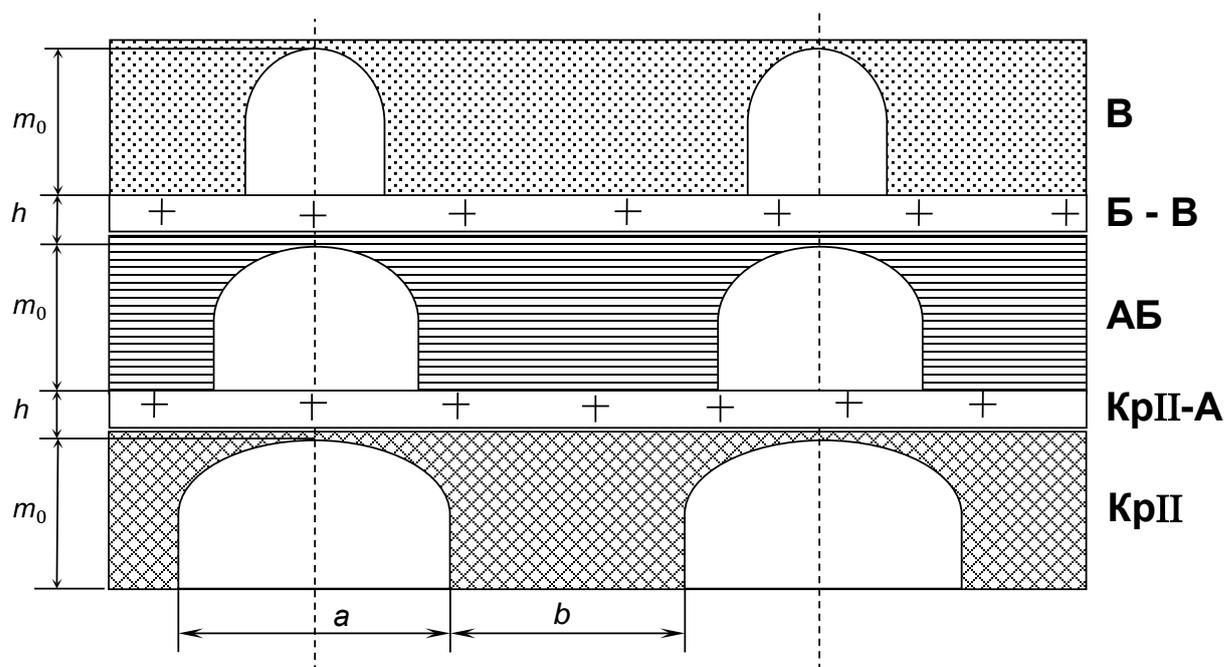


Рис. 1.4. Схема камерной системы разработки: a – ширина камеры; b – ширина междукамерного целика; m_0 – извлекаемая мощность пластов; h – мощность потолочин (междупластья)

Определение оптимальной ширины междукамерного целика, как отмечалось выше, основывается на сравнении действующей нагрузки на целик с его несущей способностью. Нагрузка, приходящаяся на целик, определяется весом вышележащих пород и рассчитывается по формуле:

$$Q = \zeta \cdot \gamma \cdot H_0 \cdot l/b, \quad (1.1)$$

где H_0 – максимальное значение расстояния от земной поверхности до кровли отрабатываемого пласта на рассматриваемом участке шахтного поля; γ – объемный вес налегающей толщи пород ($\gamma = 2,2 \text{ т/м}^3$); l – межосевое расстояние (при отработке без оставления в выработанном пространстве межходовых целиков $l = a + b$); b – ширина междукамерных целиков на уровне максимальной ширины очистных камер; a – максимальная ширина очистных камер; ζ – коэффициент, учитывающий изменение нагрузки на междукамерные целики вследствие влияния горнотехнических факторов.

Несущая способность целика зависит от ряда факторов и рассчитывается следующим образом:

$$P = k_f \cdot \sigma_{om} \cdot C, \quad (1.2)$$

где σ_{om} – агрегатная прочность пород в массиве в пределах расчетной высоты междокамерных целиков; k_f – коэффициент формы, учитывающий влияние отношения расчетной ширины междокамерных целиков к их расчетной высоте; C – расчетная степень нагружения междокамерных целиков.

При этом агрегатная прочность пород в массиве определяется выражением:

$$\sigma_{om} = k_m \cdot k_c \cdot k_l \cdot \sigma_0, \quad (1.3)$$

где k_m – коэффициент, учитывающий влияние масштабного фактора; k_c – коэффициент, учитывающий влияние глинистых прослоек; k_l – коэффициент, учитывающий влияние прорезки целиков; σ_0 – эквивалентная (приведенная) прочность пород, слагающих междокамерные целики.

Следовательно, при принятых параметрах системы разработки расчетная степень нагружения междокамерных целиков рассматриваемого пласта будет определяться как:

$$C = \frac{\zeta \cdot \gamma \cdot H_0 \cdot l}{b \cdot k_f \cdot k_m \cdot k_c \cdot k_l \cdot \sigma_0}. \quad (1.4)$$

Согласно действующим «Указаниям...» [1], для обеспечения бесконечно длительного срока службы целиков, необходимо выполнение условия $C \leq [C]$, где $[C]$ – это нормативная степень нагружения, являющаяся по своей сути аналогом коэффициента длительной прочности.

1.2. Состояние конструктивных элементов камерной системы разработки

В настоящее время на шахтных полях Верхнекамского месторождения для оценки процессов деформирования элементов системы разработки ведется регулярный мониторинг оседания земной поверхности, а также выполняется визуальное обследование выработанного пространства с контролем скорости горизонтальной конвергенции в очистных камерах.

Процесс сдвижения земной поверхности контролируется регулярными измерениями по имеющейся сети профильных маркшейдерских линий. Инструментальные наблюдения проводятся по грунтовым реперам с целью изучения характера и закономерностей процесса сдвижения земной поверхности, а также оценки надежности мер охраны ВЗТ.

Так, на шахтном поле рудника БКПРУ-4 ПАО «Уралкалий», отрабатывающего запасы Быгельско-Троицкого участка, процесс сдвижения в целом протекает равномерно, с низкими скоростями. На 80 % из общего числа наблюдаемых реперов процесс сдвижения развивается при плановых скоростях оседания не более 20 мм/год.

Вместе с тем, по результатам геодезических измерений выделены участки, характеризующиеся скоростями оседания земной поверхности, превышающими 50 мм в год:

- 2 СВП 6-7 зап. блок, 5 зап. блок (профильная линия №1, скорость оседания до 196 мм/год, суммарные оседания на 01.09.2020 до 706 мм);

- 4-5 ЮВП 2 зап. блок, 1 зап. блок (профильная линия №14, профильная линия №19, скорость оседания до 190 мм/год, суммарные оседания на 17.09.2020 до 904 мм);

- 10 ЮВП 4 блок (профильная линия №11, скорость оседания до 140 мм/год, суммарные оседания на 11.09.2020 до 487 мм);

- 3 ЮВП 4 вост. блок, 5 вост. блок (профильная линия №5, скорость оседания до 100 мм/год, суммарные оседания на 17.09.2020 до 2885 мм);

- 1 СЗП 2 вост. блок (профильная линия №1, скорость оседания до 70 мм/год, суммарные оседания на 11.06.2020 до 317 мм);

- 1 ЮЗП 1-2 зап. блок, 3 зап. блок (профильная линия №3, профильная линия №6, скорость оседания до 55 мм/год, суммарные оседания на 15.07.2020 до 274 мм).

Для количественной оценки деформирования элементов геомеханической системы на многих рудниках ВКМКС, начиная с 2019 года, непосредственно в выработанном пространстве, размещаются

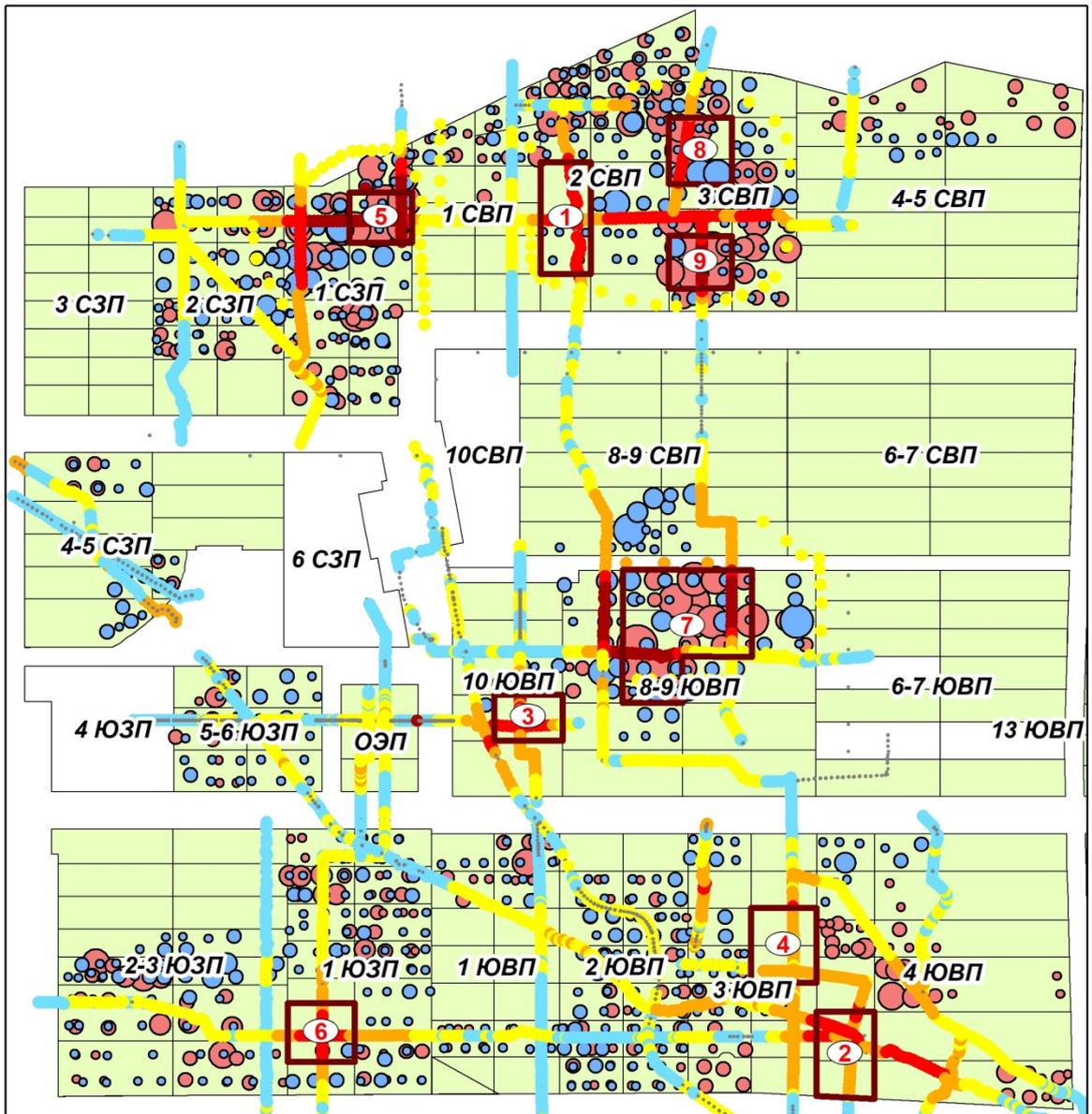
наблюдательные станции. Данные натурные исследования направлены на установление корреляционных зависимостей между горно-геологическими условиями и параметрами отработки (физико-механические свойства пород, геологическое строение массива, размеры камер и целиков, мощность междупластья, глубина разработки и тд.) с процессами, происходящими в горных выработках и на земной поверхности в различные периоды времени. Наблюдательная станция представляет собой две деревянные пробки (репера), заложенные на противоположных боковых стенках очистной камеры в самой широкой ее части. Величина горизонтальной конвергенции оценивается на основе измерения расстояния между реперами при помощи лазерной рулетки.

Результаты измерений в выработках на БКПРУ-4 в целом полностью согласуются с результатами измерений по профильным линиям. Вместе с тем, инструментальными измерениями в горных выработках выделено несколько участков, в пределах которых контроль оседаний земной поверхности не ведётся, при этом наблюдается низкая устойчивость междукамерных целиков, проявляющаяся в высокой скорости их поперечного деформирования (скорость горизонтальной конвергенции более 50 мм в год):

- 8-9 ЮВП 1 зап. блок, 1 вост. блок, 2 зап. блок, 2 вост. блок, 3 зап. блок, 3 вост. блок (скорость горизонтальной конвергенции до 230 мм в год на пл. КрII и до 184 мм в год на пл. АБ, скорость оседания составила 50-76 мм/год);

- 3 СВП 2 зап. блок, 3 зап. блок, 4 зап. блок, 5 зап. блок (скорость горизонтальной конвергенции до 145 мм в год на пл. КрII и до 74 мм в год на пл. АБ).

Таким образом, на основании данных по оседанию земной поверхности и скорости горизонтальной конвергенции, на БКПРУ-4 было выделено 9 участков интенсивного деформирования несущих элементов системы разработки (рис. 1.5).



Условные обозначения:

Скорость горизонтальной конвергенции, мм/год	
пл. АБ	пл. КрII
● менее 5	● менее 5
● 5-25	● 5-25
● 25-50	● 25-50
● 50-100	● 50-100
● более 100	● 100-200
	● более 200

Скорость оседания земной
поверхности, мм/год

● менее 5
● 5-20
● 20-50
● 50-100
● 100-250
▭ Участки для анализа

Рис. 1.5. Участки с интенсивным деформированием несущих элементов системы разработки

Кроме этого, трудные условия ведения горных работ наблюдаются при освоении периферийной части залежи в ходе отработки запасов Палашерского и Белопашинского участков, разработка которых производится на шахтном поле рудника ООО «ЕвроХим – Усольский калийный комбинат» [89].

Сложность горно-геологических условий на руднике ООО «ЕвроХим – УКК» заключается в тонкослоистой структуре промышленных пластов и вмещающих пород, сложенных каменной солью, сильвинитом и глинистыми прослойками. Такие прослои, с максимальной толщиной до 10 – 15 см, имеют низкие прочностные свойства и являются самым слабым звеном в несущей способности грузонесущих элементов камерной системы [42]. Поэтому содержание глины – это один из основных факторов, влияющих на параметры системы разработки, чем он больше, тем больше размеры целиков различного назначения, соответственно, тем больше потери.

В действующем нормативном документе учёт влияния глинистых прослоев на параметры камерной системы разработки осуществляется с помощью коэффициента k_c , уменьшающего несущую способность целика в зависимости от содержания в нём нерастворимого остатка [1]. Несмотря на это, накопленный опыт ведения горных работ по пласту КрII на руднике ООО «ЕвроХим – УКК» свидетельствует о том, что на участках шахтного поля с повышенным содержанием глины процесс деформирования выработанного пространства протекает значительно интенсивнее, чем это регламентирует нормативный документ. Междукammerные целики деформируются в «податливом» режиме, с фактической степенью нагружения, превышающей нормативное значение ($[C] = 0,4$). Яркими примерами тому являются 1 ЮВП, 1 ЮЗП и 2 ЮВП.

В частности, участок 1 ЮВП характеризуется интенсивным разрушением пород кровли и междукammerных целиков, при этом содержание глины в целиках составляет от 11 % до 13 %. Срок устойчивости кровли не превышает полугода, спустя год после отработки повсеместно на

сопряжениях выработок фиксируются массовые вывалы. Измеренные скорости горизонтальных деформаций целиков на 1 ЮВП достигали 110 мм/м в год. Высокие скорости деформаций были установлены как в недавно отработанных камерах, так и в камерах с возрастом более 1 года, это указывает на то, что процесс деформирования целиков уже на начальном этапе не соответствует степени нагружения 0,4. Спустя 2 года после отработки в междукамерных целиках фиксировались многочисленные открытые продольные трещины, отслоения (отколы) и массовые обрушения части стенки целика. По результатам инструментального мониторинга за процессом сдвижения вдоль профильных линий установлены повышенные скорости оседаний, порядка 100 мм/год.

Ещё более интенсивно процесс деформирования выработанного пространства развивается на 1 ЮЗП. В рамках регулярного мониторинга горизонтальной конвергенции выработок зафиксированы высокие скорости деформирования междукамерных целиков, более 60 мм/м в год. Сравнительный анализ горно-геологических условий показывает, что содержание глины в целиках на 1 ЮЗП выше (от 13 % до 18 %), чем на 1 ЮВП. Высокое содержание нерастворимого остатка отмечается как в продуктивном пласте КрII, так и в коржах кровли. Анализ инструментальных измерений вдоль наземных профильных линий также показал повышенные скорости оседаний (до 43 мм/год). Учитывая отсутствие условий полной подработки вдоль профильных линий и начальную стадию процесса сдвижения, в дальнейшем ожидается ускорение оседаний земной поверхности. Согласно результатам визуального обследования междукамерных целиков возрастом более полугода зафиксированы продольные трещины, отмечаются отслоения (отколы) стенки целика, пример представлен на рис. 1.6.

Аналогичная ситуация наблюдается на участках 2 ЮВП, где зафиксированы значительные скорости поперечного деформирования грузонесущих элементов камерной системы, присутствуют отслоения и

заколы в кровле выработок с последующим развитием по ним продольных трещин, местами происходит обрушение массива горных пород, разрушение сопряжений и тд. Глинистость промышленных пластов и вмещающих пород высокая, содержание нерастворимого остатка в междукамерных целиках достигает 19 %.



Рис. 1.6. Характер нарушенности междукамерных целиков

Обобщая данные натуральных наблюдений на руднике ООО «ЕвроХим–УКК»: информацию о визуальном обследовании выработок, данные мониторинга за оседанием земной поверхности и за горизонтальными деформациями целиков, можно сделать вывод, что одной из причин ранней потери устойчивости конструктивных элементов камерной системы разработки является высокое содержанием глины в отрабатываемых сильвинитовых пластах.

Анализ фактических ситуаций на рудниках ВКМКС указывает на то, что на некоторых участках месторождения с более сложными горно-

геологическими условиями требуется уточнение параметров, оценивающих влияние различных факторов на несущую способность целиков. К основным факторам, влияющим на расчет грузонесущих элементов камерной системы разработки, можно отнести форму целиков, как в продольном, так и поперечном направлении, неоднородность строения, наличие глины и реологические свойства горных пород, слагающих междукамерные целики. Рассмотрим более подробно каждый из них.

1.3. Влияние формы на несущую способность целиков

Проектирование камерной системы разработки на рудниках Верхнекамского калийного месторождения выполняется исходя из обеспечения безопасного производства горных работ по критерию нормативной степени нагружения междукамерных целиков ($C \leq [C]$). При этом расчетная степень нагружения зависит от мгновенного предела прочности соляных пород при одноосном сжатии. Определение прочности осуществляется в лабораторных условиях на цилиндрических или призматических образцах, форма которых стандартизована отношением высоты (h) к диаметру (d) или к стороне квадрата (b).

Многочисленные исследования посвящены вопросу изучения влияния формы образцов на их прочность при сжатии [69, 78, 50, 163, 195, 164, 9, 72, 51 и др.]. Во всех работах отмечается обратная зависимость между прочностью образцов и отношением их линейных размеров (h/d или h/b), по мере увеличения которого наблюдается в той или иной степени закономерное уменьшение временного сопротивления сжатию, и, наоборот, при уменьшении отношения прочность на сжатие возрастает. Повышенная прочность «низких» образцов объясняется возникновением сил трения на контактирующих с плитами пресса поверхностях, которые вызывают неоднородное распределение напряжений в приторцовых зонах. Вследствие этого, в образцах с малой высотой, значительная часть материала находится в

условиях объемного напряженного состояния, что обуславливает повышение предела прочности. Применение различного рода прокладок и смазывающих материалов на торцах образца помогает снизить трение, но как следствие, их использование приводит к нестабильности получаемых результатов. Иная картина наблюдается на образцах с отношением h/d больше двух, где в процессе нагружения в центральной части образца реализуется равномерное поле напряжений, близкое к одноосному сжатию. Это способствует получению более достоверных результатов определения предела прочности.

Также Н.М. Проскуряковым [107] были проведены исследования по изучению влияния отношения h/d на прочность при одноосном сжатии сильвинитовых образцов цилиндрической и призматической формы, отобранных из калийных пластов первого рудника комбината «Белорускалий». По результатам испытаний была подтверждена общая закономерность снижения прочности при сжатии с увеличением высоты образцов. При обработке данных испытаний сильвинитовых образцов с различным отношением h/d была установлена линейная зависимость значений $\sigma_{сж}$ от обратного отношения d/h , которая может быть аппроксимирована формулой:

$$\sigma_{сж} = 118 + 293,3 \cdot \frac{d}{h} \text{ кгс/см}^2. \quad (1.5)$$

Линейная зависимость величины $\sigma_{сж}$ от отношения d/h была установлена В. Дрейером и К. Борхертом [162] для цилиндрических образцов каменной соли при значениях d/h от 0,2 до 6 и аппроксимирована зависимостью:

$$\sigma_{сж} = 180 + 164,43 \cdot \frac{d}{h} \text{ кгс/см}^2. \quad (1.6)$$

Из вышеприведенных данных можно установить, что прочность соляных пород при одноосном сжатии независимо от формы поперечного сечения образцов в значительной степени зависит от соотношения их линейных размеров и в первую очередь от отношения высоты к ширине. Наибольшие колебания $\sigma_{сж}$ для образцов соляных пород имеют место при

изменении h/d от 0,5 до 2. При дальнейшем увеличении этого отношения изменение величин $\sigma_{сж}$ незначительно.

В этой связи ГОСТом [39] установлен стандартный метод определения предела прочности горных пород на образцах правильной геометрической формы с отношением высоты к диаметру (h/d) или к стороне квадрата (h/b) равным два. Испытания проводятся без смазывающих материалов в режиме «сухого» трения. При испытании образцов горных пород с отношением $h/d < 2$, результаты определения прочностных свойств пересчитываются на стандартные условия с помощью коэффициента форма, представляющего собой отношение прочности образца произвольной формы к прочности стандартного образца ($K_f = \sigma_{пр}/\sigma_{пр} |_{h/d=2}$). Кроме определения предела прочности горных пород, коэффициент формы используется непосредственно для оценки несущей способности грузонесущих элементов камерной системы разработки.

В научной литературе представлено значительное количество эмпирических зависимостей, предназначенных для вычисления коэффициента формы. Так, М. Церн [207] для расчета прочности на одноосное сжатие по результатам испытаний образцов различной высоты предложил использовать поправочный коэффициент следующего вида:

$$K_f = \sqrt{2 \frac{d}{h}}. \quad (1.7)$$

Г. Баушингер [160] рекомендовал поправочный коэффициент определять через гиперболическую зависимость по формуле:

$$K_f = 0,875 + 0,25 \cdot \frac{d}{h}. \quad (1.8)$$

Согласно исследованиям ВНИМИ, было предложено следующее эмпирическое соотношение для коэффициента формы [55]:

$$K_f = 0,754 + 0,496 \cdot \frac{d}{h}. \quad (1.9)$$

Логарифмическую зависимость для определения коэффициента формы предложил А.Н. Шашенко [145]:

$$K_f = 1,02 + 0,1 \cdot \ln \frac{d}{h}. \quad (1.10)$$

Большие исследования по изучению влияния формы на несущую способность целиков в натуральных условиях на образцах большой формы были проведены З. Т. Беньявски [16]. Испытания проводились в ЮАР на угольных месторождениях в пластах большой мощности. При изучении результатов, полученных З. Т. Беньявски и др. предложено уравнение коэффициента формы записывать также через гиперболическую зависимость:

$$K_f = 0,64 + 0,36 \cdot \frac{d}{h}. \quad (1.11)$$

В соответствии с действующим нормативным документом «Указания...» [1], который регламентирует ведение горных работ на ВКМКС, коэффициент формы определяется из выражений:

$$K_f = \sqrt{2 \frac{d}{h}}, \text{ при } 0 < \frac{d}{h} < 0,5 \quad (1.12)$$

$$K_f = 0,65 + 0,70 \cdot \frac{d}{h}, \text{ при } \frac{d}{h} \geq 0,5.$$

Относительно универсальности расчета коэффициента формы единого мнения в литературе нет. Так, в источнике [55] предлагается использовать унифицированные формулы для всех типов горных пород, тогда как в [24] отмечается, что коэффициент формы меняется в зависимости от вида породы, из-за различий в их составе и структуре.

Кроме этого, изучением влияния формы образцов на механические характеристики соляных пород занимались ученые Горного института УрО РАН [12]. Экспериментальные исследования проводились на образцах сильвинита, карналлита и каменной соли различной высоты с отношением h/d от 0,3 до 2,0.

Сравнительный анализ полученных результатов и данных других исследователей показал, что для расчета коэффициента формы каменной соли и сильвинита оптимальным является выражение (1.12), регламентированное действующими «Указаниями...» [1]. Использование данной зависимости обеспечивает наиболее точные результаты с

минимальным разбросом от экспериментальных данных, не превышающих 15 – 25%.

При этом существующие формулы определения коэффициента формы не дают удовлетворительной точности для карналлитовых пород, что особенно заметно при отношении высоты образца к его диаметру меньше единицы. В этой связи, по результатам проведенных исследований на образцах карналлита различной высоты, предложена новая эмпирическая зависимость расчета коэффициента формы:

$$K_f = 0,50 + 0,96 \cdot \frac{d}{h}. \quad (1.13)$$

Также, в рамках исследования, помимо прочностных характеристик оценивались и другие параметры соляных пород. По результатам оценки влияния формы образцов на разрушающую деформацию установлено, что для всех рассматриваемых типов пород существует прямая линейная зависимость между разрушающей деформацией и отношением d/h : чем выше это отношение, тем больше величина разрушающей деформации. Аналогичная зависимость прослеживается для касательного модуля деформации и секущего модуля спада. Обратная пропорциональная зависимость наблюдается для удельной энергоемкости разрушения горных пород, которая уменьшается с увеличением высоты образца.

Для учета влияния формы образцов на другие механические характеристики соляных пород, по аналогии с прочностным коэффициентом формы, были введены понятия коэффициентов формы для анализируемых выше параметров, результаты представлены в работе [12].

Позже И. Л. Паньковым [100], в рамках решения задачи по оценке несущей способности сильвинитовых целиков продуктивных пластов ВКМКС, была проведена серия одноосных испытаний на сжатие образцов красного сильвинита с различным соотношением высоты к ширине. Анализ проведенных исследований позволил установить эмпирическое выражение для коэффициента формы, определяемое по экспоненциальному закону:

$$K_f = e^{a(\frac{d}{h} - 0.5)}, \quad (1.14)$$

где a – экспериментально получаемый показатель.

Все выше представленные зависимости непротиворечивы, потому что получены экспериментально в лабораторных или натуральных условиях из испытаний образцов различных горных пород с разных месторождений. Но, не смотря на значительное количество предложенных уравнений, известные зависимости определения коэффициента формы не включают в свое математическое выражение влияние протяженности целиков, что может приводить к существенным погрешностям оценки несущей способности поддерживающих элементов подземных конструкций, влияющей как на безопасность ведения горных работ, так и на коэффициент извлечения полезных ископаемых.

Анализ литературных источников показал, что вопрос влияния длины на несущую способность целиков изучен крайне мало, многие исследователи, например, такие как Holland С.Т. и Gaddy F.L. [171] считали, что только минимальный боковой размер влияет на прочность столбчатого целика, тогда как другой размер не имеет никакого значения.

В начале 70-х годов во ВНИМИ были выпущены «Методические указания по установлению размеров камер и целиков при камерных системах разработки руд цветных металлов» [83], где влияние длины на прочность рудных целиков учитывается с помощью коэффициента $k_{\phi 1}$, который определяется исходя из отношения длины (b) и ширины (a) целика:

$$k_{\phi 1} = 0,8 + 0,2 \frac{b}{a}, \text{ при } 1 \leq \frac{b}{a} \leq 4. \quad (1.15)$$

Чтобы рассмотреть усиливающий эффект от удлиненного целика, Wagner Н. [202] предложил концепцию «эффективной ширины», которую можно рассчитать на основе площади и периметра целика следующим образом:

$$W_{eef} = \frac{4A}{C} = \frac{2wL}{w+L}, \quad (1.16)$$

где A – площадь поперечного сечения целика; C – периметр целика; w – минимальный поперечный размер целика; L – максимальный поперечный размер целика.

Уравнение (1.16) стало известно как «правило периметра» и широко используется в горнодобывающей промышленности Южной Африки. Недостатком данного правила является его сомнительная пригодность, поскольку не проводилось никаких экспериментальных работ для проверки этого приближения. Также Wagner H. утверждал, что уравнение (1.16) приближается к конечному значению $2w$ для очень длинных и узких целиков. И как отмечается в работе [182], если принять «правило периметра» и степенной закона Hedley D.G.F. и Grant F. [170], то прочность бесконечно длинного ленточного целика будет в 1,414 раза больше квадратного той же ширины.

Позже, в основном для угольных месторождений, был предложен ряд уравнений, описывающих увеличение прочности целика с длиной. К ним относятся уравнения Bauschinger-Johnson, Mark-Bieniawski и других авторов [151, 184, 183, 191]. Эти уравнения были разработаны с использованием интуитивного, эмпирического или аналитического подхода или их комбинаций. Полученные уравнения дают несколько разные результаты, хотя все показывают, что с увеличением длины целиков скорость возрастания прочности уменьшается.

В начале 2000-х годов для известняковых рудников Соединенных Штатов Америки было проведено численное моделирование в целях оценки увеличения прочности прямоугольных целиков по сравнению с квадратными [159]. Чтобы изучить влияние длины целика на его прочность с помощью моделирования, было проведено параметрическое исследование, в котором ширина целика сохранялась постоянной, а длина и высота варьировались. По результатам регрессионного анализа данных были получены уравнения прочности, отражающие геометрические размеры целика. Для критериев

разрушения Кулона-Мора было разработано следующее уравнение прочности:

$$C_{Rrc} = C_{S1}(1,64(W/H) + 0,15(W/L) - 0,58(W/H)(W/L) - 0,18), \quad (1.17)$$

где C_{S1} – прочность на сжатие для образцов горных пород с отношением ширины, высоты и длины равное 1,0; W – ширина целика; H – высота целика; L – длина целика.

Для условий Верхнекамского месторождения в действующих нормативных документах «Указания...» [1], используются достаточно упрощённые зависимости оценки влияния длины целиков на их агрегатную прочность, пересчет производится с помощью коэффициента, учитывающего влияние прорезки ленточных междукамерных целиков:

$$k_l = 1 + 0,125 \sqrt{\frac{l}{b} - 1}, \text{ при } 1 \leq \frac{l}{b} < 5 \quad (1.18)$$

$$k_l = 1,25, \text{ при } \frac{l}{b} \geq 5,$$

где l и b – длина и ширина ленточного междукамерного целика.

В силу отсутствия исследований влияния длины (l) образцов (целиков) на их несущую способность, в Горном институте УрО РАН был проведен комплекс экспериментов на сильвинитовых образцах различной длины и высоты [99]. По результатам исследований было предложено учитывать протяженность поддерживающих междукамерных целиков с помощью коэффициента длины [92, 91], записанного в виде степенной или экспоненциальной функции:

$$K_l \left(\frac{l}{b} \right) = \left(\frac{s+1}{s+b/l} \right)^p, \quad (1.19)$$

$$K_l \left(\frac{l}{b} \right) = K_l(\infty) - (K_l(\infty) - 1) \cdot e^{-n \left(\frac{l}{b} - 1 \right)}, \quad (1.20)$$

где s – задаваемый эмпирический параметр, имеющий положительную величину; p – определяемый показатель степени; $K_l(\infty)$ – коэффициент длины образцов с относительной длиной $l/b = \infty$; n – показатель, вычисляемый по результатам экспериментального определения коэффициента длины.

Для обоснования и повышения статистической значимости, полученных теоретических зависимостей, необходимо продолжить экспериментальные исследования в данной области.

1.4. Влияние неоднородности на несущую способность целиков

Ключевым фактором, определяющим безопасность и эффективность горных работ на Верхнекамском месторождении калийно-магниевых солей, является правильный выбор размеров поддерживающих целиков и их несущей способности. В свою очередь, несущая способность целиков зависит от комплекса горно-геологических и горнотехнических факторов, среди которых существенное значение имеет неоднородность строения массива, обусловленная слоистой структурой пород с различной прочностью и наличием тонких глинистых прослоев.

Значительное количество исследований было посвящено изучению влияния глинистых пластичных прослоек на прочностные свойства горных пород в 1960 – 1970-х годах, выполненных в таких научных учреждениях, как ВНИМИ, ВНИИГ, ППИ, ЛГИ и др.

Так, Н.М. Проскураков [106] определял прочностные свойства соляных пород Старобинского месторождения на призматических образцах с неоднородной структурой, представленных чередованием прослоев сильвинита, каменной соли и глины. В ходе исследования было установлено, что глинистые прослойки в образцах выступают в качестве пластичного слоя, приводящего к инициированию разрушения, формированию параллельных трещин, а также образованию выколов и выдавливанию глинистого материала в местах контакта с соляными породами при одноосном сжатии.

Исследование В.Ф. Трумбачева и Е.А. Мельникова [133] с использованием фотоупругого моделирования показало, что слабые прослойки в поддерживающих целиках влияют на их устойчивость. Такие прослойки способствуют развитию поперечных деформаций и изменению

напряженного состояния, что приводит к уменьшению несущей способности грузонесущих элементов камерной системы.

Анализ результатов натуральных наблюдений [104], проводимых на шахтных полях БКПРУ-2 и БКПРУ-3, также показал, что содержание глины в пласте является негативным фактором, влияющим на устойчивость междукамерных целиков. Повышенное содержание глины ускоряет разрушение целиков, приводит к обрушению кровли очистных камер и сокращает срок службы подготовительных выработок.

Под руководством Ф.П. Бублика был проведен большой комплекс исследований, направленных на изучение прочности (несущей способности) неоднородных целиков [20, 23, 22, 79, 21]. Их целью являлась не только качественная, но и количественная оценка влияния имеющихся в целике «слабых» пластичных прослоек на его несущую способность. Эксперименты проводились на моделях (образцах) из эквивалентных материалов.

Анализ полученных результатов показал, что наличие пластичных прослоек в образце снижает его прочность в среднем на 16 – 26% по сравнению с однородными образцами и не зависит от расположения «слабого» слоя по его высоте. Исключением являются случаи, когда пластичные прослойки располагались на торцах образца, прочность которых снижалась в среднем на 38 – 42%. Также установлено, что существенное влияние на уровень снижения прочности оказывает толщина пластичного прослойка, однако после достижения определенного значения это влияние становится незначительным, и прочность исследуемых образцов стабилизируется.

По результатам испытаний выведена эмпирическая зависимость изменения прочности кубического образца от толщины пластического прослойка:

$$R_n = R \frac{1 + 0,4 \sqrt[4]{\frac{h_n}{h}}}{1 + \sqrt[4]{\frac{h_n}{h}}}, \quad (1.21)$$

где R_n и R - прочность кубического образца, соответственно, с пластичными прослойками и без прослойков; h_n - толщина пластичного прослойка; h - размер грани образца.

Также Г.А. Иванов [48] в конце 60-х годов проводил испытания кубических образцов со «слабыми» пластичными прослойками, по результатам которых было предложено аналитическое выражения для определения прочности образца (целика):

$$R_n = \frac{2k \cdot \operatorname{ctg}(45^\circ - \rho/2)}{1 - \eta \cdot \operatorname{ctg}^2(45^\circ - \rho/2)} = \frac{R_0}{1 - \eta \cdot \operatorname{ctg}^2(45^\circ - \rho/2)}, \quad (1.22)$$

где R_0 , k и ρ - прочность на одноосное сжатие, коэффициент сцепления и угол внутреннего трения основного материала. Значения переменной η выбирается исходя из расположения, количества, толщины прослойков и угла трения (φ) по контактам. Значения η для трех случаев расположения пластичных прослойков следующие:

- на опорных поверхностях – $\eta = \sum_1^n \frac{h_n}{h}$,

- в теле образца – $\eta = \operatorname{tg} \varphi / 2 - \sum_1^n \frac{h_n}{h}$,

- один из прослойков на одной опорной поверхности – $\eta = \operatorname{tg} \varphi / 4 - \sum_1^n \frac{h_n}{h}$.

Как было отмечено выше, прочностные характеристики образцов существенно зависят от торцевых условий, что является предметом многочисленных исследований. Механизм снижения прочности образцов с пластичными прокладками на контактах подобен влиянию глинистых прослоев на несущую способность междукамерных целиков.

Так, исследованиями, представленными в работе [107], установлено, что применение различных смазывающих материалов на торцах образца, контактирующих с плитами пресса, может изменять предел прочности породы при одноосном сжатии в несколько раз. И наоборот, использование усиливающих сцепление прокладок на торцах значительно увеличивает прочность породы. Стоит отметить, что при испытании высоких образцов с отношением высоты (h) к их диаметру (d) более трех, влияние смазки на прочностные свойства становится минимальным.

Аналогичные испытания, направленные на изучение влияния как контактных условий, так и глинистых прослоек на несущую способность междукамерных целикков, проводились и в Горном институте УрО РАН [12].

С целью изучения влияния контактных условий на прочность соляных пород использовались фторопластовые прокладки. Результаты испытаний показали, что применение данного вида прокладок уменьшают силы терния на контактах сильвинитовых образцов с плитами пресса и, как следствие, снижают их прочность, причем степень снижения зависит от отношения h/d .

Для оценки влияния пластичных прослоек на прочностные и деформационные свойства соляных пород изготавливались составные цилиндрические образцы красного сильвинита, между дисками которого располагались глинистые прослойки. Анализ экспериментальных данных показал, что на прочность сильвинитовых пород в большей степени влияет расположение глинистого прослоя по высоте образца. Так центральное расположение пластичного прослойка уменьшает прочность на 20 %, а торцевое – почти в 4 раза. Кроме того, на прочностные характеристики соляных пород существенное влияние оказывает толщина пластичного прослойка или его суммарная мощность, с увеличением которой происходит снижение несущей способности образцов. По результатам дополнительных исследований получены экспериментальные зависимости изменения прочности сильвинитовых образцов от толщины глинистого прослойка.

Также диссертационная работа И.С. Ломакина [74] была посвящена изучению влияния слоисто-неоднородного строения породного массива на устойчивость грузонесущих элементов камерной системы разработки. С помощью физического моделирования оценивалось воздействие пластичных прослоев на несущую способность междукамерных целиков. По результатам исследования было установлено, что мощность и влажность глинистого материала являются ключевыми факторами, влияющими на прочность составных сильвинитовых образцов, причем разрушение основного материала (сильвинита) начинается с места контакта породы и глины. Количественная оценка изменения несущей способности целиков проводилась с помощью математического моделирования, по результатам которого получены аппроксимационные зависимости изменения относительной степени нагружения междукамерных целиков от их формы и мощности глинистых прослоев.

При оставлении защитной пачки и влажности $W = 6 \%$:

$$c = \begin{cases} 1, & \text{при } \lambda < 1.5 \\ (4.77\lambda - 7.2)\varepsilon + 1, & \text{при } \lambda \geq 1.5 \end{cases}; \quad (1.23)$$

при влажности $W = 12 \%$:

$$c = \begin{cases} 1, & \text{при } \lambda \leq 1.4 \\ (5.9258\lambda - 7.742)\varepsilon + 0.0295\lambda + 0.9517, & \text{при } \lambda > 1.4 \end{cases}. \quad (1.24)$$

При подрубке глинистых коржей снижение несущей способности рассчитывается по формулам:

при $W = 6 \%$

$$c = \begin{cases} 2.3076\varepsilon + (0.0249 - 1.2502\varepsilon)\lambda^{-1} + 0.9635, & \text{при } \lambda < 1.15 \\ 2.0076\varepsilon + 0.99 - (0.2397 - 2.3623\varepsilon)\lambda^{302.02\varepsilon - 23.005}, & \text{при } \lambda \geq 1.15 \end{cases}; \quad (1.25)$$

при $W = 12 \%$

$$c = \begin{cases} (0.3363 - 0.00711\varepsilon^{-1})\lambda + 0.00397\varepsilon^{-1} + 0.82395, & \text{при } \lambda < 1.15 \\ 2.7515\varepsilon + 1.0208 - (1.6386\varepsilon + 0.0872)\lambda^{-(8.234\varepsilon + 8.8678)}, & \text{при } \lambda \geq 1.15 \end{cases}. \quad (1.26)$$

где c – относительная степень нагружения, характеризующая изменение несущей способности целиков в сравнении с их однородными аналогами в зависимости от параметров пластичных прослоев; ε – относительная мощность глинистого прослоя; λ – параметр формы, определяемый отношением ширины к высоте целика.

Таким образом, все проведенные исследования показывают, что на несущую способность междукамерных целиков влияет наличие «слабых» пластичных прослоек, при этом важно учитывать их мощность, влажность, местоположение и ряд других факторов.

На основании представленных выше результатов, для условий Верхнекамского месторождения калийных солей, согласно действующему нормативному документу «Указания...» [1], влияние «слабых» глинистых прослоек на несущую способность междукамерных целиков оценивается по формуле:

$$k_c = \begin{cases} 0,86 \cdot (1 + 0,728 \cdot \sqrt{0,05 - \delta_c}) \\ 0,86 \cdot (1 - 0,728 \cdot \sqrt{\delta_c - 0,05}) \end{cases} \text{ при } \begin{cases} 0 \leq \delta_c \leq 0,05 \\ 0,05 < \delta_c \leq 0,35 \end{cases}, \quad (1.27)$$

где δ_c - относительное содержание глинистых прослоек.

В качестве критики используемого выражения (1.27) необходимо отметить, что оно не учитывает положение прослоев по высоте целика, а их мощность отражается интегрально.

Несмотря на широкое распространение месторождений полезных ископаемых с неоднородным строением массива, сложенным из слоев с различными прочностными характеристиками, вопрос, связанный с влиянием слоистости на устойчивость целиков, изучался в меньшем объеме. Одной из первых работ, в которой рассматривались результаты исследований определения прочности слоистых образцов при условно-мгновенном режиме нагружения, была работа Г.Н. Кузнецова, Ф.П. Бублика и С.Т. Кузнецова [70]. Эксперименты на сжатие проводились на моделях (образцах) изготовленных из песчано-парафиновых смесей, состоящих из двух

материалов: прочного и слабого слоя. При этом толщина слабого слоя варьировалась от нуля до полной высоты образца.

По результатам исследований было установлено, что прочность и толщина слабого слоя, являются основными факторами, влияющими на общую прочность искусственных образцов. Увеличение толщины и снижение прочности слабого слоя приводит к значительному снижению несущей способности всей модели. Влияние местоположения слабой пачки на прочность слоистого образца выявлено не было. Для количественного описания изменения прочности неоднородного образца, в зависимости от параметров слоев, предложено следующее аналитическое выражение:

$$\frac{R}{R_1} = \frac{1}{1 + \left(\frac{R_1}{R_2} - 1\right) \cdot \frac{h_c}{h}}, \quad (1.28)$$

где R – предел прочности образцов по отдельным участкам модели, кг/см²;
 R_1 – предел прочности однородного образца из крепкого материала, кг/см²;
 R_2 – предел прочности наиболее слабого материала, кг/см²; h_c – толщина слабого слоя, мм; h – полная высота образца мм.

Позже, в конце 60-х годов, проводились испытания и на образцах горных пород, представленных сочетанием двух слоев: известняка и горючего сланца, угля и глины, алевролита и угля. Результаты испытаний показали удовлетворительную сходимость с экспериментами из эквивалентных материалов, что позволяет использовать выражение (1.28) в широких пределах.

Для многослойных целиков, состоящих из трех и более разнопрочных слоев, оценка несущей способности производится по тому же уравнению (1.28) путем последовательного суммирования пачек [19].

Кроме того, по аналогии с условно-мгновенными испытаниями, проводились исследования пределов длительной прочности неоднородных слоистых образцов, изготовленных как из горных пород, так и из искусственных материалов [22]. Сопоставительный анализ результатов полученных при длительных испытаниях в режиме ползучести и расчетных

значений по формуле (1.28) показал, что экспериментальные и расчетные данные практически совпадают, не имея значительных расхождений. Данный факт позволяет предположить, что характер изменения прочности слоистых образцов от толщины и прочности слабого слоя качественно похож как при условно-мгновенном, так и длительном режимах нагружения. Это дает возможность использовать уравнение (1.28) для определения предела длительной прочности неоднородных слоистых целиков $R(t)$, заменив мгновенные прочности слоев на длительные $R_1(t)$ и $R_2(t)$:

$$R(t) = \frac{R_1(t)}{1 + \left(\frac{R_1(t)}{R_2(t)} - 1\right) \cdot \frac{h_c}{h}}. \quad (1.29)$$

Впоследствии, после появления в печати работы Г.Н. Кузнецова [70], появились и другие исследования несущей способности неоднородных целиков, сложенных из слоев различной прочности. В частности, Е.С. Раденко [110] изучал прочность неоднородных слоистых образцов на моделях из гипсобетона и предложил свою эмпирическую зависимость для расчета:

$$\frac{\sigma_{неодн}}{\sigma_{одн}} = 1 - \sqrt{\frac{h_{сл}}{h}} \left(1 - \frac{\sigma_{сл}}{\sigma_{одн}}\right), \quad (1.30)$$

где $\sigma_{неодн}$ – кубиковая прочность неоднородного образца; $\sigma_{одн}$ – кубиковая прочность основного материала; $\sigma_{сл}$ – кубиковая прочность слабого материала; $h_{сл}$ – толщина слабого слоя; h – высота образца.

На шахтах Прибалтийского бассейна при разработке горючих сланцев В.Г. Безкаравайный [14] проводил исследования несущей способности слоистых целиков на образцах из горных пород. По результатам испытаний получены следующие аналитические выражения:

для расчета прочности образцов с крепкими прослойками –

$$\sigma_{н.кр} = \left(\frac{\sigma_{пр.кр}}{\sigma_{осн}}\right)^{\frac{m}{M}} \cdot \sigma_{осн} \left(1 - a \frac{K_{к.к}}{K_{сер.к}} \sqrt{\frac{2h}{M}}\right); \quad (1.31)$$

для расчета прочности образцов со слабыми прослойками –

$$\sigma_{н.сл} = \left(\frac{\sigma_{пр.сл}}{\sigma_{осн}} \right) \sqrt{\frac{m}{M}} \cdot \sigma_{осн} \left(1 - a \frac{K_{к.сл}}{K_{сер.сл}} \sqrt{\frac{2h}{M}} \right), \quad (1.32)$$

где $\sigma_{н.кр}$ и $\sigma_{н.сл}$ – прочность неоднородных образцов с крепкими и слабыми прослойками; $\sigma_{осн}$, $\sigma_{пр.кр}$ и $\sigma_{пр.сл}$ – прочность вмещающих пород, крепкого и слабого прослойков; $K_{сер.к}$ и $K_{к.к}$ – коэффициенты увеличения прочности при расположении крепкого прослойка, соответственно, по середине и у опорных поверхностей; $K_{сер.сл}$ и $K_{к.сл}$ – коэффициенты снижения прочности при расположении слабого прослойка, соответственно, по середине и по краям; a – постоянный коэффициент, зависящий от свойств породы и для рассмотренных условий равен 0,165; M – высота образца; m – мощность прослойка; h – расстояние от центра прослойка до середины образца по высоте.

Также Д.Н. Ким изучал влияние включений слабых блоков на прочность всего массива. Испытания проводились в условиях одноосного сжатия на моделях, сложенных из отдельных блоков на основе гипсобетонных смесей [58]. По итогам определения прочностных характеристик крупноблочных пород была получена следующая зависимость:

$$\sigma_{ср} = 0,53 \sigma_{max}^0 - a(\sigma_{max}^0 - \sigma_{min}^0), \quad (1.33)$$

где $\sigma_{ср}$ – усредненная прочность на одноосное сжатие массива; σ_{max}^0 и σ_{min}^0 соответственно, прочности на одноосное сжатие блоков основного и слабого материалов; a – коэффициент, принимаемый по графику в зависимости от процентного содержания ослабляющих блоков в массиве.

Из зарубежных ученых, занимающихся влиянием неоднородности на прочность горных пород, был G.P. Tziallas и др. [199]. В ходе проведения лабораторных испытаний на одноосное сжатие композитных образцов с различным соотношением алевролит-песчаник, было установлено, что на режим разрушения влияет доля более слабых материалов (алевролит). Для образцов с более низкими значениями процентного содержания алевролита наблюдаются явные хрупкие трещины, которые распространяются по всему

образцу. По мере увеличения содержания алевролита разрушение становится более пластичным, образование трещин происходит как в алевролите, так и в дисках песчаника. При дальнейшем увеличении содержания алевролита, когда прочность композита приближается к прочности слабого материала, трещины концентрируются в алевролите, распространяясь в песчанике только в виде слабых трещин или (поверхностных) сколов.

W. Liang и др. [179] провели трехосные испытания композитных образцов из ангидрита (более прочный, более твердый компонент) и галита (более слабый компонент). Они отметили, что существует несовместимость деформаций вдоль границ раздела, что приводит к растрескиванию или сдвигу в более твердом компоненте и более пластичной деформации в более слабом компоненте.

O.D. Greco и др. [166] также исследовали механизм прочности и разрушения композитных образцов горных пород, подвергнутых одноосному сжатию. Согласно их исследованию, испытания образцов, состоящих из дисков из того же материала, привели к более низкой прочности на одноосное сжатие (снижение на 10%) по сравнению с непрерывными образцами.

В своих лабораторных испытаниях на композитных образцах сланца и песчаника Z. Mohamed и др. [185] изучали влияние толщины сланца на общую прочность. Они пришли к выводу, что для образцов с содержанием сланца более 10%, прочность композитного образца была равна прочности более слабого материала.

M.R. Vergara и др. [201] провели крупномасштабные трехосные испытания на слоистых образцах из песчаника и аргиллита, и пришли к выводу, что разрушение слоистых образцов происходит в результате комбинированного пластичного разрушения обоих материалов. Они также выполнили численный анализ с использованием двумерного (2D) универсального кода отдельных элементов (UDEC) при моделировании образцов, состоящих из чередующихся слоев разных материалов одинаковой

толщины. Было показано, что при ограничивающем давлении менее 15 МПа прочность образца контролировалась разрушением более твердой породы, в то время как при повышенном ограничивающем давлении прочность контролировалась разрушением более слабой породы.

V. Rupa и др. [189] определяли механические свойства измененного дацита лабораторными методами. В работе представлена методика определения прочности на одноосное и трехосное сжатие композитных образцов, состоящих из дисков дацита (D) и измененного дацита (AD). Было установлено, что участие измененного дацита напрямую влияет на режим и механизм разрушения образцов во время испытаний. Прочность на одноосное сжатие неоднородных образцов экспоненциально уменьшается с увеличением объемного участия AD. Критическое соотношение, при котором прочность на одноосное сжатие композитного образца равна прочности однородного образца AD, составляло 30% AD. Сравнение полученного экспоненциального уравнения с практическими предложениями показывает хорошее соответствие. С помощью предлагаемой методики можно прогнозировать прочностные параметры неоднородного массива горных пород при переходе твердой (D) и слабой породы (AD).

Традиционно, тот или иной показатель (X) горных пород, сложенных из n слоев с различными физическими характеристиками (X_i) с относительным объемным содержанием V_i определяется с помощью различных выражений [111].

Физический показатель, определяемый вдоль слоистости рассчитывается по формуле арифметического средневзвешенного:

$$X_{\text{ариф}} = \frac{1}{H} \sum_{i=1}^n X_i V_i \quad (1.34)$$

Физическую характеристику породы, определяемую перпендикулярно к слоистости, вычисляют по уравнению гармонического средневзвешенного:

$$\frac{1}{X_{\text{гарм}}} = \sum_{i=1}^n \frac{V_i}{X_i} \quad (1.35)$$

Для статистической смеси минералов наибольшее приближение к эксперименту дает формула логарифмического средневзвешенного:

$$\lg X_{\text{лог}} = \sum_{i=1}^n V_i \lg X_i \quad (1.36)$$

В соответствие с вышеизложенным подходом, в действующих «Указаниях...» [1] для расчета эквивалентной прочности применяется формула гармонического средневзвешенного, записанная в виде:

$$\sigma_0 = \frac{m}{\sum_{i=1}^n \frac{m_i}{\sigma_{ci}}} \quad (1.37)$$

где m – расчетная высота междукамерного целика; m_i – мощность i -го слоя породы ($i = 1, 2 \dots n$); n – количество слоев разнопрочных пород, слагающих междукамерные целики в пределах их расчетной высоты m ; σ_{ci} – расчетная прочность при сжатии стандартных образцов (с отношением высоты к ширине равном двум) i -го слоя породы.

Несмотря на достаточно длительную практику расчета эквивалентной прочности по формуле (1.37), с использованием экспериментальных данных прочности слоев, определенных в лабораторных условиях, достаточно актуальным остается вопрос проведения сопоставительных исследований при обосновании используемой зависимости. Сопоставительные исследования предполагают построение определяющих зависимостей, учитывающих неоднородность строения целика и его несущую способность на основе результатов лабораторных испытаний слоистых образцов из разнопрочных слоев.

1.5. Влияние реологических свойств на несущую способность целиков

При геомеханической оценке устойчивости грузонесущих элементов камерной системы разработки на калийных рудниках необходимо учитывать фактор времени. Это связано с тем, что соляные породы обладают ярко выраженными реологическими свойствами [55, 108], то есть способны деформироваться во времени под действием постоянной нагрузки – явление

ползучести (рис. 1.7), и снижать напряжение при постоянной деформации – явление *релаксации* (рис. 1.8).

Сам процесс ползучести, в зависимости уровня приложенных нагрузок, можно разделить на несколько стадий (рис. 1.7): первая стадия (отрезок OA) – мгновенная упругая деформация; вторая стадия (отрезок AB) – неустановившаяся ползучесть, характеризующаяся постоянно убывающей скоростью деформирования; третья стадия (отрезок BC) – установившаяся ползучесть с постоянной скоростью деформирования; четвертая стадия (отрезок CD) – либо затухающая ползучесть при малых нагрузках, либо прогрессирующая при нагрузках выше предела длительной прочности.

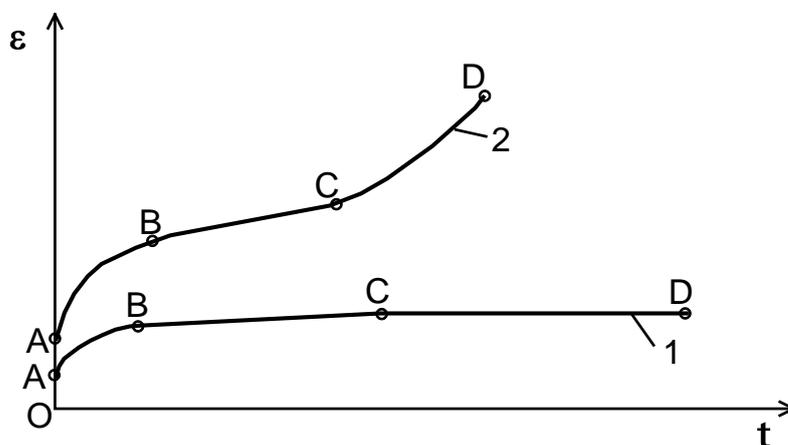


Рис. 1.7. Характерные кривые ползучести горных пород:
1 – затухающая ползучесть; 2 – прогрессирующая ползучесть

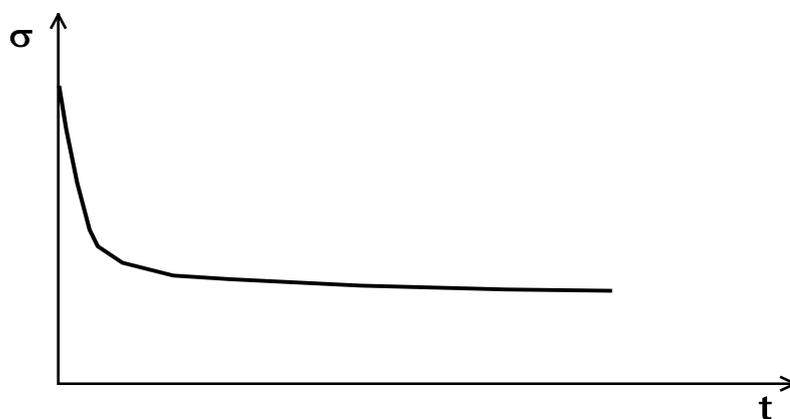


Рис. 1.8. Характерная кривая релаксации напряжений

На Верхнекамском месторождении калийных солей параметры отработки сильвинитовых пластов в значительной мере определяются величиной допустимой степени нагружения междукammerных целиков, или обратной ей величиной – коэффициентом запаса прочности, которые регламентируются геологическими и горнотехническими условиями разработки. Количественная оценка допустимой степени нагружения целиков базируется на информации о пределе длительной прочности соляных пород при сжатии.

В научной литературе термины длительной прочности и предела длительной прочности трактуются по-разному [51, 107, 193, 36, 55, 111]. Для понимания в данной работе будут использованы следующие определения: *длительная прочность* – это способность горных пород изменять прочность при длительном действии постоянной нагрузки; *предел длительной прочности* – максимальное сжимающее напряжение, при котором деформационные процессы в горных породах протекают без разрушения на протяжении бесконечного периода времени.

Экспериментальные исследования, направленные на изучение реологических свойств соляных пород, начаты достаточно давно, а их пик пришелся на 60-е – 70-е годы двадцатого века. Для условий Верхнекамского месторождения испытания на ползучесть соляных пород можно найти в работах [34, 28, 148, 121, 125, 122, 33].

Классический (прямой) способ определения предела длительной прочности заключается в построении графика длительной прочности в координатах «время разрушения – действующее постоянное напряжение» по результатам испытаний на ползучесть идентичных образцов, при этом уровень действующего нагружения для каждого образца различен (рис. 1.9). Кривые ползучести должны быть получены из испытаний, доведенных до разрушения или до явно выраженного прогрессирующего течения. За предел длительной прочности принимается горизонтальная асимптота, к которой стремится кривая длительной прочности (рис. 1.9, б). Изучению

деформирования соляных пород при длительном нагружении, выполненных прямым методом, посвящено не мало работ. В частности некоторые результаты представлены в трудах [205, 180, 158, 193, 57, 30, 31, 128, 206, 192, 6, 4, 181, 168, 188].

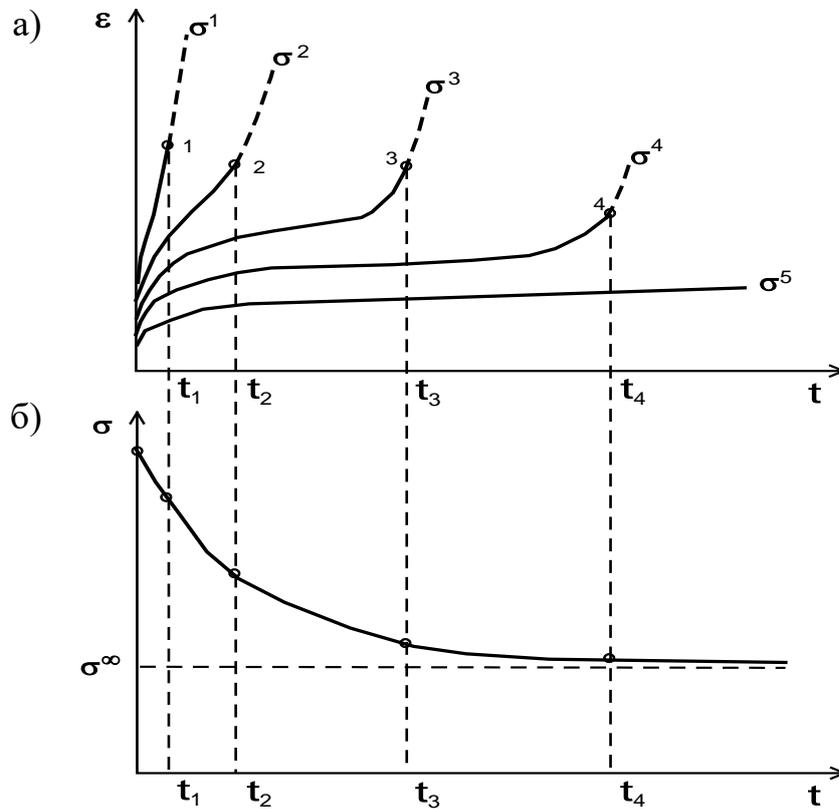


Рис. 1.9. Схема построения кривой длительной прочности

Основным достоинством прямого метода определения реологических свойств горных пород является достоверность получаемых результатов. К тому же метод не требует расшифровки физической сущности процесса деформирования и разрушения. К недостаткам можно отнести: высокую трудоемкость и длительность (от нескольких месяцев до года) проведения экспериментов на ползучесть, сложность сохранения в течение всего исследования постоянных условий (температуры, влажности и др.), применение сложного оборудования. В связи с большим количеством недостатков прямого метода, возможность его применения в массовых испытаниях ограничена, поэтому на практике зачастую используют

укорененные или косвенные методы определения реологических свойств горных пород, позволяющие определять предел длительной прочности в относительно короткие сроки.

Наиболее полный обзор ускоренных методов определения предела длительной прочности приведен в диссертационной работе Б.В. Титова [131]. Кратко разберем часто встречающиеся из них.

Метод ползучести. Существует несколько вариантов данного метода, самый распространенный заключается в аналитической аппроксимации процесса деформирования породы под постоянной нагрузкой степенной или экспоненциальной функцией, с последующей экстраполяцией полученных зависимостей за пределы опыта [34, 120, 73, 144, 126, 178 и др.]. Также на практике применяются более сложные эмпирические модели для описания процесса ползучести, представленные в работах [154, 203]. Продолжительность эксперимента недели – месяцы, достоинства – получение аналитического описания процесса ползучести, недостатки – трудоемкость проведения, использование сложного оборудования и экстраполяция данных.

Метод ступенчатого нагружения. Первым данный метод применил Г.Н. Кузнецов [67], получив семейство кривых ползучести при испытании одного образца. Сущность метода заключается в следующем, образец выдерживается под нагрузкой на каждой ступени до затухания деформаций или стабилизации скорости деформирования, после нагрузка повышается до следующего уровня, за предел длительной прочности принимают предельную нагрузку, которая не вызывает прогрессирующей ползучести. По результатам использования ступенчатого нагружения другими авторами [56] установлено, что значения предела длительной прочности являются завышенными.

Проведением длительных испытаний методом ступенчатого нагружения занимаются и в настоящее время [88, 204, 49, 2]. В диссертационной работе В.А. Агеенко [2] представлены результаты длительных испытаний каменной

соли методом ступенчатого нагружения при одноосном и трёхосном сжатии. По результатам исследований предложена ускоренная методика определения реологических свойств соляных пород, которая обеспечивает высокую точность определения параметров ползучести при минимальных временных затратах путем оптимального выбора параметров многоступенчатого нагружения.

Время проведения экспериментов методом ступенчатого нагружения составляет несколько недель, к достоинствам можно отнести сокращение экспериментального материала и отсутствие экстраполяции данных, к недостаткам – завышенные результаты.

Метод релаксации напряжений. При определении предела длительной прочности данным методом используется явление релаксации и нахождение, так называемого, предела релаксации – стабилизированного значения напряжения. Удовлетворительные результаты по изучению характеристик ползучести и длительной прочности методом релаксации получили такие авторы, как Е. С. Оксенкруг, Г. Б. Кузнецов и В. В. Кривенюк [86, 68, 65]. В работе [68] можно найти принципы получения уравнений длительной прочности при релаксации.

Другие исследователи [107, 36, 105], напротив, установили, что предел релаксации зависит от начального напряжения, поэтому данный метод может давать не объективные результаты. Кроме этого, в работе [59] установлено влияние формы образцов (отношение высоты к диаметру) на временную зависимость скорости ползучести и релаксации напряжений.

Достоинства данного метода – это сокращение времени проведения экспериментов до нескольких часов-суток, а недостатки – не всегда объективные результаты и необходимость в экстраполяции.

Метод нестационарного нагружения. Впервые данный метод был предложен Г.Л. Фисенко [140] и получил распространение в работах [31, 32, 109, 7, 35]. Его суть заключается в следующем. К образцу в режиме контролируемого деформирования прикладывают нагрузку одноосного

сжатия близкую к пределу прочности, через податливый пружинный динамометр. В результате развития деформаций ползучести в образце происходит релаксация начальных напряжений. По полученным кривым ползучести и релаксации напряжений оценивают реологические параметры горных пород. Определение предела длительной прочности производится по величине напряжения, при котором образец переходит на затухающую стадию деформирования. В работе [54] указывается на недостаток данного метода, так как величина предела длительной прочности зависит от начального напряжения.

Впоследствии была разработана схема ускоренных испытаний для определения предела длительной прочности соляных пород, суть которой сводится к нахождению аналога диаграммы длительного нагружения, которая строится по условно-мгновенной кривой деформирования и опорной точке равновесного состояния между образцом и нагружающей системой, полученной при ползуче-релаксационном режиме [96, 98].

Продолжительность проведения эксперимента составляет от нескольких часов до нескольких суток, достоинства – отсутствие экстраполяции данных, недостаток – полученные значения зависят от начального напряжения.

Методы, основанные на испытании образцов при различной скорости нагружения или деформирования. Нахождение предела длительной прочности осуществляется на предположении, что прочность, полученная при бесконечно медленном нагружении, будет соответствовать определяемому параметру [118, 208].

Самый распространенный метод из данной группы заключается в графическом представлении зависимости «напряжение при разрушении – логарифм от времени нагружения», которая имеет вид прямой линии. Полученная прямая линия позволяет оценить длительную прочность путем экстраполяции данных за пределы опыта [121, 101, 123].

К основным недостаткам метода можно отнести экстраполяцию данных и использование сложного оборудования. Кроме того, результаты некоторых

исследований [161, 187, 75] указывают на наличие аномальных явлений при изучении влияния скорости нагружения (деформирования) на прочность горных пород. Продолжительность экспериментов варьируется от нескольких суток до нескольких месяцев.

Вибрационный метод. Определение предела длительной прочности горных пород проводится при ускоренных вибрационных испытаниях, суть которого заключается в следующем. Образцы горной породы устанавливаются на пресс, снабженный пульсатором или на специальную вибрационную установку, и нагружаются вибрационными нагрузками определенной частоты и амплитуды. Вследствие вибрации образование микротрещин ускоряется, и процесс ползучести в образце протекает намного быстрее [56, 53]. Сравнение предела длительной прочности, определенного по статическим и вибрационным испытаниям, дают весьма близкие результаты, расхождение не более 3 %. К достоинствам вибрационного метода можно отнести сокращение времени испытаний до нескольких часов и отсутствие экстраполяции данных. Недостатком является необходимость применения специального оборудования.

Метод Ю. М. Карташева. Было установлено, что нагрузки, меньшие предела длительной прочности породы, приводят к упрочнению материала образца, а нагрузки, большие предела длительной прочности, влекут к разрыхлению и разуплотнению материала. Это явление было заложено в основу метода, у образцов, после проведения испытаний на ползучесть, определялась прочность на одноосное сжатие при условно-мгновенном нагружении, строился график «прочность образцов, испытанных после ползучести – степень нагружения». Величина, соответствующая резкому снижению прочности на одноосное сжатие принималась за предел длительной прочности [55, 56, 57, 54].

Достоинство метода является отсутствие экстраполяции данных, полученных в ходе эксперимента. Недостаток – относительно большая

продолжительность опыта (несколько суток), а также необходимость в проведении дополнительных испытаний после ползучести.

Метод объемных деформаций. Ряд испытаний на ползучесть горных пород показали, что до определенного уровня нагрузок происходит уплотнение материала образца, а после преодоления этого предела объем образца увеличивается. Поэтому в основу метода положено предположение, что предел длительной прочности является критической точкой, определяющей поведение материала при деформировании. Нагрузки ниже этого значения вызывают уплотнение и упрочнение, а нагрузки выше – разрушение, обусловленное ростом микротрещин и увеличением объема образца.

Впервые данный метод предложил А. Брандцег [155] в 1927 году, за предел длительной прочности бралась характерная точка, соответствующая экстремальной на графике «напряжение – объемные деформации». Согласно теории хрупкого разрушения З.Т. Бенявского [153, 152], экстремальная точка на графике указывает не на момент зарождения микротрещин, а на переход от «стабильного» к «нестабильному» их распространению. В работах [55, 56] предложен ускоренный метод определения длительной прочности при одноосном сжатии, основанный на измерении изменения объема образца при его ступенчатом нагружении. Из современных исследователей метод объемных деформаций использовал А. Е. Кошелев в своей диссертационной работе [64].

Достоинством метода объемных деформаций является сокращение времени эксперимента до нескольких минут-часов, отсутствие экстраполяции полученных данных, а к недостаткам – трудности в измерении поперечных деформаций по всей высоте образца, что может приводить к искаженным результатам.

Билогарифмический метод. Сущность данного метода заключается в следующем, образцы испытываются с постоянной скоростью деформирования, по результатам эксперимента строится график «напряжения – продольные

деформации» в логарифмическом виде. Обычно на таком графике присутствуют два излома, считается, что второй излом соответствует пределу длительной прочности. Данный метод испытывался на бетонах [157] и горных породах [193, 194] и получил вполне удовлетворительные результаты.

Достоинство метода – отсутствие измерений поперечных деформаций образца, которые достаточно трудоемкие и локальные, что не дает общей картины деформирования. Недостаток метода – это неоднозначность результатов, не всегда удается четко идентифицировать изломы на графике. Время проведения эксперимента составляет несколько минут.

Метод изменения скорости деформирования. Предлагаемый метод основан на проведении испытаний образцов горных пород в условиях кратковременного сжатия при поддержании постоянной скорости нагружения. По результатам эксперимента строится график в координатах «напряжение – скорость продольных деформаций». Резкое отклонение графика от прямой свидетельствует об интенсивном трещинообразовании, значение напряжений соответствующее данному месту принимается за предел длительной прочности.

Результаты, полученные на бетоне и горных породах с помощью данного способа, показали удовлетворительную сходимость с другими косвенными методами [194, 173]. К достоинствам метода можно отнести время проведения эксперимента (несколько минут) и отсутствие измерений поперечных деформаций образца. Недостатком является сложность поддержания постоянной скорости нагружения.

Метод изменения скорости нагружения. Образцы испытываются в кратковременном режиме с постоянной скоростью деформирования [193, 194]. По результатам испытаний строятся графики зависимости напряжения от времени или скорости нагружения, резкое понижение скорости свидетельствует о возникновении в образце нестабильного роста трещин. Напряжение, соответствующие этой стадии, принимается за предел

длительной прочности. Поддержание постоянной скорости деформирования значительно упрощает проведение экспериментов, что является преимуществом данного метода по сравнению с предыдущим. Полученные результаты определения длительной прочности методом изменения скорости нагружения сопоставимы с прямыми методами.

Звуковые методы. Основная идея данных методов заключается в том, что изменение структуры материала при его деформировании можно определить с помощью прохождения ультразвуковых волн. Соответственно, анализируя характеристики ультразвука, проходящего через образец, или интенсивность звуковых сигналов, возникающих при его нагружении, можно оценить предел длительной прочности материала. Исследование изменения структуры горных пород с помощью звуковых методов можно найти в работах [102, 150, 87, 186]. Впервые связал предел длительной прочности и результаты прозвучивания, а также акустической эмиссии Г. Рюш [190] на бетонных образцах, установив, что вблизи предела длительной прочности звуковая энергия снижается, а интенсивность звуковых импульсов возрастает.

В настоящее время также активно используются звуковые методы при испытании горных пород. Так, в работе [149] представлены результаты измерения акустико-эмиссионных и деформационных параметров при статическом одноосном нагружении образцов каменной соли с изменяющимся температурным воздействием. Также в работе [15] приведены результаты исследования акустической эмиссии при испытании образцов красного сильвинита в режиме длительного ступенчатого нагружения. Установлено, что по изменению параметров акустической эмиссии можно определять переход образцов в прогрессирующую стадию деформирования. Ультразвуковому методу исследования ползучести поликристаллических горных пород посвящена работа [141]. Широкое распространение звуковых методов затруднено необходимостью применения сложного оборудования. К достоинствам можно отнести отсутствие

экстраполяции данных и сокращение времени проведения экспериментов до нескольких часов – минут.

Метод микроразрушений. Определение предела длительной прочности данным методом основано на предположении, что напряжения, превышающие длительную прочность, вызывают в образце микротрещины, которые можно наблюдать по срезам, шлифам или вообще на поверхности исследуемого материала. Результаты сопоставления микроразрушений с пределом длительной прочности на бетонных образцах можно найти в работах [172, 196]. Авторы исследований [116, 17] наблюдали за поверхностью образца невооруженным глазом, принимая напряжения, при которых появляются первые трещины за предел длительной прочности, как показывают сопоставительные результаты, метод дает завышенные данные [102, 117]. Исследования шлифов на микроскопические дефекты представлены в трудах [177, 29, 45, 90]. Основные недостатки метода микроразрушений заключаются в высокой трудоемкости проведения экспериментов и большой разрозненности результатов. Достоинствами являются отсутствие экстраполяции и сокращение длительности проведения опытов до нескольких часов.

Метод микроразрушений получил дальнейшее конструктивное развитие в диссертационной работе Б. В. Титова [131]. Определение предела длительной прочности осуществлялось по степени поврежденности деформируемой породы, которая оценивалась по массе индикаторной жидкости, проникающей в микродефекты. Установлено, что значению предела длительной прочности соответствует точка перегиба на графике зависимости поврежденности от приложенного напряжения. Данный метод позволил получить довольно удовлетворительные результаты.

Необходимо отметить, что в настоящее время известно несколько десятков косвенных методов определения реологических параметров горных пород, которые активно развиваются и постоянно совершенствуются. Вместе с тем их сравнительный анализ показал, что большинство ускоренных

методов не обладают универсальностью и могут использоваться только для определенного класса горных пород. Многие из них основаны на различных критериях определения предела длительной прочности, требуют различного времени проведения экспериментов, зависят от схем и условий нагружения и могут давать разные результаты на одних и тех же породах. Кроме того, многие косвенные методы требуют четкого обоснования и сопоставительного контроля с прямыми исследованиями. Поэтому выбор метода, наиболее представительного для соляных пород, является весьма затруднительным.

Анализ результатов исследований определения предела длительной прочности соляных пород показал, что данный реологический параметр не является постоянной характеристикой породы, его величина зависит от ряда факторов, таких как вид напряженного состояния, коэффициент формы, влажность и температура. При этом стоит отметить, что вопрос, связанный с влиянием коэффициента формы (отношения высоты образцов h к их ширине b) на длительную прочность породы, остается спорным. Так, согласно исследованию П. Кноля [176], каждому значению коэффициента формы соответствует свой предел длительной прочности. Иными словами, для каждого отношения h/b существует критическая нагрузка, ниже которой материал способен сохранять устойчивость в течение длительного периода времени, не подвергаясь разрушению. С другой стороны, результаты работы А.М. Рыженькова [114] указывают на отсутствие влияния коэффициента формы на предел длительной прочности каинитовой руды, значения которого составляли около 65% от мгновенного предела прочности.

Подводя итог, можно сделать вывод, что с практической точки зрения важной и актуальной задачей является разработка относительно точного метода определения предела длительной прочности соляных пород и получение достоверных результатов при различных напряженных состояниях, а также оценка влияния коэффициента формы на исследуемый показатель.

1.6. Цели и задачи исследования

При разработке калийных и соляных месторождений наибольшую опасность представляет прорыв пресных вод в подземные горные выработки, приводящий к большим материальным потерям, а также в нередких случаях к затоплению рудника. В этом случае гидроизоляция выработанного пространства наиболее часто достигается за счет использования камерной системы разработки с поддержанием вышележащих пород при помощи междукamerных целиков, устойчивость которых во многом определяет сохранность ВЗТ. В связи с многообразием факторов, влияющих на устойчивость несущих элементов камерной системы разработки, получение достоверной оценки в реальных массивах, как правило, задача чрезвычайно сложная. Поэтому в практике геомеханических расчетов исследования влияния различных факторов на несущую способность целиков проводится на образцах горных пород.

Проведённый выше обзор позволяет сделать вывод о том, что существующий в настоящее время инженерный метод расчёта несущей способности междукamerных целиков не отражает в полной мере все особенности их деформирования и не позволяет обеспечить безопасность подработки соляного массива. Поэтому особую актуальность приобретает проблема совершенствования методик оценки несущей способности грузонесущих элементов (междукamerных целиков) камерной системы разработки и степени их нагружения.

В связи с этим целью работы является включение в расчет несущей способности соляных междукamerных целиков ряда факторов, определяющих параметры камерной системы разработки.

Для достижения поставленной цели требуется решение следующих задач:

- провести комплекс лабораторных исследований на прямоугольных образцах сильвинита различной длины и высоты для оценки влияния формы

междукамерных целиков на их деформирование и разрушение;

- построить зависимости влияния формы сильвинитовых образцов на следующие механические показатели: предел прочности, разрушающая деформация, касательный модуль деформации, модуль упругости, модуль спада, а также удельная энергоёмкость разрушения;

- провести исследования влияния слабого слоя на прочность слоистых образцов при сжатии для оценки влияния слоистого строения междукамерных целиков на их степень нагружения;

- обосновать расчетную зависимость определения эквивалентной прочности слоистых соляных целиков, адекватно отражающую изменение их несущей способности при значительной вариации прочностных характеристик и толщин слагающих слоев;

- провести комплекс лабораторных исследований при условно-мгновенном и длительном нагружении сильвинитовых образцов в условиях одноосного и объемного сжатия;

- разработать методику ускоренного определения предела длительной прочности соляных пород при кратковременной одноосной и объемной ползучести;

- дать оценку влияния формы соляных междукамерных целиков на предел их длительной прочности;

- разработать усовершенствованную методику расчета несущей способности соляных междукамерных целиков с учетом их длины, слоистости и реологических свойств пород.

2. ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ ДЛИНЫ СОЛЯНЫХ МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ НА ИХ ДЕФОРМИРОВАНИЕ И РАЗРУШЕНИЕ ПРИ ОДНООСНОМ СЖАТИИ

В главе представлены обобщённые (с ранее проведёнными экспериментами) результаты лабораторных испытаний на прямоугольных образцах сильвинита различной длины (l) и высоты (h). Получен комплекс прочностных и деформационных характеристик исследуемых образцов, выведены новые эмпирические соотношения, отражающие фактор протяженности. Получены предельные значения физико-механических показателей при сжатии «бесконечно» длинного целика.

2.1. Подготовка образцов сильвинита различной длины

Изготовление образцов осуществлялось из породных монолитов (блоков), отобранных на шахтных полях рудников БКПРУ-4 и СКРУ-1 ПАО «Уралкалий», разрабатывающих Верхнекамское месторождение калийных солей. Отбор проб осуществлялся из стенки соответствующей горной выработки с помощью электросверла. Общее количество отобранных блоков составило 7 шт. Фотографии породных монолитов представлены в таблице 2.1, также в таблице приведено краткое литологическое описание с местом отбора пробы.

Для изготовления образцов с помощью цепной электропилы Stihl MSE 230С (рис. 2.1, а) из монолитов отпиливались плиты различной высоты, ориентированные параллельно естественной слоистости. Далее из плит изготавливались пластины постоянной толщины, из которых в дальнейшем нарезались образцы различной длины. Выпиливание образцов производилось на алмазном отрезном станке фирмы SC-TECHNOLOGIE AG (рис. 2.1, б).

Таблица 2.1. Краткое литологическое описание отобранных монолитов

Фотография монолита	Номер	Пласт, слой	Краткое литологическое описание	Место отбора пробы
	789	АБ, А	Сильвинит полосчатый	БКПРУ-4, 2-3 юго-западная панель, 5 восточный блок, южный выемочный штрек
	791	Кр II, сл. 4	Сильвинит красный	БКПРУ-4, 8-9 северо-восточная панель, 2 западный блок, южный выемочный штрек
	792	Кр II, сл. 5	Сильвинит красный	БКПРУ-4, 8-9 северо-восточная панель, 2 западный блок, южный выемочный штрек
	798	Кр II, сл. 3	Сильвинит красный	БКПРУ-4, 8-9 северо-восточная панель, 1 восточный блок, северный выемочный штрек

	983	АБ, А	Сильвинит полосчатый	БКПРУ-4, 4-5 северо- восточная панель, 5 западный блок, северный выемочный штрек
	984	В, сл. 4	Сильвинит пестрый	БКПРУ-4, 4-5 северо- восточная панель, 5 западный блок, северный выемочный штрек
	91_2	Кр II, сл. 3	Сильвинит красный	СКРУ-1, 1 северо- восточная панель, 6 блок, выемочный штрек

Размеры образцов составляли: ширина (a) – 35 мм, высота (h) – 26; 35; 44; 70 мм, длина (l) – 35, 70, 140 и 210 мм. Весь цикл изготовления образцов различной длины проходил без применения промывочной жидкости. Параллельность торцевых граней и их перпендикулярность со смежными поверхностями соответствовала требованиям ГОСТов [38, 39]. Пример фотографий изготовленных сильвинитовых образцов различной высоты и длины представлен на рис. 2.2 и 2.3.



Рис. 2.1. Оборудование для изготовления образцов: а – цепная электропила Stihl MSE 230C; б – алмазный отрезной станок SC-TECHNOLOGIE AG

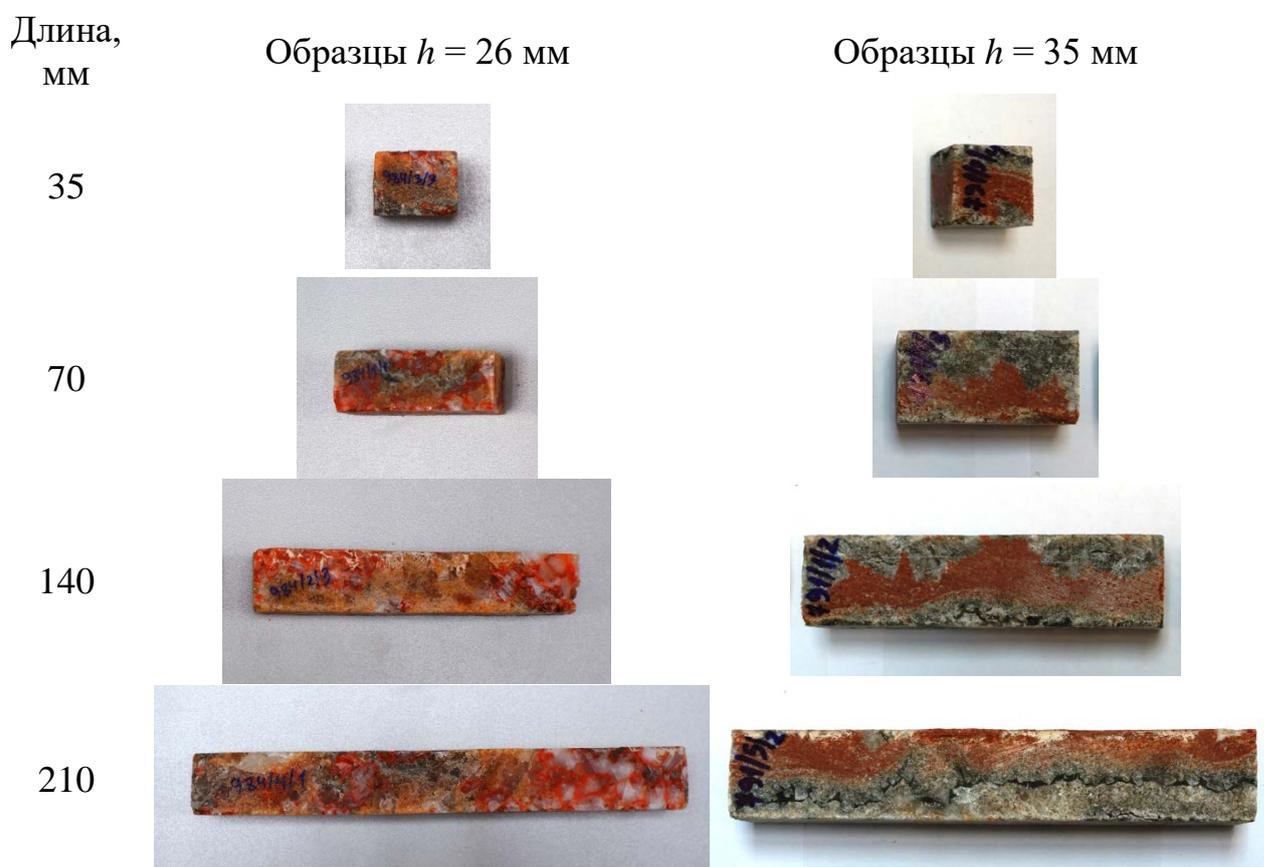


Рис. 2.2. Пример изготовленных образцов сильвинита различной длины из блоков № 984 ($h = 26$ мм) и № 791 ($h = 35$ мм)

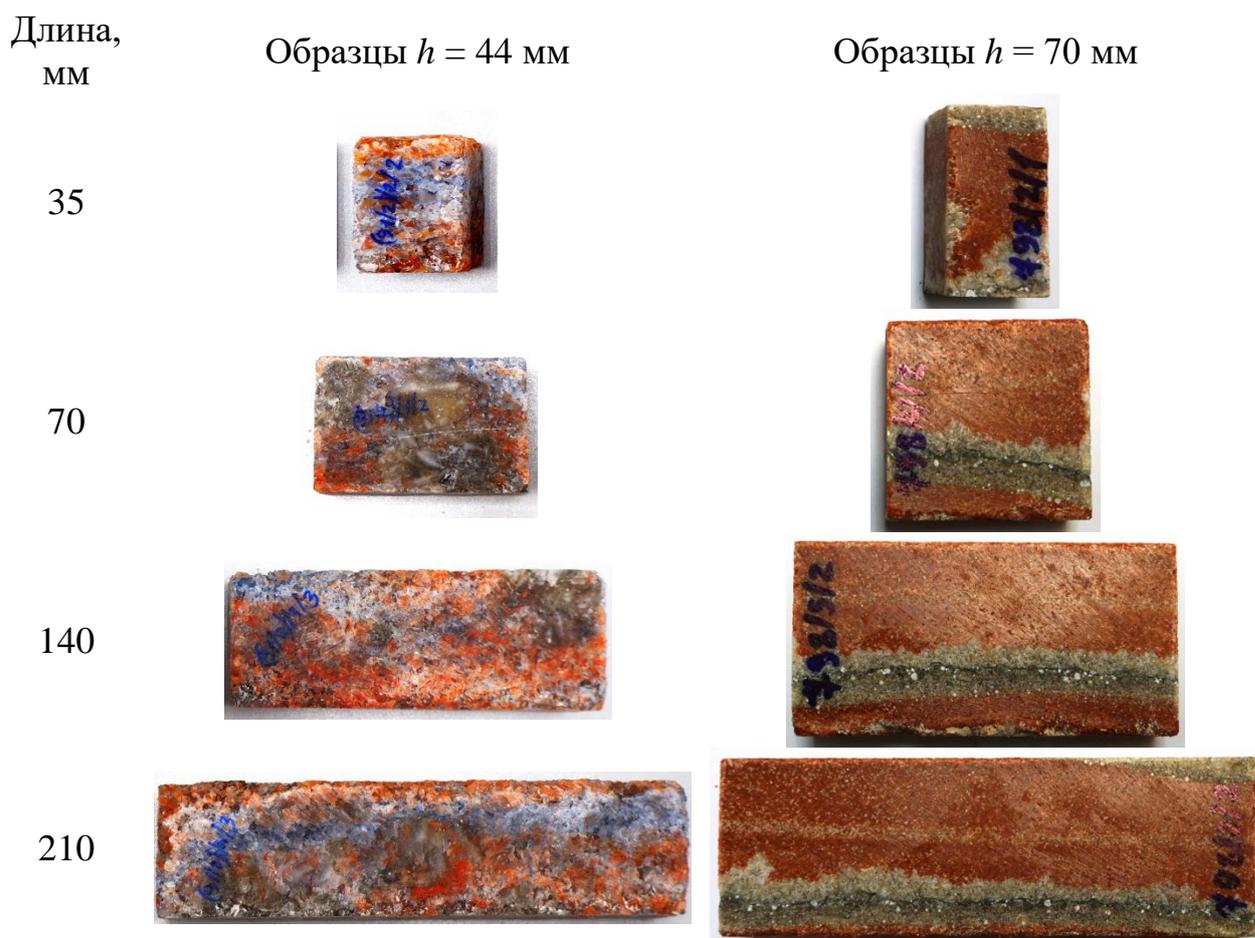


Рис. 2.3. Пример изготовленных образцов сильвинита различной длины из блоков № 91_2 ($h = 44$ мм) и № 798 ($h = 70$ мм)

Общее количество изготовленных сильвинитовых образцов из монолитов, отобранных на Верхнекамском месторождении, приведено в таблице 2.2.

Таблица 2.2. Количество изготовленных сильвинитовых образцов различной длины и высоты

Длина (l), мм	Образцы $h = 26$ мм, шт.	Образцы $h = 35$ мм, шт.	Образцы $h = 44$ мм, шт.	Образцы $h = 70$ мм, шт.
35	21	20	16	57
70	9	13	10	28
140	4	11	3	12
210	2	4	3	7
Итого:	36	48	32	104

2.2. Проведение лабораторных исследований

Лабораторные эксперименты по определению предела прочности на одноосное сжатие сильвинитовых образцов различной длины проводились на электромеханическом испытательном прессе – Zwick/Z400 (рис. 2.4, а) с предельной нагрузкой 400 кН. Торцевые условия обеспечивались непосредственным контактом образца с плитами прессы, режим сухого трения (рис. 2.4, б).

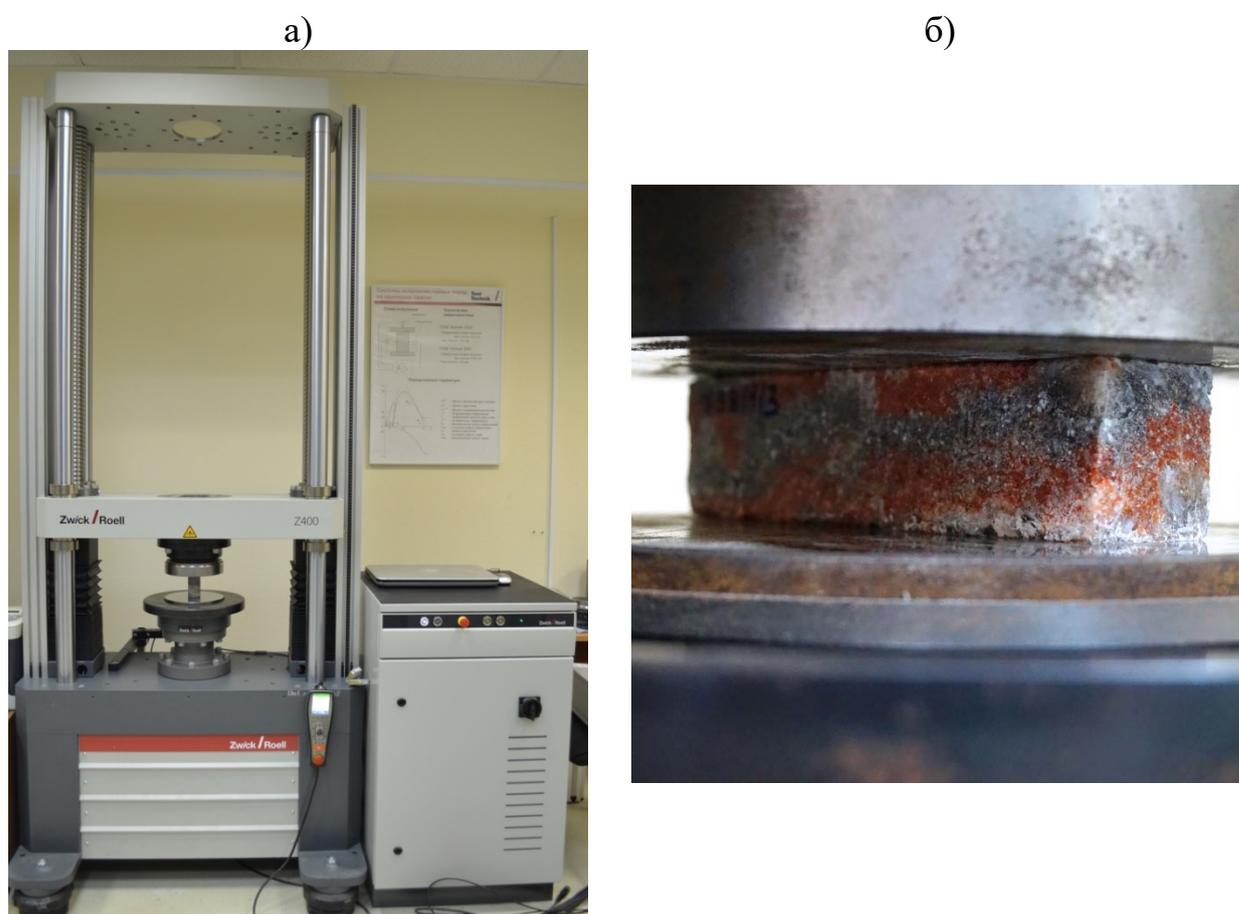


Рис. 2.4. Лабораторное оборудование для испытаний сильвинитовых образцов различной длины: а – электромеханический пресс Zwick/Z400; б – торцевые условия образца с прессом (сухое трение)

Образцы с длинной стороной равной 210 мм испытывались на сервогидравлическом прессе – Zwick Toni Technic 2030 (рис. 2.5, а), развивающий максимальное усилие 5000 кН. В связи с тем, что рабочий ход прессы составляет всего 100 мм, между нагружаемой поверхностью образца и

плитами пресса устанавливались стальные пластины (рис. 2.5, б). Все испытательные машины оснащены компьютерной системой автоматического измерения результатов эксперимента – TestXpertv.9.0. Жесткость прессов позволяла получать весь комплекс прочностных, деформационных и энергоемкостных характеристик как на допредельной, так и на запредельной стадиях деформирования. Испытания проводились при постоянной скорости перемещения траверс – 1 мм/мин. Продольные деформации измерялись по величине хода траверсы (между торцами образца). Предварительное поджатие образцов составляло 200 – 300 Н. Каждый эксперимент продолжался до полного разрушения образца и выхода на остаточную прочность.

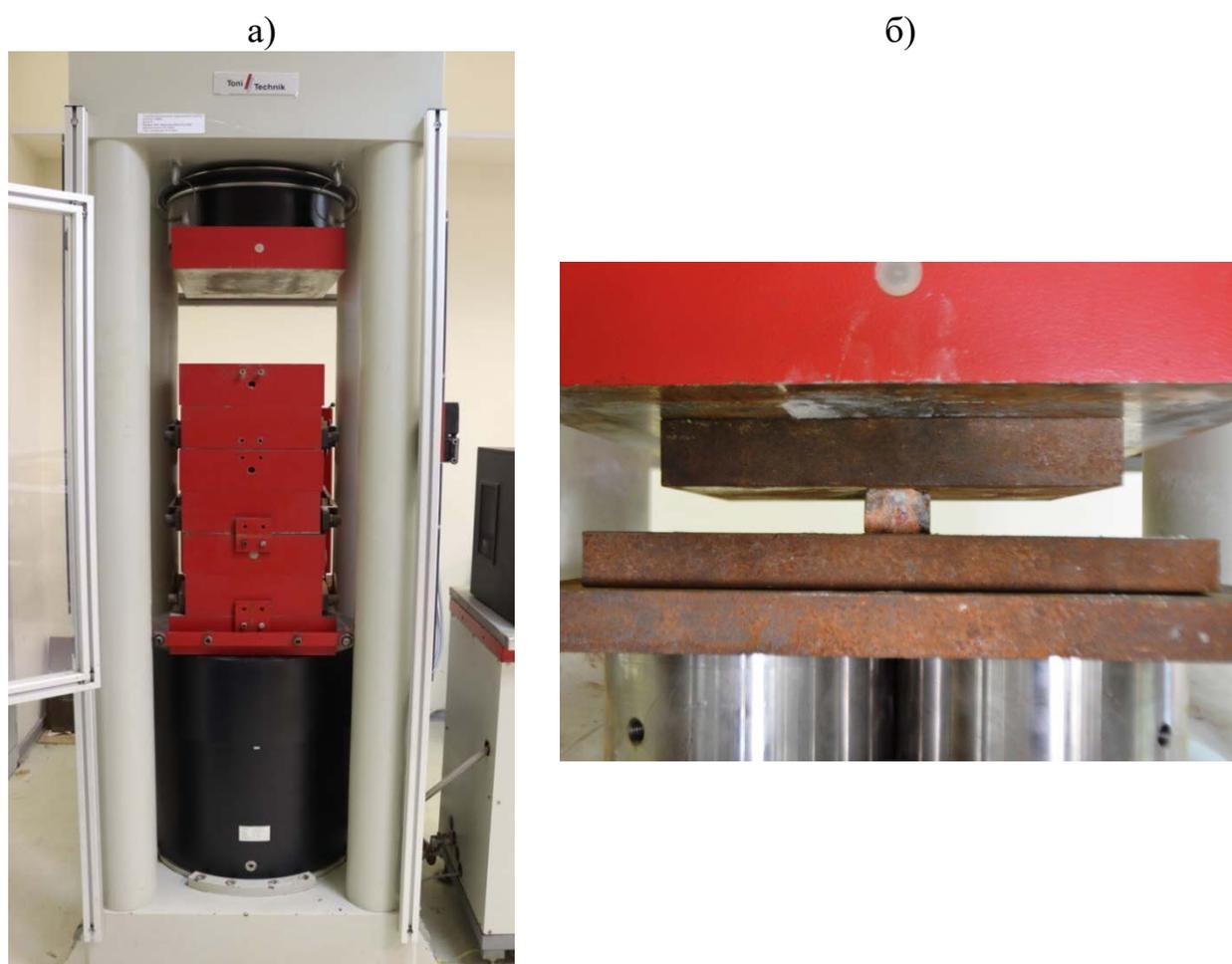


Рис. 2.5. Лабораторное оборудование для испытаний длинных сильвинитовых образцов: а – гидравлический пресс Toni Technik 2030; б – стальные пластины между образцом и плитами пресса (сухое трение)

По результатам эксперимента строились полные диаграммы деформирования в координатах «нагрузка – продольная деформация», используемые для определения полного комплекса прочностных и деформационных показателей. Условные обозначения определяемых параметров и схема к их определению приведены в таблице 2.3 и на рис. 2.6.

Таблица 2.3. Условные обозначения определяемых параметров

Обозначение	Наименование
σ_{np}	Разрушающая нагрузка при сжатии, МПа
ε_{np}	Относительная продольная деформация, соответствующая пределу прочности (разрушающая деформация), %
D_{np}	Модуль деформации (секущий) на пределе прочности, ГПа
D_y	Модуль деформации (касательный) на пределе упругости, ГПа
E	Модуль упругости, определенный по разгрузочной ветви диаграммы деформирования, ГПа
M_c	Модуль спада (касательный), определенный на наиболее крутом участке запредельной ветви диаграммы деформирования, ГПа
W_v	Удельная энергоемкость разрушения, МДж/м ³
$\sigma_{ост}$	Остаточный предел прочности, МПа
$\varepsilon_{ост}$	Относительная остаточная деформация, соответствующая остаточному пределу прочности, %

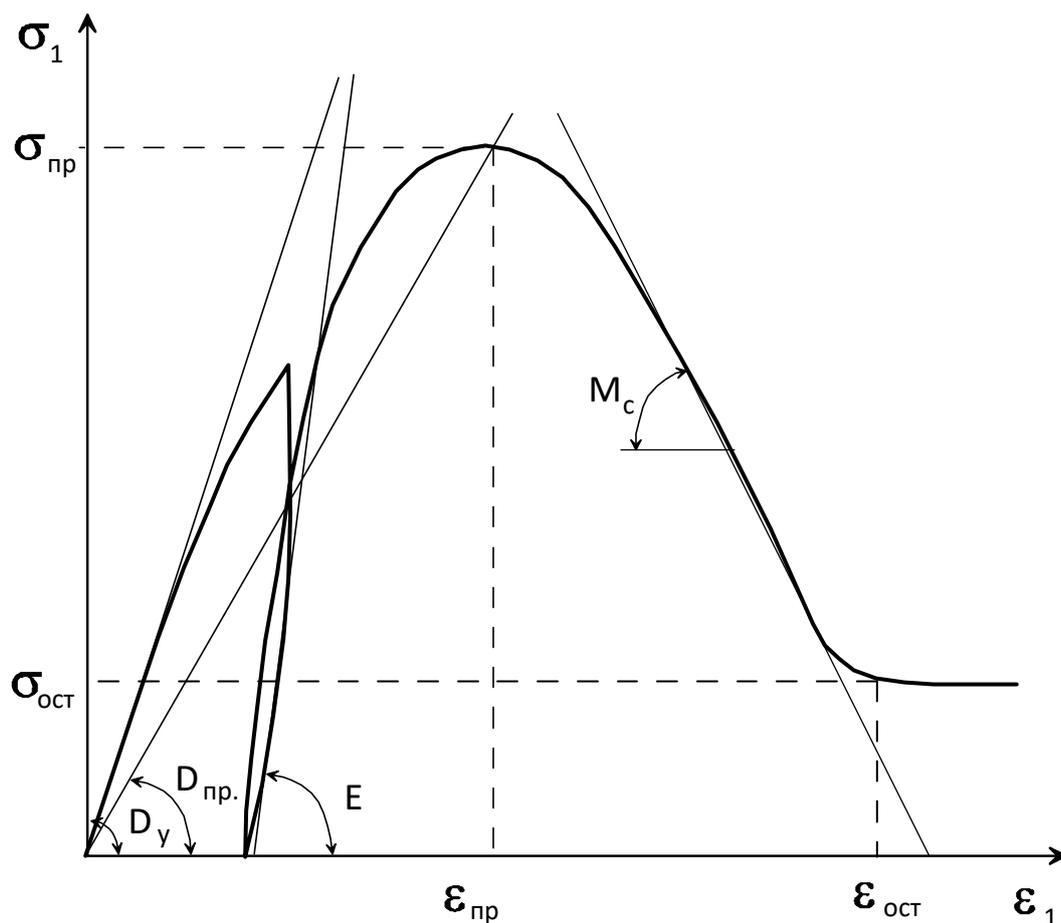


Рис. 2.6. Схема к определению прочностных и деформационных характеристик образцов горных пород

Определение прочностных и деформационных характеристик при одноосном сжатии проводилось в соответствии с требованиями ГОСТов [39, 41]. Сущность метода заключается в измерении максимальной разрушающей нагрузки при нагружении образца между стальными плоскими плитами. Ниже представлена методика расчета соответствующих параметров.

Предел прочности для каждого образца рассчитывается по формуле:

$$\sigma_{np} = \frac{P_{np}}{S} \cdot 10, \text{ МПа}, \quad (2.1)$$

где P_{np} – разрушающая нагрузка, кН; S – площадь поперечного сечения образца, см^2 .

Разрушающая деформация (ϵ_{np}), соответствующая напряжению на пределе прочности (σ_{np}) определяется по диаграмме деформирования:

$$\varepsilon_{\text{пр}} = \frac{\Delta h}{h} \cdot 100 \%, \quad (2.2)$$

где Δh – абсолютная продольная деформация, мм; h – высота образца, мм.

Модуль деформации (касательный) определяется по линейной части нагрузочной ветви диаграммы нагружения образца:

$$D_y = \frac{\sigma_j - \sigma_i}{\varepsilon_j - \varepsilon_i} \text{ ГПа}, \quad (2.3)$$

где σ_i, σ_j – напряжения, соответствующие начальной и конечной точкам линейного участка кривой деформирования; $\varepsilon_i, \varepsilon_j$ – относительные продольные деформации, соответствующие напряжениям σ_i, σ_j .

Модуль деформации (секущий) определяется по отношению напряжений на пределе прочности к соответствующим им деформациям:

$$D_{\text{пр}} = \frac{\sigma_{\text{пр}}}{\varepsilon_{\text{пр}}} \text{ ГПа}. \quad (2.4)$$

Модуль упругости (разгрузочный) определяется по линейной части разгрузочной ветви диаграммы деформирования:

$$E = \frac{\sigma_n - \sigma_k}{\varepsilon_n - \varepsilon_k} \text{ ГПа}, \quad (2.5)$$

где σ_k, σ_n – напряжения, соответствующие начальной и конечной точкам линейного участка разгрузочной ветви кривой деформирования; $\varepsilon_k, \varepsilon_n$ – относительные продольные деформации, соответствующие напряжениям σ_k, σ_n .

Модуль спада определяется по линейному участку ниспадающей (запредельной) ветви диаграммы деформирования:

$$M_c = \frac{\sigma_r - \sigma_c}{\varepsilon_r - \varepsilon_c} \text{ ГПа}, \quad (2.6)$$

где σ_r, σ_c – напряжения, соответствующие начальной и конечной точкам линейного участка запредельной ветви диаграммы; $\varepsilon_r, \varepsilon_c$ – относительные продольные деформации, соответствующие напряжениям σ_r, σ_c .

Удельная энергоёмкость разрушения определяется по площади под полной диаграммой деформирования:

$$W_v = \int \sigma_1 \cdot d\varepsilon_1 \text{ МДж/м}^3, \quad (2.7)$$

где σ_1 , ε_1 – напряжения и деформации, действующие по оси приложения нагрузки.

Первичная обработка диаграмм деформирования велась с помощью специального программного обеспечения «Обработка», позволяющего: редактировать диаграммы, вводить поправки и корректировки, рассчитывать прочностные и деформационные параметры в соответствии с методикой представленной выше, контролировать текущие расчетные значения, вводить дополнительные параметры.

2.3. Результаты экспериментального определения прочностных и деформационных показателей сильвинитовых образцов

Экспериментальные исследования прочностных и деформационных свойств сильвинитовых образцов при одноосном сжатии производились в соответствии с методикой, приведенной в разделе 2.2. Общее количество испытанных образцов составило 220 шт. По результатам одноосных испытаний строились полные диаграммы деформирования для сильвинитовых образцов различной длины и высоты, пример характерных диаграмм деформирования представлен на рис. 2.7. Средние значения механических и энергоемкостных показателей по каждому блоку приведены в Приложении 1.

Предварительный анализ результатов испытаний показывает, что с увеличением длины образца происходит увеличение предела прочности и разрушающей деформации, данный вывод согласуется со всеми сериями испытаний, вне зависимости от высоты образца. Изменения предела прочности для различных блоков варьируется в разных диапазонах, так например, для блоков высотой 70 мм предел прочности «коротких» ($l = 35$ мм) образцов изменяется от 13,61 МПа до 29,38 МПа, для «длинных» ($l = 210$ мм) образцов данный параметр изменяется в пределах 18,11 – 37,90 МПа.

Разрушающая деформация в данной серии испытаний (образцы $h = 70$ мм) также различается, и имеет следующие значения: «короткие» ($l = 35$ мм) образцы изменяются в диапазоне 1,70 – 3,32 %; «длинные» ($l = 210$ мм) образцы находятся в интервале 2,02 – 5,12 %. При этом стоит отметить, что интенсивность роста предела прочности и разрушающей деформации уменьшается с увеличением длины образца.

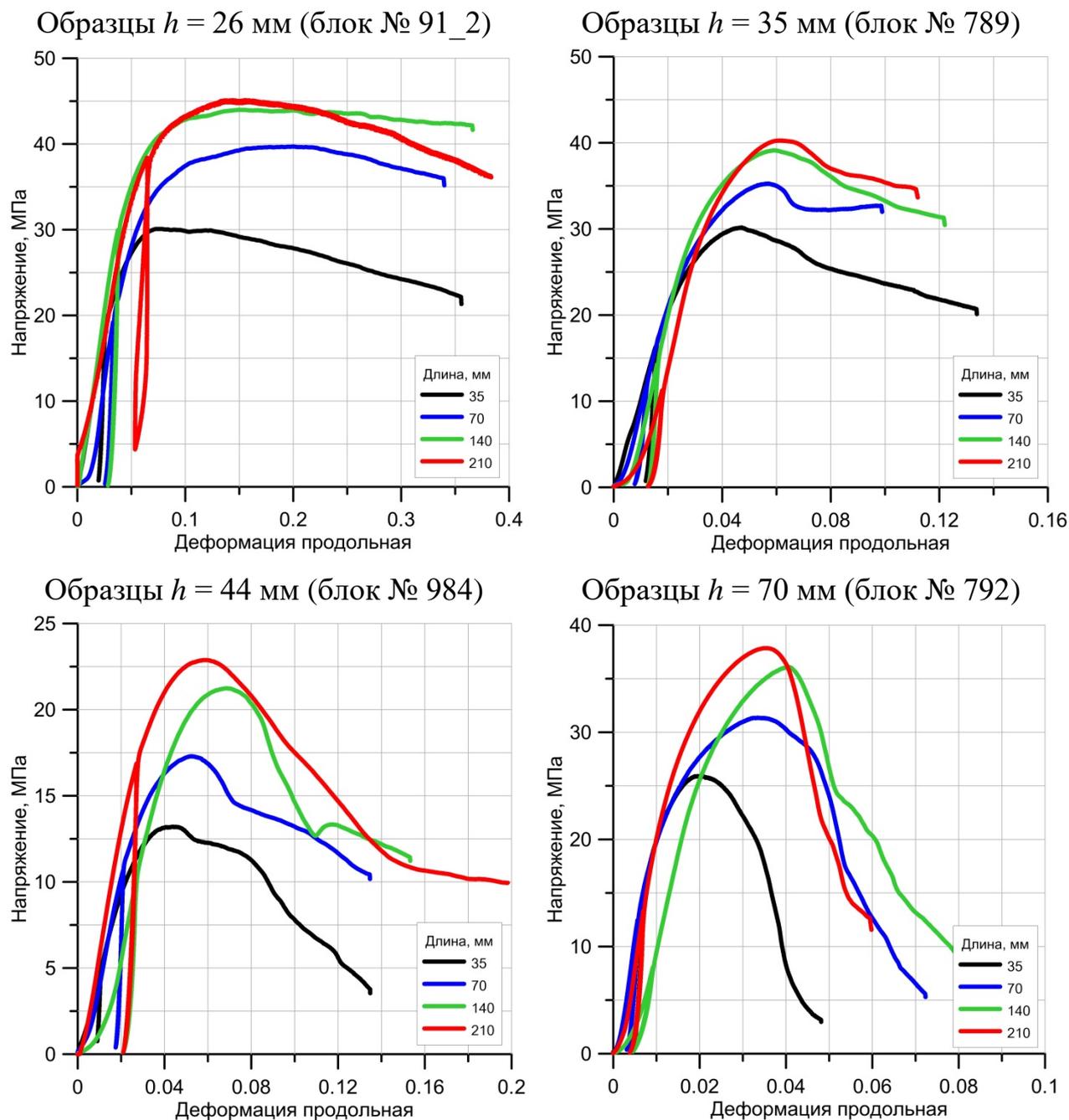


Рис. 2.7. Диаграммы деформирования сильвинита различной длины и высоты

С уменьшением высоты образцов происходит увеличение предела прочности и разрушающей деформации для всех длин, данный вывод хорошо согласуется с результатами исследований других авторов [55, 107, 124]. Наибольшее увеличение предела прочности и разрушающей деформации наблюдается для образцов высотой 26 мм. Так предел прочности «низких» ($h = 26$ мм) образцов почти в 2 раза превышает предел прочности «высоких» ($h = 70$ мм) образцов, а разрушающая деформация в среднем увеличивается в 5 раз.

Модуль деформации (секущий) с увеличением длины образцов практически не изменяется, а с уменьшением высоты образцов падает почти на 50 %. Касательный модуль деформации имеет тенденцию к снижению при увеличении длины образцов, наибольшая интенсивность к снижению наблюдается на «высоких» ($h = 70$ мм) образцах, наименьшая на «низких» ($h = 26$ мм) образцах.

Наиболее важные параметры, с точки зрения оценки условий динамического разрушения междукамерных целиков, модуль упругости и модуль спада, которые снижаются с увеличением длины образцов для всех серий испытаний. Влияние высоты образцов на изменение модуля упругости в явном виде практически не наблюдается. Высота образцов оказывает существенное влияние на характер запредельного деформирования, поэтому модуль спада снижается на «низких» ($h = 26$ мм) образцах и возрастает на «высоких» ($h = 70$ мм) образцах, отличие составляет более чем в 10 раз.

Что касается энергоемкостных показателей, то с увеличением длины образца удельная энергоемкость разрушения имеет тенденцию к возрастанию, наиболее интенсивное увеличение энергоемкости наблюдается на «низких» ($h = 26$ мм) образцах.

Анализ характера разрушения сильвинитовых образцов различной длины показывает, что с увеличением длины одноосное сжатие стремится к плоскому напряженному состоянию, то есть кроме вертикального напряжения, вдоль длинной стороны появляется дополнительное

горизонтальное напряжение, способствующее упрочнению и повышению механических характеристик породы, таких как прочность и разрушающая деформация. Чем длиннее образец, тем выше горизонтальное напряжение, тем больше необходимо задействовать удельной энергии для его разрушения.

Характер разрушения сильвинитовых образцов с изменением высоты не отличается от классической схемы разрушения при одноосном сжатии, которая хорошо описана в работах [3, 25]. У торцевых частей, контактирующих с плитами прессы, из-за наличия трения формируются два конуса объемного сжатия с вершинами, направленными к середине образца. При разрушении «высоких» ($h = 70$ мм) образцов эти конусы не соединяются между собой, а при разрушении «низких» ($h < 70$ мм), верхний конус накладывается на нижний, образуя в средней части образца область с объемным напряженным состоянием, что приводит к росту предела прочности, разрушающей деформации и снижению модуля спада. Также стоит отметить, что с увеличением длины образца конусы объемного сжатия становятся вытянутыми и принимают форму треугольной призмы. В качестве примера на рис. 2.8 представлены фотографии характера разрушения сильвинитового образца длиной 140 мм.



Рис. 2.8. Характер разрушения сильвинитового образца высотой 70 мм и длиной 140 мм (блок 791)

2.4. Анализ полученных результатов

В целях сопоставления всех результатов, полученных из разных блоков, а также разработки нового коэффициента, учитывающего фактор протяженности поддерживающих междукамерных целиков, проводилось нормирование предела прочности по следующей формуле:

$$K_l^{\sigma_{\text{пр}}} = \frac{\sigma_{\text{пр}}(a,l,h)}{\sigma_{\text{пр}}(a=l=0,5h)}, \quad (2.8)$$

где $\sigma_{\text{пр}}(a, l, h)$ – значение предела прочности, соответствующее образцам с различной длиной (l) и высотой (h); $\sigma_{\text{пр}}(a = l = 0,5h)$ – значение предела прочности, соответствующее образцам с размерами $a = 35$ мм, $l = 35$ мм и $h = 70$ мм. Полученные зависимости влияния относительной длины образца (l/a) на осредненный коэффициент протяженности иллюстрируются на рис. 2.9.

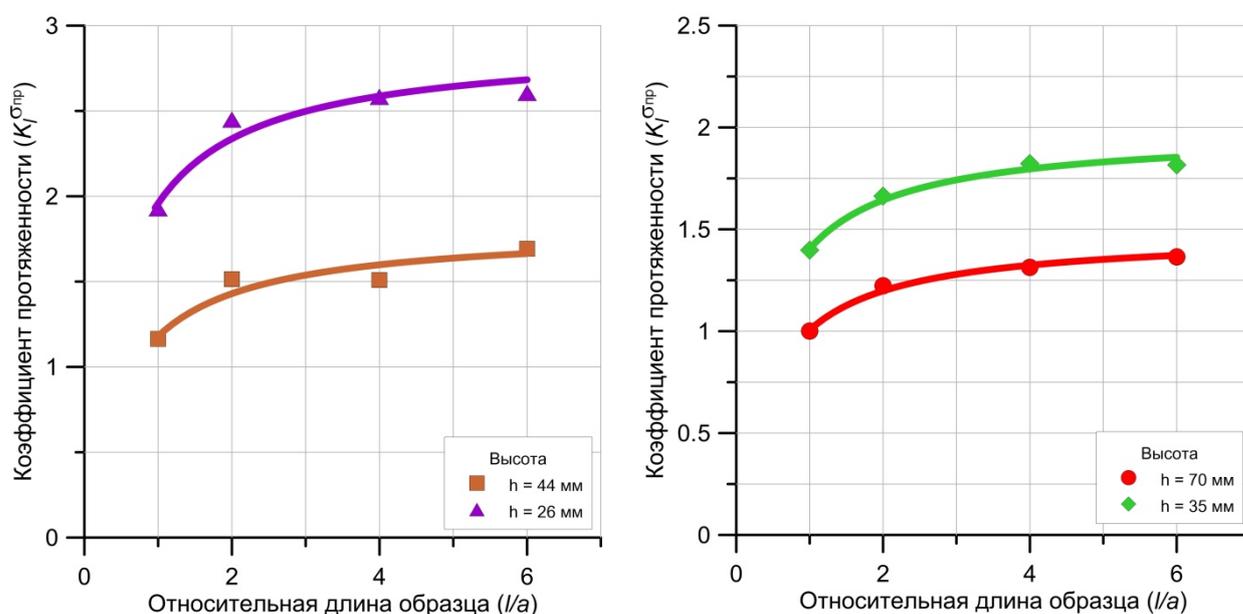


Рис. 2.9. Характер изменения коэффициента протяженности в зависимости от длины прямоугольных образцов сильвинита

Как видно из рис. 2.9, значения прочностного коэффициента протяженности стабилизируются с увеличением длины образца и в «бесконечном» варианте стремятся к асимптоте. Наиболее высокие прочностные свойства присущи «низким» ($h = 26$ мм) образцам в виду

характера их разрушения, который подробно описывался выше. Полученные регрессионные зависимости хорошо согласуются с ранее проведенной работой [99] и имеют достаточно близкий вид в исследуемом диапазоне. Для описания экспериментальных данных необходимо учитывать, что при «бесконечном» длинном целике коэффициент протяженности должен выходить на какое-то постоянное значение. В этой связи предложено аппроксимировать представленные зависимости следующим выражением:

$$K_l^{\sigma_{\text{пр}}} = A \cdot \frac{l/a}{B + l/a}, \quad (2.9)$$

где A и B – параметры аппроксимации, при этом параметр A соответствует значению коэффициента протяженности при длине целика стремящейся к бесконечности.

Определение параметров аппроксимации A и B проводилось с помощью преобразования Лайнвивера-Берка в следующем порядке:

1. Представленная выше зависимость (2.9) приводилась к следующему выражению:

$$\frac{B}{A} \cdot \frac{1}{l/a} + \frac{1}{A} = \frac{1}{K_l^{\sigma_{\text{пр}}}}. \quad (2.10)$$

2. Полученные значения коэффициента протяженности ($K_l^{\sigma_{\text{пр}}}$) и относительной длины образца (l/a) откладываются в новых координатах « y – x », где

$$y = \frac{1}{K_l^{\sigma_{\text{пр}}}}; x = \frac{1}{l/a}. \quad (2.11)$$

3. По новым координатам строится график, который хорошо описывается прямой линией методом наименьших квадратов, пример для образцов с высотой $h = 70$ мм представлен на рис. 2.10:

$$y = b \cdot x + c. \quad (2.12)$$

4. Из линейного уравнения (2.12) определяем тангенс угла наклона (b) и точку пересечения прямой с осью ординат (c) и выражаем параметры аппроксимации:

$$A = \frac{1}{c}; B = b \cdot A. \quad (2.13)$$

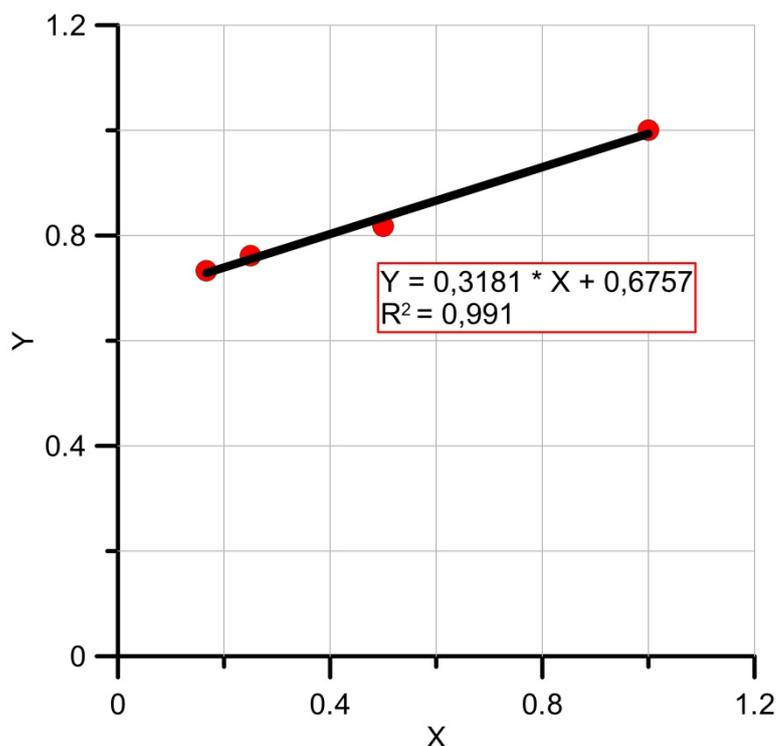


Рис. 2.10. Определение параметров аппроксимации для прочностного коэффициента протяженности на примере образцов с высотой $h = 70$ мм

Представляет интерес также оценка влияния относительной длины образца на другие механические характеристики соляных пород. Так по аналогии с прочностным коэффициентом протяженности введем понятия коэффициентов протяженности для разрушающей деформации на пределе прочности ($K_l^{\epsilon_{np}}$), касательного модуля деформации (K_l^{Dy}), модуля упругости (K_l^E), модуля спада (K_l^{Mc}) и удельной энергоемкости разрушения (K_l^{Wv}). Результаты анализа изменения новых коэффициентов протяженности от относительной длины образца иллюстрируются на рис. 2.11 – 2.15.

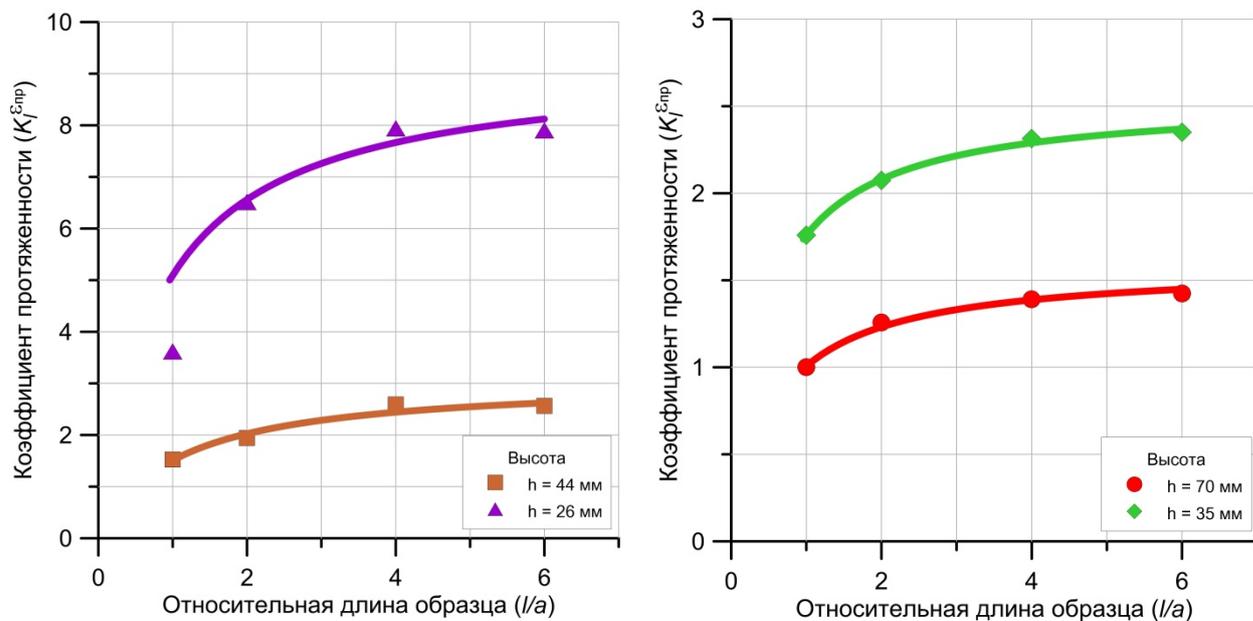


Рис. 2.11. Характер изменения коэффициента протяженности для разрушающей деформации в зависимости от длины прямоугольных образцов силвинита

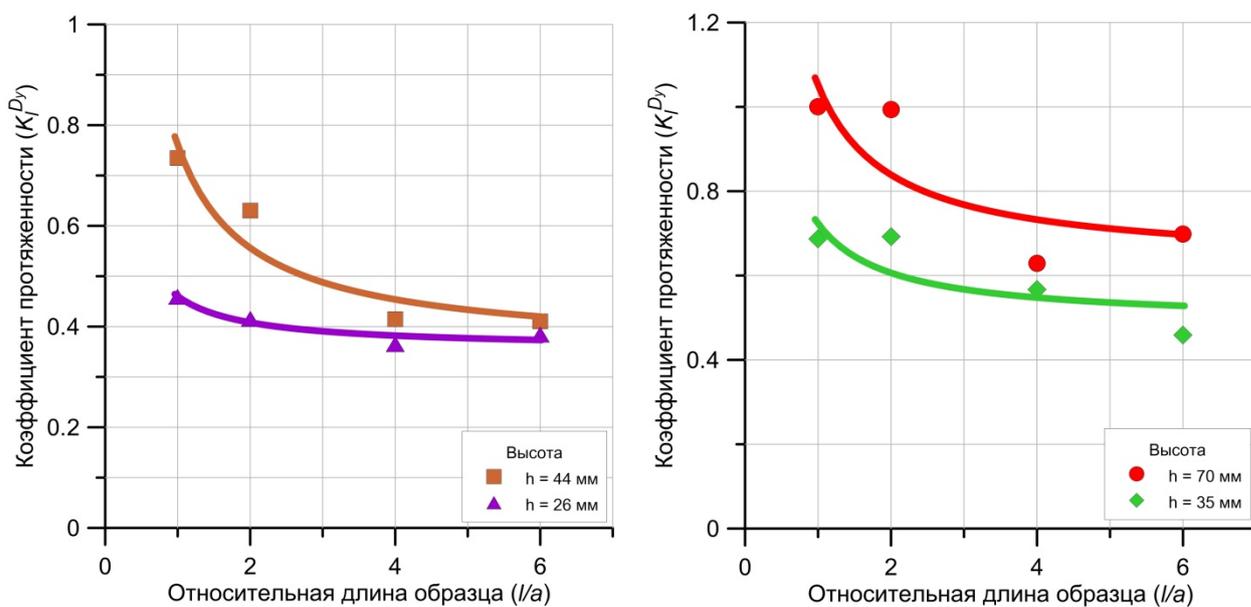


Рис. 2.12. Характер изменения коэффициента протяженности для касательного модуля деформации в зависимости от длины прямоугольных образцов силвинита

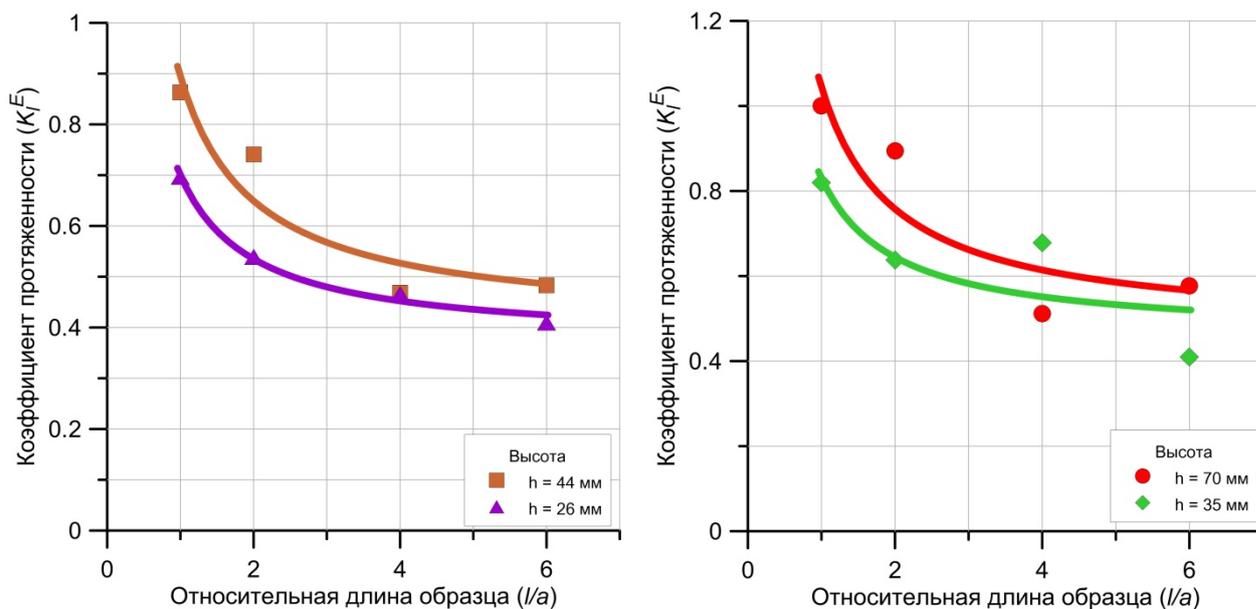


Рис. 2.13. Характер изменения коэффициента протяженности для модуля упругости в зависимости от длины прямоугольных образцов сильвинита

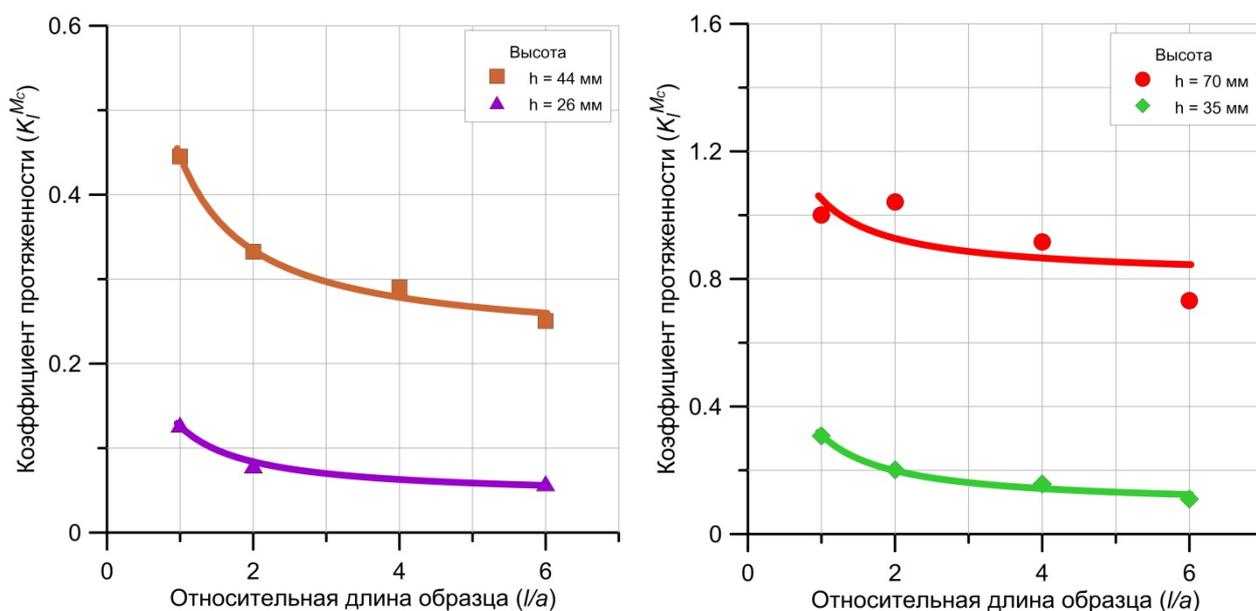


Рис. 2.14. Характер изменения коэффициента протяженности для модуля спада в зависимости от длины прямоугольных образцов сильвинита

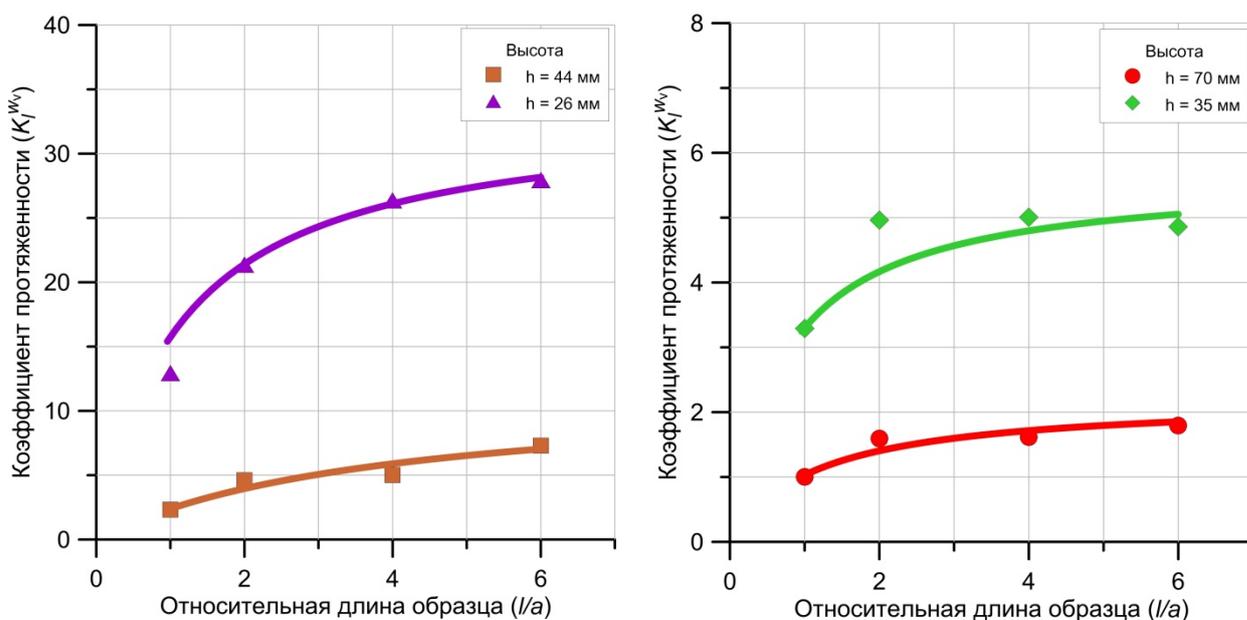


Рис. 2.15. Характер изменения коэффициента протяженности для удельной энергоемкости разрушения в зависимости от длины прямоугольных образцов сильвинита

Как отмечалось ранее, длина сильвинитовых образцов оказывает существенное влияние на разрушающую деформацию, увеличение которой приводит к возрастанию деформационного параметра. Из рис. 2.11 видно, что интенсивность роста коэффициента протяженности для разрушающей деформации уменьшается с увеличением длины образца, и в исследуемом диапазоне данная зависимость хорошо аппроксимируется выражением (2.9) для всех серий испытаний. Аналогичная картина наблюдается с коэффициентом протяженности для удельной энергоемкости разрушения (рис. 2.15), где полученные регрессионные зависимости достаточно хорошо описываются той же функцией.

Кроме того длина образцов в значительной степени влияет на величину модулей деформации, упругости и спада (рис. 2.12 – 2.14). Исследования выявили снижение коэффициентов протяженности для рассматриваемых параметров с увеличением относительной длины образцов и предположительным выходом на асимптоту при «бесконечно» длинном образце (целике). Наибольшее влияние увеличения длины сильвинитовых образцов сказывается на модуле упругости, снижение которого происходит

более круто (рис. 2.13). Все полученные зависимости были аппроксимированы функцией следующего вида:

$$K_l = A \cdot \frac{B + l/a}{l/a}. \quad (2.14)$$

Определение аппроксимационных параметров A и B проводилось по аналогии с методикой, представленной выше.

Также стоит отметить, что разброс модулей деформации, упругости и спада значительно выше, чем разброс прочностных и деформационных параметров, что связано в первую очередь с неоднородностью строения сильвинитовых пород и невозможностью изготовления образцов «близнецов».

Все функциональные зависимости коэффициента протяженности для прочностных, деформационных и энергоемкостных параметров от соотношения размеров образцов, построенные по результатам статистической обработки экспериментальных исследований, представлены в таблице 2.4.

Таблица 2.4. Коэффициенты протяженности для механических и энергоемкостных показателей сильвинитовых образцов

Определяемый коэффициент	Обозначение	h , мм	R^2	Уравнение
Предел прочности	$K_l^{\sigma_{\text{пр}}}$	70	0,99	$K_l^{\sigma_{\text{пр}}} = 1,48 \cdot (l/a)/(0,47 + l/a)$
		44	0,89	$K_l^{\sigma_{\text{пр}}} = 1,81 \cdot (l/a)/(0,54 + l/a)$
		35	0,98	$K_l^{\sigma_{\text{пр}}} = 1,98 \cdot (l/a)/(0,41 + l/a)$
		26	0,94	$K_l^{\sigma_{\text{пр}}} = 2,90 \cdot (l/a)/(0,48 + l/a)$
Разрушающая деформация	$K_l^{\varepsilon_{\text{пр}}}$	70	0,99	$K_l^{\varepsilon_{\text{пр}}} = 1,59 \cdot (l/a)/(0,58 + l/a)$
		44	0,96	$K_l^{\varepsilon_{\text{пр}}} = 3,08 \cdot (l/a)/(1,04 + l/a)$
		35	1,00	$K_l^{\varepsilon_{\text{пр}}} = 2,55 \cdot (l/a)/(0,45 + l/a)$
		26	0,95	$K_l^{\varepsilon_{\text{пр}}} = 9,22 \cdot (l/a)/(0,81 + l/a)$
Касательный модуль деформации	$K_l^{D_y}$	70	0,67	$K_l^{D_y} = 0,63 \cdot (0,68 + l/a)/(l/a)$
		44	0,90	$K_l^{D_y} = 0,35 \cdot (1,16 + l/a)/(l/a)$
		35	0,62	$K_l^{D_y} = 0,49 \cdot (0,48 + l/a)/(l/a)$

		26	0,91	$K_l^{Dy} = 0,36 \cdot (0,29 + l/a)/(l/a)$
Модуль упругости	K_l^E	70	0,82	$K_l^E = 0,47 \cdot (1,22 + l/a)/(l/a)$
		44	0,89	$K_l^E = 0,40 \cdot (1,21 + l/a)/(l/a)$
		35	0,67	$K_l^E = 0,46 \cdot (0,81 + l/a)/(l/a)$
		26	0,99	$K_l^E = 0,37 \cdot (0,89 + l/a)/(l/a)$
Модуль спада	$K_l^{M_c}$	70	0,45	$K_l^{M_c} = 0,80 \cdot (0,31 + l/a)/(l/a)$
		44	0,99	$K_l^{M_c} = 0,22 \cdot (1,00 + l/a)/(l/a)$
		35	0,98	$K_l^{M_c} = 0,09 \cdot (2,58 + l/a)/(l/a)$
		26	0,99	$K_l^{M_c} = 0,04 \cdot (2,00 + l/a)/(l/a)$
Удельная энергоемкость разрушения	$K_l^{W_v}$	70	0,88	$K_l^{W_v} = 2,20 \cdot (l/a)/(1,14 + l/a)$
		44	0,90	$K_l^{W_v} = 11,51 \cdot (l/a)/(3,81 + l/a)$
		35	0,74	$K_l^{W_v} = 5,65 \cdot (l/a)/(0,71 + l/a)$
		26	0,99	$K_l^{W_v} = 33,44 \cdot (l/a)/(1,12 + l/a)$

Полученные соотношения коэффициентов протяженности для механических и энергоемкостных показателей имеют важное прикладное значение в геомеханических расчетах междукамерных целиков различной длины. Также проведенные исследования направлены на разработку нового трехмерного коэффициента формы, учитывающего не только высоту и ширину поддерживающих целиков, но и фактор протяженности при определении параметров камерной системы разработки калийных рудников, работающих в условиях ВКМКС.

2.5. Пример использования полученных результатов при определении агрегатной прочности междукамерных целиков на участках ВКМКС

Как отмечалось в параграфе 1.3, в действующих «Указаниях...» [1] учет влияния длины целиков на их агрегатную прочность производится с помощью коэффициента прорези k_l (1.18), прочностной коэффициент протяженности по своей сути является его аналогом и может быть использован при оценке агрегатной прочности ленточных междукамерных целиков.

Для разработки общего коэффициента протяженности, учитывающего все полученные результаты, проводилось нормирование предела прочности для каждой партии сильвинитовых образцов с одинаковой высотой (h) по формуле:

$$K_l^{\sigma_{\text{пр}}} = \frac{\sigma_{\text{пр}}(a,l)}{\sigma_{\text{пр}}(a=l)}, \quad (2.15)$$

где $\sigma_{\text{пр}}(a, l)$ – значение предела прочности, соответствующее образцам с различной длиной (l); $\sigma_{\text{пр}}(a = l)$ – значение предела прочности, соответствующее образцам с шириной (a) и длиной (l) равное 35 мм. С целью повышения точности получаемых значений, осреднение данных для каждой длины проводилось по формуле арифметического средневзвешенного. Зависимость изменения осредненного коэффициента протяженности от относительной длины образца представлена на рис. 2.16, которая хорошо описывается следующим выражением:

$$K_l^{\sigma_{\text{пр}}} = 1,48 \cdot (l/a) / (0,47 + l/a). \quad (2.16)$$

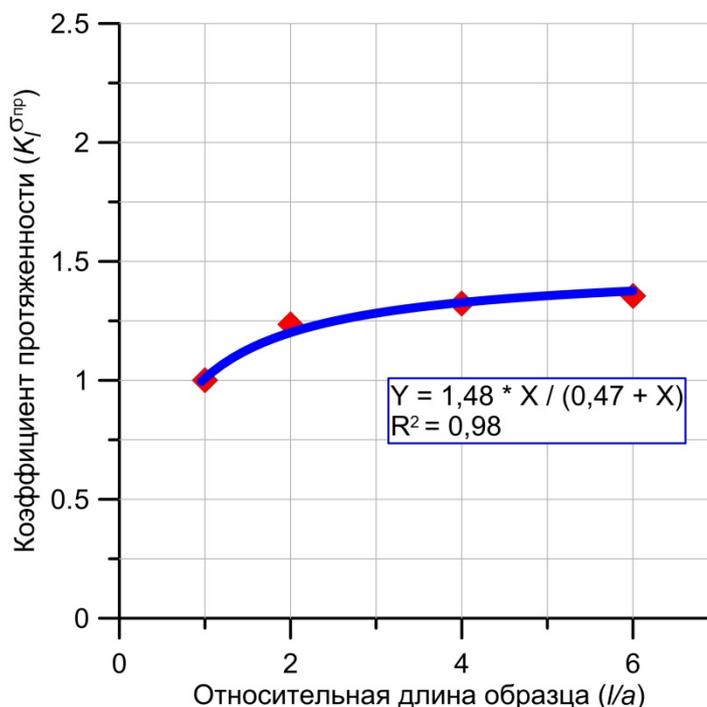


Рис. 2.16. Характер изменения осредненного коэффициента протяженности в зависимости от длины прямоугольных образцов сильвинита

Уравнение (2.16) позволяет не только анализировать результаты оценки влияния длины образцов, изготовленных из различных монолитов, на предел прочности, но и играет роль показателя, корректирующего агрегатную прочность междукамерных целиков в зависимости от отношения их длины (l_c) к ширине (b). В этой связи агрегатная прочность пород в массиве в пределах расчётной высоты междукамерных целиков запишется в виде:

$$\sigma_{0m} = k_m \cdot k_c \cdot K_l^{\sigma_{пр}} \cdot \sigma_0. \quad (2.17)$$

Тогда степень нагружения, действующая на целик, будет определяться как:

$$C = \frac{\zeta \cdot \gamma \cdot H_0 \cdot l}{b \cdot k_f \cdot k_m \cdot k_c \cdot K_l^{\sigma_{пр}} \cdot \sigma_0}. \quad (2.18)$$

Расчет агрегатной прочности и степени нагружения междукамерных целиков на примере добычных участков рудника БКПРУ-4 ВКМКС по действующим «Указаниям...» [1] формулы (1.3, 1.4) и по новым рекомендациям (2.17, 2.18) представлен в Приложении 2.

Анализ полученных результатов показал, что коэффициент протяженности для исследуемых участков варьируется в диапазоне 1,41 – 1,47. Следовательно, степень нагружения, рассчитанная по новым рекомендациям, в среднем уменьшается на 16,6 % по сравнению с нормативным документом. Другими словами, длина ленточных междукамерных целиков играет положительный эффект при расчете их несущей способности и, соответственно, при прочих равных условиях позволяет повысить коэффициент извлечения полезных ископаемых.

На основании вышесказанного, можно сделать вывод, что предлагаемая схема учета влияния длины междукамерных целиков на их несущую способность позволяет уточнить оценку степени их нагружения.

Таким образом, результаты исследования позволили сформулировать **первое научное положение**: экспериментальная зависимость изменения несущей способности соляных междукамерных целиков от длины,

полученная по результатам лабораторных испытаний, позволяющая повысить точность расчета степени их нагружения.

2.6. Выводы по главе

1. С целью разработки нового коэффициента, учитывающего фактор протяженности поддерживающих междукламерных целиков, проведен комплекс лабораторных испытаний на прямоугольных образцах сильвинита различной длины (l) и высоты (h), общее количество испытанных образцов составило 220 шт.

2. Определены прочностные, деформационные и энергоемкостные свойства сильвинитовых пород при одноосном сжатии. Установлено, что с увеличением длины образца происходит увеличение предела прочности, разрушающей деформации и удельной энергоемкости разрушения для всех серий испытаний, при этом интенсивность роста данных показателей снижается с увеличением длины образца. Модуль деформации (секущий) с увеличением длины образцов практически не изменяется, а касательный модуль деформации имеет тенденцию к снижению при увеличении длины образцов, аналогичная картина наблюдается для модуля упругости и модуля спада.

3. Анализ результатов проведенных исследований позволил получить экспериментальные зависимости изменения коэффициента протяженности с увеличением длины образца для следующих механических показателей: предела прочности, разрушающей деформации, касательного модуля деформации, модуля упругости, модуля спада, а также удельной энергоемкости разрушения.

4. Для описания экспериментальных данных выведены новые эмпирические соотношения, отражающие фактор протяженности образца, по которым получены предельные значения физико-механических показателей при сжатии «бесконечно» длинного целика.

5. Проведен расчет степени нагружения ленточных междокамерных целиков с учетом коэффициента протяженности на примере рудника БКПРУ-4 ВКМКС, установлено, что расчет по новым рекомендациям снижает данный показатель в среднем на 16,6 % по сравнению с нормативным документом.

3. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СЛОИСТОСТИ НА НЕСУЩЮЮ СПОСОБНОСТЬ СОЛЯНЫХ ЦЕЛИКОВ

В данной главе приведены результаты оценки несущей способности междукамерных целиков на основе испытаний слоистых цементных образцов, изготовленных из песчано-цементной смеси, в условиях одноосного сжатия. По результатам проведенных исследований построены зависимости изменения прочности слоистых образцов от соотношения цемент/песок и толщины слабого слоя, и предложена новая эмпирическая функция для расчета эквивалентной прочности слоистых междукамерных целиков.

3.1. Методика изготовления неоднородных слоистых образцов

Исследование горных пород для проведения модельных экспериментов с заранее заданными прочностными свойствами представляет достаточно непростую задачу. При отборе проб из породного массива сложно отобрать необходимое количество слоистых образцов с заданными свойствами, а также определить прочностные характеристики каждого из слоев. Также к образцам для исследований должны предъявляться следующие требования: прогнозируемая прочность, возможность варьировать размерами и очередностью слоев. В этой связи была разработана методика изготовления слоистых и однородных цементных образцов методом «сплошной заливки» с отношением высоты к ширине равным 2, позволяющая с помощью подбора соотношений компонентов (песок + цемент) получать образцы заданной прочности [139]. Выбор эквивалентного материала основывался на близких прочностных характеристиках песчано-цементной смеси с соляными породами.

Цементно-песчаная смесь готовилась из промытого и просеянного песка 0,25-1,0 класса крупности и цемента марки ПЦ 400-Д20. Для получения

составных образцов изготавливалась разборная форма с внутренними размерами 300x300x100 мм и извлекаемыми пластиковыми вставками для получения слоев различной высоты. Каждый слой составных образцов с заданным соотношением цемент/песок изготавливался из своего замеса. Полученный блок из цементно-песчаной смеси позволял изготовить 24 составных образцов и 12 эталонных, по 6 для каждого слоя с размерами 50x50x100 мм. Для разграничения слоев в приготовленные смеси добавлялся краситель. В дальнейшем, для увеличения количества составных образцов со слоями различной высоты при заливке блоков использовалась форма размером 400x300x100 мм, позволяющая изготовить уже 48 образцов того же размера. В целях увеличения количества разнопрочных слоев в блоке также использовалась форма 480x300x120 мм, для изготовления образцов с размерами 60x60x120 мм в количестве 40 шт. (по 5 одинакового состава). Пример фотографий разборной формы с извлекаемыми пластиковыми вставками, а также полученного залитого блока представлен на рис. 3.1.



Рис. 3.1. Разборная деревянная форма размером 400x300x100 мм с извлекаемыми пластиковыми вставками (а) и полученный залитый блок (б)

Порядок изготовления образцов и приготовления смеси заданного состава:

1. Производилась навеска необходимого количества песка с точностью ± 1 г. (весы модели «ХЕ 6000»), отмеренная порция высыпалась в ёмкость для перемешивания.

2. Производилась навеска цемента в необходимой пропорции (соотношение цемент/песок для различных слоев образцов изменялось от 1/2 до 1/8), которая затем высыпалась в ёмкость с песком.

3. Песок и цемент в сухом виде перемешивались до получения однородной массы.

4. В полученную смесь небольшими порциями добавлялась вода с промежуточным перемешиванием до получения однородной массы.

5. Приготовленной цементно-песчаной смесью заполнялся верхний слой разборной формы, нижний слой заполнен пластиковыми вставками различной высоты.

6. После твердения верхнего слоя форма переворачивается, извлекаются пластиковые вставки.

7. Готовится вторая партия цементно-песчаной смеси с необходимым составом.

8. Оставшийся объём в разборной форме вместо извлеченных пластиковых вставок, для образования второго слоя в блоке различной высоты, заполняется новым приготовленным составом.

9. Для разграничения слоев составных образцов в одну из приготовленных смесей (слабый слой) добавлялся краситель.

10. Заполненная цементно-песчаной смесью форма выдерживается в течение месяца для стабилизации прочностных показателей, после чего разбирается.

11. Из полученного блока на алмазно-отрезном станке без применения промывочной жидкости изготавливаются образцы с отношением высоты к ширине равным 2.

По вышеизложенной методике изготавливались неоднородные блоки с двухслойными, трехслойными и четырёхслойными слоистыми образцами.

Каждая партия включала в себя образцы, состоящие из прочных и слабых слоев, а также однородных образцов, используемых для определения прочностных показателей соответствующих слоев. Стоит отметить, что часть составных образцов отбраковывалась, в силу их разрушения при выпиливании на дисковом отрезном станке, потери от брака составили не более 6 %. Общее количество залитых блоков и изготовленных образцов приведено в таблице 3.1. Пример нарезанных образцов из двух-, трех- и четырехслойных блоков представлен на рис. 3.2, желто-пунктирной линией показаны границы разнопрочных слоев различной высоты.

Таблица 3.1. Количество залитых блоков и изготовленных образцов

Размер блока, мм	Количество слоев, шт.	Количество блоков, шт.	Количество образцов, шт.
300x300x100	2	2	72
300x300x100	3	1	36
400x300x100	2	3	144
400x300x100	3	10	480
480x300x120	4	3	120
Итого:		19	852

3.2. Проведение лабораторных испытаний

Лабораторные испытания проводились в режиме одноосного нагружения на жёстком электромеханическом прессе Zwick/Z250 с предельной нагрузкой – 250 кН (рис. 3.3, а), позволяющем проводить испытания с заданной скоростью деформирования (1 мм/мин) и с автоматической регистрацией результатов эксперимента («TestXpertv.9.0») в реальном масштабе времени. Жесткость прессы Zwick/Z250 составляет $G = 1,25 \cdot 10^8$ Н/м, что позволяло получать полную диаграмму деформирования с допредельной и запредельной ветвью. Торцевые условия – режим сухого трения (рис. 3.3, б).

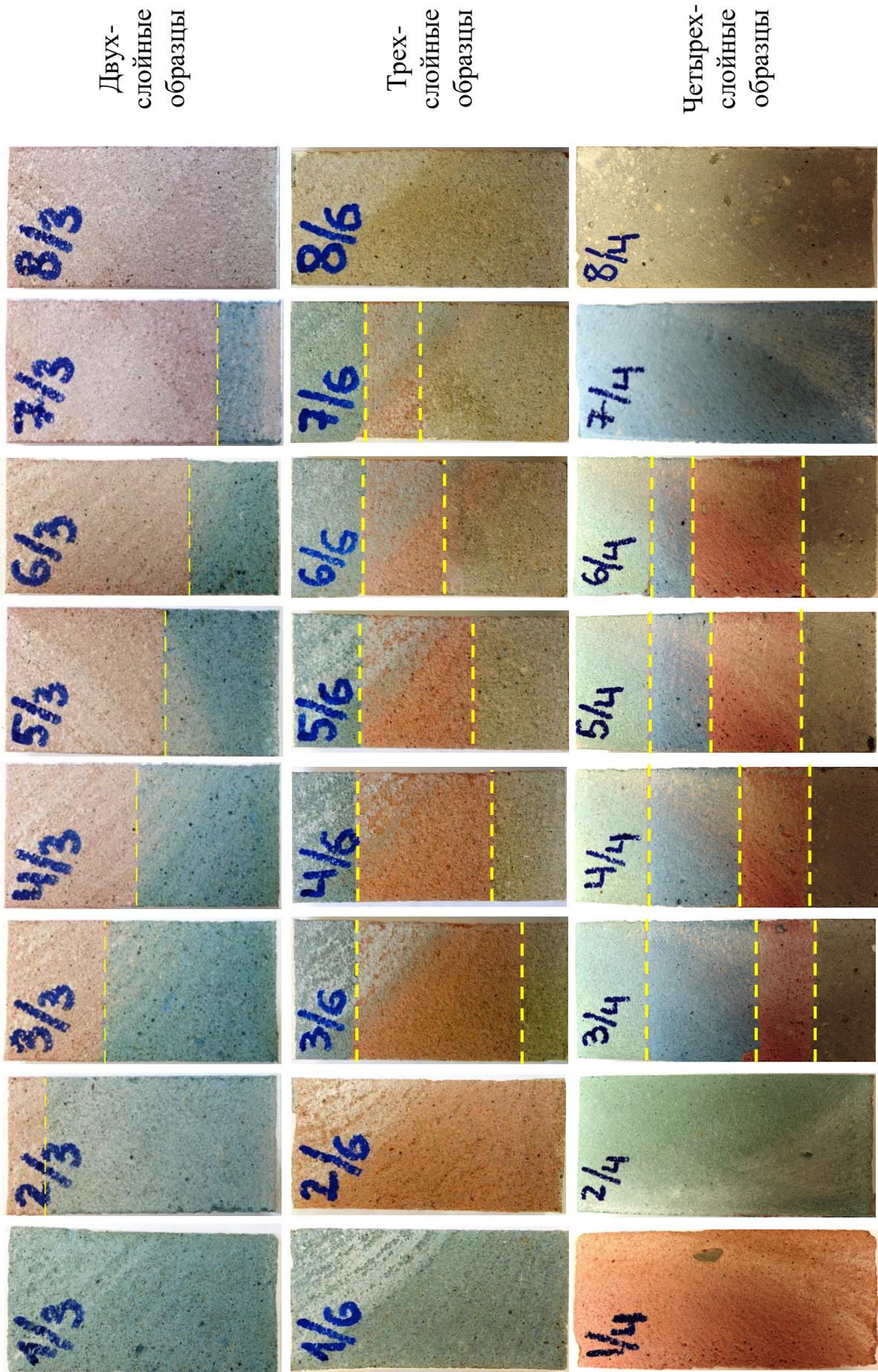


Рис. 3.2. Пример фотографий слоистых образцов, изготовленных методом «сплошной заливки»

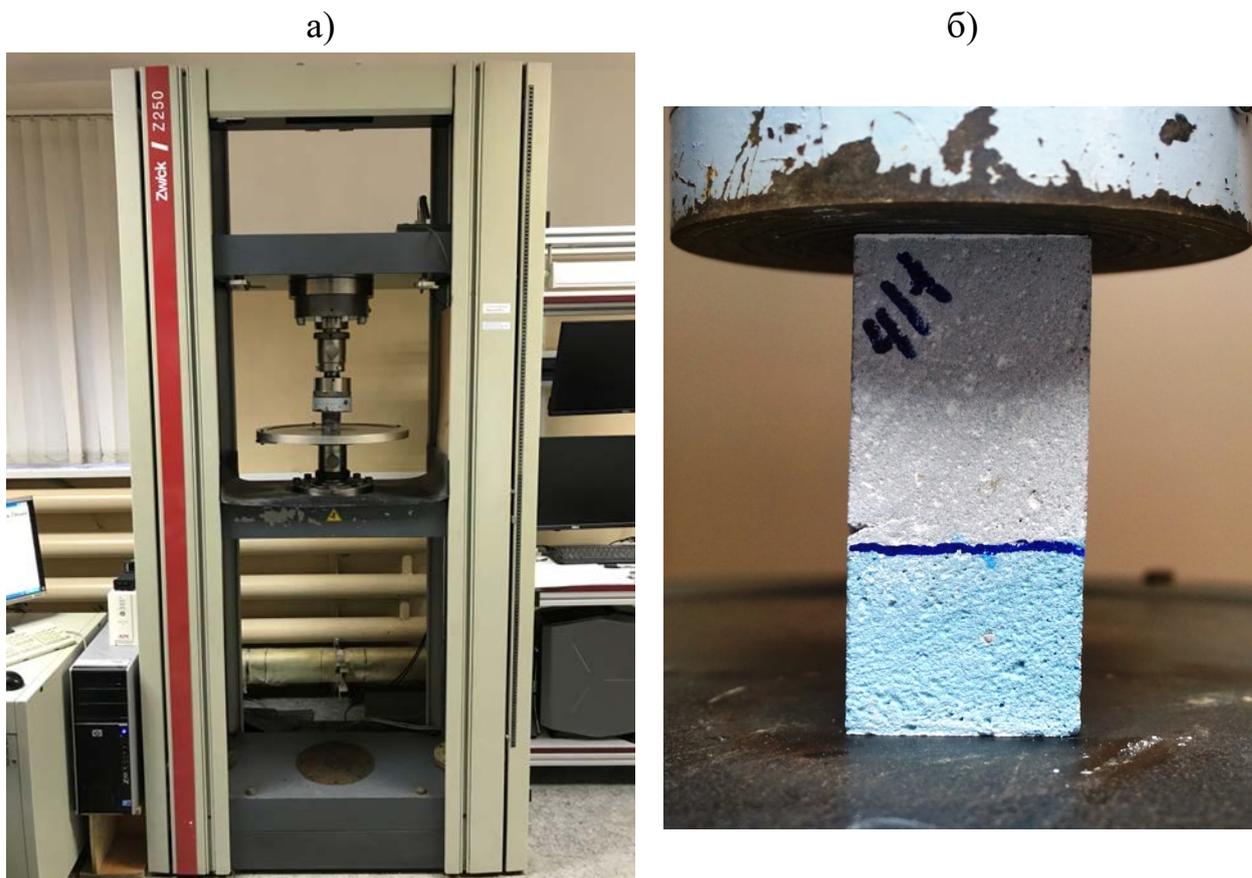


Рис. 3.3. Лабораторное оборудование для проведения испытаний на одноосное сжатие: а – электромеханический прессе Zwick/Z250; б – торцевые условия образца с прессом (сухое трение)

По результатам эксперимента на одноосное сжатие определялись прочностные и деформационные параметры составных образцов. Определение предела прочности и разрушающей деформации проводилось в соответствии со стандартами [39, 41], сущность метода подробно представлена в главе 2, параграфа 2.2 данной работы.

С целью более полного изучения характера деформирования и механизма разрушения слоистых образцов часть испытаний на одноосное сжатие проводилась с применением бесконтактной трехмерной оптической системы Vic-3D фирмы «Correlated Solutions», которая позволяет строить поля деформаций с последующей их локализацией по всей поверхности образца методом корреляции цифровых изображений. Метод позволяет восстанавливать поле векторов перемещений на поверхности исследуемых образцов путем сопоставления опорного изображения (фотографии объекта в

исходном состоянии) с изображениями, снятыми в процессе нагружения. Изображение образца разбивается на сектора и анализируется перемещение рисунка поверхности (нанесенного с помощью красителя) в пределах каждого такого элементарного окна. Алгоритм построения векторов смещения основывается на процессе установки соответствия между двумя элементарными участками, путем вычисления коэффициента соответствия и поиске его минимума [132].

Портативность системы позволяет проводить работу в лабораторных условиях и исследовать локализацию полей деформаций на образцах, нагружаемых на испытательном оборудовании (рис. 3.4, а). В состав оптической видеосистемы входят: две цифровые черно-белые камеры с разрешением до 5,0 Мп и соответствующей ему максимальной скоростью съемки 20 кадров в секунду; комплект сменных объективов к камерам с различным фокусным расстоянием; специализированное программное обеспечение, с помощью которого осуществляется управление процессом съемки («Vic-Snap») и постобработка зарегистрированных фотографий («Vic-3D»); система подсветки поверхности образца; блок синхронизации видеосистемы с испытательной машиной; набор калибровочных таблиц и штатив с трехкоординатной регулируемой головкой.

Методика проведения испытаний с использованием видеосистемы включает в себя несколько этапов. Подготовительный этап состоит в предварительном нанесении на поверхность исследуемого образца контрастного мелкодисперсного напыления, представляющего совокупность хаотично расположенных черных точек на белой матовой основе (рис. 3.4, б). После завершения подготовительного этапа проводится испытание с последующей обработкой полученных результатов методом корреляции цифровых изображений. Более подробно методика проведения испытаний с применением оптической системы Vic-3D и пример её использования описаны в работах [138, 134].

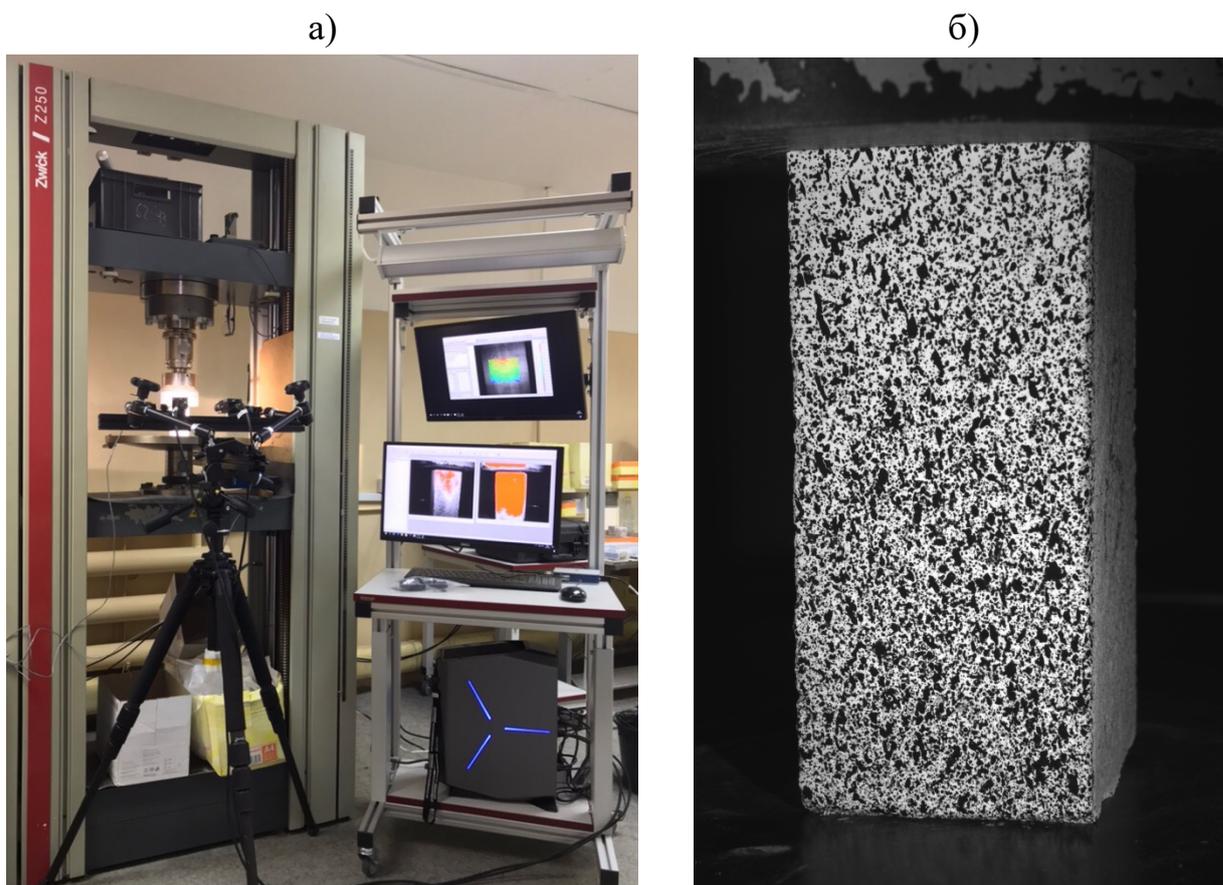


Рис. 3.4. Бесконтактная трехмерная оптическая система Vic-3D (а) и подготовленный для исследования образец на прессе (б)

3.3. Результаты экспериментального определения прочностных и деформационных свойств слоистых образцов

Определение прочностных и деформационных показателей слоистых образцов при одноосном сжатии проводилось по методике, изложенной в разделе 2.2 второй главы. Всего было испытано 19 блоков: 5 двухслойных, 11 трехслойных и 3 четырехслойных блока. По результатам эксперимента строились полные диаграммы деформирования, по которым определялись прочностные и деформационные показатели. Пример семейства диаграмм деформирования, полученных при испытании составных образцов с различной высотой слабого слоя, для двухслойных, трехслойных и четырёхслойных блоков представлен на рис. 3.5.

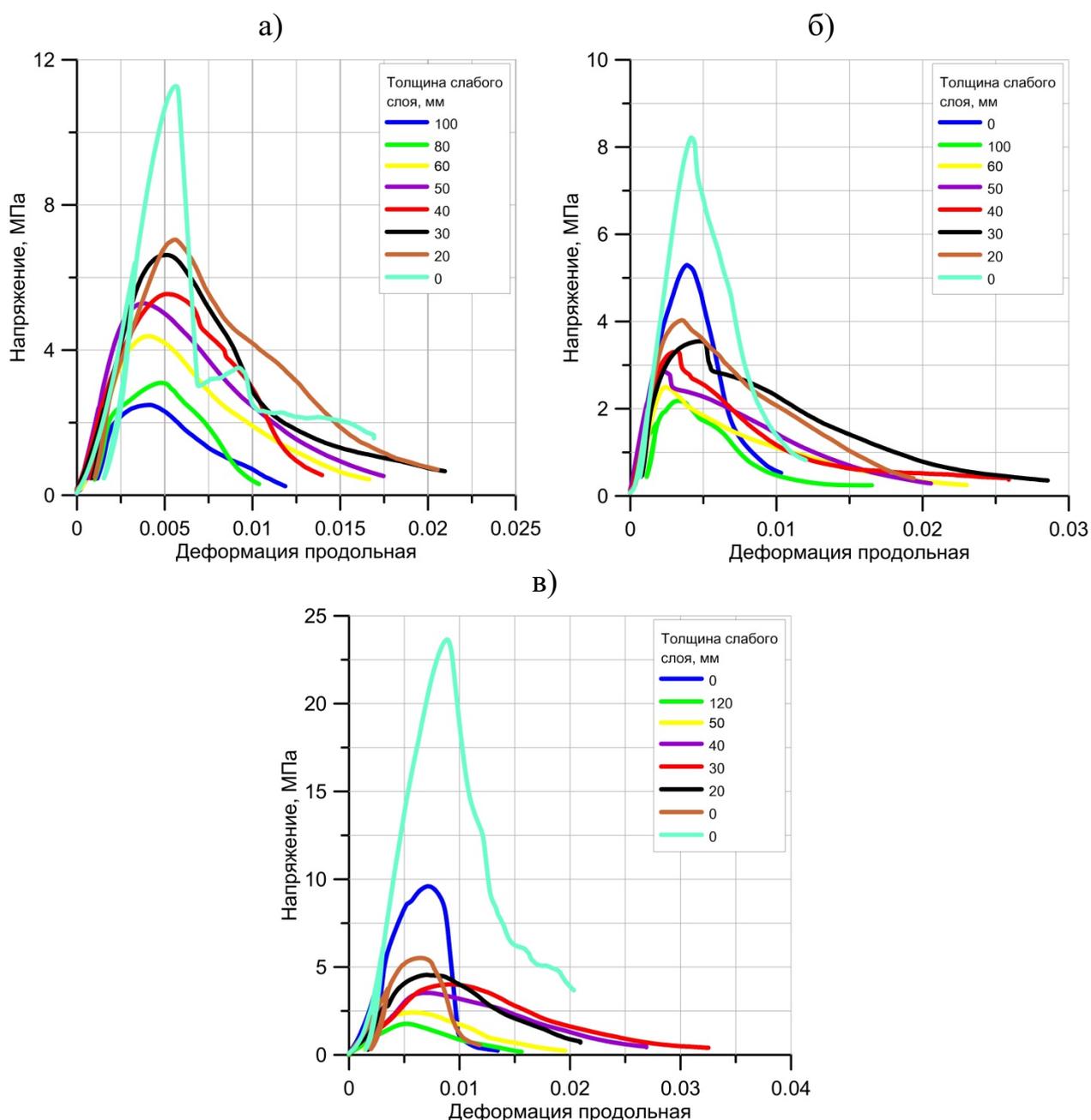


Рис. 3.5. Пример семейства диаграмм деформирования для двухслойного № 5 (а), трехслойного № 7 (б) и четырёхслойного № 19 (в) блока

Осредненные результаты определения прочности на сжатие ($\sigma_{пр}$) и разрушающей деформации ($\varepsilon_{пр}$) по каждой серии, включающей образцы с одинаковым соотношением цемента и песка, а также слоями одинаковой толщины приведены в Приложении 3. Также в таблицах приведены результаты расчета прочности слоистых образцов по формуле гармонического средневзвешенного (1.37).

При анализе полученных результатов наблюдается тенденция уменьшения прочности цементно-песчаных слоистых образцов с увеличением толщины слабого слоя (2 слой) для всех блоков. Для двухслойных блоков наиболее резкое снижение происходит на образцах с толщиной слабого слоя 20 мм, например в блок № 5 средний предел прочности на сжатие падает почти на 44% относительно образцов без слабого слоя. Аналогичная ситуация наблюдается для трехслойных и четырехслойных блоков, где максимально интенсивное снижение предела прочности происходит на образцах с толщиной слабого слоя 20 – 30 мм. Так в блок № 8 (трехслойный), средний предел прочности уменьшается почти на 70 % относительно прочных образцов (1 слой), а в четырехслойном блоке № 19 снижение происходит на 86 %.

Кроме предела прочности наблюдается корреляция разрушающей деформации с высотой слабого слоя. По мере увеличения высоты слабого слоя прослеживается тенденция уменьшения разрушающей деформации составных образцов, то есть чем ниже прочность, тем меньше разрушающая деформация.

Также по осредненным результатам экспериментальных ($\sigma_{пр}$) и расчетных ($\sigma_{гарм}$) данных были построены зависимости влияния толщины слабого слоя на прочность составных образцов. Пример данных зависимостей для двухслойного, трехслойного и четырёхслойного блока представлен на рис. 3.6.

Анализ полученных кривых показал, что экспериментальные значения предела прочности составных образцов существенно отличаются от расчетных значений, полученных по формуле гармонического средневзвешенного. Кривая экспериментальных значений прочности слоистых образцов расположена значительно ниже величин, рассчитанных по формуле гармонического средневзвешенного, полученный результат хорошо согласуется с ранее проведёнными исследованиями [136]. Для оценки разнородности полученных данных использовался такой

статистический показатель, как дисперсия, в частности, ее средняя величина в исследуемом диапазоне (MS). Средняя дисперсия между двумя зависимостями для двухслойных образцов составила $MS = 0,33 \text{ МПа}^2$, для трёхслойных $MS = 0,27 \text{ МПа}^2$, а для четырехслойных $MS = 0,11 \text{ МПа}^2$.

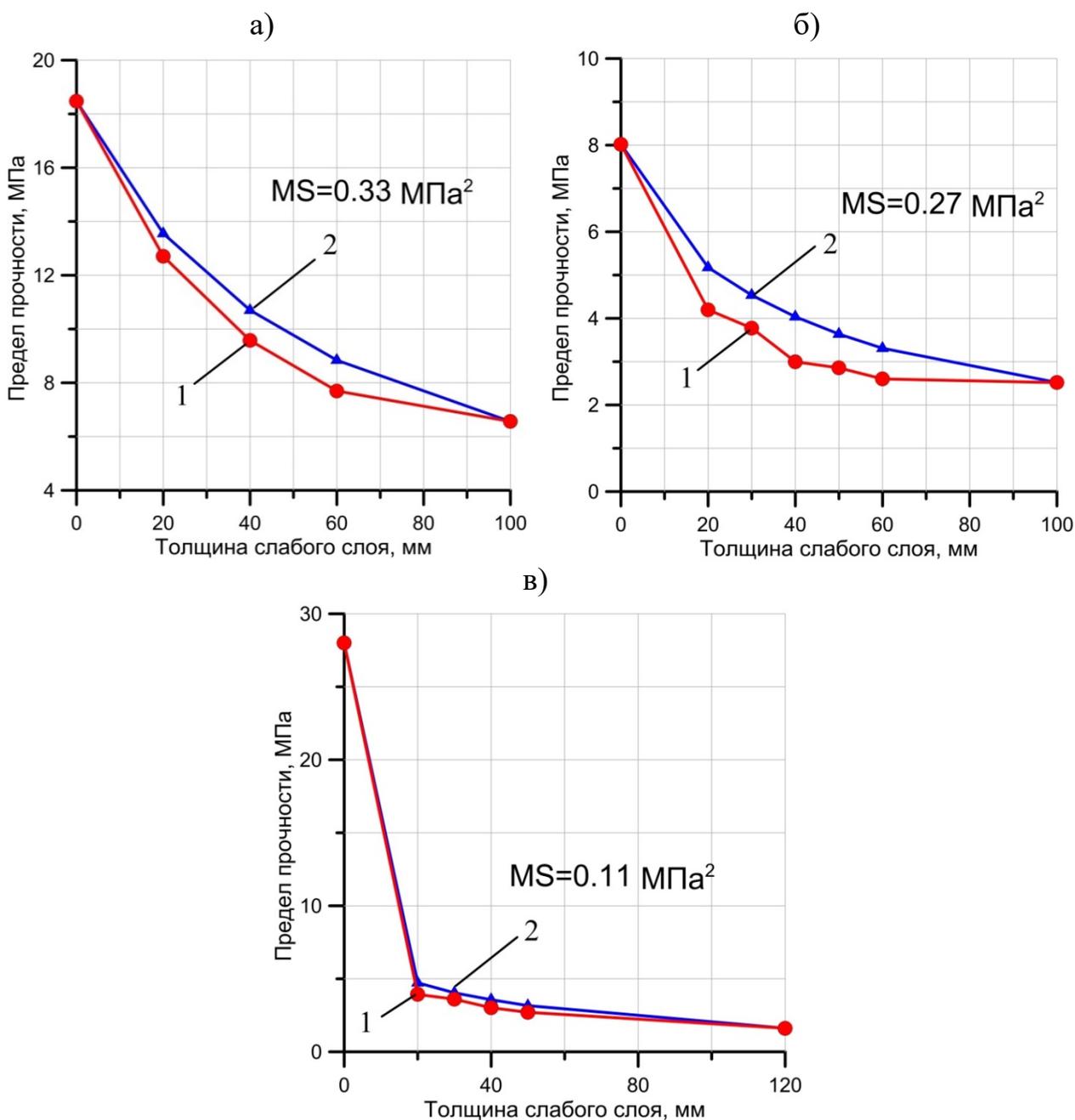


Рис. 3.6. Графики изменения прочности цементно-песчаных образцов для двухслойного № 1 (а), трёхслойного № 7 (б) и четырёхслойного № 19 (в) блока от толщины слабого слоя (1 – экспериментальные данные, 2 – формула гармонической средневзвешенной)

Аналогичные результаты прослеживаются практически для всех блоков, экспериментальные значения предела прочности проходят значительно ниже расчетных показателей, исключением составляют двухслойный блок № 5, трехслойные блоки № 6 и № 16, где расчетная кривая достаточно хорошо описывает экспериментальные данные. Кроме того, исключением является четырехслойный блок № 18, где экспериментальные данные оказались выше.

Наибольшее среднее отклонение экспериментальной кривой от расчетной получилось для блока № 9 и № 13, погрешность расчетных значений прочности слоистых образцов по формуле гармонического средневзвешенного составляет почти 30 % и 38 %, соответственно. При этом погрешность расчетных оценок практически не зависит от толщины слабого слоя.

Влияние отличия прочностных показателей слабого и прочного слоев ($\sigma_{сл}/\sigma_{пр}$) на отклонение экспериментальной кривой от расчетной установлено не было.

В целом анализ полученных результатов показал, что расчет эквивалентной прочности по формуле гармонического средневзвешенного дает значительные погрешности.

Изучение характера деформирования и механизма разрушения слоистых образцов проводились с помощью бесконтактной трехмерной оптической системы Vic-3D. Оптическая система Vic-3D позволяет вычислять геометрические параметры поверхности образца и перемещение в каждой точке. Одновременно с перемещениями строились поля продольной (ϵ_{yy}) и поперечной (ϵ_{xx}) деформации. Видеосистема Vic-3D применялась при испытании двух двухслойных, двух трехслойных блоков и одного четырехслойного блока, по одному образцу из каждой серии, общее количество образцов составило 36 шт. Пример построения полей деформаций на двухслойных (блок № 4), трехслойных (блок № 7) и четырехслойных (блок № 19) образцах в момент времени, соответствующий пределу прочности на одноосное сжатие, представлен в Приложении 4.

Анализ полей деформаций, полученных при испытании эталонных образцов (однородный, без дополнительных слоев) показал, что развитие продольных деформаций происходит волнообразно по всей поверхности образца, без выявления участков с повышенными деформационными свойствами, по мере развития продольных деформаций в образце возникают и поперечные. Участки с повышенными поперечными деформациями в основном появляются на краях образца, которые в ходе разрушения образуют зоны сдвига, ориентированные из угла в угол, что свидетельствует о классическом одноосном разрушении высоких образцов при отсутствии смазки на контактах с плитами пресса [3, 25].

Интерпретация результатов полученных при испытании двухслойных образцов, показала явную неоднородность и локализацию полей продольных и поперечных деформаций, максимальные значения деформаций приходятся на более слабый участок образца (красный слой). В результате повышенных продольных и поперечных деформаций в слабом слое происходит накопление дефектов и зарождение субвертикальных трещин. По мере разрушения образца трещины эволюционируют в слабом слое и далее прорастают в прочный. Также стоит отметить, что наиболее быстрое трещинообразование (дилатансия) происходит в слабом слое с наименьшей высотой, что приводит к резкому падению прочности слоистых образцов по сравнению с эталонными (прочными).

Аналогичная ситуация отмечается при испытании трехслойных и четырехслойных образцов. При анализе полученных результатов можно четко выделить наиболее слабый слой в образце, с повышенными продольными и поперечными деформациями. Механизм разрушения образцов такой же, интенсивность деформаций, начало трещинообразования, и эволюция трещин приходятся на более слабый участок образца (средний красный слой). Далее, в ходе разрушения образца, субвертикальные трещины распространяются в другие слои. Также было замечено, что если прочность первого основного слоя (прочный), значительно превосходит прочность

других слоев (слабый и промежуточный), то эволюция образования и дальнейший рост трещин происходят только в слабых и промежуточных слоях.

Кроме этого с помощью оптической системы Vic-3D проводилось измерение деформаций с помощью инструмента «виртуальный экстензометр», который устанавливался на разных слоях в продольном и поперечном направлении. На рис. 3.7 – 3.9 приведены примеры кривых изменения продольной деформации от времени, построенные по результатам экстензометров.

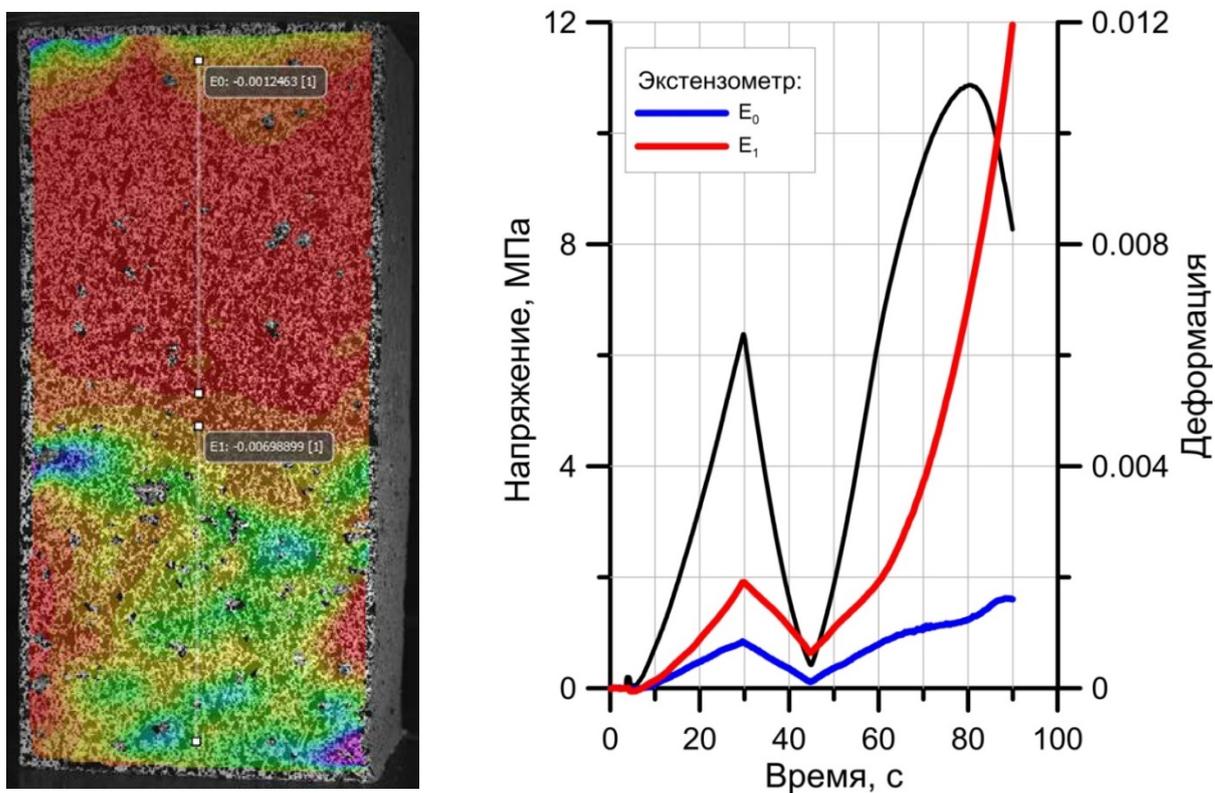


Рис. 3.7. Кривые изменения продольной деформации и напряжения от времени для двухслойного образца

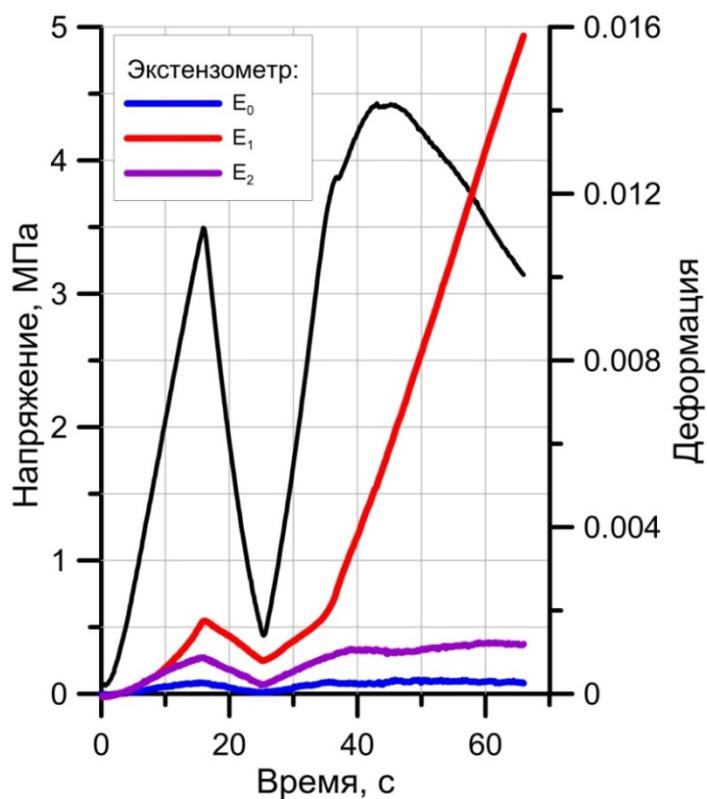
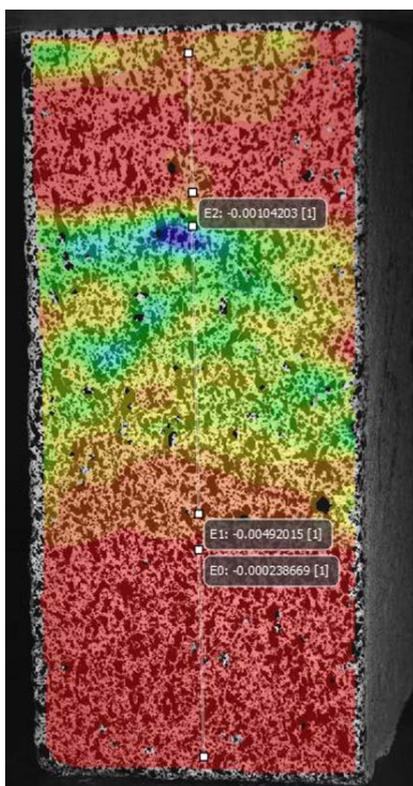


Рис. 3.8. Кривые изменения продольной деформации и напряжения от времени для трехслойного образца

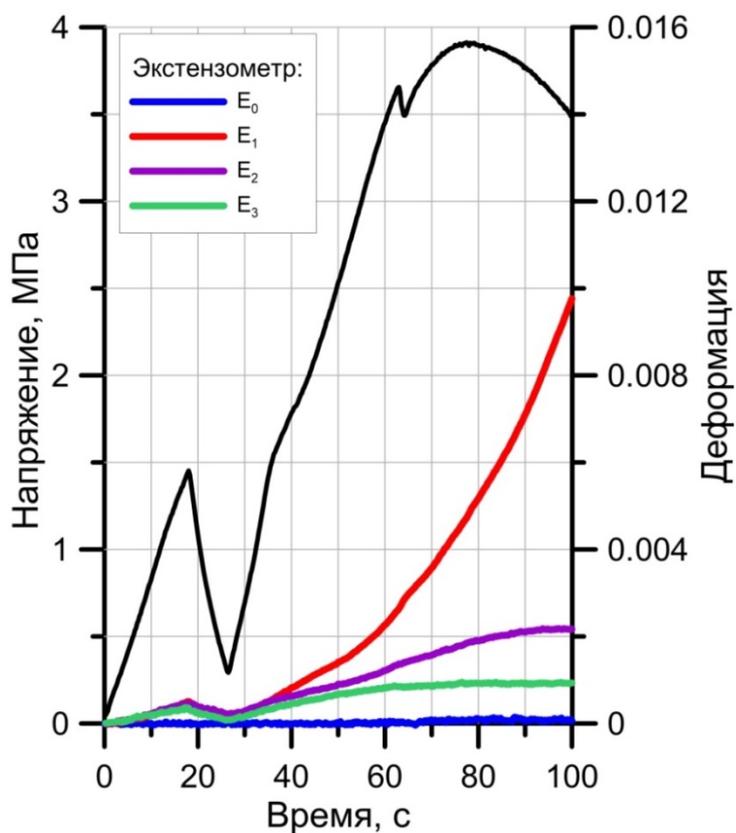
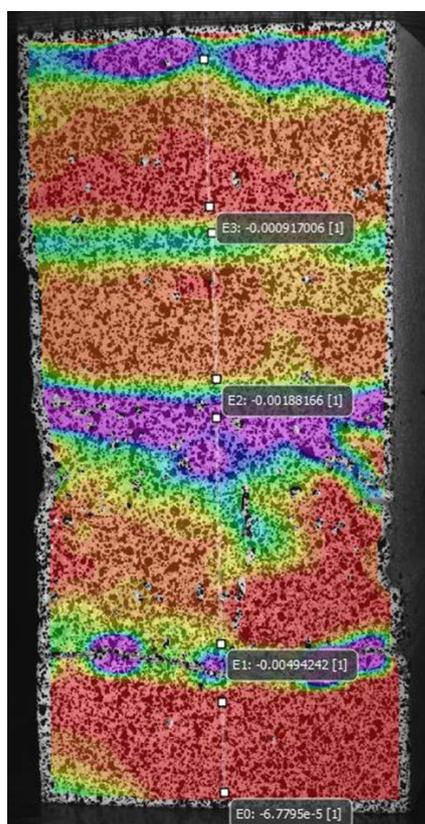


Рис. 3.9. Кривые изменения продольной деформации и напряжения от времени для четырехслойного образца

Как отмечалось ранее, деформации слабого слоя, измеренные экстензометром E_1 , значительно превосходят деформации, полученные с помощью экстензометров E_0 , E_2 и E_3 , установленные на прочных и промежуточных слоях. Для двухслойного образца деформации слабого слоя (E_1) на момент времени соответствующий пределу прочности, превосходят деформации прочного слоя (E_0) в 5,6 раза, для трехслойного образца отличие аналогичных деформаций составляет уже 20 раз. Деформации прочного слоя (E_0) в четырехслойном образце практически отсутствуют, отличие деформаций слабого (E_1) и промежуточного слоя (E_3) на пределе прочности составляет 5,1 раза.

Аналогичная ситуация наблюдается для экстензометров, установленных перпендикулярно оси образца, поперечные деформации слабых слоев значительно превосходят поперечные деформации прочных и промежуточных слоев. Отсюда можно сделать вывод, что чем прочнее слой в образце, тем его деформации в поперечном и продольном направлении минимальны.

3.4. Анализ полученных результатов

Анализ полученных данных показал, что расчет эквивалентной прочности по формуле гармонического средневзвешенного дает значительные погрешности, в этой связи необходимым является построение новой расчетной зависимости, адекватно отражающей изменение прочности слоистых образцов (целиков) при вариации прочностных характеристик и толщин слагающих слоев.

С целью разработки нового эмпирического соотношения расчета эквивалентной прочности междукамерных целиков проводилось осреднение данных, полученных при испытании слоистых образцов. Оценка результатов проводилась по всем блокам, сгруппированным по количеству слоев: 1 группа – двухслойные, 2 группа – трехслойные, 3 группа – четырехслойные.

Полученные осредненные зависимости влияния толщины слабого слоя на прочность слоистых образцов для двухслойных, трехслойных и четырёхслойных блоков представлены на рис. 3.10, кривая 1.

Для более точного описания полученных приведенных данных по определению эквивалентной прочности предложено новое расчетное соотношение, представленное следующим уравнением:

$$H \cdot (\sigma_0 - \sigma_{\min})^k = \sum_i^n H_i \cdot (\sigma_{ci} - \sigma_{\min})^k, \quad (3.1)$$

где H – высота слоистого образца (междукамерного целика); H_i – толщина (мощность) i -го слоя ($i = 1, 2 \dots n$); n – количество разнопрочных слоев в образце (целике); σ_{ci} – расчетная прочность при сжатии стандартных образцов (с отношением высоты к ширине равном двум) i -го слоя; σ_{\min} – минимальная расчетная прочность при сжатии стандартных образцов i -го слоя; k – эмпирический коэффициент.

Определение эмпирических коэффициентов, а также статистический анализ в виде суммарной (SS) и средней (MS) дисперсии по выборке для каждой группы слоистых образцов представлен в таблице 3.2.

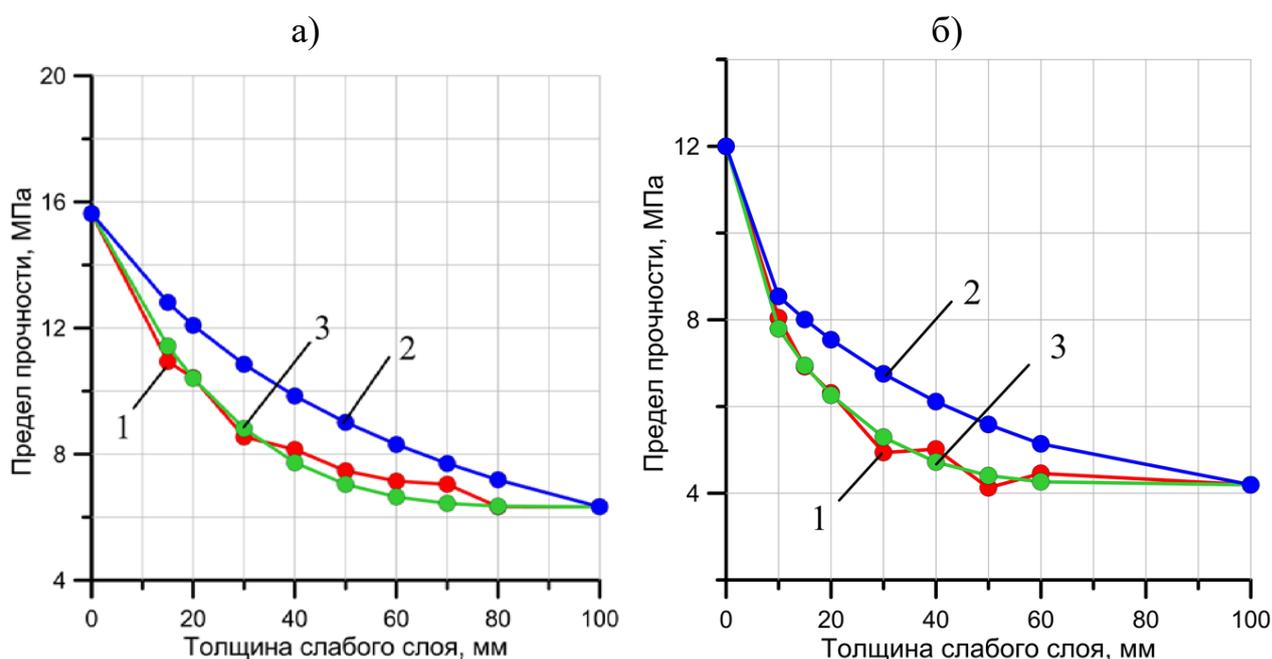
Таблица 3.2. Статистический анализ нового эмпирического соотношения по определению эквивалентной прочности междукамерных целиков

Новое эмпирическое соотношение	$H \cdot (\sigma_0 - \sigma_{\min})^k = \sum_i^n H_i \cdot (\sigma_{ci} - \sigma_{\min})^k$		
Группа	Двухслойные	Трехслойные	Четырёхслойные
Эмпирические коэффициенты и статистические показатели	$k = 0,27$ $SS = 0,64 \text{ МПа}^2$ $MS = 0,064 \text{ МПа}^2$	$k = 0,23$ $SS = 0,20 \text{ МПа}^2$ $MS = 0,022 \text{ МПа}^2$	$k = 0,22$ $SS = 0,57 \text{ МПа}^2$ $MS = 0,095 \text{ МПа}^2$

Анализ статистических показателей позволил установить, что новое расчётное соотношение (3.1), где в качестве показателя защита минимальная

прочность слоя, описывает экспериментальные значения наиболее корректно, средняя дисперсия (MS) для двухслойных, трехслойных и четырехслойных блоков стремится к нулю и составляет 0,064, 0,022 и 0,095 МПа², разброс эмпирического коэффициента k между группами минимальный и в среднем составляет 0,24. Результаты описания приведенных экспериментальных зависимостей новым эмпирическим соотношением (3.1) представлены на рис. 3.10 (кривая 3), также на рисунке для сравнения приведена расчетная зависимость, полученная по формуле гармонического средневзвешенного (кривая 2).

Как видно из рисунка 3.10 уравнение (3.1) удовлетворительно описывает все экспериментальные кривые, что говорит об универсальности данной зависимости и возможности применения ее на практике.



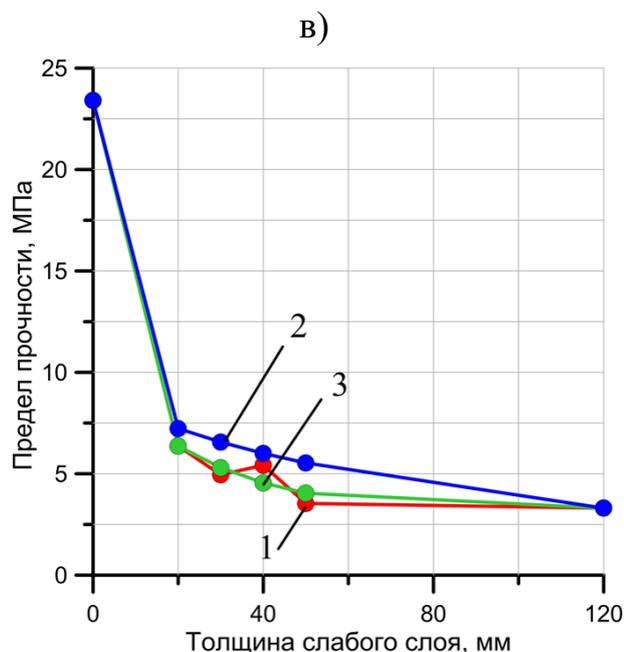


Рис. 3.10. Графики изменения прочности двухслойных (а), трехслойных (б) и четырехслойных (в) образцов от толщины слабого слоя: 1 – осредненные экспериментальные данные; 2 – расчетные данные по формуле среднего гармонического (1.37); 3 – расчетные данные по новому уравнению (3.1)

3.5. Пример использования полученных результатов при определении агрегатной прочности слоистых междукамерных целиков на участках ВКМКС

При отработке шахтного поля рудника ООО «ЕвроХим – Усольский Калийный Комбинат», в ходе проведения инструментальных наблюдений за оседанием земной поверхности и за горизонтальной конвергенцией очистных камер, были выделены участки выработанного пространства, процесс деформирования которых протекает значительно интенсивнее, чем это регламентирует действующий нормативный документ [1].

На основании химического анализа установлено, что места с повышенными скоростями деформирования имеют высокое содержание нерастворимого остатка (от 13 до 18 %), а массив представлен в виде тонкослоистой структуры, характеризующейся чередованием пластов каменной соли, сильвинита и глинисто-солевых прослоек мощностью от нескольких миллиметров до нескольких сантиметров (до 10 – 15 см). В этой

связи можно сделать вывод, что наиболее вероятными причинами повышенных скоростей деформирования междукамерных целиков и оседаний земной поверхности является некорректный расчёт эквивалентной прочности и учет влияния глинистых прослоек в условиях аномально высокой глинистости продуктивной толщи. В результате чего при определенном сочетании влияющих факторов фактическая степень нагружения междукамерных целиков превышает расчётные величины.

Согласно действующей методике, изложенной в «Указаниях...» [1], учет влияния глинистых прослоев ведется с помощью коэффициента k_c (1.27) при расчете агрегатной прочности пород в массиве (1.3). При этом эквивалентная прочность пород, слагающих междукамерные целики, рассчитывается по формуле гармонической средневзвешенной (1.37).

Согласно предлагаемой методике, в условиях повышенной глинизации пород, расчет агрегатной прочности лучше проводить без коэффициента k_c , а учет глинистых прослоев осуществлять с помощью нового соотношения расчета эквивалентной прочности (3.1), путем подставления в качестве минимальной расчетной прочности при сжатии i -го слоя (σ_{\min}) – прочность глины. В этом случае агрегатная прочность пород в массиве будет определяться как:

$$\sigma_{0m} = k_m \cdot k_l \cdot \sigma_{0\text{нов}}, \quad (3.2)$$

где $\sigma_{0\text{нов}}$ – эквивалентная прочность пород, слагающих междукамерные целики, рассчитанная по новому соотношению:

$$\sigma_{0\text{нов}} = \sqrt[0,24]{\frac{\sum_i^n m_i \cdot (\sigma_{ci} - \sigma_{\min})^{0,24}}{m}} + \sigma_{\min}. \quad (3.3)$$

А расчетная степень нагружения междукамерных целиков запишется в виде:

$$C = \frac{\zeta \cdot \gamma \cdot H_0 \cdot l}{b \cdot k_f \cdot k_m \cdot k_l \cdot \sigma_{0\text{нов}}}. \quad (3.4)$$

Для оценки эффективной работы нового эмпирического соотношения (3.3) был проведен расчет агрегатной прочности пород и степени нагружения

на участках с повышенными и допустимыми скоростями деформирования междукамерных целиков по формулам (1.3, 1.4) и (3.2, 3.4). Результаты расчета агрегатной прочности и степени нагружения для разных участков ВКМКС представлены в Приложении 5, расчетная прочность глины составляла 2 МПа.

Сравнительный анализ результатов для участков рудника «ЕвроХим – УКК» показал, что в условиях с допустимыми скоростями деформирования междукамерных целиков и с «нормальной» глинизацией пород (2 СВП и 2 СЗП), где суммарная мощность глины в целике не превышала 0,44 м, агрегатная прочность, рассчитанная по выражениям (1.3) и (3.2) практически не отличается, разница составляет менее 1 %. Следовательно, степень нагружения целиков, рассчитанная по формулам (1.4) и (3.4), имеет близкие значения.

Для целиков, где присутствует «повышенная» глинизация пород с суммарной мощностью глины от 0,98 до 1,23 м (1 ЮЗП и 2 ЮВП) агрегатная прочность, рассчитанная по формуле (3.2), значительно ниже агрегатной прочности, рассчитанной по формуле (1.3), различие составляет от 13 до 20 %. Таким образом, можно объяснить повышенные скорости деформирования междукамерных целиков на данных участках, ведь фактическая степень нагружения превышает расчётные величины на 13 – 20 %.

Исходя из вышеизложенного, можно сделать вывод, что новое соотношение (3.2), включающее формулу (3.3), дает корректные значения и может применяться на практике при расчете несущей способности соляных междукамерных целиков. Стоит отметить, что эмпирический коэффициент $k = 0,24$ может уточняться для различных участков месторождения в зависимости от характера деформирования междукамерных целиков по данным маркшейдерский наблюдений.

Таким образом, результаты исследования позволили сформулировать **второе научное положение: формула расчета эквивалентной прочности многослойных целиков горных пород, учитывающая влияние прочности**

наиболее слабого слоя, полученная по результатам представительных испытаний слоистых образцов, которая позволяет повысить точность расчета степени нагружения грузонесущих элементов камерной системы разработки.

3.6. Выводы по главе

1. Оработана методика изготовления искусственных цементно-песчаных образцов, включающих слои различной толщины с отличающимися прочностными характеристиками. Всего было изготовлено 19 партий образцов, состоящих из двух, трех и четырех слоев. Общее количество изготовленных образцов составило 852 шт.

2. На искусственных образцах проведен комплекс испытаний при одноосном сжатии с построением полных диаграмм деформирования. По результатам определения прочностных свойств построены зависимости изменения прочности слоистых образцов от соотношения цемент/песок и толщины слабого слоя. В качестве сопоставления построены расчетные зависимости изменения прочности слоистых образцов по формуле гармонического средневзвешенного.

3. С целью более полного изучения характера деформирования и механизма разрушения слоистых образцов часть испытаний на одноосное сжатие проводилась с применением бесконтактной оптической системы Vis-3D. Интерпретация результатов, полученных при испытании двухслойных, трехслойных и четырехслойных образцов, показала явную неоднородность и локализацию полей продольных и поперечных деформаций. Интенсивность деформаций, начало трещинообразования и эволюция трещин приходится на более слабый участок образца.

4. Сопоставительный анализ результатов показал, что для большинства партий образцов экспериментальные значения предела прочности существенно отличаются от расчетных значений, полученных по формуле

гармонического средневзвешенного. Наибольшее среднее отклонение экспериментальной кривой от расчетной получилось для блока № 9 и № 13, отличие составляет почти 30 % и 38 %.

5. В этой связи было разработано новое эмпирическое соотношение расчета эквивалентной прочности междукамерных целиков. Установлено, что новое уравнение удовлетворительно описывает экспериментальные значения влияния толщины слабого слоя на прочность слоистых образцов, средняя дисперсия (MS) для всех групп стремится к нулю, а разброс эмпирического коэффициента k минимальный и в среднем составляет 0,24.

6. Для оценки эффективной работы нового эмпирического соотношения был проведен расчет агрегатной прочности пород и степени нагружения междукамерных целиков для условий ВКМКС по действующей и предлагаемой методике. Результат сравнительного анализа позволил сделать вывод, что новое соотношение дает более адекватную оценку и может применяться на практике при расчете несущей способности соляных междукамерных целиков.

4. ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОРОД НА НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ СОЛЯНЫХ ЦЕЛИКОВ

В главе представлены результаты определения предела длительной прочности сильвинитых пород прямым методом в условиях одноосного и объемного сжатия. Установлен характер изменения скорости установившейся ползучести от уровня нагружения. Разработано новое эмпирическое соотношение для описания кривой длительной прочности. На основании длительных и условно-мгновенных испытаний разработана методика ускоренного определения предела длительной прочности соляных пород. Приведены результаты исследований изменения предела длительной прочности в зависимости от формы сильвинитовых образцов и приложенного бокового давления.

4.1. Подготовка сильвинитовых образцов для реологических исследований

Изучение реологических свойств горных пород проводилось на сильвинитовых образцах, изготовленных из породных монолитов или керна геологоразведочных скважин, отобранных или пробуренных на различных участках Верхнекамского месторождения калийных солей. Также для сопоставления полученных данных и увеличения статистической выборки проводились длительные испытания на сильвинитовых образцах, изготовленных из керна горизонтальных или вертикальных геологоразведочных скважин, пробуренных в подземных горных выработках рудника ООО «Еврохим-Волгакалий», разрабатывающего Гремячинское месторождение калийных солей в Волгоградской области.

Отбор блоков на различных рудниках осуществлялся с использованием ручного электросверла. Для удобства транспортировки и изготовления образцов выбуривались монолиты со средними размерами одной стороны не

превышающими 350 - 400 мм. Бурение скважин осуществлялось с помощью буровых машин, диаметр скважин составлял 73 мм. По методике, представленной в главе 2, параграфа 2.1 данной работы из монолитов и скважин изготавливались образцы призматической формы с размером основания 35x35 или 40x40 мм и высотой – 70 и 80 мм, отношение высоты (h) к ширине (b) составляло – 2,0. В случае выкрашивания зерен на торцах образца при их изготовлении применялась выравнивающая гипсовая замазка. Количество образцов для проведения длительных испытаний составляло от 6 до 21 шт. в каждой серии. Для оценки влияния формы образцов на величину длительной прочности из некоторых монолитов изготавливались партии образцов-близнецов с отношением h/b равным – 1,0; 1,5; 2,0. Общее количество изготовленных образцов на реологию составило 280 шт. Краткое литологическое описание блоков и скважин, с местом отбора проб, а также видом напряженного состояния и количеством испытанных образцов на ползучесть представлено в таблице 4.1. Пример фотографий изготовленных образцов с различных участков месторождений представлен на рис. 4.1.

Таблица 4.1. Краткое литологическое описание монолитов с местом отбора пробы и количеством изготовленных образцов

Блок/скв., номер	Пласт, слой	Краткое литолог. описание	Место отбора пробы	h/b	$\sigma_3 = \sigma_2$, МПа	Кол. шт.
Блок № 116	Кр II, сл. 1	Сильвинит красный	Верхнекамское месторождение, Быгельско-Троицкий участок, БКПРУ-4, 1 северо-западная панель, 2 западный блок, северный транспортный штрек	2,0	0	21
Блок № 122	Кр II, сл. 1	Сильвинит красный	Верхнекамское месторождение, Быгельско-Троицкий участок, БКПРУ-4, 1 северо-западная панель, 2 западный блок, южный транспортный штрек	1,0	0	21
				1,5	0	21
				2,0	0	21
Блок № Б 8/9	АБ, Б	Сильвинит пестрый	Верхнекамское месторождение, Ново-Соликамский участок, СКРУ-3, 9 панель, 8 блок,	1,0	0	21
				1,5	0	21

			сопряжение выемочного штрека и камеры 38	2,0	0	21
Блок № 18015-7	Кр II, сл. 7	Сильвинит красный	Верхнекамское месторождение, Ново-Соликамский участок, СКРУ-3, 18 панель, 15 блок	2,0	0	12
				2,0	2,5	6
				2,0	5,0	6
Блок № 15015-7	Кр II, сл. 7	Сильвинит красный	Верхнекамское месторождение, Ново-Соликамский участок, СКРУ-3, 15 панель, 15 блок	2,0	0	12
				2,0	7,5	9
Скважина № 2205	Кр II	Сильвинит красный	Верхнекамское месторождение, Белопашинский участок, Усольский калийный комбинат	2,0	0	6
Блок № Ф-158	Кр II, сл. 7	Сильвинит красный	Верхнекамское месторождение, Палашерский участок, Усольский калийный комбинат, 1 юго-восточная панель, 3 восточный блок, транспортный уклон с Кр.3 на Кр.2	2,0	0	6
Блок № 97/3	Кр II, сл. 7	Сильвинит красный	Верхнекамское месторождение, Соликамский участок, СКРУ-1, 1 северо-восточная панель, 8 блок, выемочный штрек по пласту Кр II, северная стенка	2,0	0	12
Блок № 96/1	Кр II, сл. 1	Сильвинит красный	Верхнекамское месторождение, Соликамский участок, СКРУ-1, 1 северо-восточная панель, 10 блок, выемочный штрек по пласту Кр II, северная стенка	1,0	0	12
Скважина № 245	Прод. пласт	Сильвинит	Гремячинское месторождение, Первый участок, ЕвроХим-Волгакалий, РШ № 1 ПК 148,3	2,0	0	18
				2,0	5,0	6
				2,0	7,5	6
Скважина № 378	Прод. пласт	Сильвинит	Гремячинское месторождение, Второй участок, ЕвроХим-Волгакалий, ГСЗКВШ № 1 ПК 45,0	2,0	0	12
				2,0	5,0	6
				2,0	7,5	4

Быгельско-Троицкий
участок, сильвинит
красный



Ново-Соликамский
участок, Сильвинит
пестрый



Ново-Соликамский
участок, Сильвинит
красный



Белопашинский
участок, Сильвинит
красный



Палашерский
участок, Сильвинит
красный



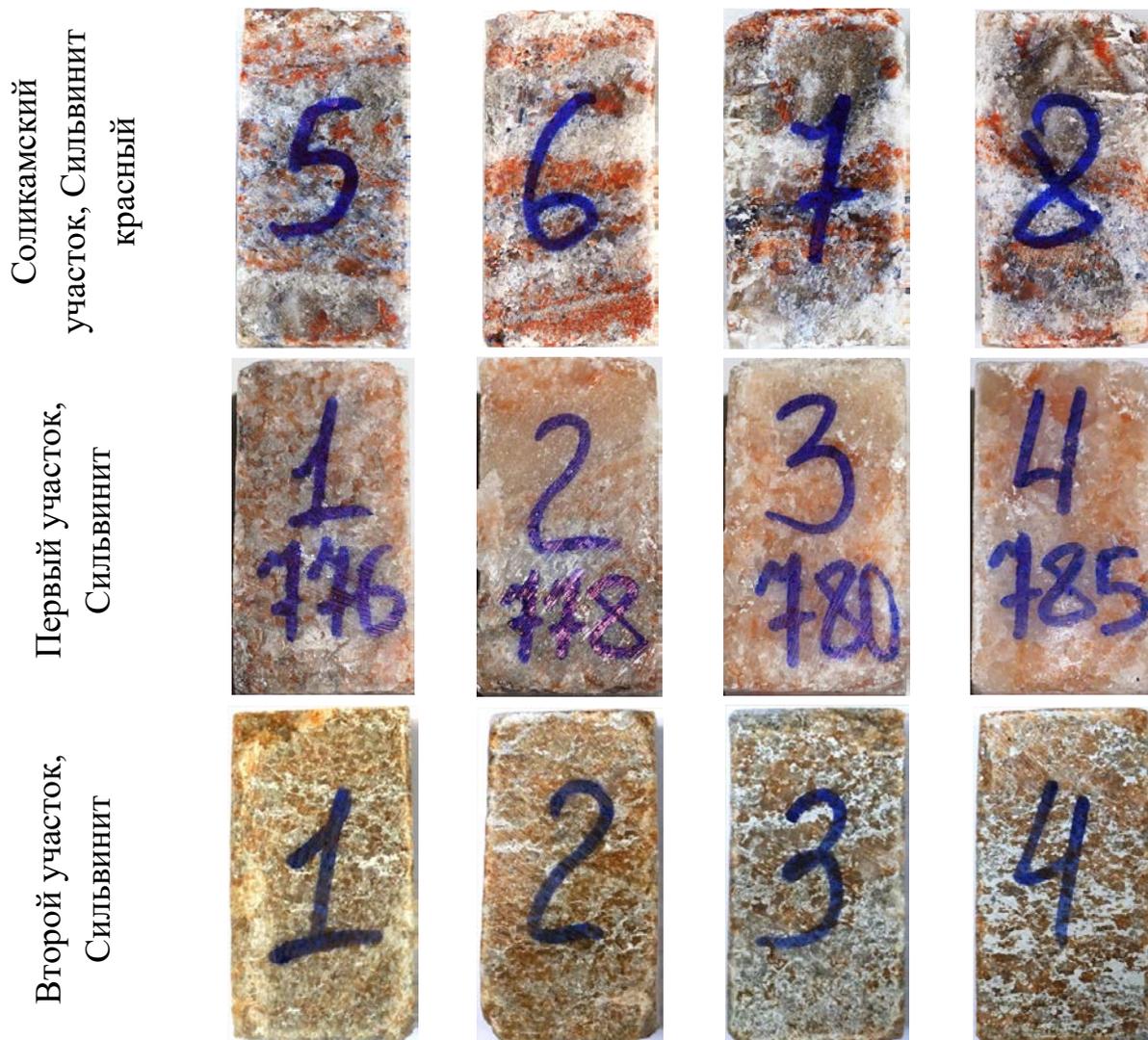


Рис. 4.1. Пример фотографий изготовленных образцов с различных участков месторождений ($h/b=2,0$)

По фотографиям, представленным на рис. 4.1 можно заметить различия сильвинитовых пород в зависимости от места отбора пробы, а также сложностью изготовления образцов-близнецов для одной серии, что вызвано высокой степенью неоднородности горных пород.

4.2. Проведение длительных испытаний

Условно-мгновенные испытания. Перед проведением испытаний на ползучесть, для установления базовых уровней нагружения, определялся условно-мгновенный предел прочности при одноосном и объемном сжатии, по 3 – 9 образцов для каждой серии. Эксперименты на одноосное сжатие

проводились на электромеханическом прессе Zwick/Z250 с предельной нагрузкой – 250 кН и жесткостью – $1,25 \cdot 10^8$ Н/м (рис. 3.3, а) для всех типов образцов ($h/b = 1,0; 1,5; 2,0$), измерение продольных деформаций осуществлялось по траверсе пресса. Часть силвинитовых образцов (блок № 97/3 и 96/1) испытывалась с регистрацией как продольных, так и поперечных деформаций, измерения в поперечном направлении осуществлялись при помощи навесных высокоточных датчиков.

Испытания на объемное сжатие проводились по схеме Кармана ($\sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3 \geq 0$), (рис. 4.2, б). Осевая нагрузка создавалась электромеханическим прессом Zwick/Z250, а боковое давление создавалось с помощью гидравлического масла, подаваемого в камеру объемного нагружения (стабилометр). Внешний вид установки для объемных испытаний представлен на рис. 4.2, а.

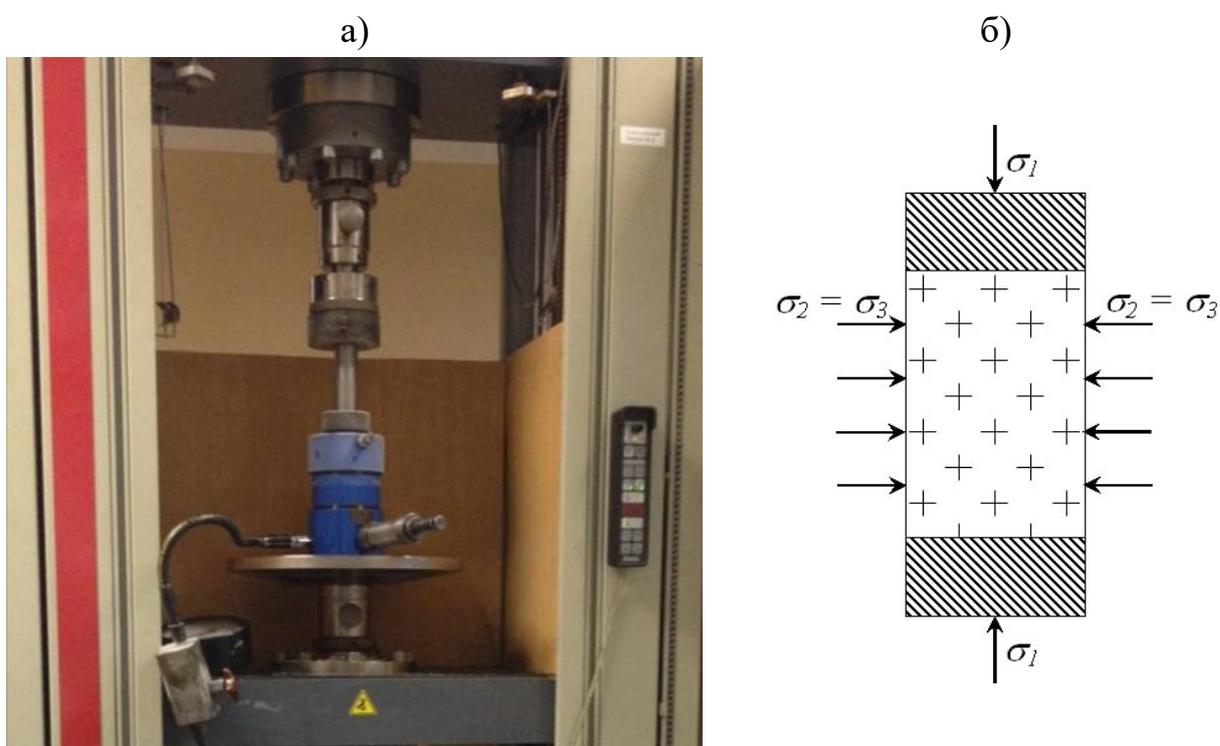


Рис. 4.2. Лабораторное оборудование для испытаний силвинитовых образцов при объемном нагружении (а) по схеме Кармана (б)

Камера объёмного сжатия (рис. 4.3, а) представляет собой стакан (2) со съёмными основанием (1) и крышкой (4). В основании имеются два

резьбовых отверстия. Одно предназначено для подачи и слива масла, другое – для компенсации изменения объёма камеры при деформации образца. Объём цилиндра изменяется перемещением поршня посредством винтовой пары. В центре внутренней части основания имеется резьбовое отверстие для установки штифта (3), фиксирующего образец вдоль оси нагружения. Вдоль оси крышки имеется отверстие, в котором установлен плунжер (6) диаметром 40 мм, передающий осевую нагрузку на исследуемый образец. Уплотнение плунжера осуществляется посредством манжеты и полиамидных втулок. Для выпуска излишков воздуха при заполнении камеры предусмотрен кран-спускник (5). Максимальное давление в камере объемного нагружения – 70 МПа. Размер камеры объемного нагружения позволяет испытывать образцы диаметром до 45 мм и высотой до 120 мм.

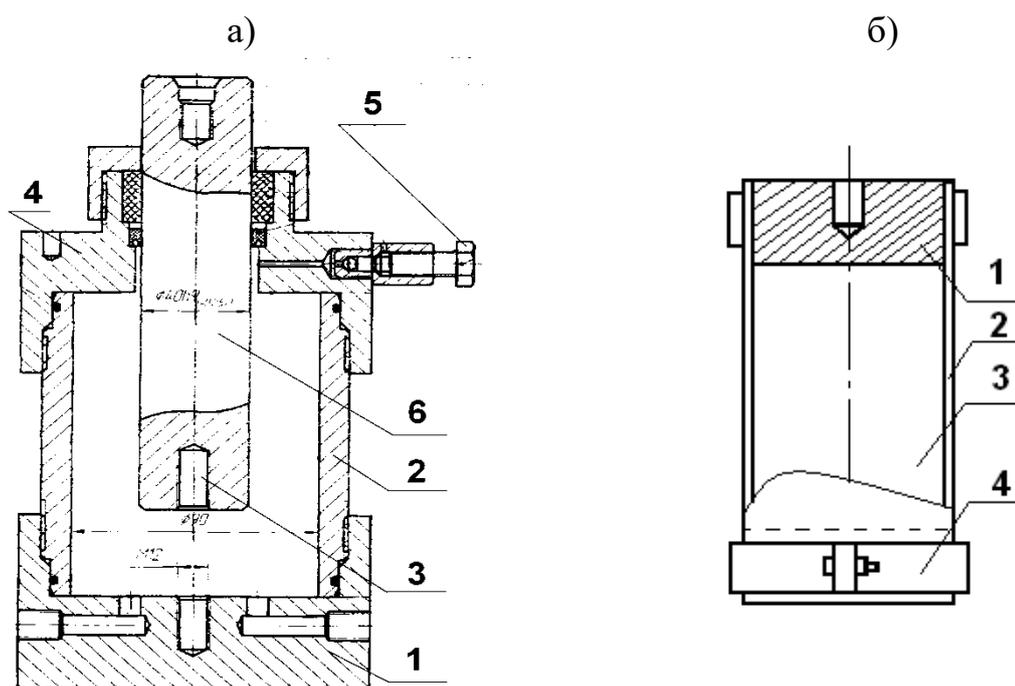


Рис. 4.3. Камера объёмного сжатия (а) и подготовленный для испытания образец горной породы (б)

Для исключения проникновения масла в образец производилась его герметизация с помощью трубки из термоусадочного материала (рис. 4.3, б). На торцы образца (3) устанавливались металлические оправки (1), место контакта термоусадочной трубки (2) с металлическими оправками

обжималось хомутами (4). Обжатие трубки производилась с помощью строительного фена при температуре $t = 250 - 300$ °С.

Подготовленный образец помещался в камеру объёмного сжатия, которая заполнялась маслом. После стабилометр устанавливался между плитами электромеханического пресса, где проводилось его осевое нагружение в режиме контролируемых деформаций. Одновременно в стабилометре создавалось постоянное боковое давление (σ_3) величиной 0; 2,5; 5,0 или 7,5 МПа. Результаты эксперимента (осевые напряжение и деформация) заносились в память персонального компьютера в режиме реального времени.

Все условно-мгновенные испытания по определению прочностных и деформационных характеристик соляных пород проводились согласно требованиям ГОСТов [39, 40]. Определение прочностных и деформационных параметров в условиях одноосного и объёмного сжатия подробно описано в главе 2, параграф 2.2 данной работы.

Испытания на ползучесть при одноосном сжатии. Для проведения длительных испытаний при одноосном нагружении использовались гидравлические реологические установки фирмы «Энерпред» с максимальным усилием 150 кН (рис. 4.4), постоянство нагрузки в которых осуществляется за счет контроля давления масла в гидравлической системе. Для предотвращения изменения влажности породы в ходе продолжительного эксперимента испытуемый образец помещался в герметичный полиэтиленовый пакет. Конструкция каждого реологического пресса позволяла проводить испытания, при одинаковом осевом давлении, до трёх образцов. С целью компенсации перекоса, измерение продольных деформаций осуществлялось 2-мя индикаторами часового типа с ценой деления 0,01 мм, располагаемых симметрично относительно длинной оси образца и проводимых через возрастающие промежутки времени: первые сутки – 20 мин, 1 час, 3 часа; вторые сутки – 2 раза (утром и вечером). В последующем, контроль деформаций проводился один раз в сутки. На стадии

затухающей ползучести регистрация деформаций осуществлялась раз в 3 – 5 суток.



Рис. 4.4. Установки для проведения испытаний на ползучесть при одноосном нагружении

Гидравлическая схема для одноосного нагружения (рис. 4.5) состоит из ручного гидравлического насоса (1), адаптера с манометром (2), трехходового крана (3), адаптеров с манометрами (4) и гидравлических цилиндров (5) с силовыми рамами (6).

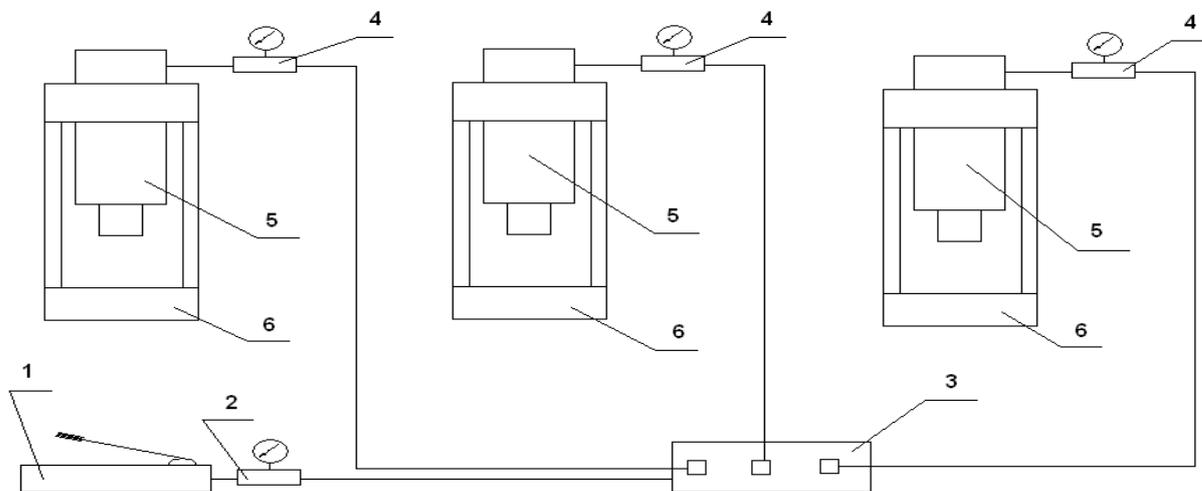


Рис. 4.5. Гидравлическая схема для одноосного нагружения

С целью более детального изучения процессов деформирования сильвинитовых пород во времени, часть лабораторных испытаний на одноосную ползучесть проводилась с измерениями как продольных, так и поперечных деформаций (блок № 97/3 и 96/1). Для измерения поперечных деформаций дополнительно устанавливались два индикатора часового типа относительно короткой оси образца. Для исключения преждевременного выкрашивания частиц из боковых поверхностей образцов сильвинита в ходе проведения эксперимента и объективности измерения поперечных деформаций, все образцы перед началом испытания помещались в тонкую пластиковую манжету из термоусадочного материала (рис. 4.6).

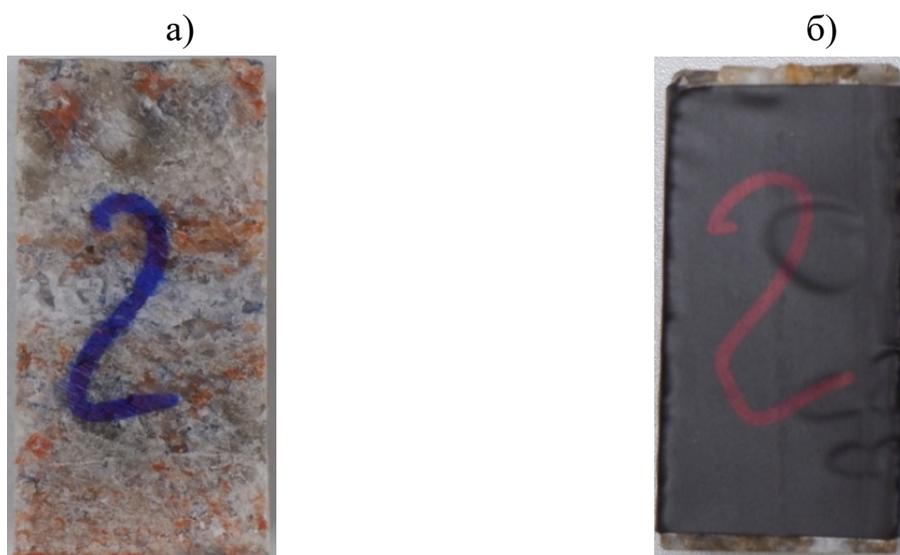


Рис. 4.6. Подготовка сильвинитового образца (а) к испытанию с помощью термоусадочной манжеты (б)

Испытания на ползучесть при объемном сжатии. Эксперименты на ползучесть при объемном сжатии проводились на объемных гидравлических установках, позволяющих проводить независимое нагружение образца по боковому и осевому усилию. Установки для проведения испытаний состояли из гидравлического пресса («Энерпред»), создающего осевое усилие и камеры объемного нагружения (рис. 4.3, а), обеспечивающей боковое давление на образец. Общий вид установок объемного сжатия приведен на

рис. 4.7. В процессе нагружения контролировалось осевое усилие, боковое давление и осевая деформация образца. Измерение продольных деформаций осуществлялось при помощи индикатора часового типа с ценой деления 0,01 мм, снятие показаний осуществлялось через возрастающие промежутки времени: первые сутки – 20 мин, 1 час, 3 часа; вторые сутки – 2 раза (утром и вечером) и т.д.



Рис. 4.7. Установки для проведения испытаний на ползучесть при объемном нагружении

Гидравлическая схема установки для объёмного сжатия образцов горных пород состоит из двух независимых контуров: осевого и объёмного нагружения. Контур осевого нагружения представлен выше (рис. 4.5) и полностью соответствует гидравлической схеме на одноосную ползучесть. Контур объёмного нагружения (рис. 4.8) состоит из ручного гидравлического насоса (1), манометра (2), трехходового крана (3), запорного крана с манометром (4), камеры объёмного сжатия (5) и цилиндра-дозатора (6).

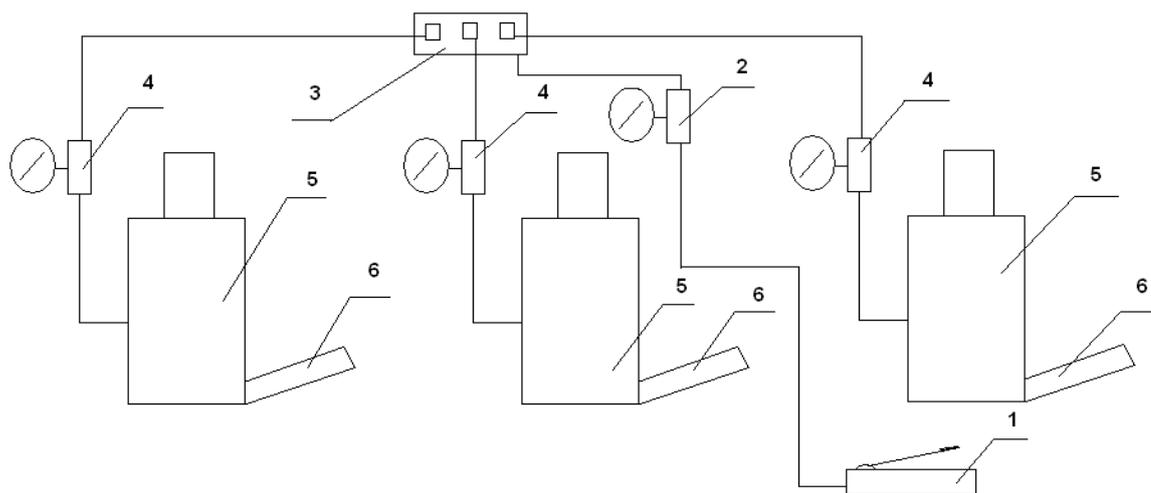


Рис. 4.8. Контур объёмного нагружения

Для испытаний на объёмную ползучесть образец подвергался предварительной герметизации вместе с оправками с помощью трубки из термоусадочного материала по методике представленной выше (рис. 4.3, б). Пример подготовки сильвинитового образца к испытанию на объёмное сжатие приведен на рис. 4.9.



Рис. 4.9. Подготовка образца к испытанию: а – исследуемый образец; б – фиксация торцевых оправок на образце; в – герметизация образца с помощью термоусадочной трубки

Ниже приводится порядок подготовки образца к испытанию на ползучесть в режиме объёмного нагружения:

1. Подготовка образца горной породы.
2. Герметизация образца горной породы вместе с оправками с помощью термоусадочной трубки. Место контакта трубки с оправками обжимается хомутами (рис. 4.9).
3. Установка в основание камеры объёмного сжатия центрирующего штифта.
4. Установка подготовленного образца в камеру на штифт.
5. Заполнение камеры маслом.
6. Установка крышки камеры со штоком таким образом, чтобы центрирующий штифт вошел в отверстие оправки. Крышка заворачивается до упора по резьбе на стакан камеры.
7. Установка на шток крепления с индикатором, стрелка измерения осевых деформаций выставляется на ноль.
8. Создание предварительного осевого поджатия образца.
9. Заполнение камеры объёмного сжатия маслом.
10. Создание номинального давления в камере объёмного сжатия.
11. Создание номинальной осевой нагрузки для испытания.
12. Результаты испытаний заносятся в журнал.

4.3. Результаты экспериментального исследования сильвинитовых пород на ползучесть

Условно-мгновенные испытания. Определение базовых уровней нагружения для экспериментов на ползучесть проводилось по результатам мгновенных испытаний на электромеханическом прессе Zwick/Z250 в жестком режиме нагружения с постоянной скоростью деформирования – 1 мм/мин. Продолжительность эксперимента при условно-мгновенном сжатии составляла от 5 до 10 минут. По результатам испытаний строились полные

диаграммы деформирования в координатах «нагрузка – продольная деформация», которые использовались для определения мгновенного предела прочности и соответствующих деформационных параметров. Общее количество испытанных образцов при условно-мгновенном нагружении составило 121 шт. Ниже в таблице 4.2 приведены средние значения определяемых механических показателей для каждой партии сильвинита. Пример полученных диаграмм деформирования для одноосных и объёмных испытаний представлен на рис. 4.10.

Таблица 4.2. Средние значения механических и энергоемкостных показателей сильвинитовых образцов

Блок/скв., №	h/b	$\sigma_2=\sigma_3$, МПа	Кол. шт.	$\sigma_{пр}$, МПа	$\varepsilon_{пр}$, %	$D_{пр}$, ГПа	D_y , ГПа	E , ГПа	M_c , ГПа	W_v , Дж/м ³	$\varepsilon_{ост}$, %
Продольные деформации											
116	2	0	4	14,30	3,05	0,47	1,04	7,03	1,19	0,51	5,21
122	1	0	4	31,27	5,92	0,53	1,07	9,54	0,37	5,21	9,31
	1,5	0	4	23,81	3,32	0,72	1,62	11,82	0,76	1,41	6,55
	2	0	6	17,89	2,13	0,92	2,06	10,15	1,32	0,59	4,53
Б 8/9	1	0	5	29,64	3,91	0,76	1,63	12,62	0,25	3,55	8,66
	1,5	0	5	22,15	2,55	0,88	2,28	13,34	0,91	0,99	5,66
	2	0	5	21,03	2,14	0,99	3,61	13,54	1,34	0,72	4,50
18015-7	2	0	5	19,15	2,33	0,84	1,99	17,61	1,19	0,68	4,50
	2	2,5	6	37,28	7,75	0,93	2,69	12,17	0,67	4,21	14,05
	2	5	6	51,61	16,63	0,32	1,79	15,47	0,43	11,76	24,15
15015-7	2	0	6	22,46	3,42	0,66	1,21	13,72	0,98	1,19	6,26
	2	5,0	6	62,02	23,41	0,27	2,10	14,16	0,17	20,17	32,37
2205	2	0	3	25,13	2,88	0,89	2,40	13,91	1,58	0,97	5,57
Ф-158	2	0	3	20,90	2,10	1,01	3,51	15,64	1,19	0,70	4,46
97/3	2	0	9	23,00	2,22	1,05	3,08	14,75	1,02	0,90	4,76
96/1	1	0	8	24,43	3,83	0,64	1,91	11,34	0,21	2,25	7,16
245	2	0	6	17,25	2,03	0,87	1,97	13,33	1,07	0,57	4,56
	2	5	5	56,50	15,76	0,36	1,95	13,47	0,39	12,18	21,17
	2	7,5	4	61,55	21,04	0,30	2,42	12,28	0,11	17,07	28,63
378	2	0	9	27,51	2,33	1,21	2,58	14,51	1,81	0,86	4,69
	2	5	6	57,30	10,88	0,60	2,05	12,79	0,58	8,40	16,52
	2	7,5	6	63,58	16,94	0,39	1,80	11,45	0,28	12,96	22,69

Поперечные деформации											
97/3	2	0	9	-	2,36	-	-	-	-	-	14,98
96/1	1	0	8	-	4,68	-	-	-	-	-	22,50

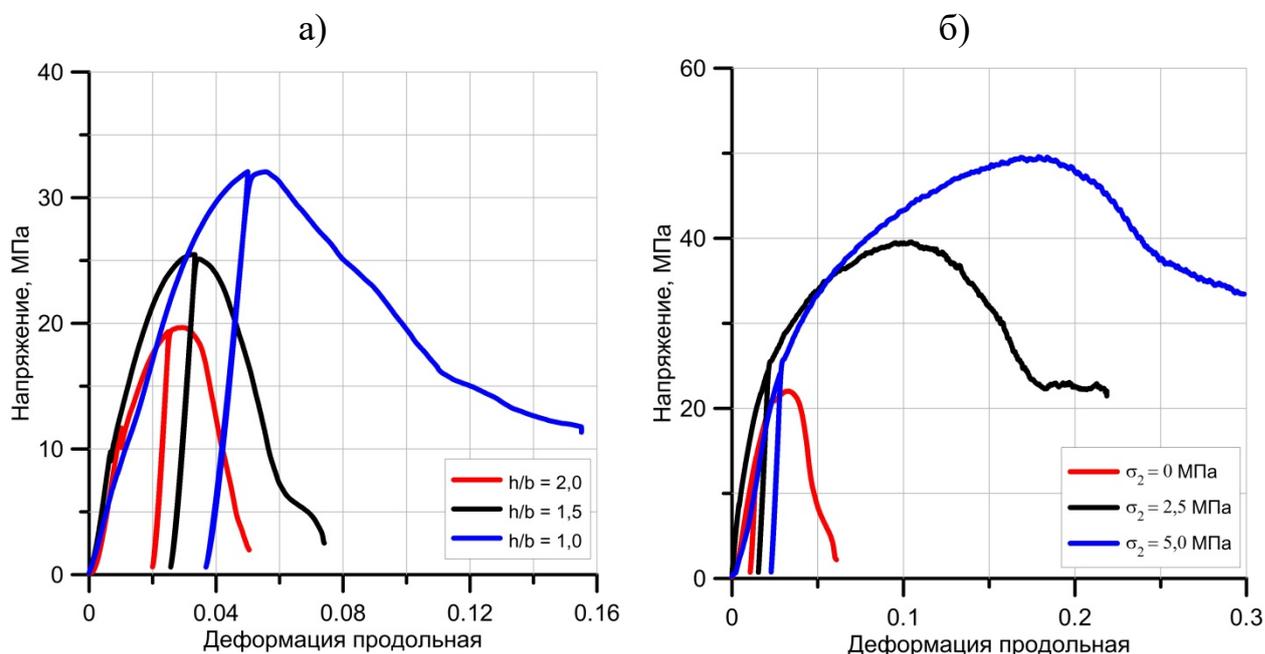


Рис. 4.10. Пример диаграмм деформирования образцов сильвинита Верхнекамского месторождения при одноосном (а) и объемном (б) нагружении

Сопоставительный анализ полученных результатов при условно-мгновенных испытаниях на одноосное и объёмное сжатие (боковое давление – 5,0 и 7,5 МПа) сильвинитовых образцов Гремячинского и Верхнекамского месторождений калийных солей показал, что практически все полученные значения механических параметров совпадают на уровне разброса экспериментальных данных. Данный вывод хорошо согласуется с ранее проведенной работой, где для сравнительного анализа использовалось меньшее количество образцов [82].

Качественный анализ результатов условно-мгновенных испытаний показал, что с увеличением бокового давления значения основных механических показателей: предел прочности, разрушающая деформация и деформация на остаточном пределе прочности – увеличиваются, а значения модулей деформации, модуля спада и модуля упругости напротив –

уменьшаются. Аналогичная ситуация наблюдается и с уменьшением высоты образца, где прочность и деформации – увеличиваются, а модули – уменьшаются. Указанные особенности деформирования соляных пород удовлетворительно согласуются с результатами, представленными в работах [125, 10, 18, 95, 175, 156, 197]. Также стоит отметить, что кроме основных механических показателей в наибольшей степени на изменение условий нагружения или формы сильвинитовых образцов реагирует модуль спада.

По результатам измерения деформаций в поперечном направлении строились графики в координатах «нагрузка – поперечная деформация», по которым определялись значения разрушающей деформации ($\epsilon_{пр}$) и деформации на остаточном пределе прочности ($\epsilon_{ост}$). Соответствующие значения данных параметров представлены в таблице 4.2. Пример полученных графиков для одноосных испытаний представлен на рис. 4.11.

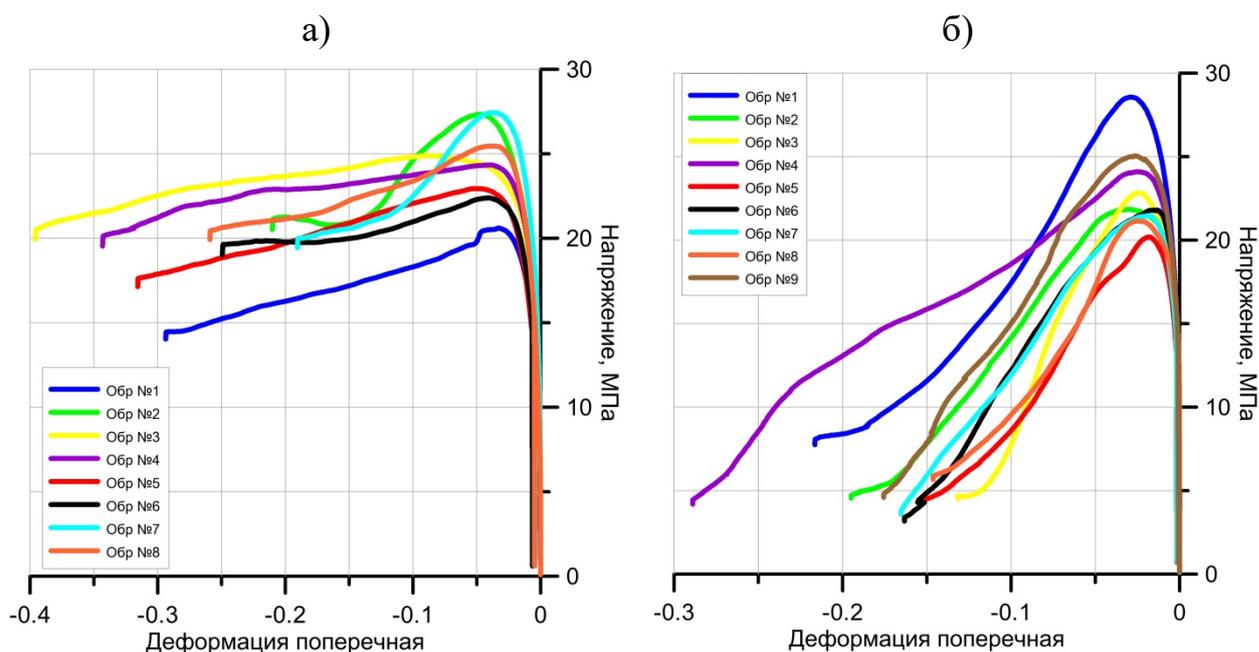


Рис. 4.11. Пример графиков в координатах «нагрузка – поперечная деформация» для блока № 96/1 (а) и блока № 97/3 (б)

Анализ полученных результатов позволил сделать вывод, что поперечные деформации на запредельной стадии деформирования

значительно превосходят продольные, что объясняется интенсивным трещинообразованием в образце в субвертикальном направлении.

Испытания на ползучесть при одноосном и объемном сжатии.
Проведение длительных испытаний прямым методом на одноосную и объемную ползучесть для всех серий образцов осуществлялось при разных уровнях нагрузки, в зависимости от среднего предела прочности на сжатие, полученного по результатам мгновенных испытаний. В зависимости от количества образцов в партии, нижняя граница диапазона уровня нагрузки исследуемых образцов сильвинита составляла $0,2\sigma_{\text{пр}} \div 0,4\sigma_{\text{пр}}$, а верхняя – $0,6\sigma_{\text{пр}} \div 0,8\sigma_{\text{пр}}$. Испытания на одноосную ползучесть проводились на образцах с различным соотношением высоты к ширине ($h/b = 1,0; 1,5; 2,0$). Объемные испытания проводились на образцах с $h/b = 2,0$ и заключались в проведении серии лабораторных экспериментов по схеме Кармана с различными уровнями бокового давления ($\sigma_2 = \sigma_3 = 0; 2,5; 5,0$ и $7,5$ МПа). Количество испытанных образцов составило: для $h/b = 2,0$ – 141 шт.; для $h/b = 1,5$ – 42 шт.; для $h/b = 1,0$ – 54 шт.; при $\sigma_3 = 2,5$ МПа – 6 шт.; при $\sigma_3 = 5,0$ МПа – 18 шт.; при $\sigma_3 = 7,5$ МПа – 19 шт. Общее количество испытанных образцов на реологию при одноосном нагружении составило 237 шт., при объемном нагружении – 43 шт. Максимальное время выдерживания образцов под нагрузкой составляло более 100 суток.

По результатам наблюдений изменения деформаций во времени строились кривые ползучести для разных уровней нагружения в координатах «время – продольная деформация» с последующим анализом скоростей деформирования образцов. Оценка проводилась на стадии установившейся ползучести, характеризующейся постоянной скоростью. Средние значения скоростей относительных деформаций квазиустойчивой ползучести ($\dot{\epsilon}_{\text{ср}}$) сильвинитовых образцов для всех уровней нагружения приведены в Приложении 6. Также в таблице представлены средние значения времени проведения эксперимента ($t_{\text{к}}$) и соответствующие им конечные деформации ($\epsilon_{\text{к}}$). Примеры характерных кривых ползучести сильвинита в продольном

направлении для разных уровней нагружения при одноосном и объемном сжатии представлены на рис. 4.12 и 4.13.

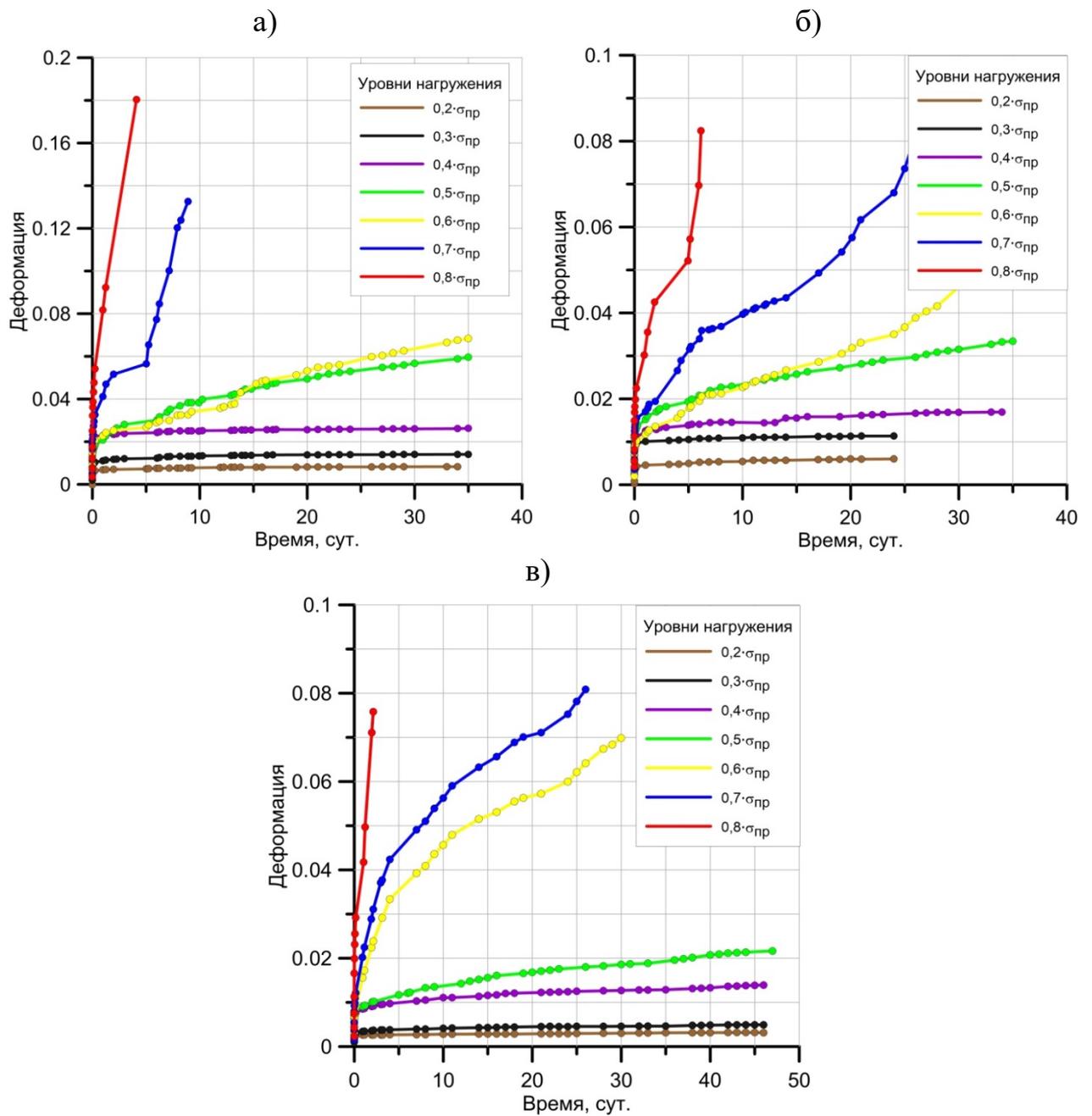


Рис. 4.12. Характерные семейства кривых ползучести сильвинитовых образцов, полученных при одноосном сжатии (блок № Б 8/9):

а – $h/b = 1,0$; б – $h/b = 1,5$; в – $h/b = 2,0$

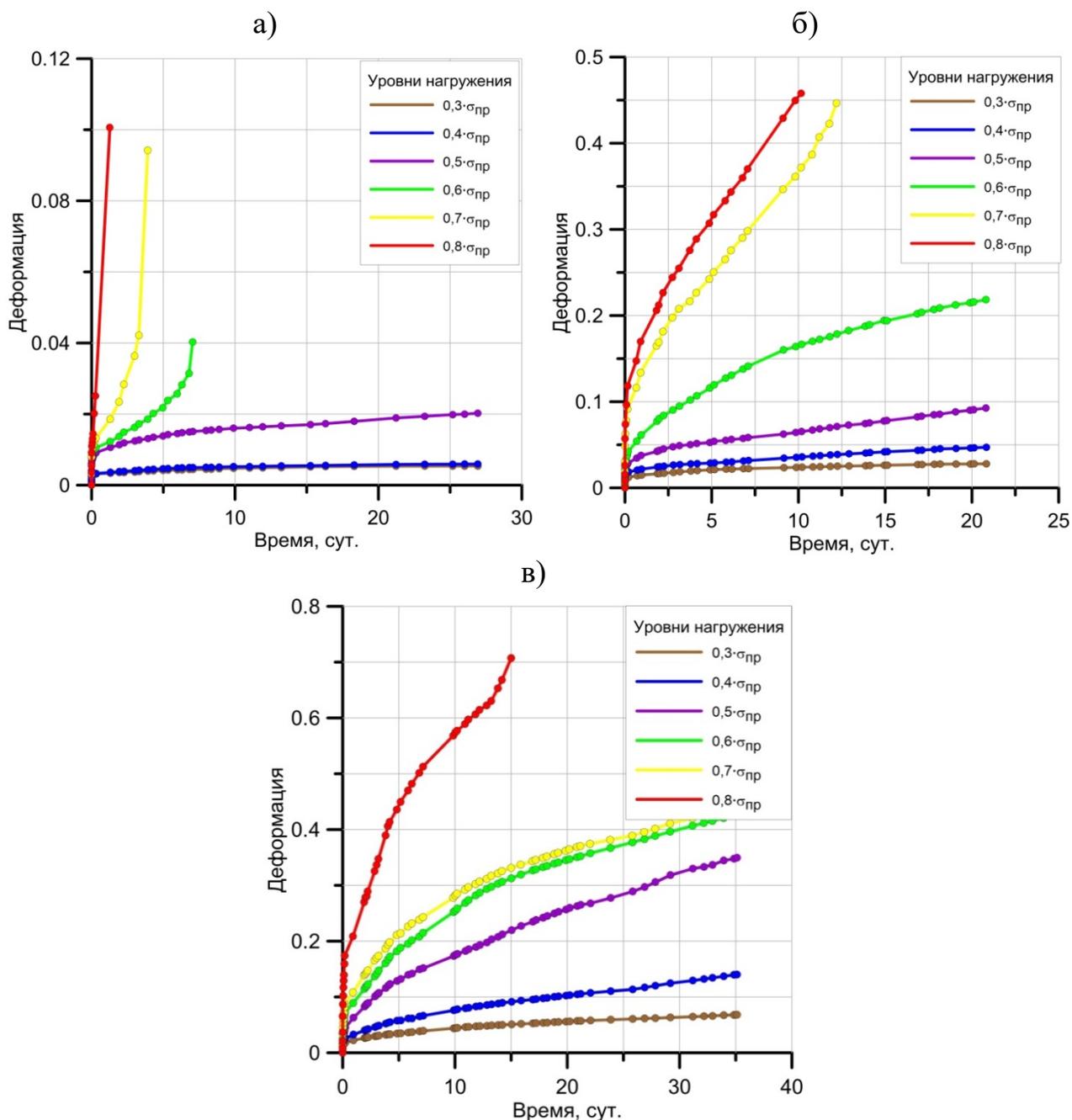


Рис. 4.13. Характерные семейства кривых ползучести сильвинитовых образцов, полученных при различном боковом давлении (скважина № 245):
а – $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ МПа; б – $\sigma_2 = \sigma_3 = 5,0$ МПа; в – $\sigma_2 = \sigma_3 = 7,5$ МПа

По результатам длительных одноосных испытаний установлено, что все образцы сильвинита переходили на стадию затухающей ползучести при нагрузке 0,2 и 0,3 от мгновенного предела прочности. При уровнях нагрузки 0,6; 0,7 и 0,8 практически для всех образцов имела место прогрессирующая ползучесть. Для образцов с нагрузкой 0,4 и 0,5 от предела прочности отмечалась как затухающая, так и прогрессирующая стадия ползучести. При

этом возможность перехода на стадию прогрессирующей ползучести зависела не только от уровня нагружения образцов, но и от их структурно-текстурных особенностей строения. В целом, результаты проведенных исследований позволили констатировать, что с увеличением отношения высоты к ширине (h/b) уменьшается деформируемость образцов сильвинита во времени. Данный вывод согласуется с результатами мгновенных испытаний, при которых наибольшие относительные деформации наблюдаются у низких образцов соляных пород. Также установлено, что с уменьшением высоты образцов повышается интенсивность их деформирования во времени на стадиях неустановившейся и установившейся ползучести.

Длительные объёмные испытания показали, что образцы сильвинита стремились перейти в затухающую стадию ползучести при уровне нагружения 0,3 и в прогрессирующую при уровне нагружения 0,8. Для образцов с уровнем нагружения 0,4 отмечалась как затухающая, так и прогрессирующая ползучесть. Образцы с нагрузкой 0,5; 0,6 и 0,7 от предела прочности выходили на стадию установившейся ползучести с предполагаемой тенденцией перехода в прогрессирующую стадию. Важно заметить, что в режиме объёмной ползучести снижение установившейся скорости деформирования сильвинитовых пород при высоких уровнях нагрузки (0,5 – 0,7) вызвано увеличением площади поперечного сечения образца. Также по результатам исследований наблюдается повышенная интенсивность деформирования образцов сильвинита на стадии неустановившейся и установившейся ползучести с увеличением бокового давления. Данный вывод хорошо согласуется с результатами одноосных испытаний деформирования образцов сильвинита во времени с низким отношением высоты к ширине, находящихся под действием неоднородного поля напряжений, обусловленного краевыми эффектами.

Кроме этого для блоков № 97/3 и № 96/1 строились кривые ползучести в координатах «время – поперечная деформация», с аналогичной оценкой

скоростей установившейся ползучести. Средние значения скоростей относительных деформаций квазиустойчивой ползучести ($\dot{\epsilon}_{cp}$) сильвинитовых образцов в поперечном направлении, а также средние значения времени проведения эксперимента (t_k) и соответствующие им конечные деформации (ϵ_k) приведены в Приложении 6. Характерные кривые ползучести сильвинита при одноосном нагружении для поперечных деформаций представлены на рис. 4.14.

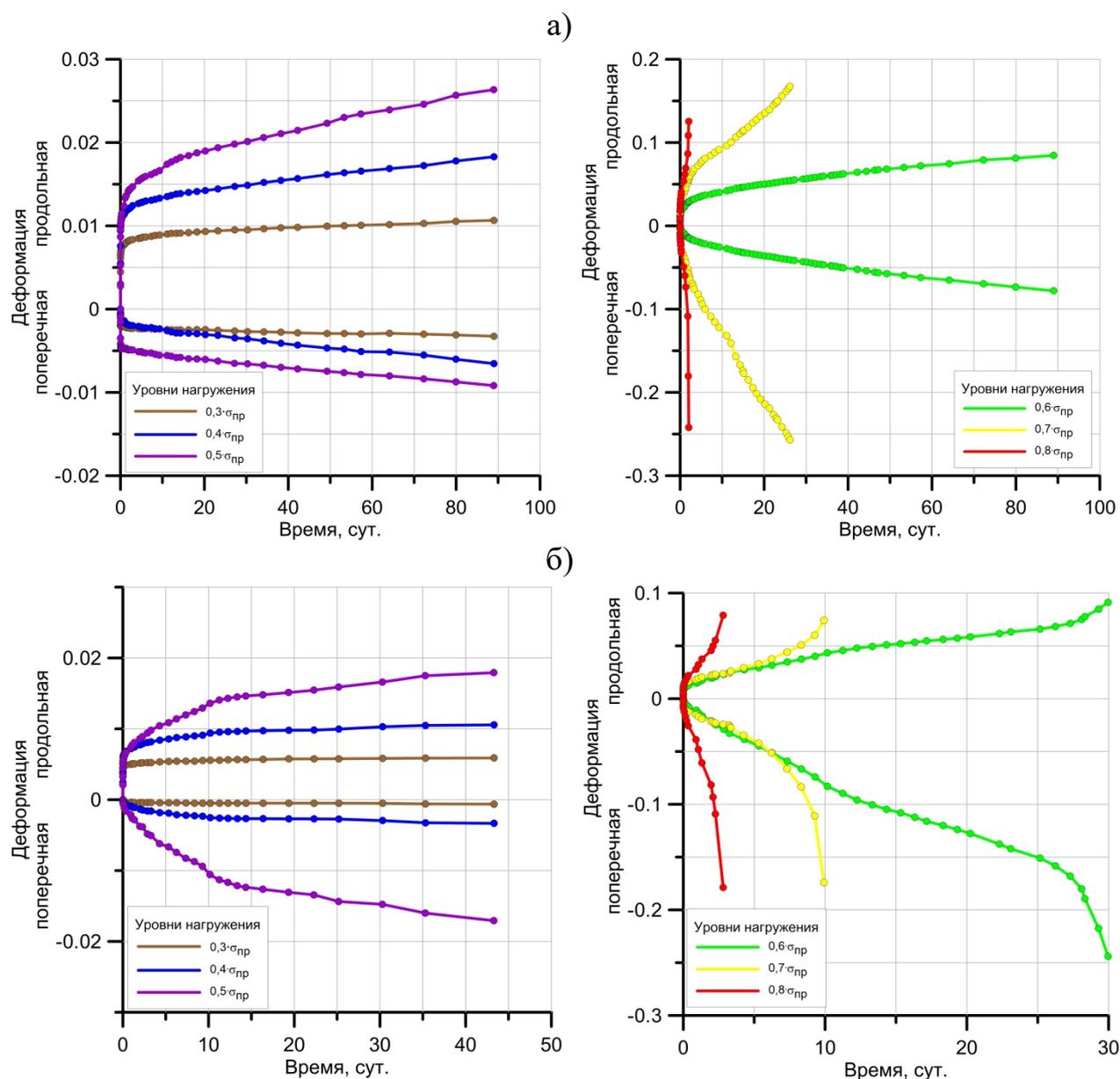


Рис. 4.14. Графики изменения продольных и поперечных деформаций во времени при ползучести: а – блок № 96/1 ($h/b = 1,0$); б – блок № 97/3 ($h/b = 2,0$)

Анализ продольных и поперечных кривых ползучести показал, что для образцов с $h/b = 2,0$ (блок № 97/3) на высоких уровнях нагружения (0,6 – 0,8) интенсивность деформирования в поперечном направлении резко увеличивается по отношению к продольным деформациям, для образцов с $h/b = 1,0$ (блок № 96/1) такого эффекта не наблюдается, деформирование в продольном и поперечном направлении протекает относительно равномерно.

Построение кривых длительной прочности для образцов сильвинита различной высоты и для различных условий нагружения проводилось по результатам экспериментов на прямую ползучесть по схеме, приведенной в разделе 1.5 (рис. 1.9). В то же время, необходимо отметить, что одной из особенностей длительного деформирования соляных пород при постоянной нагрузке является слабо выраженный переход, разделяющий установившуюся и прогрессирующую ползучести (стадию разрушения). Данная особенность, в ряде случаев, значительно усложняет определение точного времени перехода образца на стадию разрушения, а при длительных объемных испытаниях становится практически невозможной.

Анализ полученных результатов в работе [137] позволил установить, что зависимости поперечных деформаций от продольных при длительном и условно-мгновенном нагружении имеют близкий вид, стремящийся к параболическому на участках допредельного и запредельного деформирования. Данный вывод позволяет рассматривать характер деформирования и разрушения сильвинитовых образцов при длительном и условно-мгновенном нагружении как аналогичный процесс, и использовать результаты экспериментальных данных, полученных в ходе условно-мгновенных испытаний, для определения точного времени выхода образца на прогрессирующую стадию.

Как указывается в работе [55], разрушение при ползучести образцов горной породы, вызванной нагрузкой, превышающей предел длительной прочности, происходит при достижении образцом некоторой критической деформации, постоянной для данной породы. Многочисленный анализ

кривых ползучести показал, что деформации на пределе прочности ($\epsilon_{пр}$), полученные в ходе условно-мгновенных испытаний, являются как бы индикатором выхода образца на прогрессирующую или затухающую стадию при длительном нагружении. То есть процесс затухающей ползучести обязательно реализовывался в зоне допредельных деформаций ($\epsilon_k < \epsilon_{пр}$), а процесс прогрессирующей ползучести реализовывался в зоне запредельных деформаций ($\epsilon_k > \epsilon_{пр}$). Если удавалось зафиксировать разрушение образца, то в большинстве случаев выход на прогрессирующую стадию деформирования начинался при достижении деформациями ползучести значений, соответствующих деформациям остаточной прочности, определяемых при условно-мгновенных испытаниях ($\epsilon_{ост}$). В этой связи, за критический показатель в данной работе принималась деформация разрушения на пределе остаточной прочности (см. табл. 4.2). Пример кривых ползучести с явным выходом в прогрессирующую и затухающую стадию представлен на рис. 4.15.

Несмотря на то, что в процессе исследования длительного деформирования сильвинитовых образцов на стадии установившейся ползучести наблюдалось постоянное увеличение деформаций, в ряде случаев продолжительности эксперимента оказывалось недостаточным для полного разрушения образцов. Отметим, что по завершении эксперимента величина деформаций ползучести (ϵ_k) была сопоставима с деформациями, при которых происходит разупрочнение образцов в режиме условно-мгновенного нагружения ($\epsilon_{пр}$). С целью оценки времени разрушения образца при ползучести проводилась экстраполяция результатов эксперимента до критических деформаций ($\epsilon_{ост}$), аппроксимация стадии установившейся ползучести производилась линейными зависимостями.

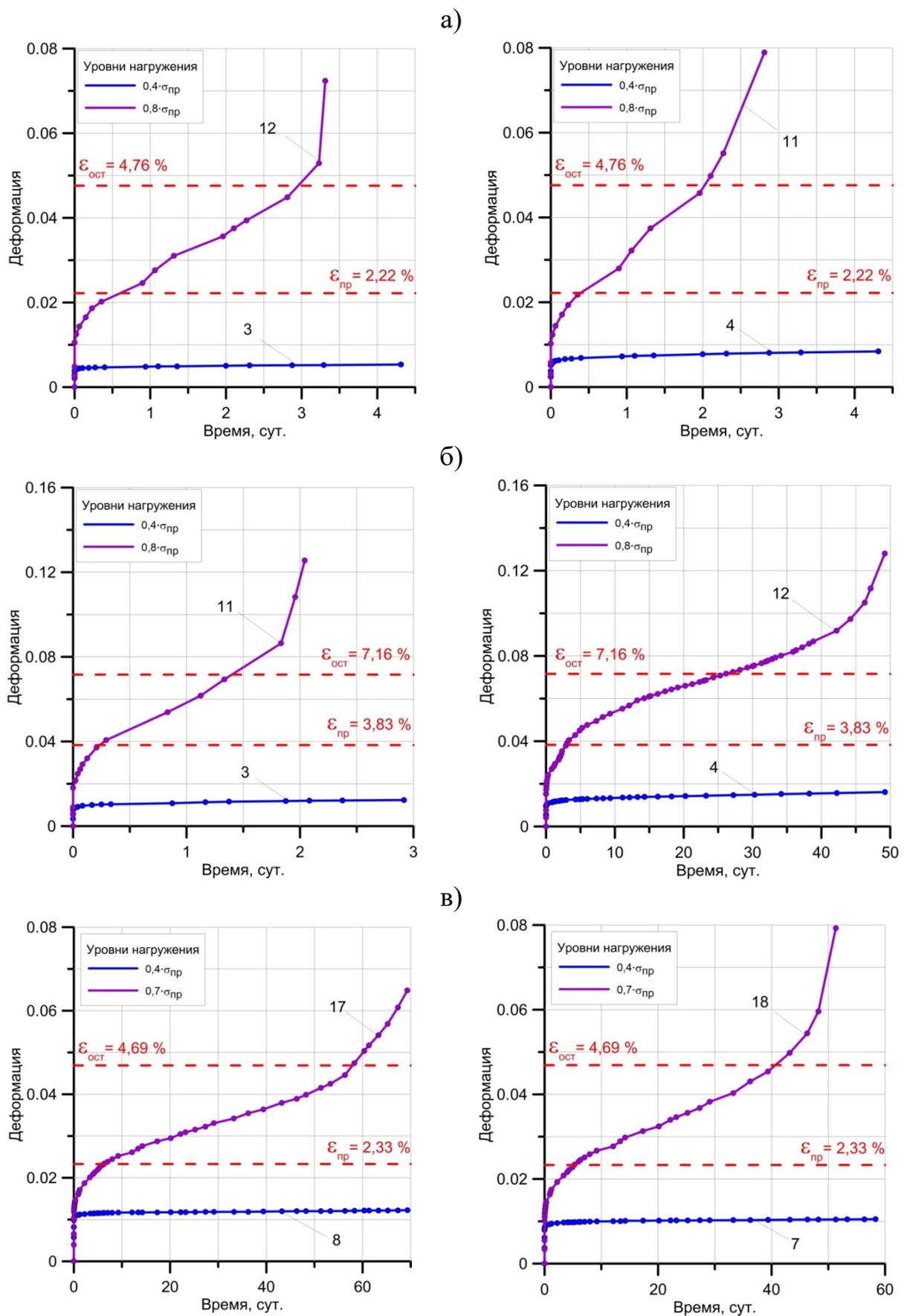


Рис. 4.15. Пример кривых ползучести сильвинитовых образцов с выходом на прогрессирующую и затухающую стадию: а – блок № 97/3; б – блок № 96/1; в – скважина № 378 (цифрами обозначены номера образцов)

По средним результатам оценки времени разрушения сильвинитовых образцов строились кривые длительной прочности, асимптота которых соответствовала коэффициенту длительной прочности. С целью включения в расчетную выборку результатов, полученных при затухающей ползучести (время разрушения равняется бесконечности) осреднение временных показателей производилось по формуле среднего гармонического:

$$\frac{1}{T_{cp}} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \frac{1}{T_i}, \quad (4.1)$$

где N – количество образцов в выборке, испытанных при одинаковом уровне нагружения, T_{cp} – среднее время разрушения образцов, испытанных при одинаковом уровне нагружения, T_i – время разрушения каждого образца.

Пример полученных кривых длительной прочности для одноосного и объемного сжатия приведен на рис. 4.16 и 4.17. Кривые длительной прочности, построенные по результатам продольных и поперечных деформаций, изображены на рис. 4.18, сопоставительные исследования которых показали достаточно хорошую сходимость при определении коэффициентов длительной прочности сильвинитовых пород.

Анализ кривых длительной прочности при различных схемах нагружения позволил установить оценочные значения коэффициентов длительной прочности, которые для большинства партий сильвинита находились в пределах от 0,35 до 0,45. Заниженные значения наблюдались у образцов, изготовленных из блока № 15015-7, где коэффициент длительной прочности находился в диапазоне 0,3 – 0,35. Для образцов Гремячинского месторождения (скважина № 378) коэффициент длительной прочности варьировался от 0,45 до 0,5.

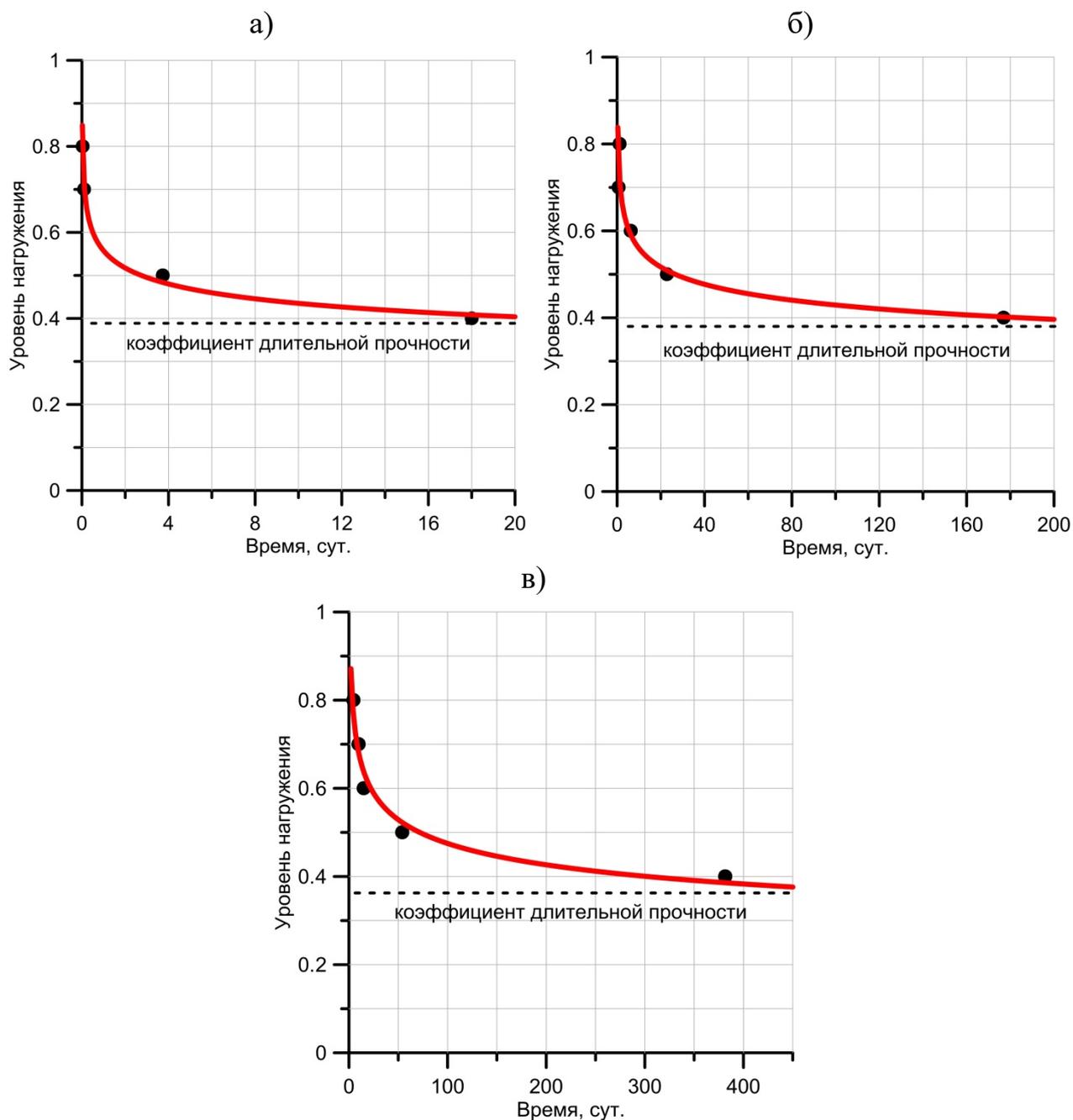


Рис. 4.16. Пример кривых длительной прочности, полученных на образцах сильвинита при одноосном сжатии (блок № 122):
 а – $h/b = 1,0$; б – $h/b = 1,5$; в – $h/b = 2,0$

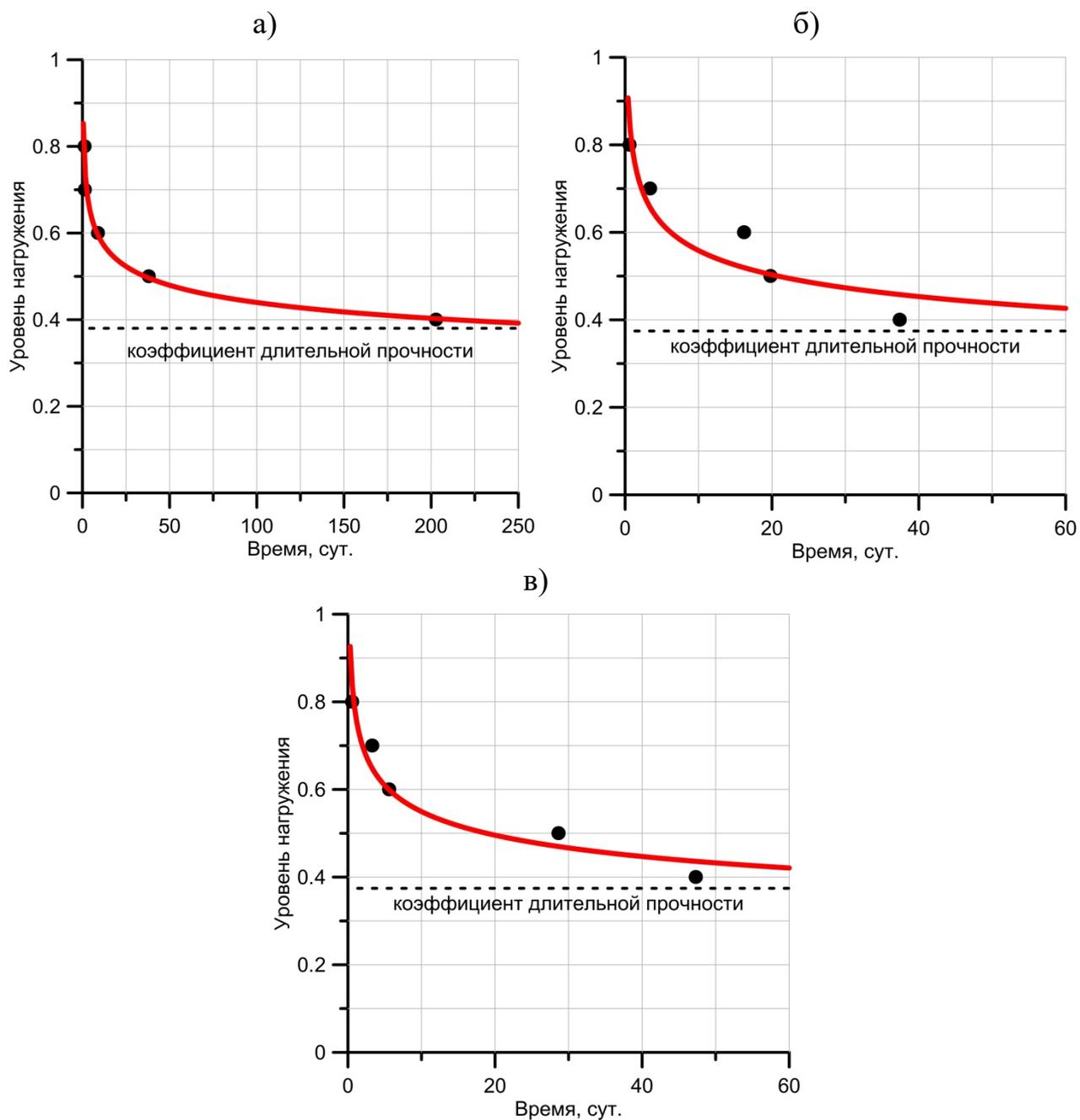


Рис. 4.17. Пример кривых длительной прочности, полученных на образцах сильвинита при объемном сжатии (блок № 18015-7):
 а – $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ МПа; б – $\sigma_2 = \sigma_3 = 2,5$ МПа; в – $\sigma_2 = \sigma_3 = 5,0$ МПа

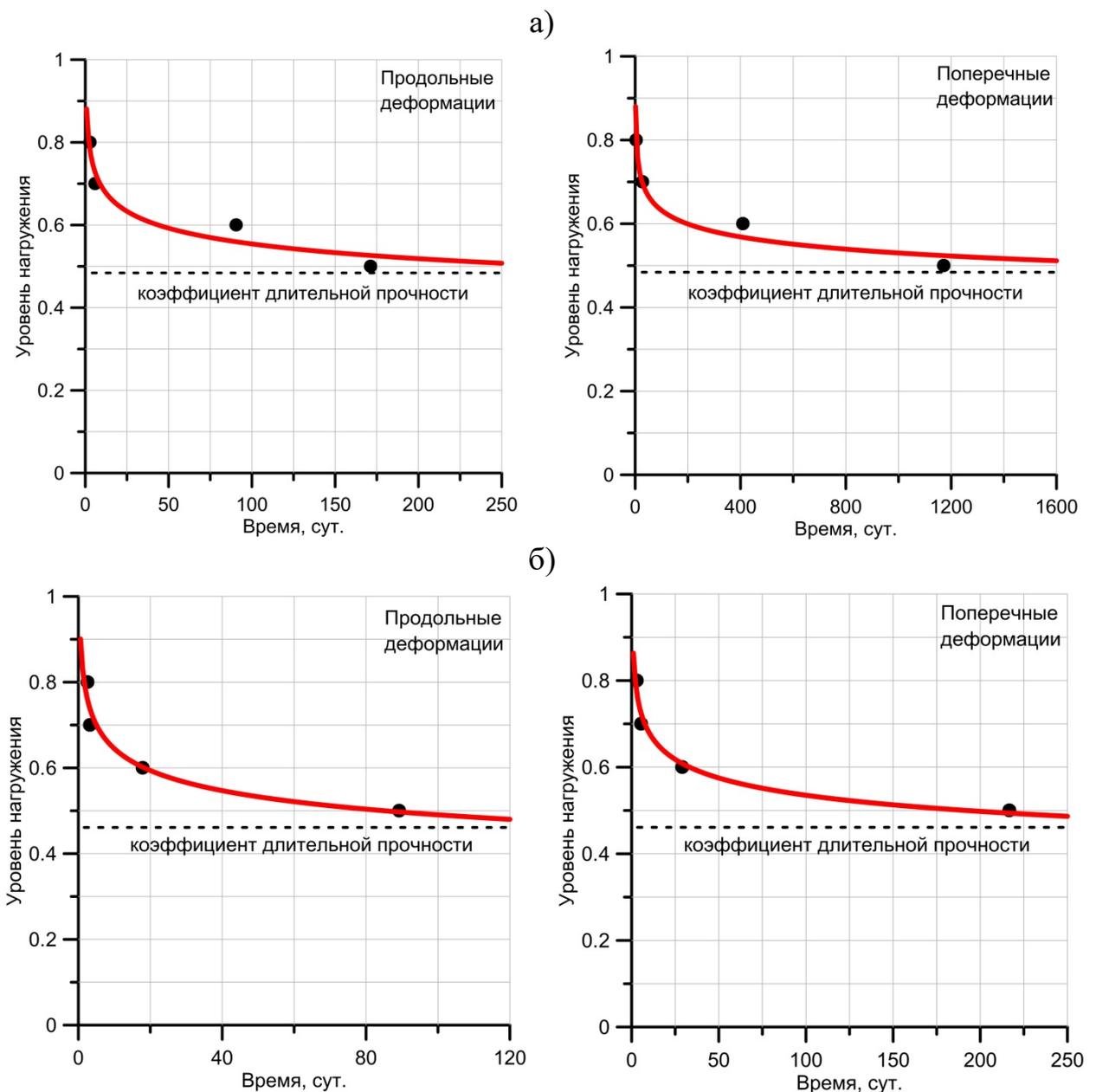


Рис. 4.18. Кривые длительной прочности, построенные по результатам продольных и поперечных деформаций:
 а – блок № 96/1 ($h/b = 1,0$); б – блок № 97/3 ($h/b = 2,0$)

По результатам испытаний силвинитовых образцов на ползучесть можно сделать вывод, что прямой метод определения коэффициента длительной прочности помимо высокой трудоемкости и длительности проведения экспериментов имеет ряд существенных недостатков. Во-первых, необходимо отметить о приблизительном характере получаемых величин предела длительной прочности, так как невозможно указать конкретную величину коэффициента длительной прочности, а лишь диапазон его

вероятных значений. Во-вторых, при определении времени разрушения образцов отмечается значительный разброс контролируемых показателей, и в-третьих, осреднение временных показателей по формуле среднего гармонического дает существенную погрешность определяемых реологических параметров.

В этой связи необходимо разработать новый метод определения реологических свойств сильвинтовых пород, позволяющий находить относительно точные значения коэффициентов длительной прочности без осреднения временных показателей.

4.4. Анализ полученных результатов

Оценка прогнозного времени потери устойчивости поддерживающих целиков является крайне важной задачей геомеханического обеспечения безопасных условий ведения горных работ на шахтных полях Верхнекамского и Гремячинского месторождений калийных солей. Многочисленный анализ кривых ползучести показал, что скорость установившейся ползучести является довольно чувствительным параметром, хорошо реагирующим на уровень приложенной нагрузки, данный вывод подтверждается результатами исследований, полученных на породах различными учеными [69, 107, 28, 121, 43, 71, 165]. По скорости можно определять время разрушения и объективно оценивать уровень действующего нагружения для каждого в отдельности образца. В этой связи проводился анализ скорости деформирования сильвинитовых образцов на стадии установившейся ползучести при различных нагрузках. Характер изменения скоростей относительных деформаций в зависимости от уровня нагружения при одноосном и объемном сжатии показан на рис. 4.19 и 4.20. Аналогичные зависимости, построенные по результатам измерения поперечных деформаций, представлены на рис. 4.21.

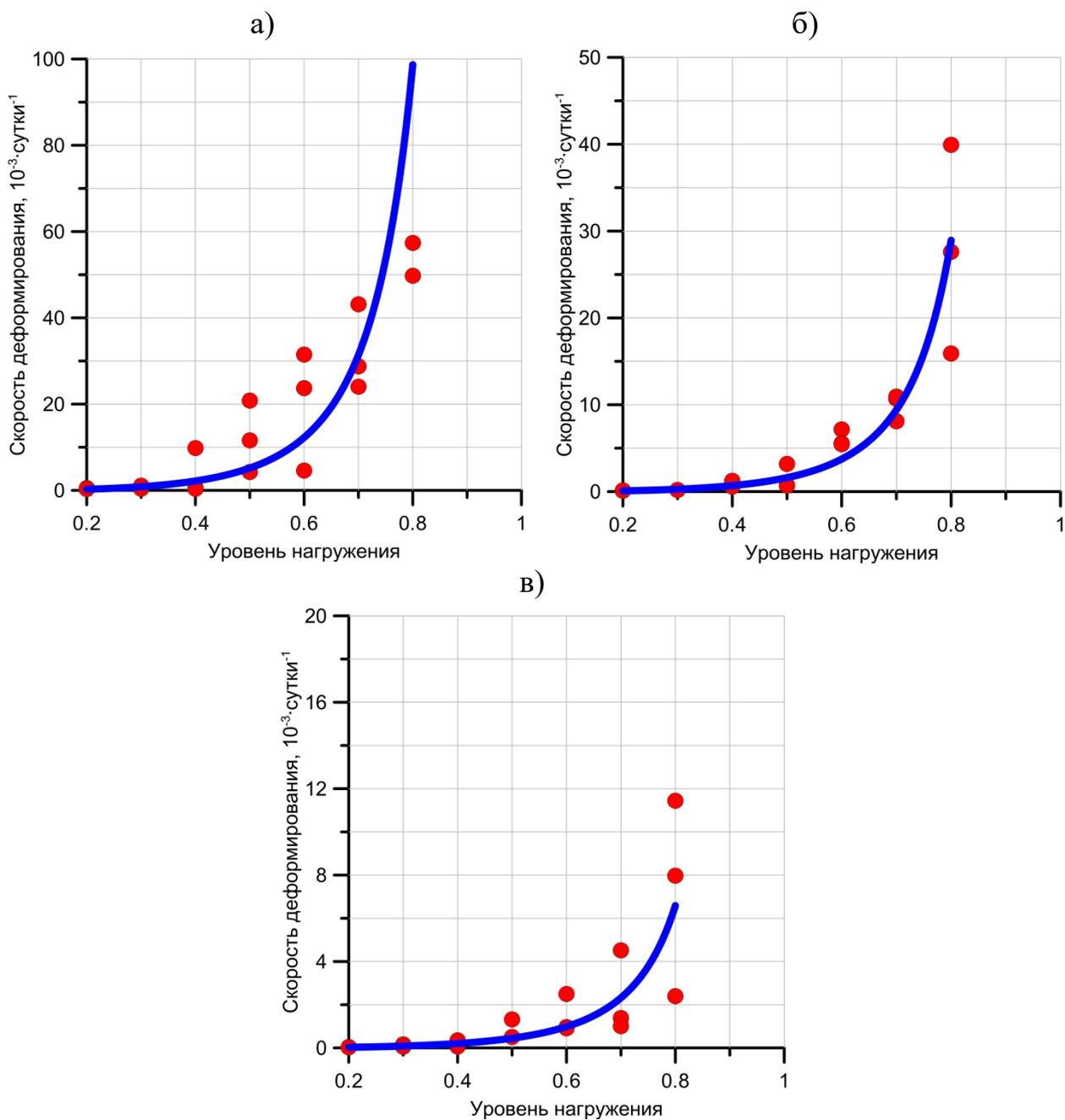


Рис. 4.19. Характер изменения скорости установившейся ползучести от уровня нагружения сильвинитовых образцов при одноосном сжатии (блок № 122): а – $h/b = 1,0$; б – $h/b = 1,5$; в – $h/b = 2,0$

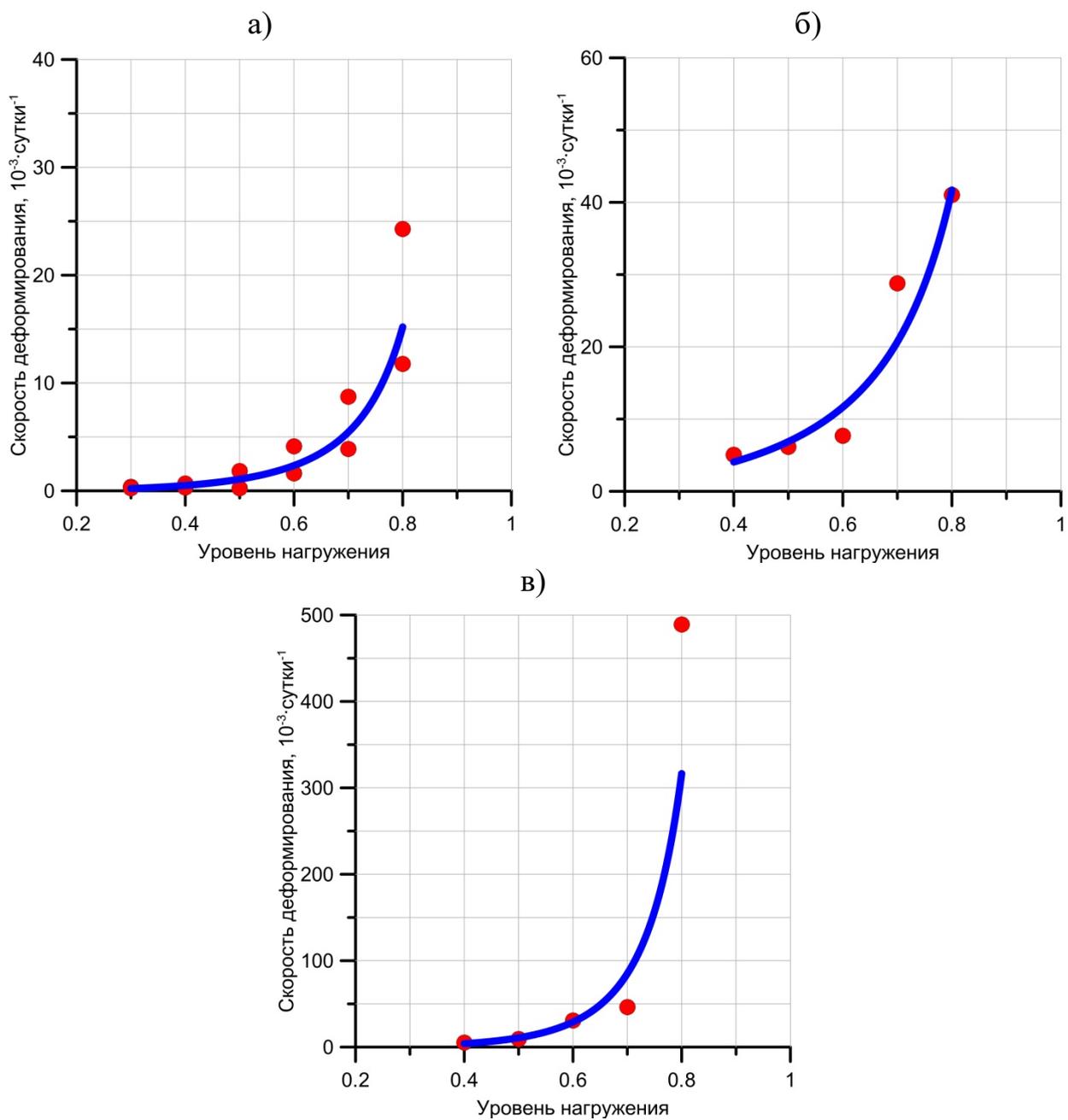


Рис. 4.20. Характер изменения скорости установившейся ползучести от уровня нагружения сильвинитовых образцов при объемном сжатии (блок № 18015-7): а – $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ МПа; б – $\sigma_2 = \sigma_3 = 2,5$ МПа; в – $\sigma_2 = \sigma_3 = 5,0$ МПа

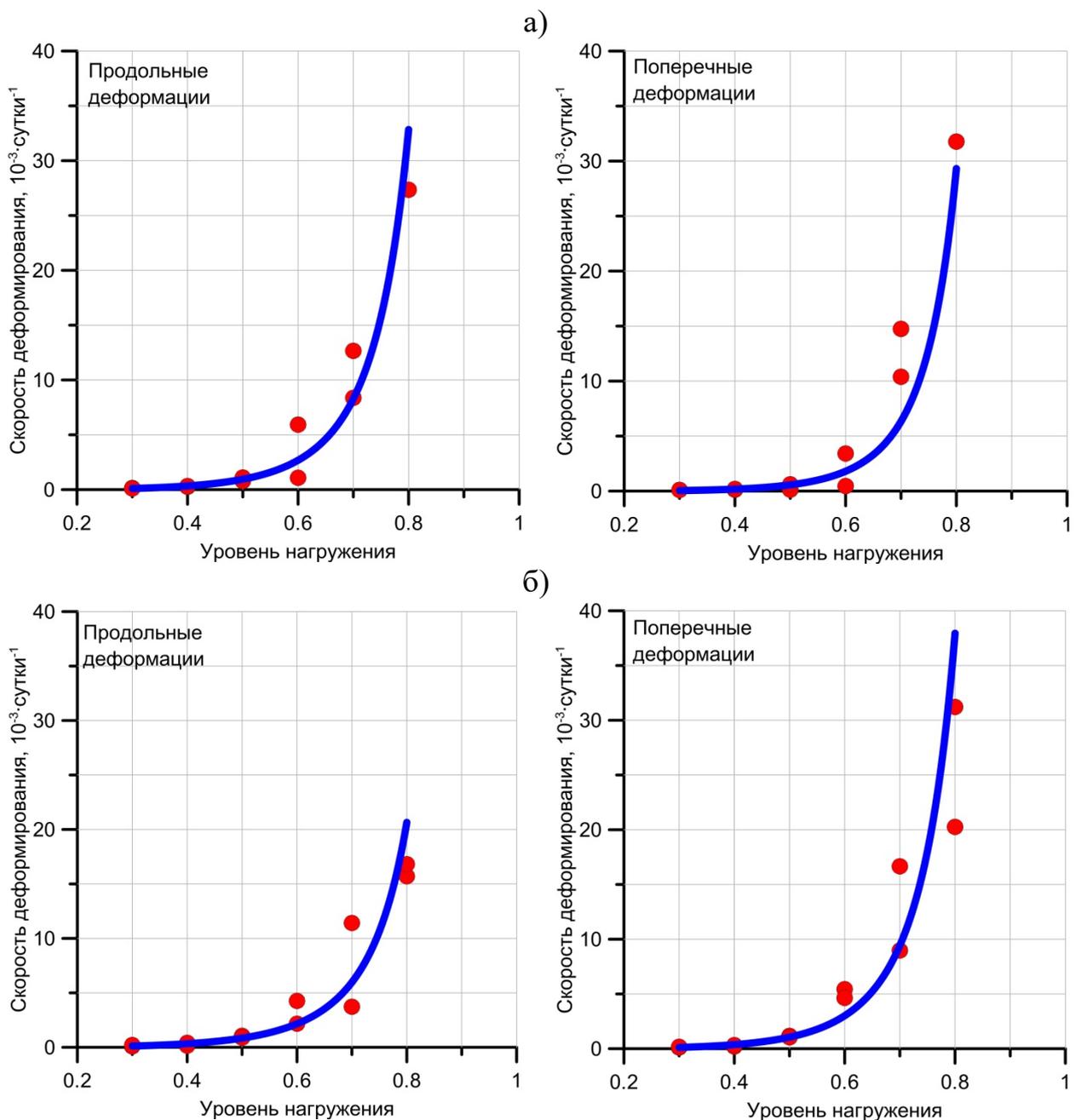


Рис. 4.21. Характер изменения скорости установившейся ползучести от уровня нагружения для продольных и поперечных деформаций: а – блок № 96/1 ($h/b = 1,0$); б – блок № 97/3 ($h/b = 2,0$)

Количественная оценка скорости деформирования сильвинита на стадии установившейся ползучести подтверждает ранее сделанный вывод, что с увеличением бокового давления и уменьшением высоты образцов повышается интенсивность деформирования горных пород во времени, аналогичные результаты для карналлитовых и сильвинитовых пород представлены в работах [200, 135].

Анализ поперечных скоростей на стадии установившейся ползучести показал, что на высоких образцах с отношением $h/b = 2,0$ (блок № 97/3) скорости поперечных деформаций значительно превосходят скорости продольных деформаций, а для низких образцов с отношением $h/b = 1,0$ (блок № 96/1) интенсивность деформирования в продольном и поперечном направлении примерно одинаковая.

По результатам оценки скоростей деформирования сильвинитовых пород построены регрессионные зависимости. Установлено, что изменение скорости установившейся ползучести от уровня нагружения достаточно удовлетворительно аппроксимируется степенной функцией вида:

$$\dot{\epsilon} = A \cdot \left(\frac{K}{1-K}\right)^n, \quad (4.2)$$

где $K = \sigma/\sigma_{\text{пр}}$ – уровень нагрузки; σ – действующее напряжение на образец, МПа; $\sigma_{\text{пр}}$ – разрушающая нагрузка при сжатии, МПа; A и n – параметры аппроксимации.

Зависимость (4.2) хорошо описывает экспериментальные данные и удовлетворяет требованиям граничных условий: при нагрузке равной 0 – скорость деформирования равна нулю, при уровне нагружения равном 1 – скорость деформирования стремится к бесконечности. Определение параметров аппроксимации A и n проводилось следующим образом. Уравнение (4.2) представляется в логарифмическом виде:

$$\ln \dot{\epsilon} = \ln(A) + n \ln\left(\frac{K}{1-K}\right). \quad (4.3)$$

Перестраивая экспериментальную кривую скорости установившейся ползучести в новых координатах « $y - x$ », где

$$y = \ln \dot{\epsilon}; \quad x = \ln\left(\frac{K}{1-K}\right), \quad (4.4)$$

получаем уравнение прямой линии:

$$y = \ln(A) + nx. \quad (4.5)$$

Здесь величина n – тангенс угла наклона прямой, а $\ln(A)$ – точка пересечения прямой с осью ординат. Определяя тангенс наклона, находим n .

Затем, определяя точку пересечения прямой с осью ординат, находим величину A . Данная методика использовалась для определения параметров аппроксимации для образцов сильвинита различной высоты и испытанных при различных боковых давлениях. Ниже в таблице 4.3 приведены результаты определения параметров аппроксимации A и n для каждой партии сильвинитовых образцов.

Таблица 4.3. Результаты определения параметров аппроксимации для степенной функции скорости

<i>Блок/скв., №</i>	<i>h/b</i>	$\sigma_2=\sigma_3$, МПа	<i>Количество образцов</i>	$A \cdot 10^{-3}$	<i>n</i>
В продольном направлении					
116	2	0	21	0,52	1,93
122	1	0	21	5,18	2,13
	1,5	0	21	1,61	2,08
	2	0	21	0,45	1,94
Б 8/9	1	0	21	2,76	2,47
	1,5	0	21	1,31	2,03
	2	0	21	0,47	1,90
18015-7	2	0	12	1,08	1,90
	2	2,5	6	6,88	1,30
	2	5	6	10,80	2,44
15015-7	2	0	12	4,15	1,97
	2	5,0	9	21,01	1,58
2205	2	0	6	1,15	1,75
Ф-158	2	0	6	1,18	3,25
97/3	2	0	12	0,85	2,30
96/1	1	0	12	0,95	2,55
245	2	0	18	0,65	2,15
	2	5	6	5,32	1,61
	2	7,5	6	10,96	1,35
378	2	0	12	0,19	2,23
	2	5	6	3,72	3,02
	2	7,5	4	6,37	3,52

В поперечном направлении					
97/3	2	0	12	1,06	2,58
96/1	1	0	12	0,57	2,84

По итогам определения аппроксимационных параметров функции скорости, в связи с большим разбросом значений предела прочности, проводилась корректировка уровня действующего нагружения для каждого сильвинитового образца, путем преобразования выражения (4.2) к следующему виду:

$$K = \frac{n \sqrt{\dot{\epsilon}_0}}{\sqrt{A} (1 + n \sqrt{\frac{\dot{\epsilon}_0}{A}})}, \quad (4.6)$$

где $\dot{\epsilon}_0$ – скорость установившейся ползучести отдельно взятого образца.

Время разрушения каждого соляного образца вычислялось путем экстраполяции стадии установившейся ползучести до критических деформаций ($\epsilon_{ост}$), схема к определению времени разрушения представлена на рис. 4.22. Аппроксимация стадии установившейся ползучести производилась линейными зависимостями, по которым определялись такие показатели, как скорость ползучести ($\dot{\epsilon}_0$) и точка пересечения прямой с осью ординат (Р). Также по каждой кривой ползучести определялись значения мгновенных деформаций $\epsilon_{мг}$ (участок ОА) на упругой стадии деформирования, протекающие сразу после приложения нагрузки, и деформации на участке АР ($\epsilon_{АР}$), соответствующие неустановившейся стадии.

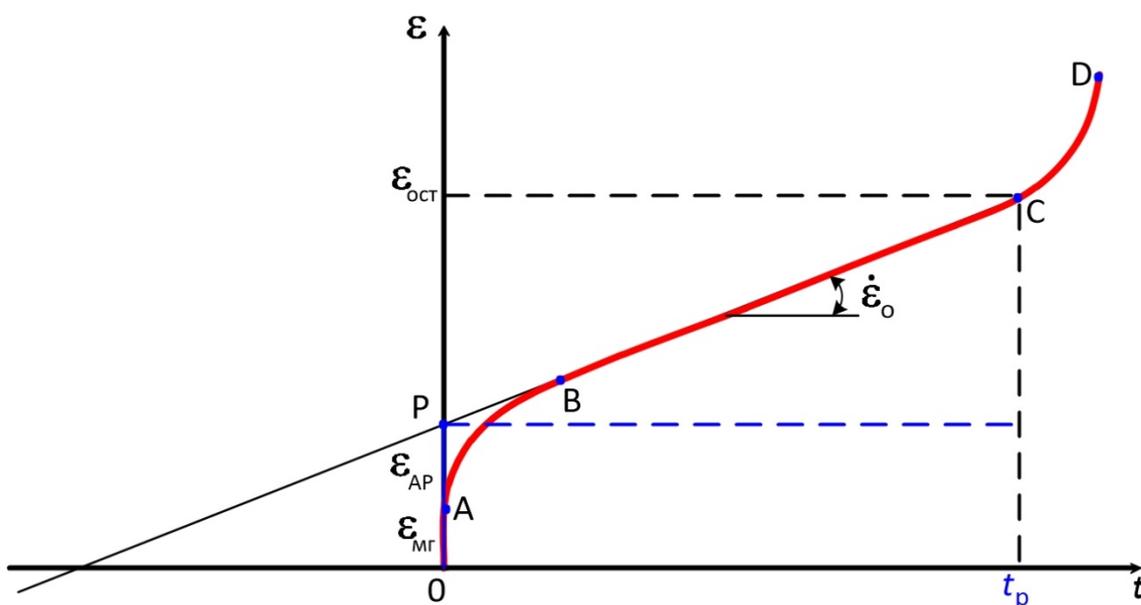


Рис. 4.22. Схема определения времени разрушения сильвинитовых образцов по результатам длительных испытаний

Формула для оценки времени разрушения сильвинитовых образцов представлена ниже:

$$t_p = \frac{\varepsilon_{ост} - \varepsilon_{AP} - \varepsilon_{МГ}}{\dot{\varepsilon}_0}. \quad (4.7)$$

В силу неточного измерительного оборудования при длительных испытаниях и в целях уменьшения разброса определяемых показателей, мгновенная деформация ($\varepsilon_{МГ}$) определялась по условно-мгновенным испытаниям, путем сопоставления скорректированного уровня нагружения образца и соответствующей ему деформации на диаграмме деформирования.

Далее по рассчитанным значениям уровней нагружения (4.6) и времени разрушения (4.7) образцов строились расчетные кривые длительной прочности для каждой партии сильвинита, пример которых для одноосного и объемного сжатия представлен на рис. 4.23 и 4.24. Пример расчетных кривых длительной прочности, построенных по результатам измерения поперечных деформаций, приведён на рис. 4.25.

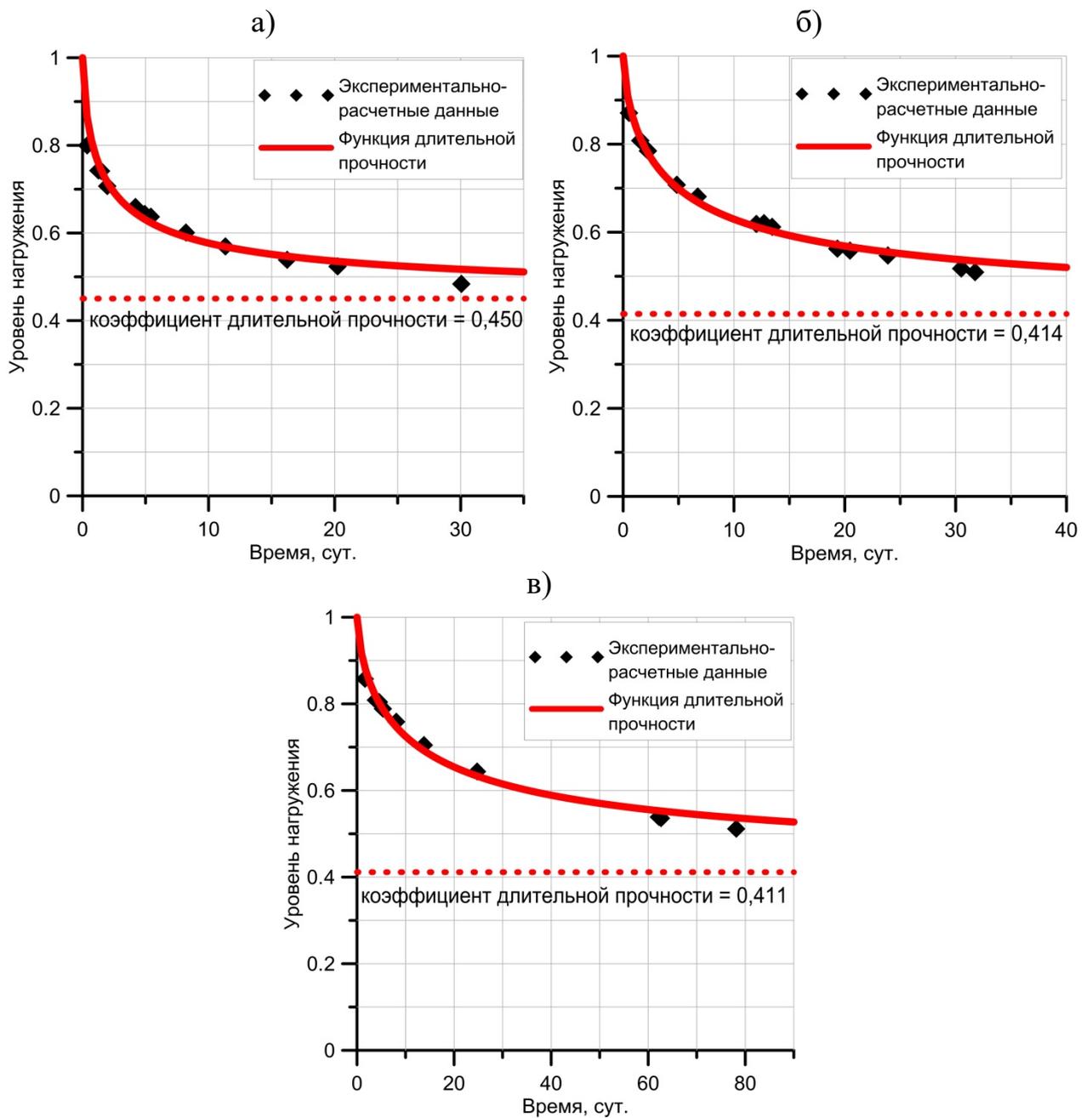


Рис. 4.23. Пример расчетных кривых длительной прочности, полученных на образцах силвинита при одноосном сжатии (блок № Б 8/9):

а – $h/b = 1,0$; б – $h/b = 1,5$; в – $h/b = 2,0$

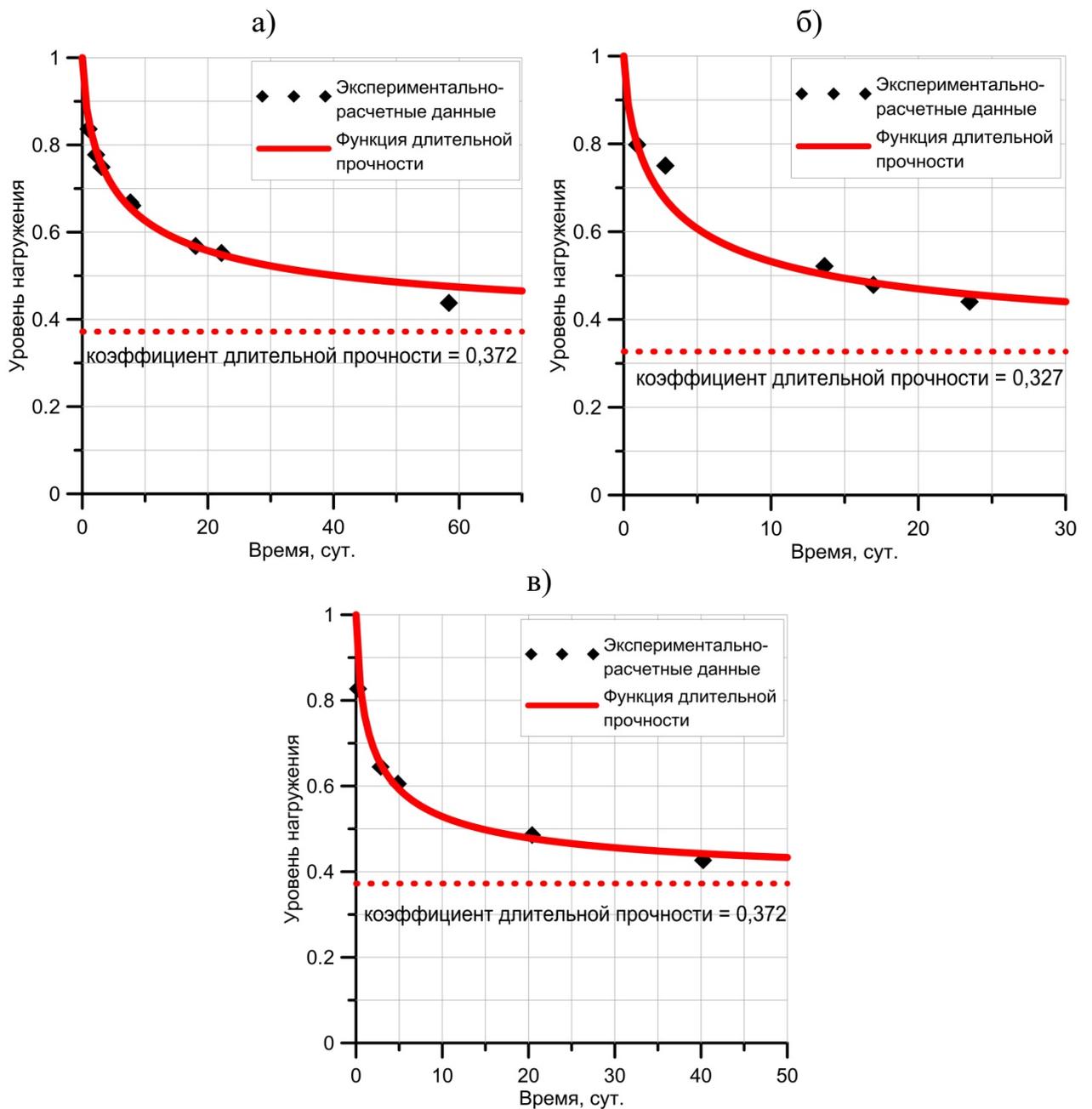


Рис. 4.24. Пример расчетных кривых длительной прочности, полученных на образцах силвинита при объемном сжатии (блок № 18015-7):

а – $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ МПа; б – $\sigma_2 = \sigma_3 = 2,5$ МПа; в – $\sigma_2 = \sigma_3 = 5,0$ МПа

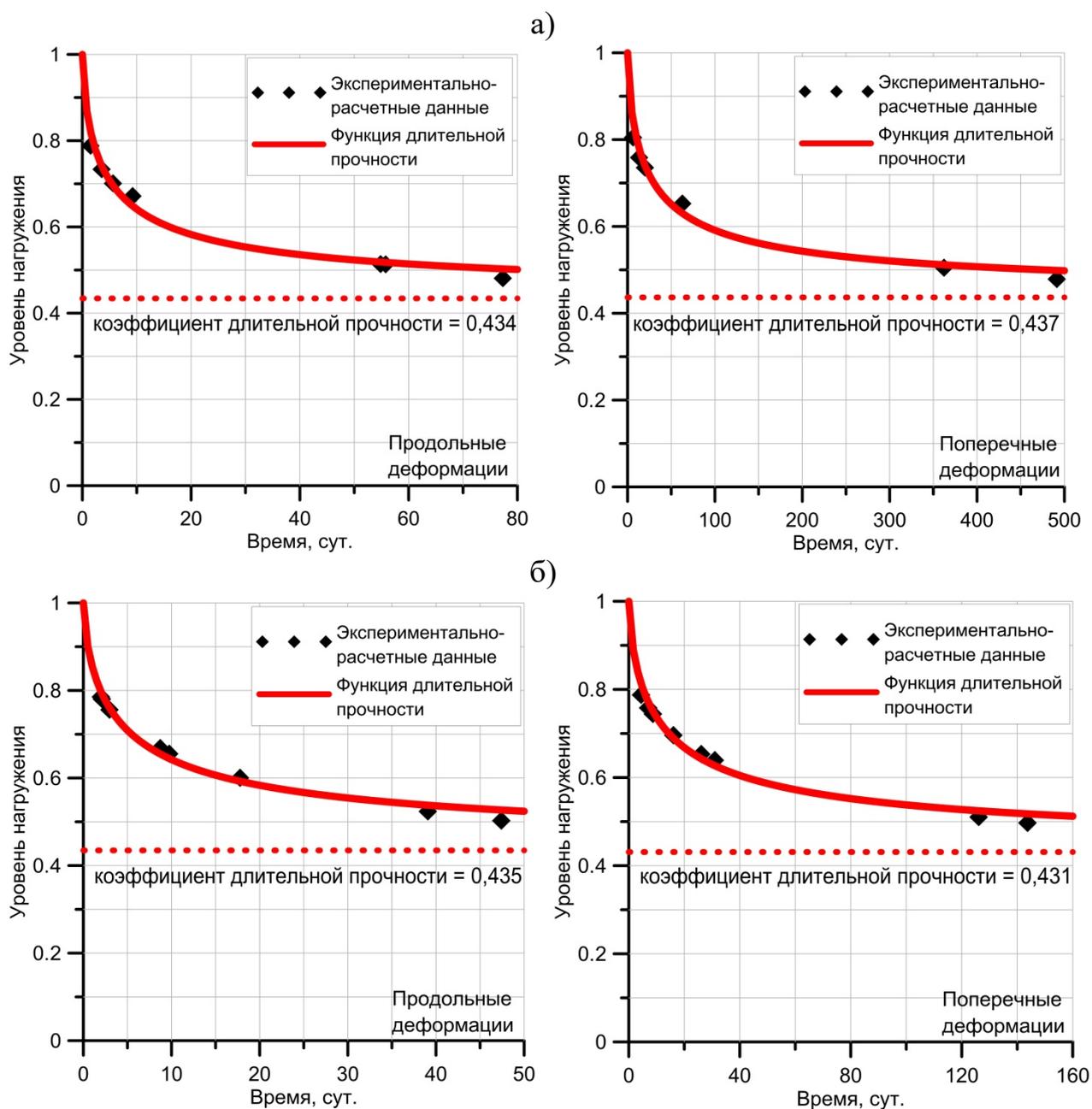


Рис. 4.25. Расчетные кривые длительной прочности, построенные по результатам продольных и поперечных деформаций:
а – блок № 96/1 ($h/b = 1,0$); б – блок № 97/3 ($h/b = 2,0$)

Для аналитической аппроксимации кривых длительной прочности необходимо подобрать такую функцию, которая бы давала при определённых преобразованиях относительно точное значение коэффициента длительной прочности и удовлетворяла граничным условиям: при времени равном 0 – уровень нагружения равняется единице, а при времени стремящимся к бесконечности – уровень нагружения равняется коэффициенту длительной

прочности. Для горных пород предложено много различных выражений функций долговечности (длительной прочности) [34, 120, 73, 144, 126, 178 и др.], как правило, все они имеют степенной или экспоненциальный вид, но далеко не все удовлетворяют вышеизложенным требованиям. В данной работе предложено описывать полученные расчетные кривые длительной прочности функцией следующего вида:

$$1 - K = (1 - K_{\infty}) \cdot \frac{t_p^{0,7}}{t_p^{0,7} + B}, \quad (4.8)$$

где $K_{\infty} = \sigma_{\infty} / \sigma_{пр}$ – коэффициент длительной прочности; σ_{∞} – предел длительной прочности, МПа; B – параметр аппроксимации.

Как видно из рис. 4.23 – 4.25 (красная линия) зависимость (4.8) удовлетворительно описывает экспериментальные данные и выполняет все требования граничных условий.

Определение коэффициента длительной прочности и параметра аппроксимации B проводилось с помощью преобразования Лайнвивера-Берка в следующем порядке:

1. Путем математического преобразования формула (4.8) приводилась к виду:

$$\frac{1}{1 - K_{\infty}} + \frac{B}{1 - K_{\infty}} \cdot \frac{1}{t_p^{0,7}} = \frac{1}{1 - K}. \quad (4.9)$$

2. Значения времени разрушения и уровня нагружения откладывались в новых координатах « $y - x$ », где

$$y = \frac{1}{1 - K}; \quad x = \frac{1}{t_p^{0,7}}. \quad (4.10)$$

3. Через полученную совокупность точек строился график прямой линии, пример приведен на рис. 4.26:

$$y = a \cdot x + c. \quad (4.11)$$

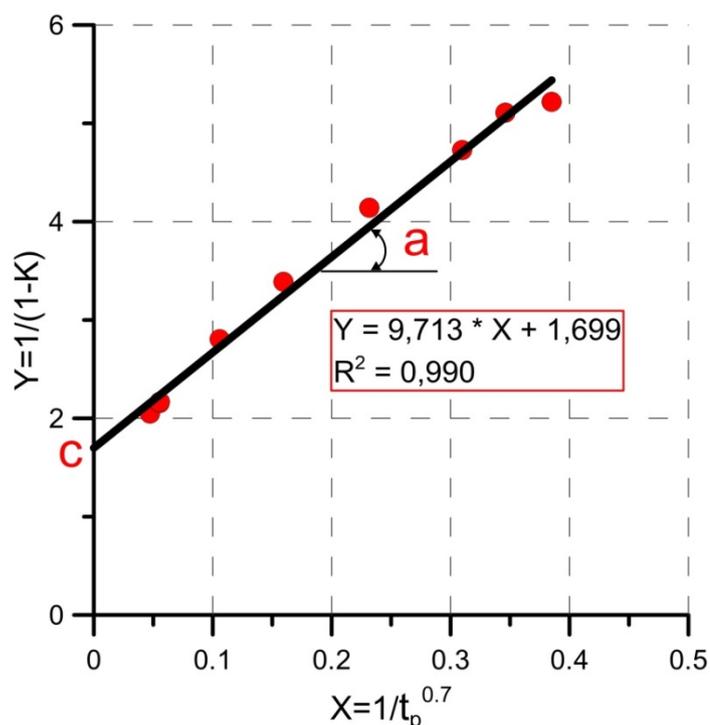


Рис. 4.26. График линейной функции (4.11) на примере блока № Б 8/9 ($h/b = 2,0$)

4. Определялся тангенс угла наклона, соответствующий параметру (a) и точка пересечения прямой с осью ординат (c), после чего вычислялись коэффициент длительной прочности и аппроксимационный параметр B :

$$K_{\infty} = \frac{c-1}{c}; B = \frac{a}{c}. \quad (4.12)$$

По результатам длительных испытаний, в соответствии с методикой представленной выше, выполнен расчет значений коэффициента длительной прочности и параметра аппроксимации B , а также предела длительной прочности для каждой партии сильвинита. Ниже в таблице 4.4 приведены результаты определения реологических параметров для образцов сильвинита различной высоты и испытанных при различных боковых давлениях.

Таблица 4.4. Результаты определения реологических параметров при одноосном и объемном нагружении

Блок/скв., №	h/b	$\sigma_2=\sigma_3$, МПа	Количество образцов	K_∞	B	σ_∞ , МПа
В продольном направлении						
116	2	0	21	0,349	7,302	4,99
122	1	0	21	0,434	1,042	13,57
	1,5	0	21	0,402	2,795	9,57
	2	0	21	0,392	5,930	7,01
Б 8/9	1	0	21	0,450	1,500	13,34
	1,5	0	21	0,414	2,911	9,17
	2	0	21	0,411	5,716	8,64
18015-7	2	0	12	0,372	3,415	7,12
	2	2,5	6	0,327	2,196	12,19
	2	5	6	0,372	1,664	19,20
15015-7	2	0	12	0,339	1,687	7,61
	2	5,0	9	0,331	1,662	20,53
2205	2	0	6	0,363	4,013	9,12
Ф-158	2	0	6	0,415	1,941	8,67
97/3	2	0	12	0,435	2,906	10,01
96/1	1	0	12	0,434	2,892	10,60
245	2	0	18	0,430	3,965	7,42
	2	5	6	0,454	2,253	25,65
	2	7,5	6	0,433	2,589	26,65
378	2	0	12	0,456	7,550	12,54
	2	5	6	0,477	1,547	27,33
	2	7,5	4	0,473	0,987	30,07
В поперечном направлении						
97/3	2	0	12	0,431	5,816	-
96/1	1	0	12	0,437	9,503	-

Как видно из таблицы 4.4 новый метод определения коэффициента длительной прочности при сопоставлении его с классическим прямым методом дает вполне удовлетворительные результаты. Также установлено, что определение данного параметра по скоростям установившейся

ползучести в поперечном направлении совпадают с результатами, полученными при измерении скоростей продольных деформаций, отличие составляет менее одного процента.

Кроме этого необходимо отметить, что в большинстве случаев выход сильвинитовых образцов на стадию установившейся ползучести осуществлялся уже на 3 – 5 сутки проведения длительных экспериментов, такой же эффект отмечается в исследованиях других авторов [2]. Далее скорость установившейся ползучести либо уменьшалась, и образец переходил в затухающую стадию, либо процесс деформирования продолжался до критических значений. В этой связи данный факт позволяет сократить время проведения длительных испытаний до 5 – 7 дней.

По разработанной методике, кроме сильвинитовых пород строились расчетные кривые длительной прочности по скорости установившейся ползучести для карналлита и каменной соли [11], результаты определения реологических параметров показали удовлетворительную сходимость с прямым методом.

Таким образом, представленная выше методика, основанная на условно-мгновенных и кратковременных длительных испытаниях (5 – 7 дней), может быть рекомендована для относительно точного определения предела длительной прочности соляных пород при измерении как продольных, так и поперечных деформаций.

4.5. Оценка влияния формы сильвинитовых образцов и уровня бокового давления на предел длительной прочности. Пример практического использования на участках ВКМКС

Результаты проведенных исследований позволили установить, что на предел длительной прочности влияет как форма образцов, так и уровень бокового давления. С уменьшением высоты сильвинитовых образцов и увеличением уровня бокового давления предел длительной прочности –

увеличивается. Подобная зависимость прослеживается и с коэффициентом длительной прочности.

Для оценки влияния формы образцов на предел длительной прочности проводилось осреднение полученных данных (блок № 122 и Б8/9). Зависимость изменения среднего предела длительной прочности от отношения h/b представлена на рис. 4.27 (а), которая хорошо описывается уравнением прямой линии:

$$\sigma_{\infty} = 18,66 - 5,63 \cdot (h/b). \quad (4.13)$$

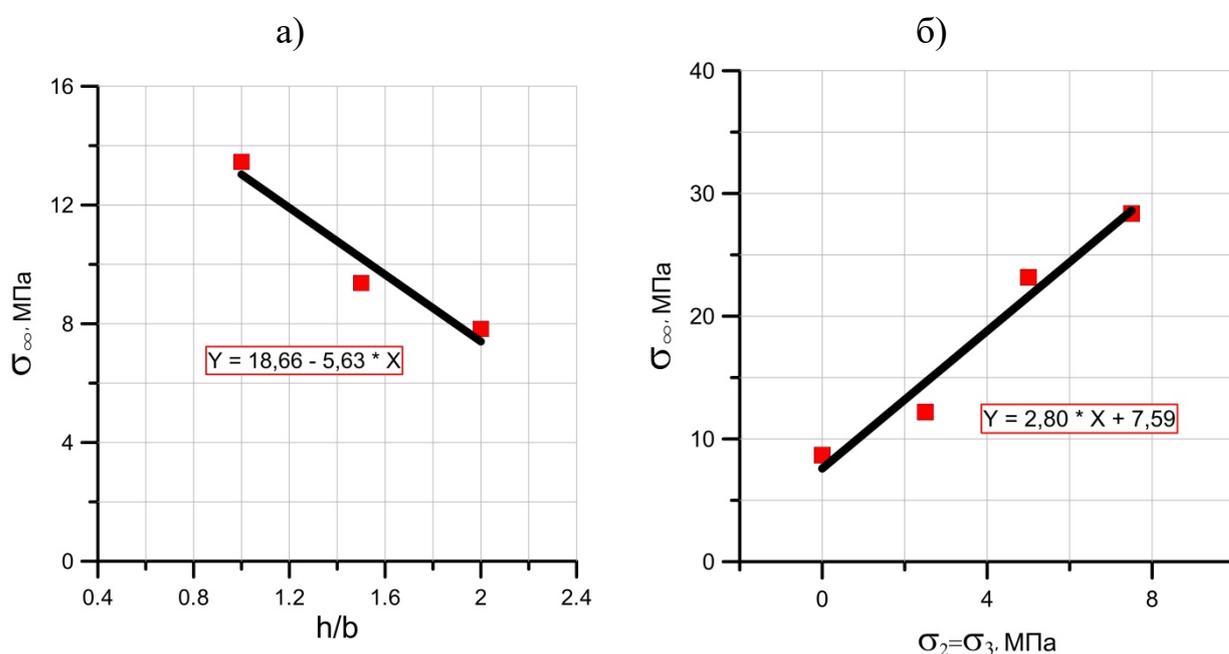


Рис. 4.27. Зависимости изменения предела длительной прочности от формы образцов (а) и уровня бокового давления (б)

В целом полученный результат согласуется с ранее проведенными исследованиями по выявлению влияния формы соляных образцов на коэффициент длительной прочности [94].

По аналогии с предыдущими расчетами для оценки влияния бокового давления на предел длительной прочности проводилось осреднение данных для блоков № 18015-7, 15015-7 и скважин № 245 и 378. Влияние бокового давления на средний предел длительной прочности иллюстрируется на

рис. 4.27 (б), данная зависимость также хорошо аппроксимируется линейной функцией:

$$\sigma_{\infty} = 2,80 \cdot (\sigma_2) + 7,59. \quad (4.14)$$

В связи с высокой трудоемкостью проводимых исследований при объемном сжатии, и как следствие, незначительной экспериментальной выборкой, необходимо отметить приблизительный характер влияния бокового давления на предел длительной прочности.

С практической точки зрения наибольший интерес представляет зависимость изменения предела длительной прочности от формы сильвинитовых образцов. Так как для условий Верхнекамского месторождения калийных солей степень нагружения междукамерных целиков (C) регламентируется на уровне предела длительной прочности. При выполнении условия [1]: $C \leq [C] = 0,3 - 0,4$ ($[C]$ – допустимая степень нагружения), целики должны сохранять своё устойчивое состояние бесконечно длительное время. Вместе с тем, фактические наблюдения показывают, что при равных расчётных значения степени нагружения наиболее интенсивно деформируются «высокие» целики, с большим соотношением высоты к ширине [97].

С целью более детального изучения данного явления был проведен анализ результатов предыдущих исследований, часть которых изложена в работе [93]. Исследования выполнялись по ускоренной ползуче-релаксационной методике [6, 4], заключающейся в экспериментальном определении максимального значения длительной диаграммы, на образцах сильвинита с отношением h/b равным: 2,5; 2,0; 1,75; 1,5; 1,25; 1,0; 0,75; 0,6; 0,5 и 0,4. Общее количество испытанных образцов составило более 200 шт. Результаты определения предела длительной прочности для образцов сильвинита различной формы представлены в таблице 4.5.

Таблица 4.5. Результаты определения предела длительной прочности по ускоренной ползуче-релаксационной методике

Проба, №	Средний предел длительной прочности, МПа									
	Соотношение h/b									
	2,5	2	1,75	1,5	1,25	1	0,75	0,6	0,5	0,4
1	8,13	10,55	-	9,73	-	11,66	13,21	-	27,49	34,97
2	7,70	7,80	-	9,40	-	11,40	12,50	-	24,50	-
3	-	8,70	-	8,50	10,80	12,00	12,40	15,50	21,90	-
4	-	8,80	8,40	8,20	9,60	9,60	12,40	-	-	-
5	-	7,90	-	8,39	8,03	8,59	11,63	-	18,19	-
6	-	5,61	-	8,07	7,44	6,90	9,73	-	15,34	-
7	-	5,45	-	5,88	7,57	7,49	11,25	-	18,46	-
8	-	6,36	-	5,55	7,08	8,99	9,80	-	19,49	-

Анализ полученных результатов подтвердил, что предел длительной прочности сильвинитовых пород, аналогично пределу мгновенной прочности, зависит от соотношения высоты h образца к его ширине b , при уменьшении данного показателя длительная прочность возрастает, а при увеличении – убывает. Рассмотрим приложение этих исследований при оценке долговременной устойчивости междукамерных целиков.

В действующем нормативном документе [1] стандартный коэффициент формы k_f определяет несущую способность междукамерных целиков в зависимости от отношения его ширины b к высоте m , с учетом этого показателя производится вычисление расчетной степени нагружения (C). Как отмечалось выше, выполнение условия $C \leq [C]$ теоретически свидетельствует о долговременной устойчивости целиков. Исторически, по крайней мере на ВКМКС, междукамерные целики характеризовались отношением b/m , как правило, превышающем 1, что соответствует «низким» целикам. Допустимая степень их нагружения принималась директивно на основании натуральных наблюдений без учета коэффициента формы. Поэтому естественным является допущение, что $[C] = 0,3 - 0,4$ соответствует квадратным в сечении целикам с отношением $b/m = 1$.

На данный момент при обработке продуктивных пластов ВКМКС встречаются варианты камерной системы разработки с отношением b/m меньше 1 («высокие» целики). В этой связи на основании лабораторных испытаний, представленных в данной главе, и ранее выполненных исследований, по аналогии с прочностным коэффициентом формы (k_f) введём понятие коэффициента формы для предела длительной прочности. Нормирование всех полученных результатов проводилось относительно стандартного предела длительной прочности, соответствующего квадратным по форме целикам ($b/h = 1,0$):

$$k_f^\infty = \frac{\sigma_\infty}{\sigma_\infty|_{b/h=1,0}}. \quad (4.15)$$

Зависимость изменения коэффициента формы для предела длительной прочности от отношения ширина b целика к высоте m , соответствующая результатам реологических испытаний, представлена на рис. 4.28 и может быть аппроксимирована следующим линейным выражением:

$$k_f^\infty = 0,62 \left(\frac{b}{m} \right) + 0,38 \text{ при } b/m < 1. \quad (4.16)$$

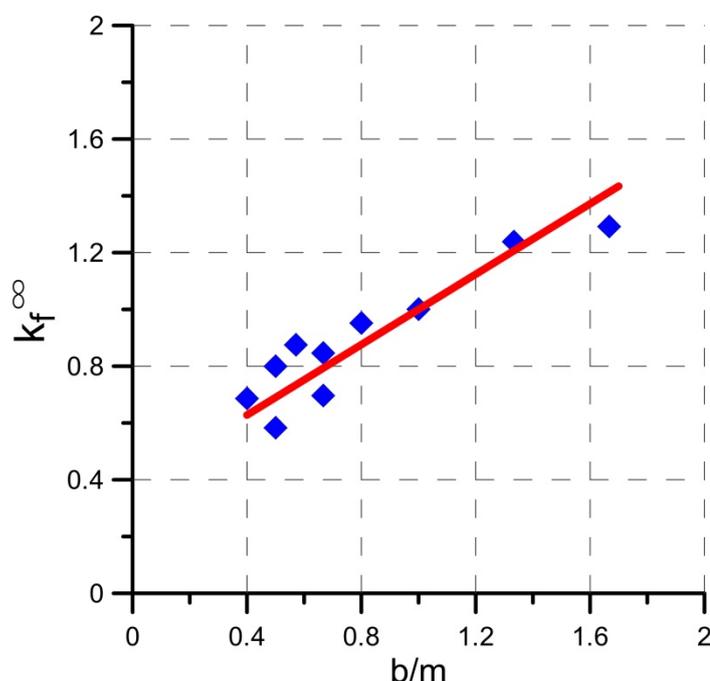


Рис. 4.28. Зависимость изменения коэффициента формы для предела длительной прочности от отношения b/m

Соотношение (4.16) по своей сути является основой для корректировки нормативной (допустимой) степени нагружения междукамерных целиков в зависимости от их расчетной ширины к высоте. Так для условий Верхнекамского месторождения калийных солей было предложено записывать базовый критерий расчета грузонесущих элементов камерной системы разработки в следующем виде:

$$C \leq k_f^\infty [C] \text{ при } b/m < 1. \quad (4.17)$$

Корректирующий коэффициент k_f^∞ в выражении (4.17) фактически означает, что при одной и той же степени нагружения долговременная устойчивость «низких» междукамерных целиков будет выше, чем у «высоких».

Сравнение нормативной степени нагружения междукамерных целиков по действующим «Указаниям...» [1] и скорректированной по новым рекомендациям (4.17) для добычных участков рудника БКПРУ-4 приведено в Приложении 7.

В целом сопоставительный анализ результатов показал, что для большинства участков с повышенными скоростями деформирования, представленных в первой главе, отношение ширины междукамерных целиков к их высоте меньше 1 («высокие» целики). Тем самым можно объяснить повышенные оседания и скорости деформирования грузонесущих элементов, так как скорректированная допустимая степень нагружения ($k_f^\infty [C]$) меньше регламентируемой ($[C]$) в среднем на 13 %. Для сохранения их устойчивого состояния в течение длительного периода времени требуется снижение действующих нагрузок.

Таким образом, результаты исследования позволили сформулировать **третье научное положение**: метод определения коэффициента длительной прочности образцов соляных пород, учитывающий скорость установившейся ползучести и величину критической деформации на пределе остаточной прочности, используемый для корректировки

расчета допустимой степени нагружения междукамерных целиков различной формы.

4.6. Выводы по главе

1. С целью изучения реологических свойств соляных пород было изготовлено более 400 шт. призматических образцов сильвинита, с отношением высоты (h) к ширине (b) составляющим – 2,0; 1,5 и 1,0.

2. Для каждой пробы образцов проведены условно-мгновенные испытания на одноосное и объемное сжатие при стандартной скорости нагружения 1 мм/мин. По результатам испытаний были построены полные диаграммы деформирования и определены основные механические характеристики, такие как предел прочности, разрушающая деформация и деформация на остаточном пределе прочности. Общее количество испытанных образцов при условно-мгновенном нагружении составило 121 шт.

3. Для всех партий образцов сильвинита проведены испытания на ползучесть при разных уровнях нагрузки, в зависимости от среднего предела прочности на сжатие. Испытания на одноосную ползучесть проводились на образцах с различным соотношением высоты к ширине ($h/b = 1,0; 1,5; 2,0$). Объемные испытания проводились на образцах с $h/b = 2,0$ по схеме Кармана с различными уровнями бокового давления ($\sigma_2 = \sigma_3 = 0; 2,5; 5,0$ и $7,5$ МПа). По результатам испытаний для всех образцов построены кривые ползучести (зависимость деформации от времени) с последующим анализом скорости деформирования на установившейся стадии. Общее количество образцов, используемых для проведения реологических испытаний, составило 280 шт.

4. По результатам проведенных исследований можно констатировать о тенденции повышения скорости деформирования образцов сильвинита на стадии неустановившейся и установившейся ползучести с увеличением бокового давления и уменьшением высоты образцов.

5. По результатам обработки кривых ползучести построены кривые длительной прочности (зависимость уровня нагружения от времени разрушения) с приблизительной оценкой значений коэффициентов длительной прочности, которые для большинства партий сильвинита находились в пределах от 0,35 до 0,45. В то же время необходимо отметить, что определение данного параметра прямым методом весьма затруднительно.

6. В целях разработки нового метода определения коэффициента длительной прочности, проведен анализ скорости установившейся ползучести при различных уровнях нагрузки и построены соответствующие зависимости. Установлено, что скорость установившейся ползучести от нагрузки хорошо аппроксимируется степенной функцией, по скорости можно рассчитывать время разрушения и корректировать уровень действующего нагружения на образец.

7. По рассчитанным значениям уровней нагружения и времени разрушения образцов были построены расчетные кривые длительной прочности для каждой партии сильвинита. Для аналитической аппроксимации экспериментально-расчетных данных предложена функция длительной прочности, по которой определялась величина коэффициента длительной прочности. Использование нового метода определения коэффициентов длительной прочности, базирующегося на определении скорости установившейся ползучести и критических деформаций разрушения, позволило сократить время проведения длительных испытаний до 5 – 7 дней.

8. С целью более детального изучения процессов деформирования сильвинитовых пород во времени, часть лабораторных испытаний на одноосную ползучесть проводилась с измерениями поперечных деформаций, по которым согласно новой методике определялся коэффициент длительной прочности. Анализ результатов показал достаточно удовлетворительную сходимость определяемого показателя при измерении как продольных, так и поперечных деформаций.

9. По результатам длительных испытаний выявлена тенденция изменения предела длительной прочности сильвинитовых пород, зависящая от формы образцов и уровня бокового давления. С уменьшением высоты сильвинитовых образцов и увеличением уровня бокового давления предел длительной прочности – увеличивается. Подобная зависимость прослеживается и с коэффициентом длительной прочности.

10. На основании реологических испытаний соляных пород выведена зависимость изменения коэффициента формы для предела длительной прочности от отношения ширина целика к его высоте, которая может быть использована для корректировки допустимой степени нагружения междукammerных целиков на участках шахтных полей ВКМКС.

5. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СОЛЯНЫХ МЕЖДУКАМЕРНЫХ ЦЕЛИКОВ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПАРАМЕТРОВ КАМЕРНОЙ СИСТЕМЫ РАЗРАБОТКИ

Совершенствование методики расчета несущей способности соляных междукламерных целиков производилось на основании действующих «Указаний» [1] и с учетом исследований, представленных в данной работе. Разработанная методика позволяет рассчитать ширину междукламерных целиков при заданной ширине очистных камер и нормативной степени нагружения. Сущность метода заключается в усовершенствовании процесса определения несущей способности соляных междукламерных целиков с учетом их длины, слоистости и реологических свойств пород.

5.1. Применяемая методика определения параметров камерной системы разработки

Согласно «Указаниям» [1] при заданной ширине очистных камер (a_m) и нормативной степени нагружения ($[C]$) расчетная ширина междукламерных целиков (b) при отработке сильвинитовых пластов определяется следующим образом:

$$\sigma_{om} = k_m \cdot k_c \cdot k_l \cdot \sigma_0, \quad (5.1)$$

$$\lambda_0 = \xi \cdot \frac{\gamma \cdot H_0}{\sigma_{om}}, \quad (5.2)$$

$$\lambda_p = \frac{\lambda_0}{[C]}, \quad (5.3)$$

$$p_m = \frac{m \cdot \lambda_p}{2 \cdot \beta_0 \cdot \beta_m}, \quad (5.4)$$

$$p_0 = 1 - \frac{\beta_0}{\lambda_p}, \quad (5.5)$$

$$b = p_m \cdot \left(p_0 + \sqrt{p_0^2 + \frac{2 \cdot a_m}{p_m}} \right), \quad (5.6)$$

где λ_0 – параметр, характеризующий горнотехнические условия отработки пластов; ξ – коэффициент, учитывающий изменение нагрузки на междукамерные целики вследствие влияния горнотехнических факторов, определяется по нормативному документу [1]; γ – объемный вес налегающей толщи пород ($\gamma = 2,2 \text{ т/м}^3$); H_0 – максимальное значение расстояния от земной поверхности до кровли отрабатываемого пласта на рассматриваемом участке шахтного поля; $\sigma_{от}$ – агрегатная прочность пород в массиве в пределах расчетной высоты междукамерных целиков (m); k_m – коэффициент, учитывающий влияние масштабного фактора, в соответствии с «Указаниями» [1] принимается равным 1,12; k_c – коэффициент, учитывающий влияние глинистых прослоек, определяется по нормативному документу [1]; k_l – коэффициент, учитывающий влияние прорезки целиков, определяется по нормативному документу [1]; σ_0 – эквивалентная (приведенная) прочность пород, слагающих междукамерные целики, определяется по нормативному документу [1]; β_0 и β_m – параметры аппроксимации ($\beta_0 = 1/1,53 = 0,654$; $\beta_m = 1,06$).

5.2. Предлагаемая методика определения параметров камерной системы разработки

5.2.1. Учет влияния длины соляных междукамерных целиков на их несущую способность

При расчете агрегатной прочности соляных ленточных междукамерных целиков предлагается учитывать их длину с помощью установленного коэффициента протяженности по формуле:

$$K_l^{\sigma_{пр}} = 1,48 \cdot \frac{(l_c/b)}{(0,47+l_c/b)}, \quad (5.7)$$

где l_c – длина ленточных междукамерных целиков или расстояние между сбоями с камерами, пройденными в этих целиках; b – ширина междукамерных целиков на уровне максимальной ширины камер.

5.2.2. Учет влияния слоистости соляных междукамерных целиков на их несущую способность

При расчете агрегатной прочности соляных междукамерных целиков предлагается учитывать их слоистое строение и наличие глинистых прослоев с помощью нового соотношения расчета эквивалентной прочности пород, слагающих междукамерные целики:

$$\sigma_{\text{нов}} = \sqrt[k]{\frac{\sum_i^n m_i \cdot (\sigma_{ci} - \sigma_{\text{min}})^k}{m}} + \sigma_{\text{min}}, \quad (5.8)$$

где m – расчетная высота междукамерного целика; m_i – мощность i -го слоя породы ($i = 1, 2 \dots n$); n – количество слоев разнопрочных пород, слагающих междукамерные целики в пределах их расчетной высоты m ; σ_{ci} – расчетная прочность при сжатии стандартных образцов i -го слоя породы; σ_{min} – прочность глины; k – эмпирический коэффициент ($k = 0,24$).

5.2.3. Учет влияния реологических свойств пород на несущую способность соляных междукамерных целиков

При определении оптимальных размеров соляных междукамерных целиков предлагается корректировать нормативную (допустимую) степень нагружения ($[C]$) грузонесущих элементов камерной системы разработки в зависимости от их расчетной ширины и высоты с помощью коэффициента формы для предела длительной прочности. В таком случае базовый критерий расчета параметров камерной системы разработки запишется в виде:

$$C \leq k_f^\infty [C], \quad (5.9)$$

где C – расчетная степень нагружения междукамерных целиков; k_f^∞ – коэффициента формы для предела длительной прочности, который определяется исходя из выражений:

$$k_f^\infty = 0,62 \left(\frac{b}{m}\right) + 0,38 \text{ при } b/m < 1, \quad (5.10)$$

$$k_f^\infty = 1 \text{ при } b/m \geq 1. \quad (5.11)$$

5.2.4. Алгоритм определения расчетной ширины соляных междукламерных целиков

На основании вышеизложенных рекомендаций определение расчетной ширины междукламерных целиков (b) при заданной ширине очистных камер (a_m) и нормативной степени нагружения ($[C]$) будет производиться с помощью итерационной процедуры с точностью (e), блок-схема которой представлена на рис. 5.1.

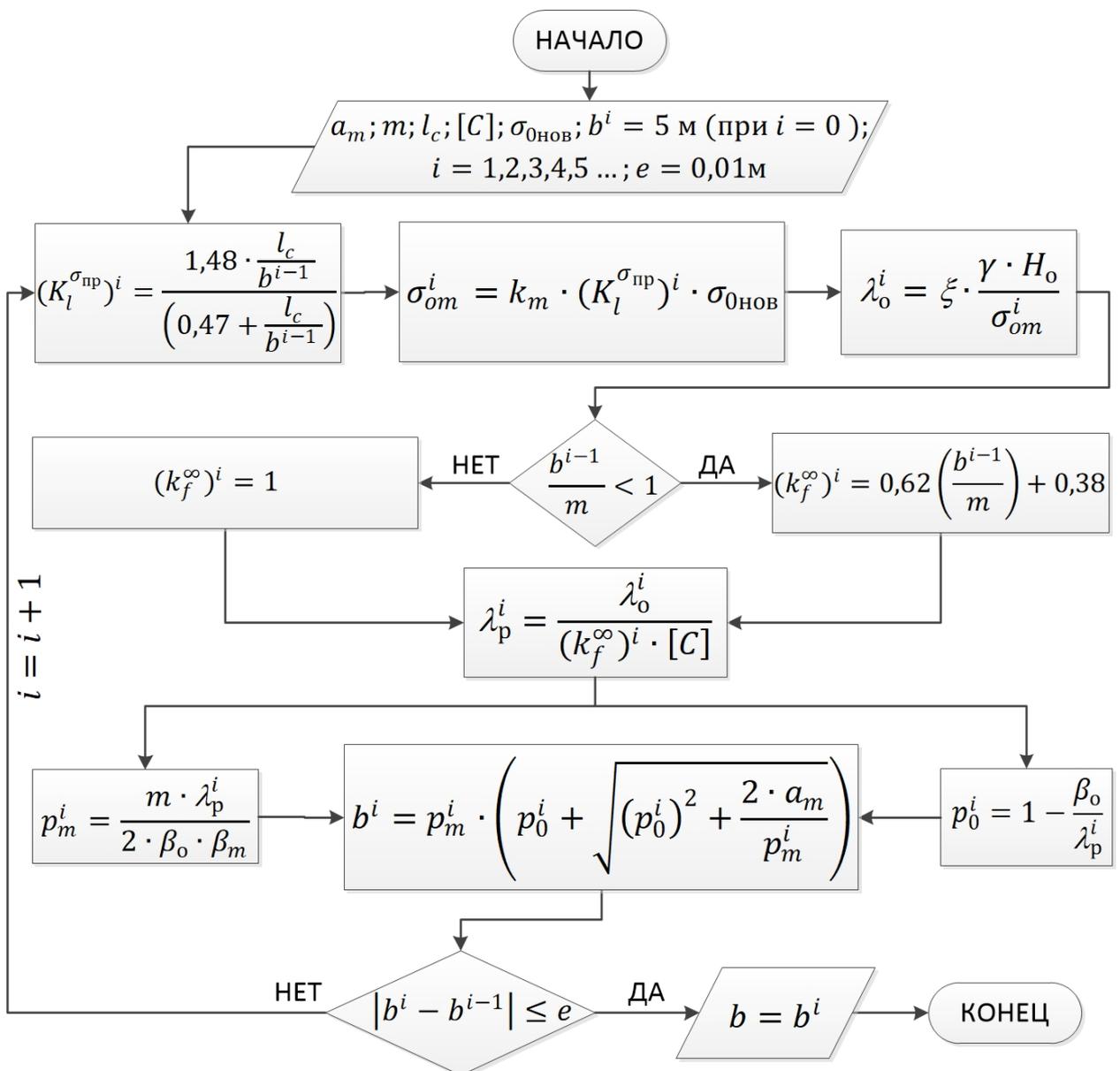


Рис. 5.1. Блок-схема итерационного процесса определения расчетной ширины соляных междукламерных целиков

Пример расчета ширины междукламерного целика с помощью итерационного процесса приведен в таблице 5.1.

Таблица 5.1. Результаты сходимости итерационной процедуры

№ итерации	Ширина b , м	Точность e , м
0	5,0	-
1	10,2198104	5,2198104
2	8,0770010	2,1428093
3	8,0239965	0,0530046
4	8,0226859	0,0013106
5	8,0226535	0,0000324
6	8,0226527	0,0000008
7	8,0226527	0,0000000

Как видно из таблицы 5.1, сходимость итерационного процесса реализуется уже на 4 – 5 шаге.

5.3. Выводы по главе

1. Разработана усовершенствованная методика оценки несущей способности соляных междукламерных целиков, учитывающая их длину, слоистость и реологические свойства пород.

2. Разработан алгоритм расчета ширины соляных междукламерных целиков с учетом их длины, слоистости и реологических свойств пород.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертационной работе по результатам проведенных исследований предложено решение актуальной научно-практической задачи по совершенствованию методов расчета несущей способности междукамерных целиков, имеющее важное значение для безопасной отработки месторождений калийных руд.

Основные научные и практические результаты заключаются в следующем:

1. С целью оценки влияния формы на деформирование и разрушение соляных целиков проведен комплекс лабораторных исследований на прямоугольных образцах сильвинита различной длины и высоты, общее количество испытанных образцов составило 240 шт.

2. Установлено, что с увеличением длины образца происходит увеличение предела прочности, разрушающей деформации и удельной энергоемкости разрушения. Касательный модуль деформации, модуль упругости и модуль спада имеют тенденцию к снижению при увеличении длины образцов.

3. Построены зависимости влияния формы сильвинитовых образцов (целиков) на следующие механические показатели: предел прочности, разрушающая деформация, касательный модуль деформации, модуль упругости, модуль спада, а также удельная энергоемкость разрушения. Получены предельные значения физико-механических показателей при сжатии «бесконечно» длинного целика.

4. С целью оценки влияния неоднородности соляных целиков на их несущую способность проведено исследование влияния слабого слоя на прочность слоистых образцов при сжатии, общее количество изготовленных образцов составило более 850 шт.

5. По результатам определения прочностных свойств построены зависимости изменения прочности слоистых образцов от толщины слабого

слоя. Установлено, что практически для всех блоков экспериментальные значения предела прочности существенно отличаются от расчетных значений, полученных по формуле гармонического средневзвешенного.

6. Разработана новая расчетная зависимость определения эквивалентной прочности слоистых соляных целиков, адекватно отражающая изменение их несущей способности при значительной вариации прочностных характеристик и толщин слагающих слоев.

7. Проведен комплекс лабораторных исследований при условно-мгновенном и длительном нагружении сильвинитовых образцов в условиях одноосного и объемного сжатия, общее количество испытанных образцов составило более 400 шт.

8. Разработана методика определения предела длительной прочности соляных пород при кратковременной одноосной и объемной ползучести.

9. На основании реологических испытаний соляных пород выведена зависимость изменения коэффициента формы для предела длительной прочности от отношения ширина целика к его высоте, которая может быть использована для корректировки допустимой степени нагружения междукамерных целиков на участках шахтных полей ВКМКС.

10. Разработана методика определения параметров камерной системы разработки для условий Верхнекамского месторождения с учетом длины, слоистости и реологических свойств пород, слагающих междукамерные целики.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. «Указания (мероприятия) по защите рудников ПАО «Уралкалий» от затопления и охране объектов на земной поверхности от вредного влияния подземных разработок на Верхнекамском месторождении солей». – Пермь-Березники, 2022. – 117 с.
2. Агеенко В.А. Обоснование оптимальных параметров экспресс-метода определения характеристик ползучести каменной соли: диссертация // канд. тех. наук: 25.00.20.- Москва. 2020.-135 с.
3. Асанов В.А. Геомеханическая оценка устойчивости несущих элементов камерной системы разработки соляных пород : дис. – Пермь : автореф. дис.... докт. техн. наук, 2004.
4. Асанов В.А. Изучение особенностей деформирования соляных пород при длительном нагружении / Панькова И.Л. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал).- 2010.- №1.- С. 105-110.
5. Асанов В.А., Барях А.А., Еремина Н.А., Дудырев И.Н., Токсаров В. Н. Исследование напряженного состояния соляного массива методом щелевой разгрузки // Управление НДС массива горных пород при открытой и подземной разработке месторождений полезных ископаемых: Тез. докл. Всесоюз. конфер. - Екатеринбург-Новосибирск. - 1996. - С. 4-5.
6. Асанова В.А. Деформирование соляных пород при длительном нагружении / Панькова И.Л., Аникина В.В. // Горный институт УрО РАН. Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых.- 2011.- №4.- С. 50-56.
7. Афанасьев Б.Г., Пушкарев В. И. Определение предела длительной прочности горных пород упрощенным методом. – Физ. – техн. проблемы разработки полезных ископаемых, 1976, № 2.
8. Баклашов И. В. Деформирование и разрушение породных массивов. -М.: Недра. – 1988. - 271с.

9. Барон Л.И., Орлов Р.В., Курбатов В.М. Определение энергоемкости разрушения образцов горных пород ударными нагрузками. «Горный журнал», 1959, № 12.
10. Барях А. А., Константинова С. А., Асанов В. А. Деформирование соляных пород. – Екатеринбург: УрО РАН, 1996. – 203 с.
11. Барях А. А., Ударцев А. А., Паньков И. Л. К оценке длительной прочности соляных пород // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2024. – № 11. – С. 5–22. DOI: 10.25018/0236_1493_2024_11_0_5.
12. Барях А.А. Физико-механические свойства соляных пород Верхнекамского калийного месторождения: учеб. пособие / А.А. Барях, В.А. Асанов, И.Л. Паньков. – Пермь: Изд-во Перм. гос. техн. ун-та, 2008. – 199 с.
13. Барях А.А., Гегин А.С. Деформирование и разрушение системы междукамерных целиков // Горные науки на рубеже XXI века // Материалы Международной конференции. - М.- Пермь. - 1997. - С. 40-47.
14. Безкаравайный В.Г. Устойчивость неоднородных целиков // Записки ЛГИ, т. 49, вып.1, 1964.
15. Бельтюков Н. Л. Исследование параметров акустической эмиссии при испытании соляных пород в режиме ползучести //Стратегия и процессы освоения георесурсов. – 2017. – С. 131-134.
16. Бенявски З. Управление горным давлением: Пер. с англ. – М.: Мир, 1990. – 254 с.
17. Бич Я.А., Белов Ю.Д., Минин Ю.А., Кравченко Г.И. Результаты исследования механических свойств солей Верхнекамских рудников в природных условиях. - В кн.: Исследования по вопросам горного дела: Труды ПШИ. Пермь, 1971, № 104, с. 4-13.
18. Боликов В. Е., Константинова С. А. Прогноз и обеспечение устойчивости капитальных горных выработок. – Екатеринбург: УрО РАН, 2003. – 374 с.

19. Бублик Ф.П. Оценка несущей способности неоднородных целиков // Сб. «Проблемы сланцедобывающей промышленности Эстонской ССР. Л., «Недра», 1968.
20. Бублик Ф.П. Результаты исследований несущей способности целиков // Тр. ВНИМИ, 1970, № 76.
21. Бублик Ф.П., Иванов Г.А. Исследование длительной прочности и ползучести неоднородных целиков // Тр. ВНИМИ. Л., сб. 78, 1970.
22. Бублик Ф.П., Иванов Г.А. Исследование длительной прочности неоднородных целиков // ФТПРПИ, 1970, № 6.
23. Бублик Ф.П., Палий В.Д., Орлов Ю.Д., Иванов Г.А. К вопросу о прочности неоднородных целиков // ФТПРПИ.- 1966.- № 2.- с. 31-36.
24. Бурштейн Л.С. Статические и динамические испытания горных пород / Л.С. Бурштейн.-Л.: Недра, 1970.-181 с.
25. Ведмедев А. В. Коэффициент формы в расчётах подземных сооружений //Геотехнічна механіка. – 2004.
26. Виттке В. Механика скальных пород. - М.: Недра. - 1990. - 436 с. 42
27. Водопьянов В. Л. Исследование длительной устойчивости междукамерных целиков при разработке калийных месторождений: Автореф. дис... канд. техн. наук. - Л. - 1964. – 21 с.
28. Водопьянов В.Л., Уразова А.М. Некоторые результаты изучения деформируемости карналлита во времени.- Труды ПермНИУИ, Пермь, 1964 № 7.
29. Воларович М. П., Томашевская И.С., Будников В.А. Механика горных пород при высоких давлениях. – М.: Наука, 1979. -152 с.
30. Вялов С.С. Закономерности длительной прочности грунтов. // В кн.: Труды к УП международному конгрессу по механике грунтов и фундаментостроению.- Москва.- 1969.- С. 56-65.

31. Вялов С.С. Методика определения характеристик ползучести, длительной прочности и сжимаемости мёрзлых грунтов / Городецкий С.Э., Ермаков В.Ф. // Наука.- Москва.- 1966.- 132 С.
32. Вялов С.С. Реологические основы механики грунтов. – М.: Высшая школа, 1978. – 447 с.
33. Габдрахимов И.Х, Константинова С.А. Ползучесть каменной соли. В кн. “Разработка соляных месторождений”. Межвузовский тематический сборник Пермского политехнического института, Пермь, 1973, №139.
34. Габдрахимов И.Х. Исследование длительной прочности горных пород и совершенствование систем разработки в условиях Верхнекамских калийных рудников: Автор. дис... канд. техн. наук. – Фрунзе. – 1968.
35. Габдрахимов И.Х. К вопросу определения реологических свойств материалов при нестационарном режиме их испытания. - Научн. труда Пермск. политехн. ин-та, 1977, № 195, с. 66-68.
36. Гальперин А.М., Шафаренко Е.М. Реологические расчеты горнотехнических сооружений. - М.: Недра. - 1977. – 246 с.
37. Голубев Б.М. Горно-геологические условия отработки сильвинитовых пластов Верхнекамского месторождения и рекомендации по выбору способов выемки сильвинитовых руд // Разработка соляных месторождений: Межвуз.сб.науч. тр. / Пермский политехн. ин-т. – 1977. – N 206. – с. 10–16.
38. ГОСТ 21153.0-75. Породы горные. Отбор проб и общие требования к методам испытаний. – М.: Изд-во стандартов, 1975.
39. ГОСТ 21153.2-84 Породы горные. Методы определения предела прочности при одноосном сжатии.– М.: Изд-во стандартов, 1985.– 10 с.
40. ГОСТ 21153.8-88 Породы горные. Методы определения предела прочности при объемном сжатии. – М.: Изд-во стандартов, 1988. – 17 с.

41. ГОСТ 28985-91 Породы горные. Методы определения деформационных характеристик при одноосном сжатии. – М.: Изд-во стандартов, 1991. – 19 с.
42. Евсеев А.В. Обеспечение устойчивости кровли очистных камер в условиях повышенного содержания глины в соляном массиве : дис. – Пермь : автореф. дис.... канд. техн. наук, 2011.
43. Ержанов Ж.С. Теория ползучести горных пород и ее приложения. - Алма-Ата: Наука, 1964.
44. Жданкин Н.А. Пространственное напряженно-деформированное состояние массива горных пород в окрестности двух параллельных выработок // Межвуз. сб. научных трудов «Разработка соляных месторождений». – Пермь. - 1982. - С. 86-90.
45. Журков С. Н. и др. О прогнозировании разрушения горных пород //Изв. АН СССР. Физика Земли. – 1977. – №. 6. – С. 11-18.
46. Зубкова И.А., Телужанов М.А. Напряженно-деформированное состояние и устойчивость пространственных систем целиков // Межвуз. сб. научных трудов «Разработка соляных месторождений». – Пермь. - 1982. - С. 86-90.
47. Иванов А.А. Верхнекамское месторождение калийных солей (стратиграфия, минералогия и петрография, тектоника и генезис) / Иванов А.А., Воронова М.Л. – Л.: Недра, 1975. – 219 с.
48. Иванов Г.А. К определению несущей способности целиков с пластичными прослойками // Тр. ВНИМИ, сб. 78, 1970.
49. Ильинов М.Д. Ускоренный метод определения реологических свойств горных пород / Карташов Ю.М. // Санкт-Петербург. Записки Горного института.- 2011.- С. 207-209.
50. Ильницкая Е.И. Влияние масштабного фактора на прочностные свойства горных пород. В сб.: «Физико-механические свойства, давление и разрушение горных пород». Изд-во АН СССР, 1962.

51. Ильницкая Е.И. Свойства горных пород и методы их определения / Е.И. Ильницкая [и др.]. – М.: Недра, 1969. – 392 с.
52. Карманов И.А., Шалушкина Е.А., Львова А.В. Исследования проявлений горного давления на калийных рудниках // Методы определения размеров опорных целиков и потолочин. - М.: 1962. - С. 174-181.
53. Карташов Ю. М. Методические указания по ускоренным вибрационным испытаниям слабых горных пород на ползучесть //Л.: ВНИМИ. – 1967.
54. Карташов Ю.М., Репко Л.А. Новые методы определения длительной прочности глинистых горных пород и эквивалентных материалов. - В кн.: Труды Всесоюзн. научно-исслед. ин-та горной геомех. и маркшейд. дела ВНИМИ, 1968, вып. 70, с. 313-321.
55. Карташов Ю.М. Прочность и деформируемость горных пород / Ю.М. Карташов, Б.В. Матвеев, Г.В. Михеев, А.Б. Фадеев. М., Недра, 1979, 269 с.
56. Карташов Ю.М. Ускоренные методы определения реологических свойств горных пород //М.: Недра. – 1973. – С. 112.
57. Карташов Ю.М., Титов Б.В. Об определении длительной прочности соленосных пород //Труды ВНИИГалургии. – 1975. – №. 77. – С. 77.
58. Ким Д.Н. Влияние структуры на сдвиговую прочность массива и определение расчетных механических характеристик // Горное давление, сдвигение горных пород и методика маркшейдерских работ: Сб. науч. тр. Л.: ВНИМИ, 1969. - с. 568-585.
59. Константинова С.А. Влияние геометрии образца на скорость кратковременной релаксации и ползучести сильвинита, карналлита и каменной соли / Аптуков В.Н., Мензляков А.Ф. // Вестник МГТУ им. Носова Г.И.- 2013.- №1.- С. 13-15.
60. Константинова С.А. Методические подходы, применяемые для решения задач геодинамической безопасности при разработке

Верхнекамского месторождения калийных солей // Сборник научных статей.
- Пермь. - 2002. - С. 18-40.

61. Константинова С.А. Хронусов В.В. Соколов В.Ю. Напряженно-деформированное состояние и устойчивость пород в окрестности очистных выработок при разработке одного сильвинитового пласта // Изв. ВУЗов. Горный журнал. – 1993. - №4. - С. 40-45.

62. Константинова С.А., Титов Б.В., Шинкевич С.Р. Методика расчета ширины целиков на калийных рудниках при взаимодействии их с закладочным материалом. // Разработка калийных месторождений. Межвузовский сборник научных трудов. – Пермь. - 1989. - С. 80-87.

63. Космодамианский А.С. Упругое равновесие анизотропной пластинки с конечным числом эллиптических отверстий // Изв. АН Арм.ССР. Серия физ.-мат. – 1960. - Т.13. - №6.

64. Кошелев А.Е. Обоснование и разработка метода определения механических свойств каменной соли с учетом начального поля напряжений: диссертация // канд. тех. наук: 25.00.20.- Москва. 2013.- 143 с.

65. Кривенюк В.В. Об использовании характеристик релаксации для прогнозирования характеристик ползучести и длительной прочности. - Проблемы прочности, 1974, № 9, с. 32-38.

66. Кудряшов А.И. Верхнекамское месторождение солей / А.И. Кудряшов; ГИ УрО РАН; [отв. ред. В.И. Раевский]. – Пермь: [Соликам. тип.], 2001. – 429 с.

67. Кузнецов Г. Н. Механические свойства горных пород //М.: Углетехиздат. – 1947. – Т. 180.

68. Кузнецов Г.Б., Поздеев А.А. Влияние скорости нагружения на длительную прочность материалов при ползучести и релаксации. - В кн.: Тезисы докладов конференции «Наука и технический прогресс в машиностроении». Минск, 1974. с. 69.

69. Кузнецов Г.Н. Механические свойства горных пород. Углетехиздат, 1947.

70. Кузнецов Г.Н. Прочность неоднородных междукамерных целиков / Г.Н. Кузнецов, Ф.П. Бублик, С.Т. Кузнецов // Тр. ВНИМИ. – 1962. – Сб. 45.

71. Кузнецов Г.Н., Ливенский В.С. Исследование релаксационных свойств горных пород //Проведение и крепление горных выработок: Записки Ленинградского горн. ин-та. - 1964. -Том 64. - Вып. 1.

72. Кунтыш М. Ф. Исследование методов определения основных физико-механических характеристик горных пород, используемых при решении задач горного давления. Автореферат на соискание ученой степени канд. техн. наук. Изд. ИГД им. А. А. Скочинского, 1964.

73. Литвинский Г.Г. Механизм хрупкого разрушения и длительная прочность горных пород. - В кн.: Разработка месторождений полезных ископаемых. Респуб. межвед. научн.-техн. сб., 1973, вып. 33, с. 6-10.

74. Ломакин И.С. Деформирование и разрушение несущих элементов камерной системы разработки в условиях слоисто-неоднородного строения породного массива: автореферат дис. ... кандидата технических наук: 25.00.20 / Ломакин Иван Сергеевич; [Место защиты: Гор. ин-т УрО РАН]. - Пермь, 2015. - 21 с.

75. Мансуров В.А. Особенности поведения горных пород при одноосном сжатии с изменением скорости нагружения. - Физ.-техн. проблемы разработки полезных ископаемых, 1980, № 5, с. 31-39.

76. Мариков В.Е. Совершенствование методов расчета конструктивных элементов камерной системы разработки калийных пластов Верхнекамского месторождения: Дисс... на соиск. уч. ст. канд. техн. наук. - Пермь. -1997. - 181 с.

77. Маховиков В.И. Плоская задача теории упругости анизотропной среды для внешности неограниченного числа равных эллиптических отверстий // Изв. ВУЗов. Математика. – 1962. - № 3.

78. Меликидзе И.Г. О влиянии формы и размеров образцов на их механические свойства. «Горный журнал», 1955, № 9.

79. Методические указания по определению несущей способности целиков. Ленинград. ВНИМИ. 1972.

80. Методическое руководство по ведению горных работ на рудниках Верхнекамского калийного месторождения: утв. Госагрохимом СССР, 12.12.1990 г. / УФ ВНИИГ; [сост.: Г.З. Файнбург и др.]. – М: Недра, 1992. – 468 с.

81. Методы и средства решения задач горной геомеханики. - М.: Недра. - 1987. – 247 с.

82. Морозов И. А., Ударцев А. А., Паньков И. Л. Анализ деформирования соляных пород Гремячинского и Верхнекамского месторождений в лабораторных условиях //Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2020. – №. 10. – С. 16-28.

83. Нестеренко Г. Т. и др. Методические указания по установлению размеров камер и целиков при камерных системах разработки руд цветных металлов //Л.: ВНИМИ. – 1972. – Т. 82.

84. Нестеренко Г.Н. Методика и некоторые результаты исследований камерно-столбовой системы разработки // Методы определения размеров опорных целиков и потолочин. - М. - 1962. - С. 153-161.

85. Нестеров М.П. Об инженерных методах расчета ленточных целиков // Горный журнал. - №9. - 1968.

86. Оксенкруг Е.С. Исследование реологических свойств каменной соли для расчета деформаций подземных ёмкостей. - Дис...канд. техн. наук. - М., , 1976, - 163 с.

87. Орлов Ю.Д., Севастьянов Б.Н., Исаков Р.П., Спирин А.И. Связь скорости распространения ультразвука с напряженно-деформированным состоянием горных пород и их нарушенностью. - В кн.: Шахтная геофизика и геология: Труды ВНИМИ. Л., 1975, вып. 98, с. 8-13.

88. Осипов Ю.В., Вознесенский А.С. Исследование реологических свойств горных пород в экспериментах по ступенчатому нагружению

цилиндрических образцов // Прикладная механика и техническая физика. – 2022. – Т. 63, № 2(372). – С. 197-206. – DOI 10.15372/PMTF20220219.

89. Отчет о НИР «Разработка рекомендаций по корректировке методики расчета степени нагружения целика в горно-геологических условиях шахтного поля ООО «ЕвроХим-УКК», этап 2. Шифр E110-0000-8000479728-НИР-02-ОМ_0. Санкт-Петербург: ООО «ПроТех Инжиниринг», 2023 г.

90. Павлова Н.Н., Юрель Г.Н., Конышева Р.А., Розникова А.П. Микроструктурные и микротектурные изменения в осадочных породах, деформированных при различных объемно-напряженных состояниях и температурах. - В кн.: Физические свойства горных пород и минералов при высоких давлениях и температурах. Тбилиси, 1974, с. 268-270.

91. Паньков И. Л. Методика учета размеров целиков при оценке их несущей способности //Горное эхо. – 2022. – №. 2. – С. 42-47.

92. Паньков И. Л. О новом коэффициенте формы, учитывающем размеры прямоугольных образцов горных пород //Горное эхо. – 2021. – №. 1. – С. 60-63.

93. Паньков И. Л. Обоснование допустимой степени нагружения целиков пласта КрII //Стратегия и процессы освоения георесурсов. – 2009. – С. 69-71.

94. Паньков И. Л., Асанов В. А., Ударцев А. А. Изучение влияния степени нагружения и формы образцов на деформирование соляных пород при ползучести //Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). – 2013. – №. 1. – С. 246-252.

95. Паньков И. Л., Морозов И. А. Деформирование соляных пород при объемном многоступенчатом нагружении // Записки Горного Института. – 2019. – Т. 239. – С. 510–519. DOI: 10.31897/PMI.2019.5.510.

96. Паньков И.Л. Определение предела длительной прочности соляных пород ускоренным методом// Пермь: Материалы научной сессии Горного института УрО РАН, 2006. с.92-94.

97. Паньков И.Л., Аникин В.В., Бельтюков Н.Л., Евсеев А.В., Кузьминых В.С., Ломакин И.С., Морозов И.А., Токсаров В.Н., Ударцев А.А. Изучение деформирования и разрушения соляных пород для разработки методов геомеханической оценки устойчивости грузонесущих элементов камерной системы разработки калийных месторождений // Вестник Пермского федерального исследовательского центра. – 2022. – №. 3. – С. 14-24. – DOI 10.7242/2658-705X/2022.3.2.

98. Паньков И.Л., Токсаров В.Н., Коршунов А.В. Изучение предела длительной прочности соляных пород// Сб. ст. по материалам региональной науч.-практ. конф. “Геология и полезные ископаемые Западного Урала”, Пермь, ПГУ, 2006, с. 209-210.

99. Паньков И.Л., Ударцев А.А. Экспериментальные исследования влияния длины прямоугольных образцов сильвинита на коэффициент формы //Горное эхо. – 2020. – №. 3. – С. 44-48.

100. Паньков И.Л., Шубина С.В. Результаты экспериментальных исследований коэффициента формы образцов сильвинитовых пород Верхнекамского калийного месторождения / материалы V Международной науч.-практ. конф. «Горная и нефтяная электромеханика - 2018». – Пермь: Изд-во Перм. нац. исслед. политехн. ун-та, 2018, с. 171- 176.

101. Певзнер Е.Д. Исследование влияния скорости деформирования на прочность горных пород. : Автореф. Дис... канд. техн. наук. – М., 1973. - 23 с.

102. Пермяков Р. С., Соломинцев Г. Г., Гаркушин П. К. Исследование физико-механических свойств, процесса деформирования и разрушения соляных пород //Тр. Всесоюз. науч.-исслед. ин-та галургии. – 1974. – №. 67. – С. 108-119.

103. Полянина Г.Д. Технология и безопасность разработки Верхнекамского калийного месторождения / Полянина Г.Д., Земсков А.Н. Падерин Ю.Н. – Пермь: Кн. изд-во, 1990, – 262 с.

104. Полянина Г.Д., Жихарев С.Я. Влияние глинистых прослоек на устойчивость выработок в калийных рудниках // Разработка соляных месторождений. 1985, с. 58-64.
105. Попутников В.П. Процесс релаксации напряжений в горных породах и зависимость его от величины начального напряжения. -В кн. : Процессы и управление при подземной разработке полезных ископаемых. М., 1968, с. 94-97.
106. Проскуряков Н.М. Исследование физико-механических свойств соляных пород Старобинского месторождения / Н.М. Проскуряков, А.А. Антонов, В.С. Ливенский // Записки ЛГИ. – 1972. – Вып. 61, т. 1.
107. Проскуряков Н.М. Физико-механические свойства соляных пород / Н.М. Проскуряков, Р.С. Пермяков, А.К. Черников. – Л. : Недра, 1973. – 272 с.
108. Проскуряков Н.М., Ливенский В.С., Карташов Ю.М. Реологические свойства соляных пород. В серии: «Развитие калийной промышленности, обзорная информация», М., НИИТЭХИМ, 1974.
109. Пушкарев В. И., Афанасьев Б. Г. Ускоренный метод определения предела длительной прочности слабых горных пород //ФТПРПИ. – 1973. – №. 5.
110. Раденко Е.С. К определению несущей способности рудных целиков с прослойками слабых пород // «Добыча и обогащение руд цветных металлов», 1964, №2.
111. Ржевский В.В., Новик Г.Я. Основы физики горных пород. – М., «Недра», 1978. 390с.
112. Руппенейт К.В. Некоторые вопросы механики горных пород. - М.: Углетехиздат. - 1954. – 384 с.
113. Руппенейт К.В., Давыдова Н.А. Обоснование инженерного метода определения давления на междукамерные целики // В кн. «Физико-механические свойства, давление и разрушение горных пород». - М.: Изд. АН СССР. - 1962. - Вып. №1.

114. Рыженьков А.М. Влияние высоты образцов калийной руды Стебниковского месторождения на их длительную прочность и параметры ползучести при одноосном сжатии // Физические процессы горного производства: Межвузовский сборник, 1975, вып. 2, с. 43-45.
115. Савченко А.Ф. Методика расчета опорных целиков на соляных шахтах Артемовского месторождения // Труды ВНИИСоль. - 1970. - Вып. №14. - С. 25-36.
116. Сивоконь Е.П. Исследование влияния закладки на устойчивость междукамерных целиков калийных рудников: Автореф. Дисс... канд. техн. наук. - Л., 1966. - 21 с.
117. Сивоконь Е.П. Приближенный метод расчета целиков при сложном напряженном состоянии.- В кн. «Технология и безопасность горных работ». Межвузовский сборник научных трудов. Пермь, 1976, №190, с. 17-21.
118. Синькевич Н. А. Определение длительной прочности горных пород с помощью кратковременных испытаний. - В кн.: Горное давление, Л., 1966, вып. 1, т. 51.
119. Слесарев В.Д. Определение оптимальных размеров целиков различного назначения. - Углетехиздат. - 1948. – 194 с.
120. Ставрогин А.Н. Прочность и деформация горных пород //Автореферат дисс. на соиск. уч. степ. докт. техн. наук. Ин-т физики Земли им. Ою Шмидта АН СССР, М. – 1968. – Т. 19686.
121. Ставрогин А.Н. Экспериментальные исследования ползучести и долговечности горных пород. В кн. “Исследование реологических свойств грунтов”. Труды координационных совещаний по гидротехнике. Л., “Энергия”, 1968.
122. Ставрогин А.Н., Лодус Е.В. Ползучесть и временная зависимость прочности горных пород// ФТПРПИ. 1974, № 6. с.3-10.
123. Ставрогин А.Н., Певзнер Е.Д. Механические свойства горных пород при объёмных напряженных состояниях и разных скоростях

деформирования. - Физ.-техн. проблемы разработки полезных ископаемых, 1974, № 5, с. 3-9.

124. Ставрогин А.Н., Протосеня А.Г. Прочность горных пород и устойчивость выработок на больших глубинах. - М.: Недра. - 1985. – 271 с.

125. Ставрогин А.Н., Тарасов Б.Г. Экспериментальная физика и механика горных пород.- СПб.: “Наука”, 2001.

126. Степанов В.Л. Деформация целиков как функция времени. - В кн.: физико-механические свойства и устойчивость горных пород. Фрунзе, 1967, с. 116-121.

127. Стоматиу М. Расчет целиков на соляных рудниках. - М.: Госгортехиздат. - 1963. – 108 с.

128. Тавостин М.Н. Влияние вида напряженного состояния на реологические свойства каменной соли // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал).- 2000.- №8.- С. 125-128.

129. Технологические схемы механизации очистной выемки калийных пластов Верхнекамского месторождения / Урал. фил. ВНИИГ. – Пермь, 1979. – 144 с.

130. Технология подземной разработки калийных руд / В.Г. Зильбершмидт [и др.]. – М: Недра, 1977. – 287 с.

131. Титов Б.В. Исследование и разработка метода определения длительной прочности соляных горных пород при сжатии: диссертация // канд. тех. наук: 05.15.11.- Березники. 1983.-246 с.

132. Третьякова Т.В., Вильдеман В.Э. Пространственно-временная неоднородность процессов неупругого деформирования металлов //М.: ФИЗМАТЛИТ. – 2016.

133. Трумбачев В.Ф. Распределение напряжений в междукammerных целиках и потолочинах / В.Ф. Трумбачев, Е.А. Мельников. – М. : Госгортехиздат, 1961. – 104 с.

134. Ударцев А. А. Анализ полей деформаций методом корреляции цифровых изображений образцов горных пород с дефектом при одноосном сжатии // Горное эхо. – 2019. – №. 3. – С. 34-37.
135. Ударцев А. А. Изучение скорости деформирования образцов сильвинита различной высоты в условиях ползучести // Горное эхо. – 2023. – №. 2. – С. 30-35.
136. Ударцев А. А. Экспериментальные исследования влияния толщины ослабленного слоя на прочность слоистых образцов // Горное эхо. – 2021. – №. 3. – С. 34-38.
137. Ударцев А. А., Паньков И. Л. Изучение характера деформирования сильвинита в условиях одноосного сжатия при различных режимах нагружения // Горное эхо. – 2022. – №. 4. – С. 54-59.
138. Ударцев А.А. Использование оптической системы VIC-3D для изучения полей деформаций при испытании образцов горных пород // Стратегия и процессы освоения георесурсов. – 2018. – С. 128-132.
139. Ударцев А.А., Асанов А.А. Определение прочностных свойств слоистых образцов, зготовленных методом сплошной заливки // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. – 2023. – №. 1. – С. 404-412.
140. Фисенко Г. Л. Устойчивость бортов угольных карьеров. – М.: Углетехиздат, 1956. – 230 с.
141. Цаплев В.М. Ультразвуковой метод исследования ползучести поликристаллических горных пород / Иванюк Р.М., Зверевич В.В. // Санкт-Петербург. Записки Горного Института.- 2013.- С. 96-100.
142. Цимбаревич П.М. Механика горных пород. - Углетехиздат. – 1948. –184 с.
143. Черников А.К., Проскуряков Н.М. Расчет геометрических параметров камер и целиков при камерных системах разработки калийных рудников // Изв. ВУЗов. Горный журнал. - 1980. - №11. - С. 10-15.

144. Черняк И.Л., Бурчаков Ю.И. и др. О длительной прочности горных пород в условиях ползучести. - В кн.: Процессы и управление при подземной разработке полезных ископаемых: Сборник научных трудов МГИ. М., 1968, с. 74-78.
145. Шашенко А.Н. Расчёт несущих элементов подземных сооружений / Шашенко А.Н., Пустовойтенко В.П. 2001.–168 с.
146. Шевяков Л.Д. Избранные труды. - М.: Наука. - 1968. – 276 с.
147. Шерман Д.И. К вопросу о напряженном состоянии междукамерных целиков (упругая весомая среда, ослабленная двумя отверстиями эллиптической формы) // Изв. АН СССР, ОТН. – 1952. - № 6. - С. 840-857; №7. - С. 992-1000.
148. Ширко Г.И., Уткин И.А. Механические свойства горных пород. В кн. “Бурение глубоких геолого-поисковых скважин на суше и на море”. Л., “Недра”, 1965.
149. Шкуратник В.Л., Кравченко О.С., Филимонов Ю.Л. Экспериментальное исследование зависимостей акустико-эмиссионных и реологических характеристик каменной соли от напряжений и температуры // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 2019. – № 4. – С. 20-26. – DOI 10.15372/FTPRPI20190403.
150. Ямщиков В.С., Лыкова Э.А. О возможностях определения вязко-пластических свойств горных пород акустическими методами. - В кн.: Проблемы реологии горных пород, 1969, с. 271-277.
151. Babcock C. Critique of pillar design equations from 1833 to 1990. – US Department of the Interior, Bureau of Mines, 1994.
152. Bieniawski Z.T. Denkhaus H.G, Vogler U.W. Failure of fractured rock. - Int. J.Rock. Mech. Min. Sci, 1969, Vol. 6, № 3, p. 323-341.
153. Bieniawski Z.T. Mechanism of brittle fracture of rock, parts I, II, III.- Int. J.Rock. Mech. Mir. Sci, 1967, Vol. 4, № 395- 430.
154. Brandao N. B. Enhanced double-mechanism creep laws for salt rocks / D. Roehl // Acta Geotechnica.- 2018.- V. 13.- P. 1329-1340.

155. Brandzeg A. Failure of a material canposed non-isotropic elements. - Kong. Norske Vid. Selsk. Forhafid, Trondheim, 1927, № 2, p. 1-68.
156. Christian Müllera, Thomas Frühwirt, Daniel Haase, Roger Schlegel, Heinz Konietzky. Modeling deformation and damage of rock salt using the discrete element method // Int J Rock Mech Min Sci. 2018, Vol. 103, pp. 230–241. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2018.01.022.
157. Desayi P. True ultimate Strength of plain concrete. / C.S. Veswanatha // Bulletin RILEM.- №36.- 1967.- P. 163-173.
158. Desayi P., Veswanatha C.S. True ultimate Strength of plain concrete. - Bulletin RILEM, № 36, 1961, p. 163-173.
159. Dolinar D. R., Esterhuizen G. S. Evaluation of the effect of length on the strength of slender pillars in limestone mines using numerical modeling //Proceedings of the 26th international conference on ground control in mining. – Morgantown^ eWV WV : West Virginia University, 2007. – C. 304-313.
160. Dreyer W. Neuere Untersuchungen auf dm Gebiet der Modellmechii- nik zur Erfassung der Standfestigkeit von Grubenbauen. Freiburger For- schungsh.. 1967, C-226, S. 51—68.
161. Dreyer W. Über die Bruchfestigkeit mono- und polikristallinen Gesteines in Abhängigkeit von Prüfkopfform, Belastungsgeschwindigkeit und Art Einspannung. Bergbauwissenschaft, 1957.
162. Dreyer W., Borchert H. Neuere Untersuchungen auf dem Gebiet der Modelmechanik zur Erfassung der Standfestigkeit von Grubenbannen.. Freib.- Forsch. H., A-226, 1967.
163. Dreyer W. Über die Bruchfestigkeit monound polykri stallinen Gesteins in Abhängigkeit von Priifkorperform, Belastungsgeschwindigkeit und Art der Einspannung. Die Bergbauwissenschaften, 1958, N 1.
164. Evans I., Pomeroy G. and Berenbaum. B. The compressive strength of coal. Colliery Engineering, april, 1961, vol. 38, N 446.

165. Gimm W. Duchrov G. Hofer K.H. Neue wissenschaftliche der Gebirgsmechanik im Salinar und ihre praktische Nutzenanwendung in der modernen Technologie. YI Iut. Bergbaukongr. 1970 (Prepr.). S.a. № 11. -Bd 8. -s. 11.
166. Greco O.D., Ferrero A., Pella D. Behavior of laboratory specimens composed by different rocks // In: 7th ISRM Congress. 1991. p. 241–245.
167. Gruner M. L. Cours d'exploitations des mines. Methodes d'exploitation en carriere souterraine et. Editerur: Ecole Speciale des trvaux publics. - 1933.ed.II-e.,III-e livre.
168. Günther R., Salzer K., Popp T., Lüdeling C. Steady-state creep of rock salt: Improved approaches for lab determination and modelling // Rock Mechanics and Rock Engineering. 2015. V. 48. P. 2603-2613
169. Haton de la Goupilliere, Cours d'exploitations des mines. Editeur Dunod. - Paris. - 1931.
170. Hedley D. G. F., Grant F. Stope-and-pillar design for the Elliot Lake Uranium Mines. – 1972.
171. Holland C. T. et al. Some aspects of permanent support of overburden on coal beds //Proceedings of the West Virginia coal mining institute. – 1957. – C. 43-65.
172. Hsu Th., T.C., Slate FO, Sturman G.M., Winter G. Microcracking of plain concrete and tie Shape of the Stress -Strain curve. - Journal of the American Concrete Institute, 1963, Vol. 60, №2, p. 209-224.
173. Iengar K.T.S.R., Desayi P, Veswanatha C. S. A new approach for the Prediction of true ultimate strength of concrete. - Mater. Res. and Stand, 1967, Vol. 7, № 11, p. 486-493.
174. Kegel K. Theorie der Druckfestisgkeitsbestimmung von Gesteinen insbesondere von Salzgesteinen // Bergakademie. - 1957. - №8.
175. Kiattisak Artkhonghan, Suratwadee Sartkaew, Thanittha Thongprapha, Kittitep Fuenkajorn. Effects of stress path on shear strength of a rock salt // Int J Rock Mech Min Sci. 2018, Vol. 104, pp. 78–83. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2018.02.014.

176. Knoll P. Beitrag zum Einfluß der Zeit auf die Verformung und den Bruch von Salzgestein. Freiberg Forschungsh. - Leipzig, 1973, A, No. 528. - 91 P.
177. Kotte J.J. Berczes Z.G. Gramberg J. Seldenrath Th. R. Stress-strain relations and breakage of cylindrical granitic rock specimens under uniaxial and triaxial loads. - Int. J. Rock Mech. Min Sci, 1969, Vol. 6, № 6, p. 581 – 595.
178. Ladanyi B. Use of the long-term strength concept in the determination of ground pressure on tunnel linings. - In Adv. Rock. Mech. Washington, 1974, Vol. 2, part B, p:1150-1156.
179. Liang W., Yang C., Zhao Y., Dusseault M.B., Liu J. Experimental investigation of mechanical properties of bedded salt rock // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 2007; 44(3):400–411.
180. Lyu C., Liu J., Ren Y., Liang C., Liao, Y. Study on very long-term creep tests and nonlinear creep-damage constitutive model of salt rock //International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. – 2021. – V. 146. – P. 104873. – DOI 10.1016/j.ijrmms.2021.104873.
181. Mansouri H., Ajalloeian R. Mechanical behavior of salt rock under uniaxial compression and creep tests // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. 2018. V. 110. P. 19-27.
182. Maritz J. A., Malan D. F. A study of the effect of pillar shape on pillar strength //Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy. – 2023. – T. 123. – №. 5. – C. 235-244.
183. Mark C. Empirical methods for coal pillar design //Proceedings of the Second International Workshop on Coal Pillar Mechanics and Design. – 1999. – C. 145-154.
184. Mark C., Chase F.E. Analysis of Retreat Mining Pillar Stability (ARMPS). Proceedings of the New Technology for Ground Control in Retreat Mining. U.S. Department of Health and Human Services, National Institute for Occupational Safety and Health (NIOSH), IC 9446, 1997, pp 17-34.

185. Mohamed Z., Mohamed K., Cho G.C. Uniaxial compressive strength of composite rock material with respect to shale thickness ratio and moisture content // *Electronic Journal of Geotechnical Engineering* 2007;13:1-10.
186. Nielsen J, Griffen D. F. Acoustic emission of plain concrete. - *J. Test and Eval*, 1977, 5, № 6, p. 476-483.
187. Pforr H., Rosetz G.P. Ergebnisse und Erfahrungen bei Druck und Zugversuchen an Gesteinen des Kaliberghaus. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie. Leipzig, 1966.
188. Rahimi S., Hosseini M. Laboratory studies of creep behavior on thick-walled hollow cylindrical salt rock specimens // *Arabian Journal of Geosciences*. 2015. V. 8. P. 5949-5957
189. Rupar V., Cebasek V., Milisavljevic V., Stevanovic D., Zivanovic N. Determination of mechanical properties of altered dacite by laboratory methods // *Minerals* 2021, 11, 813. <https://doi.org/10.3390/min11080813>.
190. Rühsh H. Physical problems in the testing of concrete. - *Zement-Kalk.-Gips*, 1959, Vol. 12, № 1, p.1-9 (Translation in English: *Cement and Concrete Ass*, London, Library Translations, № 86, 1960).
191. Salamon M. D. G. The role of pillars in mining // *Rock Mechanics in Mining Practice*. – 1983. – C. 173-200.
192. Singh A. Rheological behaviour of rock salt under uniaxial compression. / C. Kumar, L.G. Kannan, K.S. Rao // Paper presented at the *Procedia Engineering*.- 2017.- V. 173.- P. 639-646.
193. Singh D. P. Long-term strength of rock. – *Colliery Guardian*, 1977, Vol. 225, № 11, p. 861-866.
194. Singh D.P., Bamford W.E. The prediction and Measurement of the long-term strength of rock.- *Proc. Of the First Geomechanics Conference*. Australia, August, 1971, vol.1.
195. Stamatiu M. Beitrage zur Klarung einiger Abbauprobleme bei den rumanischen Salzgruben, Habilitationsschrift, Bergakademie Freiberg Imprimeria nationala. Bucuroste, 1937.

196. Sturman G.M, Shah S. P, Winter G. Microcracking and inelastic behavior of concrete. - In: Proc of the ASCE-ACI International Symposium on Flexural Mechanics of Reinforced Concrete, NOV, 1964, p. 473 - 499.
197. Tanapol Sriapai, Chaowarin Walsri, Kittitep Fuenkajorn. True-triaxial compressive strength of Maha Sarakham salt // Int J Rock Mech Min Sci. 2013, Vol. 61, pp. 256–265. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2013.03.010.
198. Tornair G. Des dimension a donner aux pilliers des carriers etb des hressions auxguelles les terrains dans les hrofondeurs // «Annales des mines», 8-me serie. – 1884. - V. 1886. - VII.
199. Tziallas G.P., Saroglou H., Tsiambaos G. Determination of mechanical properties of flysch using laboratory methods // Engineering Geology 2013; 166:81–89.
200. Udartsev A., Pankov I. The study of silvinite and carnallite deformations under instaneous and sustained loading //Procedia Structural Integrity. – 2021. – T. 32. – C. 187-193.
201. Vergara M.R., Kudella P., Triantafyllidis T. Large scale tests on jointed and bedded rocks under multi-stage triaxial compression and direct shear // Rock Mechanics and Rock Engineering 2015;48(1):75–92.
202. Wagner H. Determination of the complete load-deformation characteristics of coal pillars //Proceedings of the 3rd International Congress on Rock Mechanics. – Denver, 1974. – T. 2. – C. 1076-1081.
203. Wang G. Creep properties of salt rock and its nonlinear constitutive model/ X. Liu, J. Guo, M. Huang // Meitan Xuebao. Journal of the China Coal Society.- 2014.- V. 39(3).- P. 445-451.
204. Wang G. Experimental investigations of the creep-damage-rupture behaviour of rock salt. / L. Zhang, Y. Zhang, G. Ding // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences.-2014.- V. 66.- P. 181-187.
205. Wang J., Zhang Q., Song Z., Feng S., Zhang Y. Nonlinear creep model of salt rock used for displacement prediction of salt cavern gas storage //

Journal of Energy Storage. – 2022. – Vol. 48. – P. 103951. – DOI 10.1016/j.est.2021.103951.

206. Wu C. Study on creep properties of salt rock with impurities during triaxial creep test / J. Liu, Z. Zhou, H. Xu, F. Wu, Y. Zhuo // Gongcheng Kexue Yu Jishu. Advanced Engineering Science.- 2017.- V. 49.- P. 165-172.

207. Zern E. N. Coal Miners' Pocketbook. N. Y., McGraw-Hill Book Co., 1928, 1273 p.

208. Zhang Yu. Experimental investigation of creep behavior of clastic rock in xiangjiaba hydropower project / Xu Weiya, Shao Jian-fu, Zhao Hai-bin, Wang Wei // Water Science and Engineering.- 2015.- V. 8(1).- P. 55-62.

ПРИЛОЖЕНИЕ 1

Средние значения механических и энергоемкостных показателей сильвинитовых образцов

Блок	Кол-во образ. шт.	Длина, мм	$\sigma_{пр}$, МПа	$\varepsilon_{пр}$, %	$D_{пр}$, ГПа	D_y , ГПа	E , ГПа	M_c , ГПа	W_v , Дж/м ³
Образцы высотой $h = 26$ мм									
91-2	7	35	34,68	6,84	0,51	1,13	8,84	0,15	7,47
	5	70	45,81	11,32	0,44	1,19	7,08	0,12	12,57
	1	140	44,16	14,61	0,30	0,96	6,43		14,52
	1	210	45,12	15,53	0,37	0,90	5,12	0,09	16,03
983	6	35	26,95	6,30	0,44	1,07	8,05	0,13	5,11
	2	70	37,72	13,43	0,31	0,88	6,06	0,07	10,80
	2	140	40,21	15,84	0,27	0,73	5,36		13,61
984	8	35	31,63	9,02	0,37	0,96	8,69	0,09	8,21
	2	70	35,78	14,53	0,25	0,83	6,68	0,06	10,72
	1	140	40,15	17,64	0,26	0,81	5,39		13,60
	1	210	40,62	19,53	0,33	0,79	5,15	0,03	16,40
Образцы высотой $h = 35$ мм									
789	3	35	30,17	4,29	0,71	1,67	11,36	0,55	2,35
	3	70	35,22	5,05	0,70	1,69	8,85	0,49	3,04
	2	140	37,63	4,96	0,76	1,54	9,01	0,22	3,20
	1	210	40,38	5,19	0,78	1,24	5,86	0,27	3,25
791	9	35	33,82	4,05	0,84	2,24	13,52	0,60	2,50
	4	70	38,68	4,63	0,84	2,04	9,43	0,35	3,10
	4	140	44,98	5,22	0,89	1,98	9,84	0,28	3,78
	1	210	45,75	5,33	0,86	1,99	9,14	0,22	3,50
792	3	35	30,91	4,34	0,71	2,24	12,14	0,44	2,73
	2	70	38,81	5,41	0,72	2,56	10,66	0,23	6,18
	2	140	40,58	7,09	0,64	1,59	12,00	0,29	5,23
	1	210	38,41	6,75	0,57	1,07	4,05	0,07	4,28
798	5	35	34,18	4,01	0,85	2,85	15,65	0,61	2,71
	4	70	41,43	4,51	0,92	2,79	12,15	0,29	3,34
	3	140	46,23	4,63	1,00	2,19	12,94	0,38	3,55
	1	210	42,03	5,04	0,83	1,55	6,92	0,17	4,63
Образцы высотой $h = 44$ мм									
91-2	6	35	20,57	3,00	0,69	2,08	10,96	0,45	1,41
	4	70	27,93	3,89	0,72	2,05	9,22	0,27	3,05
	1	140	30,76	5,73	0,54	0,95	5,62	0,17	4,50
	1	210	30,78	5,42	0,57	1,22	6,44	0,11	5,51
983	5	35	20,17	2,67	0,76	2,10	11,42	0,62	1,04

	4	70	27,64	3,38	0,83	1,71	9,08	0,47	2,50
	1	140	22,18	4,74	0,47	1,12	6,21	0,45	2,01
	1	210	28,84	4,70	0,61	0,88	6,46	0,41	2,58
984	5	35	15,82	3,66	0,44	1,09	9,30	0,25	1,30
	2	70	18,55	4,66	0,40	0,84	8,87	0,22	1,89
	1	140	21,32	5,38	0,40	0,80	5,32		2,04
	1	210	22,88	5,55	0,41	0,78	4,88	0,18	4,08
Образцы высотой $h = 70$ мм									
789	5	35	16,40	1,90	0,87	2,25	14,51	1,28	0,45
	5	70	21,68	2,46	0,89	2,62	12,50	1,11	0,88
	2	140	22,70	2,76	0,83	1,35	5,23	1,11	0,85
	1	210	21,72	2,02	1,08	1,56	7,43	0,63	0,82
791	10	35	24,12	2,40	1,01	3,30	15,02	1,81	0,85
	4	70	26,29	2,79	0,96	3,25	12,57	1,75	1,24
	2	140	31,48	3,77	0,84	1,66		1,77	1,38
	1	210	32,96	3,37	0,98	2,31	8,54	1,59	1,31
792	9	35	26,05	2,30	1,17	3,68	16,62	2,32	0,85
	4	70	31,69	3,35	0,95	3,64	14,45	2,05	1,56
	4	140	33,29	3,37	0,99	2,15		1,90	1,19
	1	210	37,90	3,26	1,16	3,11	10,75	1,76	1,50
798	9	35	29,38	3,32	0,90	3,95	18,06	2,18	1,47
	6	70	33,19	4,05	0,83	4,01	16,45	2,01	2,09
	1	140	31,61	3,60	0,88	1,79	7,14	2,03	
	1	210	37,43	5,12	0,73	1,98	8,64	1,28	2,63
91-2	8	35	20,27	2,29	0,89	2,86	13,65	1,22	0,71
	4	70	22,72	2,70	0,84	2,52	11,95	1,34	1,04
	1	140	25,62	2,77	0,92	2,23	9,44	1,14	1,13
	1	210	27,79	2,66	1,04	2,22	9,00	0,94	1,16
983	6	35	15,36	1,70	0,94	2,47	11,61	1,02	0,44
	3	70	20,29	1,97	1,03	2,31	10,87	1,59	0,56
	1	140	24,19	2,71	0,89	2,00	7,08		0,81
	1	210	21,90	3,20	0,68	1,12	6,47	0,92	0,98
984	10	35	13,61	2,17	0,63	1,74	11,58	0,69	0,49
	2	70	18,56	2,90	0,64	1,72	11,24	0,69	0,87
	1	140	17,80	2,96	0,60	1,18	5,80	0,67	0,68
	1	210	18,11	3,24	0,69	1,60	7,14		0,88

ПРИЛОЖЕНИЕ 2

Пример расчета степени нагружения МКЦ различной длины на участках ВКМКС

Панель	Блок	Зона	Пласт	b_c , м	l_c , м	k_m	k_l	k_c	σ_0 , МПа	σ_{0m} (1.3), МПа	C (1.4)	[C]	$K_l^{\sigma_{np}}$	σ_{0m} (2.17), МПа	C (2.18)	Изм. C, %
2-3 ЮЗП	5 западный	22	АБ	7,1	231	1,12	1,25	0,827	19,56	22,64	0,23	0,30	1,46	26,43	0,19	-16,7
4-5 СЗП	2 западный	6	Вс	8	223	1,12	1,25	0,934	20,47	26,76	0,18	0,40	1,46	31,16	0,15	-16,4
4-5 СЗП	2 западный	6	АБ	8	223	1,12	1,25	0,939	18,51	24,33	0,20	0,40	1,46	28,33	0,17	-16,4
4-5 СЗП	2 западный	6	КрП	8	223	1,12	1,25	0,943	20,45	26,99	0,30	0,40	1,46	31,43	0,25	-16,4
6-7 ЮВП	7 западный	1	АБ	12,7	256	1,12	1,25	0,741	19,43	20,15	0,11	0,35	1,45	23,32	0,09	-15,7
6-7 ЮВП	7 западный	1	КрП	11,6	256	1,12	1,25	0,904	19,54	24,73	0,19	0,35	1,45	28,67	0,16	-15,9
8-9 СВП	1 восточный	4	Вс+А Б	6,6	228	1,12	1,25	0,797	20,64	23,03	0,42	0,40	1,46	26,90	0,35	-16,8
8-9 СВП	1 восточный	4	КрП	6,5	228	1,12	1,25	0,901	21,71	27,39	0,37	0,40	1,46	32,00	0,31	-16,8
13 СЗП	1 блок	1	КрП	7,1	192	1,12	1,25	0,975	21,54	29,40	0,33	0,35	1,45	34,21	0,28	-16,4
13 СЗП	2 блок	2	КрП	7,5	205	1,12	1,25	0,964	22,20	29,96	0,32	0,35	1,45	34,87	0,27	-16,4
8-9 ЮВП	5 восточный	48	АБ	6,9	205	1,12	1,25	0,772	19,64	21,23	0,30	0,40	1,46	24,74	0,25	-16,6
8-9 ЮВП	5 восточный	49	АБ	8	207	1,12	1,25	0,772	19,64	21,23	0,26	0,35	1,45	24,69	0,22	-16,3
4-5 ЮВП	6 западный	35б	АБ	9,3	138	1,12	1,25	0,791	17,94	19,87	0,14	0,30	1,43	22,80	0,12	-14,8
4-5 ЮВП	6 западный	35б	КрП	8,2	138	1,12	1,25	0,922	20,65	26,65	0,22	0,30	1,44	30,69	0,19	-15,2
4-5 ЮВП	6 западный	35а	АБ	6,8	139	1,12	1,25	0,791	17,94	19,87	0,19	0,40	1,45	23,00	0,16	-15,7
4-5 ЮВП	6 западный	35а	КрП	5,7	139	1,12	1,25	0,924	20,66	26,72	0,32	0,40	1,45	31,04	0,27	-16,2
4-5 ЮВП	6 западный	35	АБ	4,3	140	1,12	1,25	0,789	18,40	20,33	0,39	0,40	1,46	23,72	0,32	-16,7
4-5 ЮВП	5 восточный	30	КрП	5,4	214	1,12	1,25	0,832	19,48	22,69	0,42	0,40	1,46	26,55	0,35	-17,0
3 ЮВП	5 восточный	10	АБ	5,1	169	1,12	1,25	0,743	20,03	20,83	0,38	0,40	1,46	24,32	0,32	-16,7
3 ЮВП	5 восточный	10	КрП	5,1	169	1,12	1,25	0,792	22,39	24,83	0,44	0,40	1,46	28,99	0,37	-16,7
3 ЮВП	6 восточный	11	АБ+К рП	4,4	168	1,12	1,25	0,797	21,16	23,61	0,64	0,40	1,46	27,61	0,53	-17,0
8-9 ЮВП	2 западный	13	АБ	5,3	221	1,12	1,25	0,798	18,00	20,11	0,43	0,40	1,46	23,54	0,36	-17,1

8-9 ЮВП	2 западный	13	КрII	5,3	217	1,12	1,25	0,918	20,58	26,44	0,46	0,40	1,46	30,95	0,38	-17,1
8-9 ЮВП	2 западный	14	АБ	5,4	210	1,12	1,25	0,798	18,00	20,11	0,42	0,35	1,46	23,52	0,35	-17,0
8-9 ЮВП	2 западный	14	КрII	5,4	168	1,12	1,25	0,911	20,53	26,19	0,43	0,35	1,46	30,54	0,36	-16,6
8-9 ЮВП	2 западный	14'	АБ	5,4	209	1,12	1,25	0,798	18,00	20,11	0,36	0,35	1,46	23,52	0,30	-17,0
8-9 ЮВП	2 западный	14'	КрII	5,4	197	1,12	1,25	0,911	20,53	26,19	0,37	0,35	1,46	30,61	0,31	-16,9
3 СВП	5 западный	29	АБ	6,8	246	1,12	1,25	0,797	22,16	24,73	0,23	0,40	1,46	28,90	0,19	-16,9
3 СВП	5 западный	29	Кр I	5,7	230	1,12	1,25	0,914	21,28	27,24	0,45	0,40	1,46	31,87	0,37	-17,0
3 СВП	5 западный	30	АБ	7,6	235	1,12	1,25	0,797	22,16	24,73	0,20	0,35	1,46	28,84	0,17	-16,6
3 СВП	5 западный	30	КрII	6,4	221	1,12	1,25	0,909	21,29	27,09	0,38	0,35	1,46	31,65	0,32	-16,8
3 СВП	5 западный	31	КрII	4,9	216	1,12	1,25	0,914	21,28	27,24	0,51	0,35	1,46	31,91	0,42	-17,2
8-9 ЮВП	1 западный	2а'	АБ	5,7	149	1,12	1,25	0,786	18,08	19,90	0,40	0,40	1,45	23,14	0,33	-16,3
8-9 ЮВП	1 западный	2а'	КрII	5,7	135	1,12	1,25	0,886	20,56	25,51	0,41	0,40	1,45	29,61	0,34	-16,1
8-9 ЮВП	1 западный	2	АБ	5,7	155	1,12	1,25	0,786	18,08	19,90	0,41	0,40	1,45	23,16	0,34	-16,4
8-9 ЮВП	1 западный	2	КрII	5,7	171	1,12	1,25	0,885	20,56	25,47	0,42	0,40	1,46	29,70	0,35	-16,6
8-9 ЮВП	1 западный	2а	АБ	5,6	173	1,12	1,25	0,781	18,21	19,91	0,43	0,40	1,46	23,22	0,36	-16,6
8-9 ЮВП	1 западный	2а	КрII	5,6	160	1,12	1,25	0,898	20,58	25,87	0,44	0,40	1,46	30,13	0,37	-16,5
8-9 ЮВП	2 западный	9а	АБ	5,3	209	1,12	1,25	0,798	18,00	20,11	0,43	0,40	1,46	23,53	0,36	-17,0
8-9 ЮВП	2 западный	9а	КрII	5,3	197	1,12	1,25	0,913	20,55	26,27	0,43	0,40	1,46	30,71	0,36	-16,9
8-9 ЮВП	2 западный	11	АБ	5,6	185	1,12	1,25	0,798	18,00	20,11	0,38	0,40	1,46	23,47	0,32	-16,7
8-9 ЮВП	2 западный	11	КрII	5,6	172	1,12	1,25	0,921	21,05	27,14	0,39	0,40	1,46	31,65	0,33	-16,6
8-9 ЮВП	2 западный	12	АБ	5,6	210	1,12	1,25	0,798	18,00	20,11	0,36	0,40	1,46	23,51	0,30	-16,9
8-9 ЮВП	2 западный	12	КрII	5,6	197	1,12	1,25	0,922	21,22	27,39	0,36	0,40	1,46	32,00	0,30	-16,8
8-9 ЮВП	3 западный	23а	АБ	6,2	220	1,12	1,25	0,813	18,05	20,54	0,31	0,35	1,46	24,00	0,26	-16,9
8-9 ЮВП	3 западный	23а	КрII	6,2	203	1,12	1,25	0,911	21,41	27,31	0,32	0,35	1,46	31,87	0,27	-16,7
8-9 ЮВП	2 западный	10а	АБ	4,2	222	1,12	1,25	0,798	18,00	20,11	0,56	0,40	1,47	23,60	0,46	-17,4
8-9 ЮВП	2 западный	10а	КрII	4,2	205	1,12	1,25	0,905	20,50	25,98	0,53	0,40	1,47	30,47	0,44	-17,3
8-9 ЮВП	3 западный	25а	АБ	5,3	222	1,12	1,25	0,813	18,05	20,54	0,41	0,40	1,46	24,05	0,34	-17,1
8-9 ЮВП	3 западный	25а	КрII	5,3	205	1,12	1,25	0,896	20,55	25,78	0,41	0,40	1,46	30,15	0,34	-17,0
8-9 ЮВП	3 западный	24а	АБ	5,5	209	1,12	1,25	0,813	18,05	20,54	0,37	0,40	1,46	24,02	0,31	-17,0
8-9 ЮВП	3 западный	24а	КрII	5,5	193	1,12	1,25	0,91	21,31	27,15	0,39	0,40	1,46	31,72	0,32	-16,8

3 СВП	4 западный	26	АБ	6,6	211	1,12	1,25	0,907	22,04	27,99	0,21	0,40	1,46	32,66	0,17	-16,7
3 СВП	4 западный	26	КрП	5,4	194	1,12	1,25	0,926	21,28	27,59	0,46	0,40	1,46	32,24	0,38	-16,9
3 СВП	4 западный	26а	АБ	6,5	212	1,12	1,25	0,907	22,04	27,99	0,21	0,40	1,46	32,67	0,17	-16,7
3 СВП	4 западный	26а	КрП	5,3	195	1,12	1,25	0,924	21,29	27,53	0,46	0,40	1,46	32,19	0,38	-16,9
3 СВП	5 восточный	32	АБ	6,4	236	1,12	1,25	0,843	18,67	22,03	0,27	0,40	1,46	25,76	0,22	-16,9
3 СВП	5 восточный	32	КрП	5,3	219	1,12	1,25	0,893	20,04	25,05	0,52	0,40	1,46	29,32	0,43	-17,1
3 СВП	5 восточный	34	АБ	7,8	240	1,12	1,25	0,846	18,67	22,11	0,22	0,35	1,46	25,78	0,18	-16,6
3 СВП	5 восточный	34	КрП	6,7	223	1,12	1,25	0,894	20,30	25,41	0,40	0,35	1,46	29,67	0,33	-16,8
2 СВП	6-7 восточный	518	АБ	5,8	247	1,12	1,25	0,935	18,92	24,76	0,37	0,35	1,46	29,00	0,31	-17,1
2 СВП	6-7 восточный	518	КрП	5,8	247	1,12	1,25	0,929	21,92	28,51	0,45	0,35	1,46	33,39	0,37	-17,1
2 СВП	8 восточный	321	АБ+К рП	16,8	155	1,12	1,25	0,817	26,19	29,95	0,31	0,30	1,41	33,74	0,27	-12,7

ПРИЛОЖЕНИЕ 3

Осредненные результаты экспериментальной прочности, разрушающей деформации и расчетные значения прочности по формуле гармонического средневзвешенного для двухслойных блоков

№ Блока	№ Серии	Кол-во обр., шт.	Кол-во сл.	Толщина 1 слоя, прочный, мм	Толщина 2 слоя, слабый, мм	$\sigma_{пр}$, МПа	$\varepsilon_{пр}$, %	$\sigma_{гарм.}$, МПа
1	1	6	1	0	100	6,56	0,41	6,56
	2	6	2	40	60	7,70	0,44	8,84
	3	6	2	60	40	9,58	0,50	10,70
	4	6	2	80	20	12,71	0,58	13,55
	5	6	1	100	0	18,48	0,58	18,48
2	1	6	1	0	100	5,92	0,34	5,92
	2	6	2	30	70	7,04	0,39	7,25
	3	6	2	40	60	7,64	0,44	7,84
	4	6	2	80	20	10,79	0,45	11,61
	5	6	1	100	0	15,28	0,42	15,28
3	1	6	1	0	100	8,85	0,35	8,85
	2	6	2	70	30	11,15	0,49	11,87
	3	6	2	80	20	10,83	0,56	12,48
	4	6	2	85	15	10,93	0,58	12,81
	5	6	1	100	0	13,91	0,54	13,91
4	1	6	1	0	100	7,64	0,44	7,64
	2	6	2	20	80	9,13	0,35	8,68
	3	6	2	40	60	9,31	0,39	10,05
	4	6	2	50	50	9,95	0,38	10,92
	5	6	2	60	40	9,91	0,43	11,94
	6	6	2	80	20	11,38	0,52	14,70
	7	6	1	100	0	19,12	0,49	19,12
5	1	6	1	0	100	2,68	0,40	2,68
	2	6	2	20	80	3,53	0,29	3,16
	3	6	2	40	60	3,94	0,30	3,86
	4	6	2	50	50	4,99	0,36	4,34
	5	6	2	60	40	4,96	0,40	4,95
	6	6	2	70	30	5,96	0,44	5,77
	7	6	2	80	20	6,42	0,40	6,90
	8	6	1	100	0	11,38	0,53	11,38

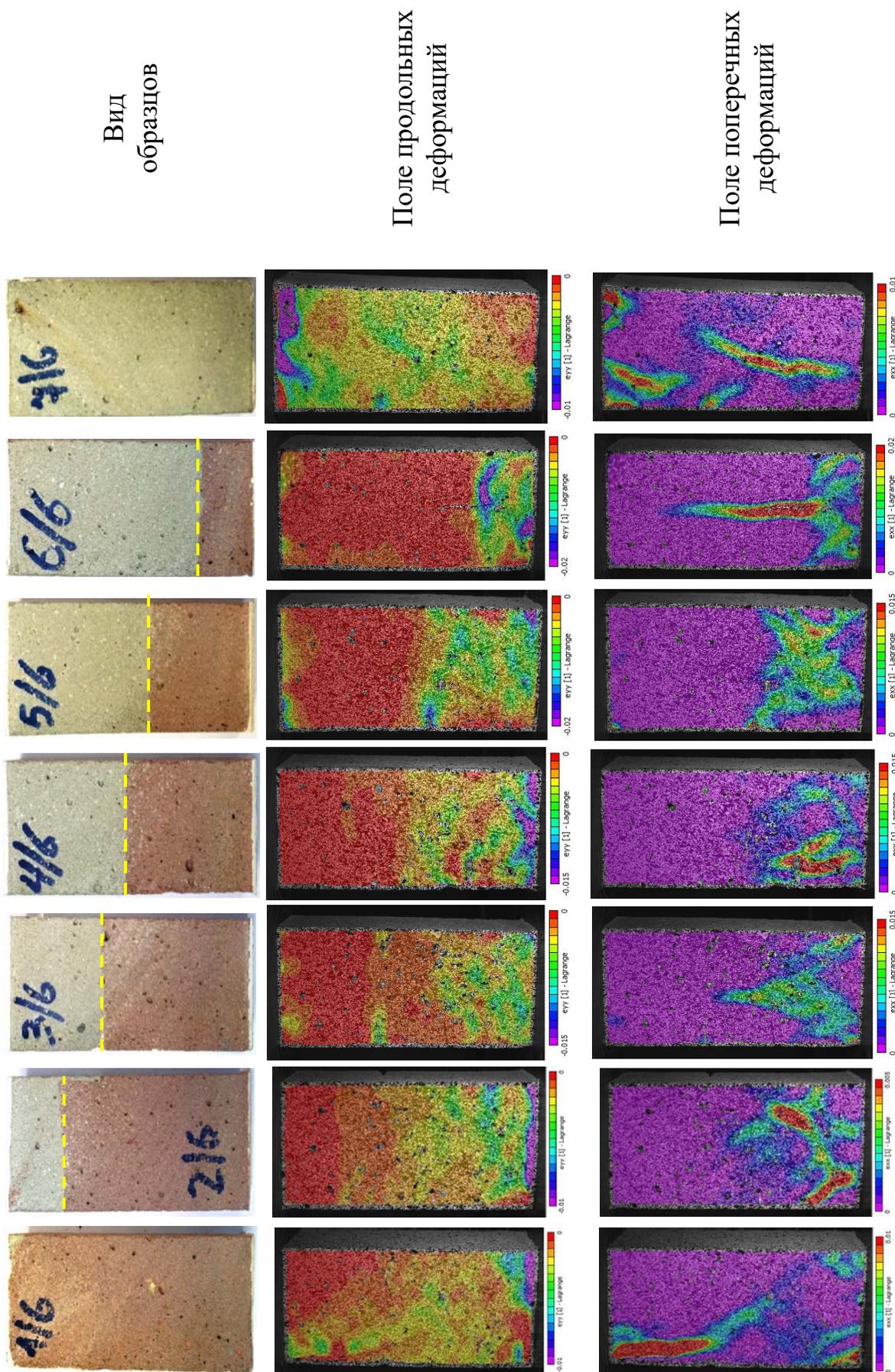
Осредненные результаты экспериментальной прочности, разрушающей деформации и расчетные значения прочности по формуле гармонического средневзвешенного для трехслойных блоков

№ Блока	№ Серии	Кол-во обр., шт.	Кол-во сл.	Толщина 1 слоя, прочный, мм	Толщина 2 слоя, слабый, мм	Толщина 3 слоя, промеж., мм	$\sigma_{пр}$, МПа	$\epsilon_{пр}$, %	$\sigma_{гарм}$, МПа
6	1	6	1	0	0	100	12,74	0,39	12,74
	2	6	1	0	100	0	6,77	0,41	6,77
	3	6	3	20	60	20	8,20	0,38	8,33
	4	6	3	40	40	20	9,64	0,39	9,42
	5	6	3	60	20	20	11,33	0,48	10,83
	6	6	3	75	10	15	12,52	0,49	11,71
	7	6	1	100	0	0	12,74	0,39	12,74
7	1	6	1	0	0	100	5,52	0,33	5,52
	2	6	1	0	100	0	2,52	0,33	2,52
	3	6	3	15	60	25	2,60	0,22	3,31
	4	6	3	25	50	25	2,86	0,19	3,64
	5	6	3	35	40	25	3,00	0,44	4,04
	6	6	3	45	30	25	3,78	0,37	4,54
	7	6	3	55	20	25	4,20	0,40	5,18
	8	6	1	100	0	0	8,02	0,41	8,02
8	1	6	1	0	0	100	6,52	0,37	6,52
	2	6	1	0	100	0	3,70	0,39	3,70
	3	6	3	10	60	30	3,64	0,42	4,68
	4	6	3	20	50	30	4,58	0,27	5,21
	5	6	3	30	40	30	4,89	0,32	5,87
	6	6	3	40	30	30	5,66	0,35	6,72
	7	6	3	50	20	30	5,91	0,71	7,87
	8	6	1	100	0	0	18,48	0,45	18,48
9	1	6	1	0	0	100	7,13	0,39	7,13
	2	6	1	0	100	0	4,11	0,36	4,11
	3	6	3	20	50	30	3,87	0,43	5,57
	4	6	3	30	40	30	4,40	0,33	6,12
	5	6	3	40	30	30	4,45	0,42	6,81
	6	6	3	50	20	30	5,59	0,41	7,66
	7	6	3	60	15	25	6,17	0,41	8,38
	8	6	1	100	0	0	12,55	0,44	12,55
10	1	6	1	0	0	100	5,15	0,39	5,15
	2	6	1	0	100	0	5,79	0,41	5,79
	3	6	3	20	60	20	5,72	0,38	6,14
	4	6	3	30	50	20	5,89	0,34	6,41
	5	6	3	40	40	20	6,20	0,45	6,72
	6	6	3	50	30	20	6,61	0,46	7,05
	7	6	3	65	10	25	7,84	0,42	7,56
	8	6	1	100	0	0	9,77	0,49	9,77
11	1	6	1	0	0	100	4,00	0,48	4,00
	2	6	1	0	100	0	3,09	0,48	3,09

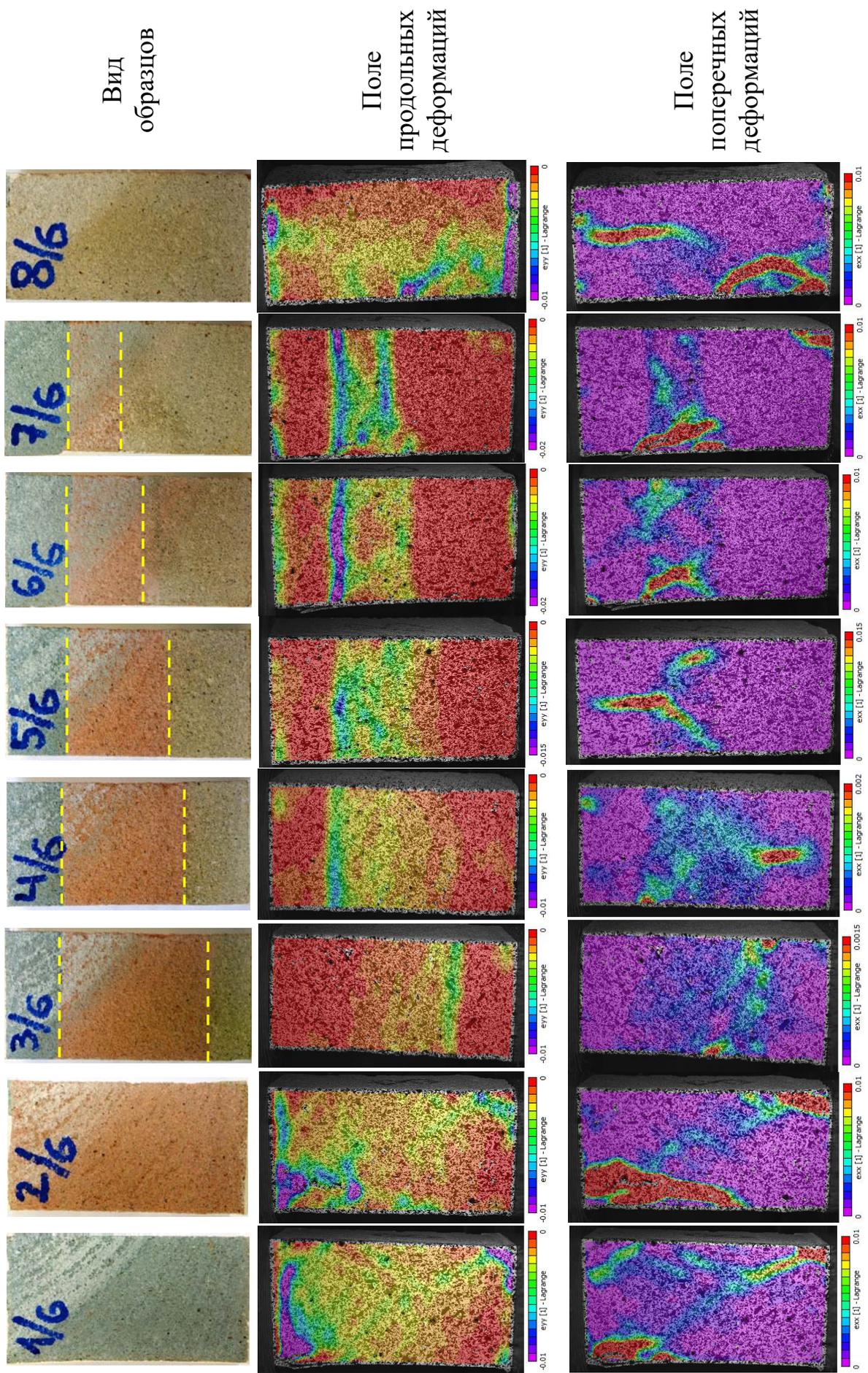
	3	6	3	20	60	20	3,06	0,29	3,75
	4	6	3	30	50	20	3,38	0,34	4,08
	5	6	3	40	40	20	3,22	0,66	4,46
	6	6	3	50	30	20	4,53	0,49	4,93
	7	6	3	65	10	25	5,78	0,60	5,98
	8	6	1	100	0	0	8,97	0,50	8,97
12	1	6	1	0	0	100	4,59	0,52	4,59
	2	6	1	0	100	0	5,43	0,45	5,43
	3	6	3	20	60	20	4,43	0,46	5,97
	4	6	3	30	50	20	5,14	0,51	6,42
	5	6	3	40	40	20	6,19	0,43	6,94
	6	6	3	50	30	20	5,96	0,50	7,56
	7	6	3	65	15	20	6,19	0,52	8,72
	8	6	1	100	0	0	14,93	0,45	14,93
13	1	6	1	0	0	100	7,03	0,45	7,03
	2	6	1	0	100	0	1,45	0,37	1,45
	3	6	3	20	50	30	1,24	0,29	2,46
	4	6	3	30	40	30	1,57	0,32	2,88
	5	6	3	40	30	30	1,80	0,36	3,48
	6	6	3	50	20	30	2,29	0,76	4,39
	7	6	3	60	10	30	6,19	1,02	5,97
	8	6	1	100	0	0	10,77	0,44	10,77
14	1	6	1	0	0	100	4,41	0,38	4,41
	2	6	1	0	100	0	3,85	0,34	3,85
	3	6	3	15	60	25	3,53	0,26	4,36
	4	6	3	25	50	25	3,72	0,35	4,67
	5	6	3	35	40	25	4,22	0,27	5,02
	6	6	3	45	30	25	4,55	0,35	5,43
	7	6	3	55	20	25	5,38	0,31	5,91
	8	6	1	100	0	0	9,10	0,61	9,10
15	1	6	1	0	0	100	7,79	0,39	7,79
	2	6	1	0	100	0	5,41	0,36	5,41
	3	6	3	20	50	30	6,19	0,38	7,00
	4	6	3	30	40	30	6,55	0,39	7,68
	5	6	3	40	30	30	7,10	0,41	8,51
	6	6	3	50	20	30	8,97	0,43	9,53
	7	6	3	55	15	30	8,40	0,48	10,14
	8	6	1	100	0	0	17,03	0,40	17,03
16	1	6	1	0	0	100	5,46	0,51	5,46
	2	6	1	0	100	0	4,05	0,34	4,05
	3	6	3	15	60	25	4,48	0,35	4,77
	4	6	3	25	50	25	4,41	0,30	5,12
	5	6	3	35	40	25	5,31	0,36	5,53
	6	6	3	55	20	25	6,82	0,43	6,57
	7	6	3	65	10	25	7,90	0,45	7,24
	8	6	1	100	0	0	9,63	0,43	9,63

Осредненные результаты экспериментальной прочности, разрушающей деформации и расчетные значения прочности по формуле гармонического средневзвешенного для четырехслойных блоков

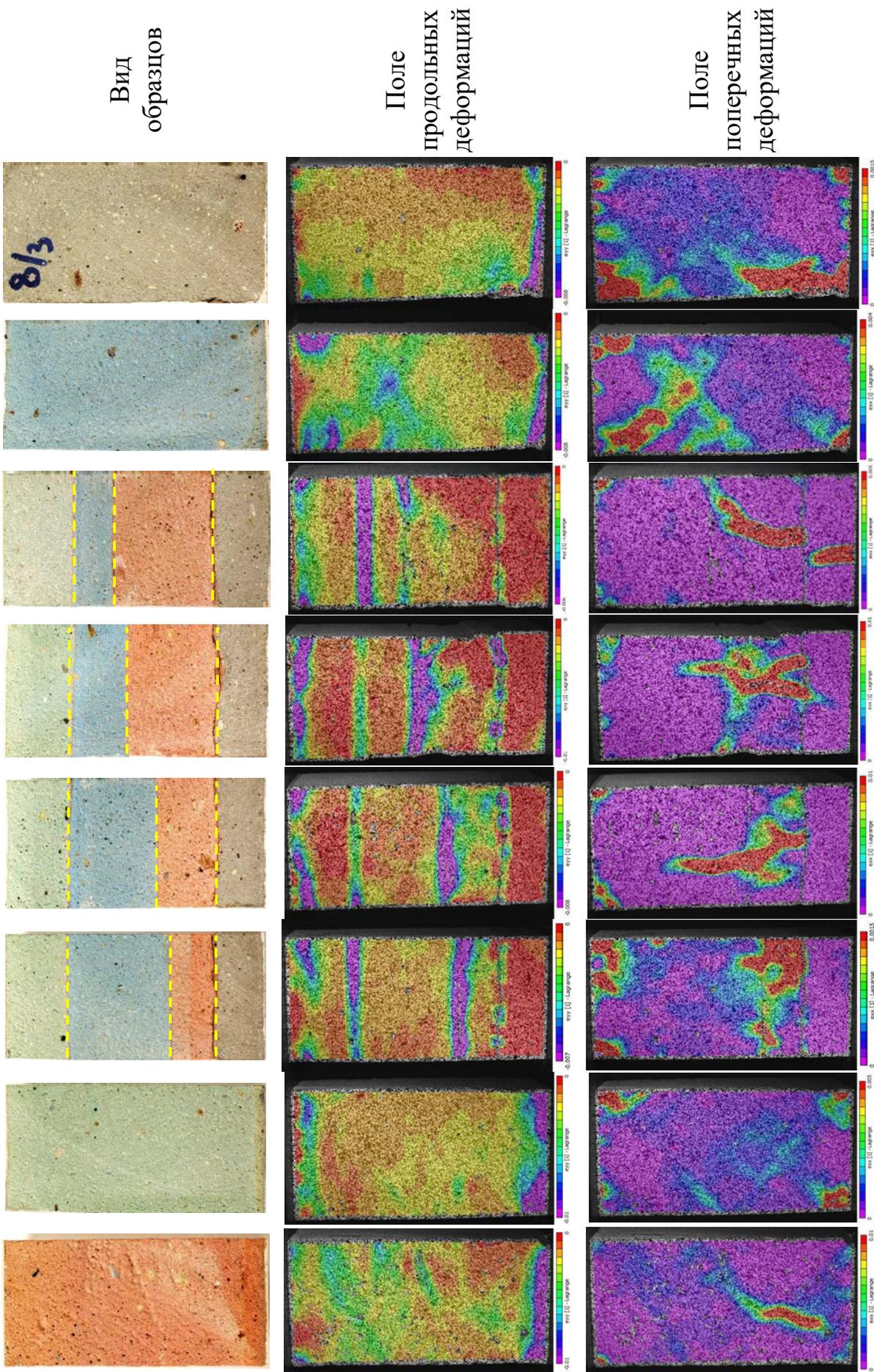
№ Блока	№ Сер.	Кол-во обр., шт.	Кол-во сл.	Толщ. 1 слоя, прочный, мм	Толщ. 2 слоя, слабый, мм	Толщ. 3 слоя, промеж., мм	Толщ. 4 слоя, промеж., мм	$\sigma_{пр}$, МПа	$\varepsilon_{пр}$, %	$\sigma_{гарм}$, МПа
17	1	5	1	0	0	0	120	9,37	0,49	9,37
	2	5	1	0	0	120	0	10,83	0,44	10,83
	3	5	1	0	120	0	0	6,23	0,35	6,23
	4	5	4	25	40	30	25	8,35	0,43	8,98
	5	5	4	25	20	50	25	8,81	0,57	10,00
	6	5	1	120	0	0	0	16,52	0,46	16,52
18	1	5	1	0	0	0	120	8,10	0,60	8,10
	2	5	1	0	0	120	0	6,38	0,45	6,38
	3	5	1	0	120	0	0	2,07	0,43	2,07
	4	5	4	25	50	20	25	4,37	0,45	3,83
	5	5	4	25	40	30	25	4,90	0,39	4,27
	6	5	4	25	30	40	25	6,29	0,43	4,83
	7	5	1	120	0	0	0	25,71	0,74	25,71
19	1	5	1	0	0	0	120	9,14	0,52	9,14
	2	5	1	0	0	120	0	5,33	0,53	5,33
	3	5	1	0	120	0	0	1,62	0,58	1,62
	4	5	4	25	50	15	30	2,71	0,53	3,16
	5	5	4	25	40	25	30	3,02	0,81	3,57
	6	5	4	25	30	40	25	3,61	0,92	4,04
	7	5	4	25	20	50	25	3,93	0,74	4,73
	8	5	1	120	0	0	0	28,00	0,62	28,00



Пример построения полей деформаций при нагружении составных образцов блока № 4



Пример построения полей деформаций при нагружении составных образцов блока № 7



Пример построения полей деформаций при нагружении составных образцов блока № 19

ПРИЛОЖЕНИЕ 5

Сравнительный анализ расчета степени нагружения МКЦ для участков с «нормальной» и «повышенной» глинизацией в условиях рудника «ЕвроХим – УКК»

Панель	Блок	Пласт, слой	Мощ. слоя, м	Н.О., %	Мощ. глины в слое, м	k_m	k_l	k_c	σ_{ci} , МПа	σ_0 , МПа (1.37)	σ_{om} , МПа (1.3)	C (1.4)	[C]	$\sigma_{0\text{нов}}$, МПа (3.3)	σ_{om} , МПа (3.2)	C (3.4)	Изм. C, %
2 ЮВП	3 вост.	КрI - корж 3	0,64	10,44	0,07	1,12	1,25	0,66	20,94	21,42	19,88	0,352	0,40	11,93	16,70	0,409	16,01
		корж 3	0,35	13,24	0,05				21,94								
		корж 2	0,31	18,52	0,06				22,41								
		корж 1	0,52	60,03	0,31				20,94								
		КрII, слой 1	1,81	16,01	0,29				23,98								
		КрII, слой 2	0,33	27,67	0,09				21,6								
		КрII, слой 3	1,02	6,57	0,07				21,5								
		КрII, слой 4	0,39	16,50	0,06				18,99								
		КрII, слой 5	1,03	6,90	0,07				20,3								
		КрII, слой 6	0,33	18,17	0,06				21,18								
		КрII, слой 7	1,41	6,21	0,09				20,22								
	Сумма	8,14		1,21													
2 ЮВП	3 зап.	КрI - корж 3	0,70	10,43	0,07	1,12	1,25	0,65	21,93	20,68	18,87	0,347	0,40	11,03	15,44	0,410	18,18
		корж 3	0,39	15,04	0,06				19,48								
		корж 2	0,32	22,32	0,07				23,95								
		корж 1	0,52	62,83	0,33				24,59								
		КрII, слой 1	1,36	16,20	0,22				21,88								
		КрII, слой 2	0,31	25,91	0,08				13,47								
		КрII, слой 3	0,85	7,41	0,06				21,4								
		КрII, слой 4	0,36	18,78	0,07				20,86								
		КрII, слой 5	0,92	7,06	0,06				21,16								
		КрII, слой 6	0,32	19,92	0,06				20,26								

		КрII, слой 7	1,17	6,02	0,07				19,1								
		Сумма	7,22		1,16												
2 ЮВП	2 зап.	КрI - корж 3	0,72	10,46	0,08	1,12	1,25	0,65	21,82	21,29	19,27	0,344	0,40	11,05	15,47	0,412	19,73
		корж 3	0,39	15,77	0,06				19,48								
		корж 2	0,31	24,72	0,08				23,95								
		корж 1	0,53	63,05	0,33				24,59								
		КрII, слой 1	1,44	17,28	0,25				23,03								
		КрII, слой 2	0,34	26,88	0,09				15,54								
		КрII, слой 3	0,88	6,82	0,06				21,52								
		КрII, слой 4	0,36	20,39	0,07				21,38								
		КрII, слой 5	0,89	7,56	0,07				21,21								
		КрII, слой 6	0,32	19,77	0,06				20,25								
		КрII, слой 7	1,21	6,23	0,08				20,26								
				Сумма	7,39												
1 ЮЗП	2 вост.	КрI - корж 3	0,63	7,37	0,05	1,12	1,25	0,67	21,53	20,49	19,19	0,365	0,40	11,90	16,66	0,413	13,22
		корж 3	0,36	13,44	0,05				17,9								
		корж 2	0,33	18,59	0,06				21,77								
		корж 1	0,47	56,04	0,26				15,49								
		КрII, слой 1	1,30	13,80	0,18				22,79								
		КрII, слой 2	0,33	22,25	0,07				17,98								
		КрII, слой 3	0,85	6,15	0,05				20,06								
		КрII, слой 4	0,34	16,80	0,06				22,07								
		КрII, слой 5	0,88	7,92	0,07				20,41								
		КрII, слой 6	0,30	19,05	0,06				23,84								
		КрII, слой 7	1,05	6,61	0,07				20,98								
				Сумма	6,84												
2 СВП	4 зап.	КрI - корж 3	0,65	4,87	0,03	1,12	1,25	0,82	18,92	21,62	24,88	0,392	0,40	17,63	24,68	0,395	0,78
		корж 3	0,30	4,13	0,01				19,43								
		корж 2	0,28	7,43	0,02				21,84								
		корж 1	0,33	29,81	0,10				21,59								

		КрII, слой 1	1,54	5,42	0,08				23,26								
		КрII, слой 2	0,31	7,67	0,02				22,73								
		КрII, слой 3	0,87	2,61	0,02				22,94								
		КрII, слой 4	0,34	6,76	0,02				22,94								
		КрII, слой 5	0,85	2,69	0,02				20,84								
		КрII, слой 6	0,28	6,95	0,02				20,07								
		КрII, слой 7	1,53	2,14	0,03				21,42								
		Сумма	7,28		0,39												
2 СЗП	1 зап.	КрI - корж 3	0,77	5,30	0,04	1,12	1,25	0,77	19,85	21,60	23,39	0,351	0,40	16,65	23,31	0,352	0,34
		корж 3	0,30	4,76	0,01				20,4								
		корж 2	0,32	3,92	0,01				20,19								
		корж 1	0,33	51,47	0,17				19,42								
		КрII, слой 1	1,16	5,91	0,07				21,6								
		КрII, слой 2	0,27	10,58	0,03				21,85								
		КрII, слой 3	0,72	2,56	0,02				24,3								
		КрII, слой 4	0,36	6,30	0,02				20,71								
		КрII, слой 5	0,76	2,56	0,02				20,87								
		КрII, слой 6	0,31	6,84	0,02				22,26								
		КрII, слой 7	1,03	2,03	0,02				23,81								
		Сумма	6,33		0,44												
2 СЗП	5 зап.	КрI - корж 3	0,65	4,31	0,03	1,12	1,25	0,77	20,77	21,62	23,40	0,356	0,40	16,60	23,24	0,358	0,69
		корж 3	0,27	8,59	0,02				20,13								
		корж 2	0,25	13,94	0,03				22,6								
		корж 1	0,30	43,03	0,13				20,31								
		КрII, слой 1	1,25	7,52	0,09				21,7								
		КрII, слой 2	0,29	8,51	0,02				23,69								
		КрII, слой 3	0,81	2,21	0,02				22,88								
		КрII, слой 4	0,35	8,34	0,03				21,59								
		КрII, слой 5	0,78	2,74	0,02				19,51								
		КрII, слой 6	0,33	5,46	0,02				22,03								

		КрII, слой 7	1,11	1,96	0,02				22,81								
		Сумма	6,39		0,44												
2 СЗП	4 вост.	КрI - корж 3	0,64	5,63	0,04	1,12	1,25	0,79	19,44	21,82	24,02	0,279	0,40	17,12	23,96	0,280	0,22
		корж 3	0,28	5,33	0,01				20,36								
		корж 2	0,26	8,45	0,02				21,24								
		корж 1	0,30	39,55	0,12				21,08								
		КрII, слой 1	1,23	6,21	0,08				22,1								
		КрII, слой 2	0,31	9,61	0,03				25,67								
		КрII, слой 3	0,75	2,69	0,02				23,22								
		КрII, слой 4	0,35	6,01	0,02				20,2								
		КрII, слой 5	0,70	2,70	0,02				20,31								
		КрII, слой 6	0,27	6,48	0,02				23,51								
		КрII, слой 7	1,14	2,01	0,02				23,25								
				Сумма	6,23												

ПРИЛОЖЕНИЕ 6

Ползучесть в продольном и поперечном направлении: условия
нагружения и скорости относительных деформаций

Блок/скв., №	h/b	$\sigma_2=\sigma_3$, МПа	Кол. шт.	Условия нагруж.	$\dot{\epsilon}_{ср}$, $10^{-3} \cdot \text{сутки}^{-1}$	ϵ_k , %	t_k , сутки
Продольные деформации							
116	2	0	3	$0,2 \cdot \sigma_{пр}$	0,045	0,68	34,0
		0	3	$0,3 \cdot \sigma_{пр}$	0,046	0,94	48,0
		0	3	$0,4 \cdot \sigma_{пр}$	0,467	4,63	91,0
		0	3	$0,5 \cdot \sigma_{пр}$	1,132	2,33	65,0
		0	3	$0,6 \cdot \sigma_{пр}$	1,542	3,57	67,0
		0	3	$0,7 \cdot \sigma_{пр}$	1,968	5,59	71,0
		0	3	$0,8 \cdot \sigma_{пр}$	6,578	5,80	23,5
122	1	0	3	$0,2 \cdot \sigma_{пр}$	0,373	2,25	43,0
		0	3	$0,3 \cdot \sigma_{пр}$	0,638	3,33	38,0
		0	3	$0,4 \cdot \sigma_{пр}$	3,573	10,92	45,0
		0	3	$0,5 \cdot \sigma_{пр}$	12,204	22,04	37,0
		0	3	$0,6 \cdot \sigma_{пр}$	19,919	25,96	13,0
		0	3	$0,7 \cdot \sigma_{пр}$	31,992	17,11	3,0
		0	3	$0,8 \cdot \sigma_{пр}$	101,674	24,40	2,8
122	1,5	0	3	$0,2 \cdot \sigma_{пр}$	0,121	0,89	28,0
		0	3	$0,3 \cdot \sigma_{пр}$	0,182	1,23	29,0
		0	3	$0,4 \cdot \sigma_{пр}$	0,790	2,24	18,0
		0	3	$0,5 \cdot \sigma_{пр}$	1,521	5,41	19,3
		0	3	$0,6 \cdot \sigma_{пр}$	6,057	9,90	16,7
		0	3	$0,7 \cdot \sigma_{пр}$	9,906	10,14	6,7
		0	3	$0,8 \cdot \sigma_{пр}$	27,809	7,49	2,4
122	2	0	3	$0,2 \cdot \sigma_{пр}$	0,031	0,79	52,0
		0	3	$0,3 \cdot \sigma_{пр}$	0,093	1,37	63,0
		0	3	$0,4 \cdot \sigma_{пр}$	0,201	2,03	65,0
		0	3	$0,5 \cdot \sigma_{пр}$	0,913	4,93	62,0
		0	3	$0,6 \cdot \sigma_{пр}$	1,455	5,90	38,0
		0	3	$0,7 \cdot \sigma_{пр}$	2,301	5,85	18,0
		0	3	$0,8 \cdot \sigma_{пр}$	7,268	5,69	10,0
Б 8/9	1	0	3	$0,2 \cdot \sigma_{пр}$	0,090	0,75	34,0
		0	3	$0,3 \cdot \sigma_{пр}$	0,257	1,54	35,0
		0	3	$0,4 \cdot \sigma_{пр}$	1,689	3,94	35,0
		0	3	$0,5 \cdot \sigma_{пр}$	3,778	16,41	36,9
		0	3	$0,6 \cdot \sigma_{пр}$	11,184	18,50	22,5
		0	3	$0,7 \cdot \sigma_{пр}$	24,249	17,37	10,2
		0	3	$0,8 \cdot \sigma_{пр}$	61,287	12,87	7,7
Б 8/9	1,5	0	3	$0,2 \cdot \sigma_{пр}$	0,093	0,64	24,0
		0	3	$0,3 \cdot \sigma_{пр}$	0,159	0,92	24,0
		0	3	$0,4 \cdot \sigma_{пр}$	0,684	2,35	61,0
		0	3	$0,5 \cdot \sigma_{пр}$	1,935	5,18	61,0
		0	3	$0,6 \cdot \sigma_{пр}$	3,773	8,48	43,0
		0	3	$0,7 \cdot \sigma_{пр}$	9,822	8,78	15,7
		0	3	$0,8 \cdot \sigma_{пр}$	30,100	9,25	13,4
Б 8/9	2	0	3	$0,2 \cdot \sigma_{пр}$	0,043	0,48	46,0

		0	3	$0,3 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,121	0,53	46,0
		0	3	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,183	1,19	49,0
		0	3	$0,5 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,448	2,42	89,0
		0	3	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	2,172	3,56	61,3
		0	3	$0,7 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	3,745	6,71	41,3
		0	3	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	8,490	6,79	7,3
18015-7	2	0	2	$0,3 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,307	0,85	32,0
		0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,490	1,55	32,0
		0	2	$0,5 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	1,033	5,94	32,0
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	2,866	5,52	19,6
		0	2	$0,7 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	6,289	6,81	4,0
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	18,027	4,30	1,0
18015-7	2	2,5	1	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	5,037	9,75	17,0
		2,5	1	$0,5 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	6,156	19,88	40,1
		2,5	1	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	7,689	12,26	17,0
		2,5	1	$0,7 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	28,782	23,20	12,9
		2,5	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	41,014	27,99	4,0
18015-7	2	5	1	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	5,246	14,86	25,1
		5	1	$0,5 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	9,353	19,68	25,1
		5	1	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	30,598	41,89	14,1
		5	1	$0,7 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	46,234	31,71	7,0
		5	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	489,103	39,87	1,5
15015-7	2	0	2	$0,3 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,818	2,65	35,1
		0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	1,796	5,19	35,1
		0	2	$0,5 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	5,106	17,96	27,2
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	8,086	18,47	35,0
		0	2	$0,7 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	17,277	11,65	5,1
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	85,780	12,23	1,2
15015-7	2	5,0	1	$0,3 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	4,579	14,41	28,9
		5,0	1	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	14,122	26,22	28,9
		5,0	1	$0,5 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	24,572	43,60	28,9
		5,0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	32,326	38,42	13,1
		5,0	2	$0,7 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	74,979	41,48	5,1
		5,0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	199,578	43,58	4,8
2205	2	0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,620	1,99	20,9
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	2,660	5,97	16,9
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	14,293	10,57	3,6
Φ-158	2	0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,320	1,99	24,2
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	1,199	2,96	24,2
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	4,502	8,00	24,2
97/3	2	0	2	$0,3 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,137	0,57	43,3
		0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,275	0,84	43,3
		0	2	$0,5 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,961	1,78	43,3
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	3,212	7,77	33,5
		0	2	$0,7 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	7,566	7,62	6,6
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	16,249	7,57	3,1
96/1	1	0	2	$0,3 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,123	1,15	89,0
		0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,291	1,95	89,0
		0	2	$0,5 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	0,938	3,31	89,0
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{IIIP}}$	3,500	5,95	89,0

		0	2	$0,7 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	10,516	21,79	36,5
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	27,345	12,55	2,0
245	2	0	3	$0,3 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,176	0,67	26,9
		0	3	$0,4 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,254	0,53	26,9
		0	3	$0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,488	1,21	26,9
		0	3	$0,6 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	1,622	3,25	13,7
		0	3	$0,7 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	4,076	6,49	11,7
		0	3	$0,8 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	27,823	6,88	2,3
245	2	5	1	$0,3 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	1,493	2,79	20,8
		5	1	$0,4 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	1,908	4,71	20,8
		5	1	$0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	5,672	9,27	20,8
		5	1	$0,6 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	13,629	21,85	20,8
		5	1	$0,7 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	24,341	44,65	12,2
		5	1	$0,8 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	39,275	45,78	10,1
245	2	7,5	1	$0,3 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	2,582	6,82	35,1
		7,5	1	$0,4 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	5,624	14,03	35,1
		7,5	1	$0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	18,166	34,96	35,1
		7,5	1	$0,6 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	24,979	42,56	35,1
		7,5	1	$0,7 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	29,315	44,14	35,1
		7,5	1	$0,8 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	58,403	70,74	15,0
378	2	0	2	$0,3 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,029	0,48	90,4
		0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,059	1,18	90,4
		0	2	$0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,312	2,02	109,1
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,509	5,37	52,3
		0	2	$0,7 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	1,365	9,35	65,8
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	3,153	7,42	17,3
378	2	5	1	$0,3 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,245	1,31	56,2
		5	1	$0,4 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,409	2,29	56,2
		5	1	$0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	11,121	31,44	56,2
		5	1	$0,6 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	25,993	46,36	56,2
		5	1	$0,7 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	39,759	54,24	56,2
		5	1	$0,8 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	149,776	58,14	2,2
378	2	7,5	1	$0,3 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,239	2,92	56,2
		7,5	1	$0,4 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	1,813	6,87	55,2
		7,5	1	$0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	11,768	32,65	55,2
		7,5	1	$0,6 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	16,507	44,43	48,4
Поперечные деформации							
97/3	2	0	2	$0,3 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,128	0,21	43,3
		0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,249	0,23	43,3
		0	2	$0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	1,099	1,77	43,3
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	5,032	23,68	33,5
		0	2	$0,7 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	12,811	14,27	6,6
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	25,740	15,61	3,1
96/1	1	0	2	$0,3 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,097	0,41	89,0
		0	2	$0,4 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,152	0,79	89,0
		0	2	$0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	0,357	2,80	89,0
		0	2	$0,6 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	1,927	4,96	89,0
		0	2	$0,7 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	12,572	35,27	36,5
		0	2	$0,8 \cdot \sigma_{\text{пр}}$	31,776	24,22	2,0

ПРИЛОЖЕНИЕ 7

Сравнение допустимой степени нагружения междукамерных целиков на участках рудника «БКПРУ-4»

№	Панель	Блок	Зона	Пласт	Ширина целика b , м	Высота целика m , м	b/m	[C]	k_f^∞	$k_f^\infty [C]$	Изменение, %
1	2 СВП	6-7 западный	522	КрII	5,40	6,22	0,87	0,35	0,92	0,32	8,90
2	2 СВП	6-7 западный	521	КрII	5,40	6,20	0,87	0,35	0,92	0,32	8,70
3	2 СВП	3 западный	421	КрII	5,70	6,51	0,88	0,35	0,92	0,32	8,36
4	2 СВП	3 западный	422	КрII	5,70	6,50	0,88	0,35	0,92	0,32	8,26
5	2 СВП	5 западный	346	КрII	5,60	6,23	0,90	0,35	0,94	0,33	6,69
6	2 СЗП	4 восточный	24	КрII	5,3	6,56	0,81	0,35	0,88	0,31	13,52
7	2 СЗП	4 западный	20	КрII	5,7	6,77	0,84	0,35	0,90	0,32	10,86
8	2-3 ЮЗП	5 западный	21	КрII	5,5	7,29	0,75	0,4	0,85	0,34	17,96
9	2-3 ЮЗП	1 западный	2а	КрII	5,6	7,02	0,80	0,35	0,87	0,31	14,34
10	2-3 ЮЗП	4 западный	17	КрII	5,8	7,24	0,80	0,4	0,88	0,35	14,07
11	2-3 ЮЗП	6 западный	27	КрII	5,6	6,9	0,81	0,4	0,88	0,35	13,23
12	2-3 ЮЗП	5 западный	21б	КрII	5,9	7,21	0,82	0,4	0,89	0,35	12,69
13	2-3 ЮЗП	4 западный	17'	КрII	5,9	7,07	0,83	0,4	0,90	0,36	11,43
14	3 ЮВП	4 восточный	3	КрII	5,40	6,55	0,82	0,40	0,89	0,36	12,22
15	3 ЮВП	4 восточный	3а	КрII	5,40	6,52	0,83	0,40	0,89	0,36	11,92
16	3 ЮВП	5 восточный	10	КрII	5,10	6,44	0,79	0,40	0,87	0,35	14,81
17	3 ЮВП	6 западный	7	КрII	5,10	6,55	0,78	0,40	0,86	0,35	15,91
18	3 ЮВП	5 западный	6	КрII	4,90	6,60	0,74	0,40	0,84	0,34	19,00
19	3 ЮВП	6 восточный	12	КрII	4,60	6,30	0,73	0,40	0,83	0,33	20,09
20	1 СЗП	3 западный	1а(с)	КрII	4,70	5,30	0,89	0,40	0,93	0,37	7,55
21	1 СЗП	3 западный	1а(ю)	КрII	4,70	5,30	0,89	0,40	0,93	0,37	7,55

22	1 СЗП	2 восточный	3(ю)	КрП	5,10	5,60	0,91	0,40	0,94	0,38	5,86
23	1 СЗП	3 западный	2(ю)	КрП	5,20	5,75	0,90	0,40	0,94	0,38	6,30
24	8-9 ЮВП	2 восточный	12	КрП	4,40	6,20	0,71	0,40	0,82	0,33	21,95
25	8-9 ЮВП	3 западный	24	КрП	4,80	6,71	0,72	0,40	0,82	0,33	21,43
26	8-9 ЮВП	3 восточный	27	КрП	5,10	6,70	0,76	0,40	0,85	0,34	17,38
27	8-9 ЮВП	4 западный	34	КрП	4,90	6,40	0,77	0,40	0,85	0,34	17,00
28	8-9 ЮВП	1 восточный	6	КрП	4,90	6,38	0,77	0,40	0,86	0,34	16,80
29	8-9 ЮВП	4 западный	32	КрП	5,30	6,68	0,79	0,40	0,87	0,35	14,69
30	8-9 ЮВП	3 западный	22	КрП	5,50	6,90	0,80	0,40	0,87	0,35	14,39
31	8-9 ЮВП	2 западный	11а	КрП	4,60	5,75	0,80	0,40	0,88	0,35	14,16
32	8-9 ЮВП	1 западный	3	КрП	5,40	6,70	0,81	0,35	0,88	0,31	13,67
33	8-9 ЮВП	2 западный	13	КрП	5,30	6,57	0,81	0,40	0,88	0,35	13,62
34	8-9 ЮВП	2 западный	10а	КрП	4,60	5,70	0,81	0,40	0,88	0,35	13,59
35	8-9 ЮВП	3 западный	25'	КрП	4,80	5,85	0,82	0,40	0,89	0,36	12,52
36	8-9 ЮВП	2 западный	11	КрП	5,60	6,70	0,84	0,40	0,90	0,36	11,33
37	3 СВП	4 западный	26а	КрП	5,40	6,08	0,89	0,40	0,93	0,37	7,45
38	3 СВП	4 западный	26а'	КрП	5,40	6,10	0,89	0,40	0,93	0,37	7,66
39	3 СВП	5 восточный	32	КрП	5,00	6,05	0,83	0,40	0,89	0,36	12,06
40	3 СВП	5 западный	31	КрП	4,90	5,90	0,83	0,40	0,89	0,36	11,74