

ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ НАУКИ
ИНСТИТУТ ФИЗИКИ ЗЕМЛИ им. О.Ю. ШМИДТА РОССИЙСКОЙ
АКАДЕМИИ НАУК (ИФЗ РАН)

На правах рукописи

SVH/III

Жигульский Светлана Владимировна

**ИЗУЧЕНИЕ ВЗАИМОСВЯЗИ МЕЖДУ РАСКРЫТОСТЬЮ И
НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННЫМ СОСТОЯНИЕМ ТРЕЩИНЫ НА
ПРИМЕРЕ ТРЕЩИНОВАТОГО КОЛЛЕКТОРА НЕФТИ И ГАЗА**

Специальность 25.00.10

«Геофизика, геофизические методы поисков полезных ископаемых»

Диссертация на соискание ученой степени

кандидата технических наук

Научный руководитель:
Доктор физико-математических наук;
член корреспондент РАН
Тихоцкий С.А.

Москва – 2022 г.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	4
Глава 1. Критический обзор и анализ литературы	13
1. Напряженное состояние трещины	13
1.1. Напряженное состояние в точке	13
2.1. 2D напряженное состояние плоскости.....	15
3.1. 3D напряженное состояние плоскости.....	17
4.1. Круги мора в трехмерном пространстве (3D)	20
2. Критерии прочности трещины на сдвиг	23
1.1. Линейный критерий прочности	23
2.1. Динамический коэффициент трения.....	30
3.1. Нелинейный критерий прочности трещины на сдвиг	36
3. Напряженное состояние пласта.....	42
1.1. Основные термины и определения.....	42
2.1. Методы оценки минимального горизонтального напряжения (σ_{hmin}) ..	46
3.1. Методы оценки максимального горизонтального напряжения (σ_{Hmax})	48
4. Напряжения в околоскважинной зоне	50
1.1. Расчет напряжений в кольцевом пространстве.....	50
5. Расчет механической раскрытости трещины	55
1.1. Модель раскрытости Бартона-Бандиса	55
Глава 2. Критерии прочности трещины на сдвиг и исследование взаимосвязи между параметрами скважины и напряженным состоянием трещины	63
1. Сравнительный анализ линейного и нелинейного критериев прочности	63
2. Модель критически-напряженных трещин и данные по скважине	66
3. Определение коэффициента трения и построение схем корреляции	77
4. Выводы к Главе 2	82
Глава 3. Модель раскрытия Бартона-Бандиса, анализ чувствительности и численное моделирование	84

1. Анализ чувствительности модели Бартона-Бандиса	84
2. Численное моделирование трещиноватого резервуара	92
3. Выводы к Главе 3	103
Глава 4. Критически напряженное состояние трещины и расчет величины раскрытия в околоскважинном пространстве	106
1. Методика оценки напряженного состояния и раскрытия трещины в околоскважинной зоне	106
2. Адаптация модели критически напряженных трещин на данные микроимиджера	115
3. Выводы к Главе 4	125
Заключение	128
Список сокращений	130
Список литературы	131
Приложение А	141
Приложение Б	142

ВВЕДЕНИЕ

Геомеханика в нефтегазовом деле является относительно новым направлением, импульс к развитию которого был задан новыми технологическими вызовами, которые стояли перед нефтяной отраслью. Изменение ресурсной базы в сторону увеличения доли низкопроницаемых коллекторов в условиях меняющейся конъюнктуры страны и изменение геолого-технических условий бурения скважин являлось триггером развития геомеханического направления. Это объясняется несколькими факторами, попробуем каждый из них рассмотреть в отдельности.

Во-первых, резко возросли масштабы бурения скважин сложной конструкции (многоствольные и многозабойные наклонно-направленные скважины) это в свою очередь потребовало решение сложных инженерных задач, что дало очевидное основание и в дальнейшем ускорило развитие геомеханического направления [Альчибаев и др., 2017]. В данном контексте геомеханика решает такие задачи как оценка устойчивости ствола скважины с последующим выбором оптимальной конструкции ствола скважины и плотности бурового раствора для обеспечения стабильности стенок скважины и в тоже время для предотвращения рисков, связанных с непреднамеренным разрывом горной породы, за которым следуют катастрофические поглощения бурового раствора. Наличие интервалов несовместимого бурения выдвигает определенные требования к конструкции ствола скважины (количество колон и глубинам посадки башмаков). К примеру, бурение в условиях аномального высокого порового давления является сложной технологической задачей, часть решения которой основывается на геомеханических расчетах и представлениях о генезисе избыточного порового давления.

Во-вторых, переход от непромышленных коллекторов к промышленным осуществляется посредством внедрения той или иной технологии добычи. Широкое распространение получила технология гидроразрыва пласта, начало ее масштабного применения связано с так называемой «сланцевой революцией» в Соединенных Штатах. Роль геомеханики в данном направлении состоит в том, чтобы понять какая технология гидроразрыва будет максимально эффективной для разрабатываемого пласта. Для различных механических фаций (группа отложений со схожими механическими свойствами) будет характерна разная технология гидроразрыва. На территории России гидроразрыв пласта активно применяется для освоения коллекторов с проницаемостью менее 2мД [Жигульский и Лукин, 2018]. Определяющим в случае нефтематеринских пород является поиск перспективных объектов для дальнейшего освоения, это отложения, которые характеризуются повышенной хрупкостью и наличием естественной

трещиноватости, что в свою очередь позволяет простимулировать больший объем породы и повысить эффективность освоения таких коллекторов.

В-третьих, помимо разработки коллекторов с низкими фильтрационно-емкостными свойствами (ФЕС), значительная доля в нефтегазовом секторе принадлежит трещинным коллекторам. Бурение в таких резервуарах довольно часто сопровождается потерями бурового раствора, полная потеря циркуляции приводит к невозможности дальнейшего бурения скважины без кальматации призабойной зоны. В данном случае, геомеханическое моделирование применяется для оценки давления начала раскрытия существующих трещин. Сложность освоения таких коллекторов заключается также в том, чтобы оценить оптимальный режим работы скважины для эффективного вовлечения трещин в фильтрацию пластового флюида. Очень высокая депрессия может привести к значительному снижению проницаемости трещин, в следствие чего добычные показатели будут ниже ожидаемых. Также для таких коллекторов характерным является резкий рост обводненности за счет хорошей связанности коллектора, обусловленной развитием макро- и микротрещиноватости.

В-четвертых, в процессе добычи неизбежным является изменение пластового давления, как в условиях истощения пласта, так и при наличии системы поддержания пластового давления (ППД). Прогноз напряженно-деформированного состояния на начальный (в отсутствии разработки) и на заданный период времени (с учетом разработки) позволяет оценить риски, связанные с автоГРП, преждевременными прорывами в добывающих скважинах, оседанием дневной поверхности, активацией разрывных нарушений и трещин.

Исходя из вышеописанных направлений применения геомеханического моделирования, можно сделать заключение о том, что геомеханика сопровождает весь цикл освоения месторождения, начиная с формирования программы геологоразведочных работ и завершая методами интенсификации добычи. В связи с этим геомеханическое направление является кросс-функциональным, так как консолидирует геолого-геофизическую информацию (ГИС, сейсмическую интерпретацию) и геолого-гидродинамическое моделирование, данные о процессе бурения скважины (геолого-технологические исследования) и освоения (промыслово-геофизические исследования – ПГИ, информацию о работе скважины).

Актуальность темы исследования. В данной же работе раскрывается вопрос о применении геомеханического моделирования для повышения эффективности освоения трещиноватых пород, а именно оценка напряженно-деформированного состояния

трещинного коллектора с целью определения параметров трещин (их критически напряженного состояния и раскрытости) в околоскважинной зоне. Рассматриваются несколько подходов к исследованию критически напряженного состояния трещин с применением линейного (критерий сухого трения) и нелинейного критериев прочности трещины на сдвиг (критерий Н. Бартона) [Barton, 1973; Barton and Choubey, 1977]. Под критически напряженной трещиной далее будет пониматься точка на диаграмме Мора, которая расположена выше линии сухого трения [Дубиня, 2018].

Исследуется напряженное состояние трещин, на примере трещинного коллектора рифейского возраста, в комплексе с данными о продуктивности скважины. Рассматривается один из подходов оценки коэффициента трения трещиноватой породы на основе данных о флюидопроводимости трещин по выполненным скважинным исследованиям в предположении о том, что флюидопроводящие трещины являются критически напряженными [Barton et al., 1994]. Зная действующие напряжения в пласте, по результатам построения одномерной геомеханической модели, и пространственную ориентацию трещины, по данным пластового микросканера, можно оценить такой параметр как раскрытие трещины по модели Бартона-Бандиса [Bandis et al., 1983]. Применяемый эмпирический подход по оценке раскрытости трещин находит подтверждение в трехмерном численном моделировании (3D) напряженно-деформированного состояния резервуара, где рассматривается система неупорядоченных трещин в поле однородных деформационных свойств, параметры трещин, такие как жесткость (нормальная и сдвиговая) варьируются для того, чтобы исследовать изменение критически напряженного состояния и раскрытости трещин. По результатам моделирования и проведенного анализа чувствительности модели Бартона-Бандиса к входным данным получены содержательные оценки раскрытости не противоречащие экспериментальным исследованиям. Это позволило перейти к разработке подхода оценки раскрытости и критически напряженного состояния трещин в условиях околоскважинного пространства. Для этого разбирается решение задачи о концентрации напряжений в скважине заданной ориентации [Kirsch, 1898], в которой существует трещина заданной ориентации. Результаты расчетов показываются на диаграмме Кулона-Мора, а также в виде синусоиды на изображении пластового микросканера имиджера. Для этого была написана программа, которая позволяет построить синусоиду по наблюдаемой трещине на имиджере, синусоида содержит два атрибута: раскрытость трещины, рассчитанная по модели Бартона-Бандиса и критически напряженное состояние трещины. Данный инструмент был апробирован на двух скважинах, которые вскрывают отложения рифейского комплекса, одна скважина

вертикальная (поисково-оценочная) и вторая скважина с горизонтальным окончанием (эксплуатационная).

Степень разработанности темы исследования. В диссертационной работе предлагается несколько решений по изучению трещинных коллекторов, которые позволяют увеличить эффективность бурения за счет снижения рисков поглощения бурового раствора и локализовать зоны повышенной флюидопроводимости. Полученные в ходе диссертационного исследования результаты могут быть использованы для решения проблем освоения и разработки месторождений углеводородов, характеризующихся значительным вкладом естественных трещин в фильтрационно-емкостные свойства пород коллекторов. Учитывая, что такие месторождения все активнее вовлекаются в работу, можно с уверенностью говорить о высокой актуальности выбранной темы и ценности, полученных результатов.

Цель работы

Проведение параметрического исследования критически напряженного состояния системы трещин по различным критериям прочности с последующим формированием корреляций между данными о продуктивности скважин и геомеханическими параметрами трещин. Разработать подход по оценке критически напряженного состояния и раскрытости системы трещин в околоскважинной зоне с применением методов геомеханического моделирования.

Достижение поставленной цели потребовало решение следующих задач:

1. Проанализировать методы оценки критически напряженного состояния трещины по линейному (критерий сухого трения) и по нелинейному критерию (Н. Бартона). Провести сопоставление результатов моделирования критически напряженного состояния трещины по указанным критериям и выявление последующих ограничений применяемой модели активации трещины.
2. Исследовать взаимосвязь между критически напряженным состоянием трещины и данными о флюидопроводимости естественных трещин по результатам интерпретации специальных геофизических исследований и информации о продуктивности скважины для подтверждения наличия связи между критически напряженными и флюидопроводящими трещинами, необходимой для обоснования достижимости целей, поставленных в рамках исследования.
3. Рассмотреть условия применимости модели Бартона-Бандиса для оценки раскрытости трещины в трещинном коллекторе нефти и газа. Описать типы исследований, необходимые для определения основных параметров, входящих в модель. Провести анализ

чувствительности модели к исходным данным и проверку результатов оценки раскрытости трещин численным моделированием.

4. Предложить подход к оценке напряженного состояния и раскрытости трещины в околоскважинной зоне с последующим отображением результатов моделирования на изображение пластового микросканера для последующей адаптации модели и увеличения прогнозирующей способности.

Научная новизна

1. Разработанный подход по оценке напряженного состояния трещин в околоскважинном пространстве с последующим расчетом раскрытости и реализация возможности отображения результатов моделирования на данные пластового микросканера является новым подходом, который ранее не описывался в литературных источниках.
2. Результаты моделирования показали высокую сходимость с данными пластового микросканера, показано, что «видимая» область трещины на имиджере (контраст свойств трещины по отношению к свойствам вмещающей породы) характеризуется большей раскрытостью по модели Бартона-Бандиса; также данная область трещины является критически напряженной.
3. Сформулированы основные ограничения и неопределенности, связанные с использованием той или иной модели критически напряженного состояния трещины и модели раскрытости Бартона-Бандиса. Предложены способы снижения неопределенностей за счет проведения экспериментальных исследований, а также численного моделирования.
4. На примере трещинного коллектора рифейского возраста выявлено, что большее влияние на продуктивность скважины оказывает длина фрагмента ствола в зоне критически напряженных трещин, количество критически напряженных трещин и результирующее напряжение. Впервые продемонстрированы результаты оценки коэффициента трения породы на основе данных о наличии или отсутствии флюидопроводящих трещин в скважине.

Научные положения, выносимые на защиту:

1. Основными параметрами, определяющими переход трещины в критически напряженное состояние при заданном напряженно-деформированном состоянии, являются: отношение прочности на сжатие материала стенки трещины (JCS) к эффективному нормальному напряжению и коэффициент шероховатости трещины (JRC). Чем выше коэффициент шероховатости трещины, тем большее отклонение наблюдается между пределом

прочности, определяемым по линейному и нелинейному (Н. Бартона) критериям прочности трещины на сдвиг.

2. Наблюдается корреляция между коэффициентом продуктивности скважины и параметрами: результирующее напряжение, действующее на плоскость трещины, длина фрагмента ствола в зоне критически напряженных трещин и количество критически напряженных трещин, что подтверждает гипотезу о том, что критически напряженные трещины является флюидопроводящими.
3. Модель Бартона-Бандиса может быть применена для оценки раскрытости трещин в трещинных коллекторах. Результаты численного моделирования дают оценку раскрытия, согласующуюся с имеющимися экспериментальными данными. Оценки раскрытия с использованием модели Бартона-Бандиса имеют высокую чувствительность к параметрам: коэффициент шероховатости трещины (JRC) и прочность на сжатие материала стенки трещины (JCS).
4. Разработанная методика позволяет прогнозировать области повышенной флюидопроводимости в околоскважинной зоне в процессе бурения и освоения. Различное давление внутри ствола скважины, создаваемое буровым раствором, будет определять переход трещины в критически напряженное состояние и изменение ее раскрытости.

Теоретическая и практическая значимость работы

1. В работе показано, что критически напряженное состояние и раскрытость трещины зависит не только от величины и направления пластовых напряжений (по отношению к ориентации трещины), также значимым является ориентация ствола скважины и действующие напряжения в околоскважинной зоне. Предложена методика выбора забойного давления для обеспечения максимальной продуктивности скважины и плотности бурового раствора для снижения рисков поглощения на примере трещинного коллектора нефти и газа.
2. Новый подход к оценке раскрытости трещины с последующим анализом и сопоставлением с исследованиями пластовых микросканеров может быть применен также и при решении обратной задачи, а именно для адаптации модели и поиск решений по определению характеристик трещины по модели Бартона-Бандиса, таких как коэффициент шероховатости (JRC).
3. Были получены корреляции между коэффициентом продуктивности скважины и геомеханическими параметрами трещин на примере трещинного коллектора. Это позволяет сделать вывод о том, что для прогноза зон, перспективных для бурения, в случае трещинных коллекторов, также следует учитывать геомеханическую оценку критически напряженного состояния и раскрытости трещин.

4. По результатам проведенного исследования был зарегистрирован один патент №2728039 (Способ (варианты) и система (варианты) определения траектории бурения скважины) и получено одно свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ №2021667371 (Программа для выбора оптимального забойного давления в процессе разработки и плотности бурового раствора в процессе бурения на основе расчета активности/проводимости плоскости разрыва (разлома или трещины)).

Объем и структура работы

Диссертация состоит из введения, четырех глав и заключения, содержит 142 страницы, 76 рисунка, 10 таблиц, два приложения и список литературы из наименований.

Личный вклад

Соискателем был выполнен обзор литературы, анализ существующих подходов к оценке напряженного состояния трещины, проведено сравнение различных критериев прочности трещины, отдельно рассмотрены линейный критерий (критерий сухого трения) и нелинейный критерий (Н. Бартона), на примере трещинного коллектора нефти и газа продемонстрирована возможность применения анализа критически напряженного состояния трещины для последующей корреляции с данными о продуктивности скважины, также в совокупности рассматриваются различные свойства трещин в контексте определения интервалов повышенной флюидопроводимости пласта, разработан метод прогноза критически напряженного состояния и раскрытости трещины в околоскважинной зоне и последующего сопоставления с данными пластового микросканера, проведено численное моделирование трещиноватого пласта для подтверждения ранее выполненных оценок раскрытости системы трещин по модели Бартона-Бандиса.

Апробация работы

По теме работы автором опубликовано 10 печатных работ, из которых 3 статьи в журналах, включенных в перечень российских рецензируемых научных журналов и изданий для опубликования основных научных результатов диссертации, рекомендованных ВАК, и 2 расширенных тезиса, цитируемых в системе SCOPUS, получен один патент на изобретение и одно свидетельство о регистрации программы для ЭВМ.

Результаты работ представлены на: Российской нефтегазовой технической конференции SPE 15 – 17 октября 2018 г., Москва; Российской нефтегазовой технической конференции SPE 22 – 24 октября 2019 г., Москва; Международной конференции «Future Petroleum Engineers forum» 2019 г. (г. Пекин, Китайский нефтяной университет, 2019 г.); Научная конференция молодых ученых и аспирантов ИФЗ РАН 2019 г.; ARMA 54th U.S.

rock mechanics/geomechanics symposium, 2020 (online); Научная конференция молодых ученых и аспирантов ИФЗ РАН 2020 г.

Публикации:

1. Жигульский С.В., Ротару А.В., Лукин С.В., Калинин О.Ю. и др. Прогноз критически-напряженной трещиноватости на основе тектонофизического и геомеханического моделирования на примере рифейского трещиноватого карбонатного резервуара Восточной Сибири // Нефтяное Хозяйство. 2017. №12. С. 24-27.
2. Жигульский С.В., Тихоцкий С.А. Оценка раскрытости системы трещин в условиях изменения коэффициента шероховатости трещины на основе данных о напряженно-деформированном состоянии/ УДК 550.8.013// Бурение и нефть 7-8/2020.
3. Жигульский С.В., Лукин С.В. Геомеханическое и микросейсмическое сопровождение гидроразрыва пласта в сланцевой формации/ УДК 622.276.66/ Геофизика 4.2018.
4. Жигульский С., Ротару А., Курбанов В. И др., Анализ критически напряженной трещиноватости с восстановлением тектонических стрессов для ранжирования площади по перспективности добычи на примере рифейского карбонатного трещиноватого коллектора/ SPE-191627-18RPTC-RU// Российская нефтегазовая техническая конференция SPE, 15-17 октября 2018, Москва
5. Жигульский С., Оценка гидравлической апертуры трещин на основе детальной геомеханической модели: миф или реальность в условиях сложных трещинных коллекторов/ SPE-196896-RU// Российская нефтегазовая техническая конференция SPE, 22-24 октября 2019, Москва.
6. Жигульский С.В. Анализ влияния шероховатости трещины на параметр раскрытости. Тезисы доклада. Научная конференция молодых ученых и аспирантов ИФЗ РАН 2020.
7. Жигульский С.В. Изучение взаимосвязи между продуктивностью скважин и напряженно-деформированным состоянием на примере трещиноватого коллектора. Тезисы доклада. Научная конференция молодых ученых и аспирантов ИФЗ РАН 2019.
8. Konoshonkin D., Churochkin I., Konoshonkina N., Belozarov V., Zhigulskiy S. Methodology of stepwise multi-scale stress inversion for predicting fault tectonics and fracturing: case study for prejurassic complex of Tomsk region. Professional geological research and exploration scientific seminar 2019, Progress 2019, Sochi.

9. Zhigulskiy S.V. Destabilization of fractures under conditions of reservoir pressure depletion/ 54th U.S. ROCK MECHANICS/GEOMECHANICS SYMPOSIUM, 2020
10. Zhigulskiy S.V. Multivariate models of critically stressed fractures and its validation to well completion dataМеждународной конференции «Future Petroleum Engineers forum» 2019 г. (г. Пекин, Китайский нефтяной университет, 2019 г.)

Благодарность

Автор выражает глубокую благодарность и признательность своему научному руководителю доктору физ.-мат. наук Тихоцкому С.А. за поддержку и содержательные консультации. Отдельная благодарность за плодотворное сотрудничество и возможность реализации ряда идей в виде программного инструмента Гунькину А.В. (Санкт-Петербургский Горный университет), за кристаллизацию направления работ Овчаренко Ю.В. (ООО «Газпромнефть НТЦ»), за конструктивные беседы Дубине Н.В., Баяк И.О. (Институт физики Земли им. О. Ю. Шмидта), за советы: Лукину С.В., Базырову И.Ш., Митяеву М.Ю. (ООО «Газпромнефть НТЦ»), Гарагашу И.А. (Институт физики Земли им. О. Ю. Шмидта), за возможность проведения ряда интересных исследований: Фокину И.В., Гизатуллину Д.М., Эфстадиу В.А. (Институт физики Земли им. О. Ю. Шмидта), за сотрудничество: Рыжикову П., Еремееву А., Максимову Д.А., Задворнову Д.А. (Шлюмберже). Автор также благодарит ООО «Газпромнефть НТЦ» и Керимову Э.Р. (ООО «Газпромнефть НТЦ») за возможность публикации результатов работ.

Особую благодарность за непрерывную поддержку и мотивацию автор выражает своим близким Жигульскому В.В., Жигульской Е.Я..

ГЛАВА 1. КРИТИЧЕСКИЙ ОБЗОР И АНАЛИЗ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Напряженное состояние трещины

1.1. Напряженное состояние в точке

Напряженное состояние в точке пространства определяется совокупностью напряжений, действующих на любую площадку, проходящую через данную точку [Власов, 2006]. Представим себе поперечное сечение тела внутри которого находится точка O , выберем произвольную площадку с бесконечно малой площадью (ΔA), на которой действует сила ($\Delta \vec{F}$), вектор напряжения (полного напряжения) будет определяться следующим образом:

$$\vec{p} = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta \vec{F}}{\Delta A} \quad (1.1)$$

Как показано на (Рисунок 1) к площадке, которая проходит через точку O действует вектор нормали (\vec{n}), но таких площадок может быть бесконечное количество и для каждой из них будет собственный вектор нормали. В таком случае, величина вектора полного напряжения будет зависеть от направления вектора нормали и выражаться через:

$$\vec{p}_n = \vec{p}(\vec{n}) \quad (1.2)$$

Так как направление полного напряжения в общем случае не совпадает с вектором нормали к площадке, можно разложить \vec{p}_n на две составляющие: нормальное (σ_n) и касательное (τ) напряжения.

$$\sigma_n = p \cos \alpha \quad (1.3)$$

$$\tau = p \sin \alpha \quad (1.4)$$

И тогда полное напряжение (p_n) очевидно будет:

$$p_n = \sqrt{\sigma_n^2 + \tau^2} \quad (1.5)$$

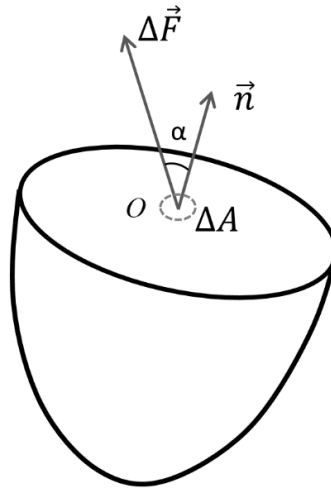


Рисунок 1 Напряженное состояние в точке O

Сейчас попробуем себе представить, что через точку O можно провести три взаимно перпендикулярные плоскости, которые параллельны осям принятой системы координат, удобным является использование декартовой системы координат. По данным плоскостям построим параллелепипед ребра которого принимаются бесконечно малыми. На каждой площадке параллелепипеда будет действовать собственный вектор полного напряжения, тем самым напряжение можно в каждой площадке можно разложить на три взаимно перпендикулярные компоненты: нормальное напряжение (σ_n), направленное перпендикулярно площадке и два касательных напряжения (τ), направленных вдоль координатных осей. Итого напряженное состояние в точке описывается девятью компонентами напряжений: три нормальных и шесть касательных. Если известны напряжения в трех взаимно перпендикулярных плоскостях, которые проходят через точку, то мы знаем напряжение, действующее на любой площадке, которая проходит через данную точку.

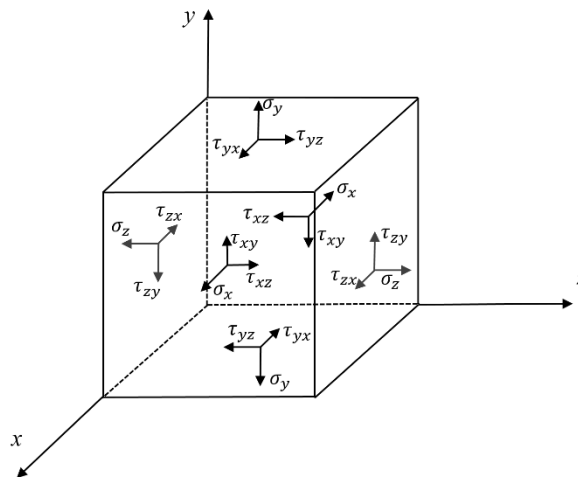


Рисунок 2 Напряженное состояние в системе координат (x, y, z)

Напряжение является тензором второго ранга (σ_{ij} , где индексы i и j меняются от 1 до 3 и обозначают оси x, y, z). Существует несколько форм записи тензора напряжений, воспользуемся формой записи через σ_{ij} , тогда напряженное состояние выражается следующим образом:

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (1.6)$$

Отметим, что τ_{xz} эквивалентно σ_{xz} .

Применяя закон о парности касательных напряжений, по которому: $\sigma_{xy} = \sigma_{yx}$, $\sigma_{xz} = \sigma_{zx}$, $\sigma_{yz} = \sigma_{zy}$, достаточно знать шесть компонент напряжений, чтобы описать напряженное состояние любой площадки, проходящую через заданную точку.

При повороте элемента (параллелепипеда) относительно осей выбранной системы координат всегда можно найти такой сценарий, в котором на трех взаимно перпендикулярных площадках касательные напряжения будут равны 0, а направления нормальных напряжений совпадать с осями системы координаты. Эти оси будут называться главными, а действующие нормальные напряжения – главными напряжениями и обозначаться индексами 1, 2, 3. Между напряжениями будет существовать следующая зависимость: $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ и тензор главных напряжений записывается следующим образом:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix} \quad (1.7)$$

Существует три вида напряженного состояния:

- Трехосное (3D, объемное), когда все три напряжения не равны друг другу
- Двухосное (2D, плоское), когда два напряжения равны друг другу, к примеру $\sigma_2 = \sigma_3$
- Одноосное, когда действует только одно напряжение, а другие два равны 0.

В дальнейшем в работе речь будет идти о пластовых напряжениях в предположении, что они являются главными напряжениями.

2.1. 2D напряженное состояние плоскости

Напряженное состояние произвольно ориентированной плоскости (будь то трещина или другой тип разрыва в породе) в двумерном пространстве графически можно отобразить на диаграмме Мора, где по оси абсцисс показывается эффективное нормальное

напряжение и по оси ординат касательное напряжение, действующие на плоскость. Так как термин эффективное напряжение используется впервые, попробуем его раскрыть. Эффективное напряжение есть напряжение, которое действует на твердую составляющую породы и выражается как разница между полным напряжением (в данном случае нормальное напряжение) и поровым давлением (давлением флюида, содержащегося в порах).

Рассмотрим случай, когда в массиве действуют главные напряжения σ_1 и σ_3 . Зададим плоскость разрыва, которая будет находиться под углом альфа к действующему главному напряжению σ_3 (Рисунок 3). Напряженное состояние разрыва будет описываться двумя напряжениями: перпендикулярно разрыву действует нормальное напряжение (σ_n) и вдоль плоскости разрыва касательное напряжение (τ).

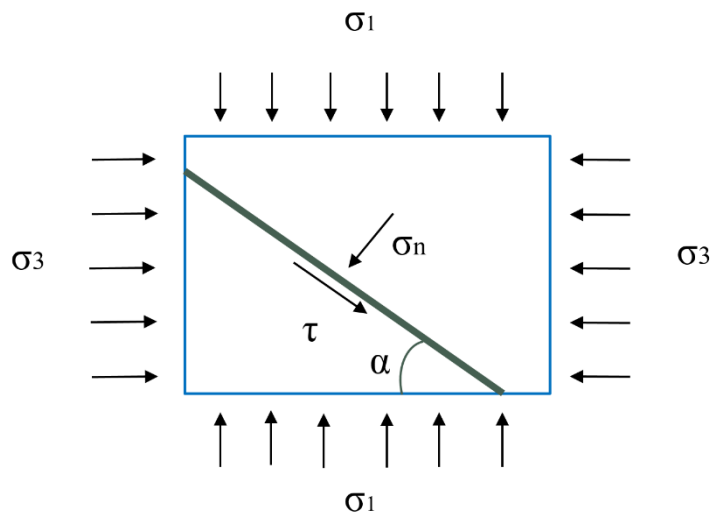


Рисунок 3 Напряженное состояние плоскости разрыва в 2D напряженном состоянии

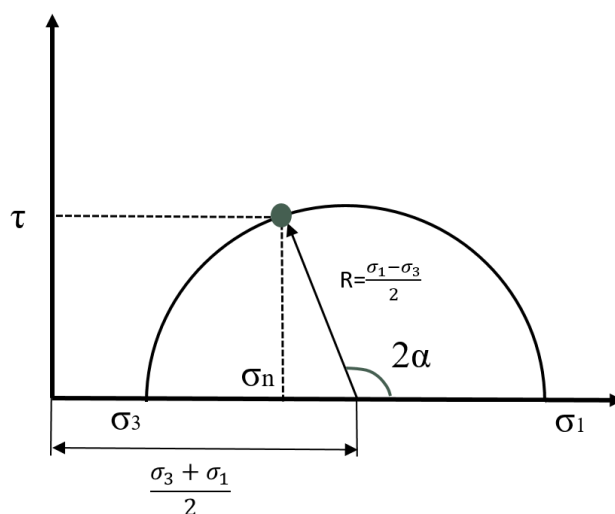


Рисунок 4 Напряженное состояние плоскости разрыва на круге Мора

Нормальное и касательное напряжения, действующие на разрыв можно выразить следующим образом через главные напряжения [Fjær et al., 2008]:

$$\sigma_n = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) + \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)\cos 2\alpha \quad (1.8)$$

$$\tau = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)\sin 2\alpha \quad (1.9)$$

Следует, что при изменении угла альфа от 0 до 360 градусов получаем комбинацию нормального и касательного напряжений, которые описывают один круг Мора для заданных σ_1 и σ_3 главных напряжений. Центру круга будет соответствовать точка с координатами $(\frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3), 0)$, тогда как радиус круга равен $\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)$ (Рисунок 4). Плоскость разрыва на круге Мора показана в виде точки.

Такая упрощенная формула расчета напряжений на плоскость разрыва применяется в случае равенства двух компонент напряжений, к примеру, $\sigma_3 = \sigma_2$. Проведение исследований на керне в условиях псевдо-трёхосного сжатия позволяет использовать данные выражения для расчета напряжений на плоскости разрыва.

3.1. 3D напряженное состояние плоскости

Напряженное состояние произвольно ориентированной плоскости в трехмерном пространстве требует знание направления и магнитуды трех главных напряжений, а также ориентацию плоскости в географической системе координат. Плоскость как структурный/геологический объект характеризуется азимутом падения и углом падения. Система координат плоскости разрыва (трещины) и главных напряжений отличаются поэтому для изменения одного базиса на другой требуется рассчитать матрицу поворота R_{PG} следующим образом:

$$R_{PG} = \begin{bmatrix} \cos\alpha\cos\beta & \sin\alpha\cos\beta & -\sin\beta \\ \cos\alpha\sin\beta\sin\gamma - \sin\alpha\cos\gamma & \sin\alpha\sin\beta\sin\gamma + \cos\alpha\cos\gamma & \cos\beta\sin\gamma \\ \cos\alpha\sin\beta\cos\gamma + \sin\alpha\sin\gamma & \sin\alpha\sin\beta\cos\gamma - \cos\alpha\sin\gamma & \cos\beta\cos\gamma \end{bmatrix} \quad (1.10)$$

Углы α, β, γ показаны на рисунке ниже, система координат главных напряжений имеет базис (x_1, x_2, x_3) , данные углы еще носят название углы Эйлера.

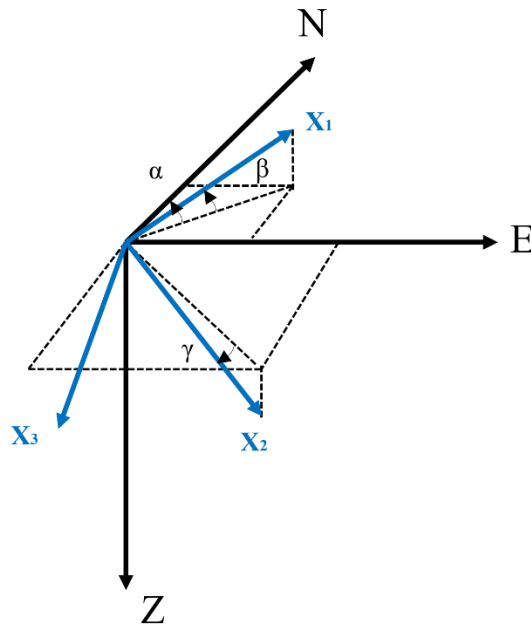


Рисунок 5 Изменение базиса системы координат главных напряжений на базис географической системы координат

Ниже приведена таблица с возможными значениями углов в случае, когда вертикальное напряжение есть главное напряжение для трех геодинамических режимов:

Таблица 1 Углы поворота системы координат

Режим напряжений	Нормальный/ сбросовый	Сдвиговый	Взбросовый
α	Азимут S_{\min}	Азимут S_{\max}	Азимут S_{\max}
β	90	0	0
γ	0	90	0

После определения матрицы поворота конвертация одного базиса в другой выполняется через уравнения [Markou and Papanastasiou, 2018]:

$$S_P = R_{PG} S_G R_{PG}^T, \quad (1.11)$$

в случае, когда конвертируем в базис системы координат главных напряжений

S_P - тензор напряжений

$$S_G = R_{PG} S_P R_{PG}^T \quad (1.12)$$

в случае, когда конвертируем в базис географической системы координат

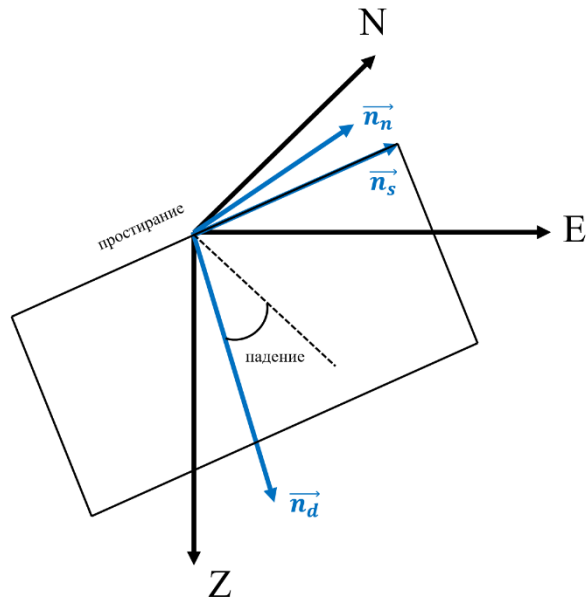


Рисунок 6 Основные векторы, которые описывают ориентацию плоскости в географической системе координат: \vec{n}_n - вектор нормали к плоскости, \vec{n}_s - вектор линии простирания, \vec{n}_d - вектор линии падения

Положение плоскости в географической системе координат определяется через три вектора: вектор нормали к плоскости (\vec{n}_n), вектор простирания (\vec{n}_s) и падения плоскости (\vec{n}_d). Данные вектора можно определить, зная угол падения плоскости и азимут простирания.

$$n_n = \begin{bmatrix} -\sin(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \\ \cos(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \\ -\cos(\text{угол падения}) \end{bmatrix} \quad (1.13)$$

$$n_s = \begin{bmatrix} \cos(\text{азимут простирания}) \\ \sin(\text{азимут простирания}) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (1.14)$$

$$n_d = \begin{bmatrix} -\sin(\text{азимут простирания}) \cos(\text{угол падения}) \\ \cos(\text{азимут простирания}) \cos(\text{угол падения}) \\ \sin(\text{угол падения}) \end{bmatrix} \quad (1.15)$$

Определяем вектор напряжения к плоскости разрыва p умножая вектор нормали к плоскости и тензор напряжений в базисе географической системы:

$$p = S_G n_n \quad (1.16)$$

Нормальное напряжение, действующее на плоскость трещины равно произведению двух векторов:

$$\sigma_n = p * n_n \quad (1.17)$$

Если попробовать выразить данное уравнение через компоненты тензора напряжений и вектора нормали получим:

$$\sigma_n = p * n_n = \sigma_{11}n_{n1}^2 + \sigma_{22}n_{n2}^2 + \sigma_{33}n_{n3}^2 + 2(\sigma_{12}n_{n1}n_{n2} + \sigma_{23}n_{n2}n_{n3} + \sigma_{13}n_{n1}n_{n3}) \quad (1.18)$$

У сдвигового напряжения в отличии от нормального, есть две составляющие, одна совпадает с линией падения (τ_d), вторая с линией простираия (τ_s).

$$\begin{cases} \tau_d = p * n_d \\ \tau_s = p * n_s \end{cases} \quad (1.19)$$

Полное сдвиговое напряжение будет определяется следующим образом:

$$\tau = \sqrt{\tau_s^2 + \tau_d^2} \quad (1.20)$$

Также можно провести расчет касательного напряжения через нормальное напряжение и единичный вектор нормали к плоскости:

$$\tau = \sqrt{p^2 + \sigma_n^2} \quad (1.21)$$

$$p^2 = p_1^2 + p_2^2 + p_3^2 \quad (1.22)$$

$$p_1 = \sigma_{11}n_{n1} + \sigma_{12}n_{n2} + \sigma_{13}n_{n3} \quad (1.23)$$

$$p_2 = \sigma_{21}n_{n1} + \sigma_{22}n_{n2} + \sigma_{23}n_{n3} \quad (1.24)$$

$$p_3 = \sigma_{31}n_{n1} + \sigma_{32}n_{n2} + \sigma_{33}n_{n3} \quad (1.25)$$

p_1, p_2, p_3 - компоненты вектора полного напряжения к плоскости.

4.1. Круги мора в трехмерном пространстве (3D)

Если на заданной глубине известны направления действия главных напряжений, и пространственная ориентация трещины (азимут и угол падения), то могут быть определены направляющие косинусы нормали к трещине в пространстве главных осей тензора напряжений: l – косинус угла между нормалью к рассматриваемой площадке и направлением действия максимального главного напряжения σ_1 , m - косинус угла между нормалью к рассматриваемой площадке и направлением действия максимального главного напряжения σ_2 , n - косинус угла между нормалью к рассматриваемой площадке и направлением действия максимального главного напряжения σ_3 .

$$l = \cos(\vec{T}, \vec{\sigma}_1) \quad (1.26)$$

$$m = \cos(\vec{T}, \vec{\sigma}_2) \quad (1.27)$$

$$n = \cos(\vec{T}, \vec{\sigma}_3) \quad (1.28)$$

\vec{T} - нормальный к трещине вектор

$\vec{\sigma}_1, \vec{\sigma}_2, \vec{\sigma}_3$ – направления действия соответствующих главных напряжений

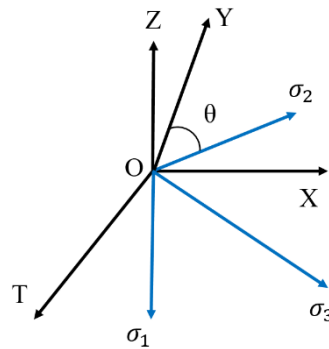


Рисунок 7 Нормальный к трещине вектор (OT) в координатах главных напряжений. θ - угол поворота горизонтальных осей.

Направляющие косинусы нормали к площадке для разных геодинамических режимов можно рассчитать следующим образом:

Сброс:

$$l = \cos(\text{угол падения}) \quad (1.29)$$

$$m = \sin(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \cos\theta - \cos(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \sin\theta \quad (1.30)$$

$$n = -\cos(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \cos\theta - \sin(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \sin\theta \quad (1.31)$$

Сдвиг:

$$l = \sin(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \cos\theta - \cos(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \sin\theta \quad (1.32)$$

$$m = \cos(\text{угол падения}) \quad (1.33)$$

$$n = -\cos(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \cos\theta - \sin(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \sin\theta \quad (1.34)$$

Взброс:

$$l = \sin(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \cos\theta - \cos(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \sin\theta \quad (1.35)$$

$$m = -\cos(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \cos\theta - \sin(\text{азимут простирания}) \sin(\text{угол падения}) \sin\theta \quad (1.36)$$

$$n = \cos(\text{угол падения}) \quad (1.37)$$

Нормальное и касательное напряжения, действующие на трещину можно выразить через направляющие косинусы в поле главных напряжений [Jaeger et al., 2007]:

$$\sigma_n = \sigma_2 + l^2(\sigma_1 - \sigma_2) + n^2(\sigma_3 - \sigma_2), \quad (1.38)$$

$$\tau^2 = \left(\frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}\right)^2 + l^2(\sigma_1 - \sigma_2)(\sigma_1 - \sigma_3) - \left(\sigma_n - \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2}\right)^2 \quad (1.39)$$

Выражения выше, определяющие точку на плоскости Мора эквивалентны системе уравнений [Xu et al., 2010]:

$$\left(\sigma_n - \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2}\right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}\right)^2 + l^2(\sigma_1 - \sigma_2)(\sigma_1 - \sigma_3) \quad (1.40)$$

$$\left(\sigma_n - \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}\right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}\right)^2 + m^2(\sigma_2 - \sigma_3)(\sigma_2 - \sigma_1) \quad (1.41)$$

$$\left(\sigma_n - \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}\right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}\right)^2 + n^2(\sigma_3 - \sigma_1)(\sigma_3 - \sigma_2) \quad (1.42)$$

Можно отметить, что данные выражения имеют форму: $(x - a)^2 + y^2 = r^2$, что соответствует форме круга, тем самым выражение выше определяет серию кругов, которые имеют центр в $(\sigma_2 + \sigma_3)/2$, для l , который меняется от -1 до 1. Минимальный диаметр круга равен $(\sigma_2 - \sigma_3)/2$, в данном случае $l = 0$ и максимальный диаметр равен $\sqrt{(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_2)(\sigma_1 - \sigma_3)}$, для $l = \pm 1$. Точка пересечения двух окружностей с радиусом l и n представляет собой трещину, на которую действует нормальное и касательное напряжения, рассчитанные по (1.38) и (1.39). [Markou and Papanastasiou, 2018]

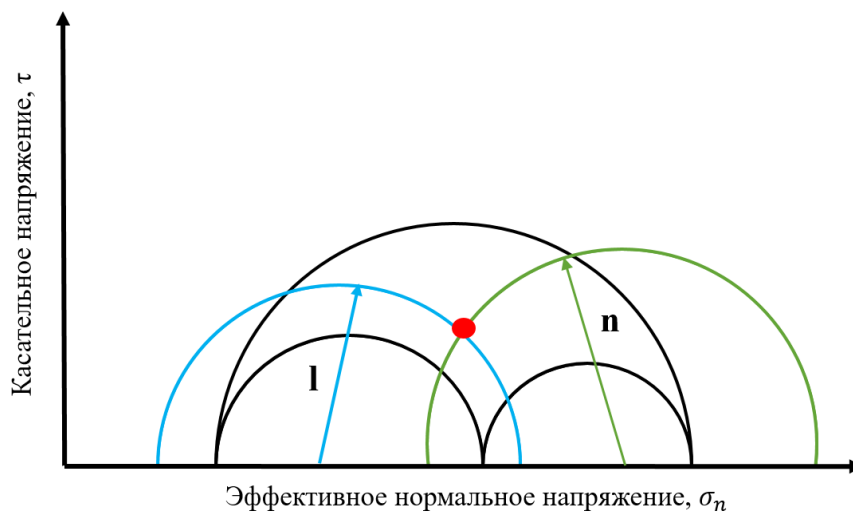


Рисунок 8 Трещина (красная точка) на плоскости Мора 3D

2. Критерии прочности трещины на сдвиг

1.1. Линейный критерий прочности

В горном массиве существует ряд неоднородностей различного масштаба и характера. Примером такой неоднородности являются макротрещины, по [Рац и Чернышев, 1970] такой структурный элемент представляет собой второй уровень неоднородности, тогда как нулевому уровню соответствуют крупные тектонические разрывы, связанные с региональными полями тектонических напряжений – глубинные разломы. Возвращаясь к макротрещинам, их характерный линейный размер меняется от десятков сантиметров до сотен метров.

Введем первостепенно одно определение, на котором будет основываться дальнейшая работа, под трещиной далее будет пониматься граница раздела, по которой претерпевает разрыв вектор смещения. На границе трещины смещения противоположных сторон либо отсутствуют, либо являются незначительными. [Багринцева, 1982] в своей работе описывала трещины как разрывы с довольно четкими границами, объяснив это хрупким и мгновенным характером образования трещины, в отличие от процесса формирования разрывного нарушения, который протекает более длительное время и сопровождается хрупко-пластическим поведением породы. Данная особенность является характерной отличительной чертой трещины и разрывного нарушения, в случае разрыва граница между вмещающей породой и разрывом практически стирается [Ребецкий и др., 2017]. Также для разрывного нарушения характерны видимые смещения слоев по разным сторонам бортов. Зона разрывного нарушения представляет собой сложную и комплексную структуру, которая включает сеть оперяющих трещин, так называемые индикаторы разрывного нарушения [Ребецкий, 2007].

Трещина рассматривается непосредственно как геометрический объект, который характеризуется длиной и раскрытием, и как геологический объект, который характеризуется углом и азимутом падения. Далее речь будет идти о трещиноватом коллекторе, но методы исследования напряженного состояния трещин также применимы и для разрывного нарушения, так как в модели любой разрыв (трещина либо разлом) описывается в виде плоскости. Напряженное состояние массива определяется девятью компонентами тензора напряжений, так как тензор напряжений симметричный, достаточно знать шесть компонент, чтобы определить напряженное состояние на любой площадке, проходящую через точку. Три напряжения из которых действуют по нормали к площадке и остальные три являются касательными. В случае трещины достаточно говорить о двух компонентах напряжений, это нормальное напряжение и касательное напряжение. Расчет

компонентов тензора напряжений и напряжений, действующих на плоскость подробно описан выше.

Поле напряжений в массиве с трещиной и без трещины отличается значительным образом, наличие трещины в массиве вносит определенное возмущение. Трещина является зоной ослабления, также можно назвать зоной пониженной прочности, тем самым увеличение количества трещин в массиве приводит к его разупрочнению. По этой причине применяемые критерии прочности в случае трещиноватой породы претерпевают некоторую модификацию. Многочисленные экспериментальные исследования трещиноватых пород позволили выявить некоторые закономерности распределения напряжений, действующих на плоскость разрыва. Первые выполненные исследования по данному направлению включали группу экспериментов по деформированию образцов различных горных пород под различным давлением бокового обжима, достигая очень высоких значений (до 20 кбар). Результаты исследований были формализованы в виде некоторого закона: «закон Байерли» - закон хрупкого разрушения горных пород [Byerlee, 1978]. Было показано, что установленная связь между нормальным и касательным напряжением в момент возникновения хрупкого разрушения в породе, содержащей трещину (в выборке участвовали как сплошные образцы, так и образцы, в которых предварительно была создана трещина искусственно или по результатам деформирования) хорошо описывается законом Кулона. По данному закону определяется критическое соотношение между нормальным и касательным напряжением, полученные выражения приведены в (1.43) - (1.44). В случае, когда напряжения, действующие в массиве, достигают критический уровень, происходит хрупкое разрушение образца по плоскости ослабления/пониженной прочности (Рисунок 9).

$$\tau = 0,85\sigma_n \text{ для } \sigma_n \leq 20 \text{ кбар} \quad (1.43)$$

$$\tau = 0,5\text{кбар} + 0,6\sigma_n \text{ для } 20 \text{ кбар} \leq \sigma_n \quad (1.44)$$

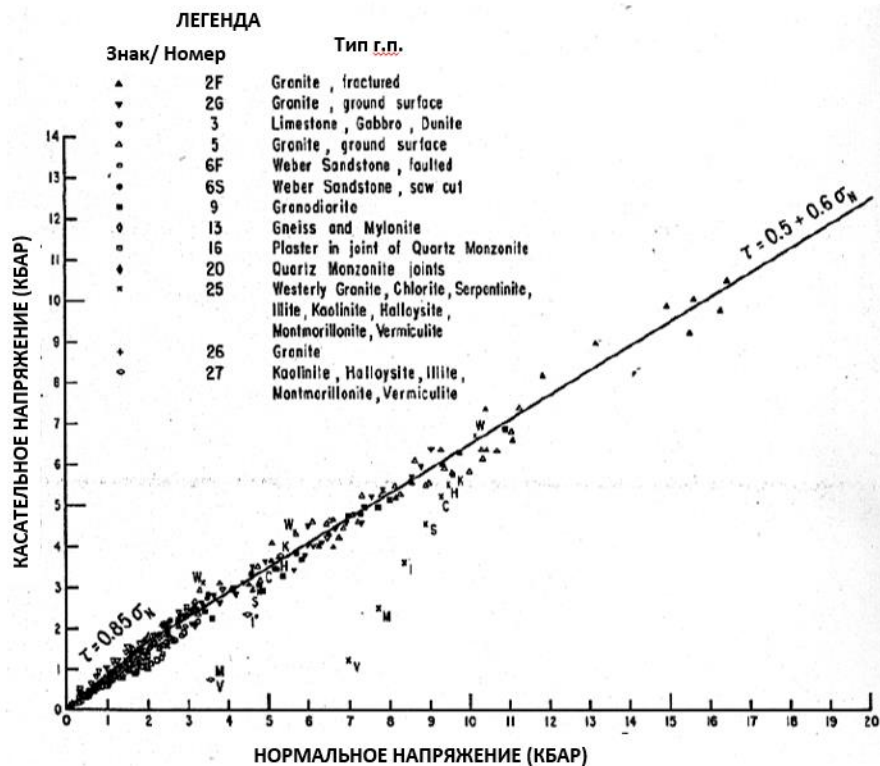


Рисунок 9 Закон Байерли, экспериментальные данные [Byerlee, 1978]

Следует отметить, что закон Байерли применим для трещин скола, в случае трещин отрыва действие касательных напряжений незначительное.

Также изучено влияние порового давления на процесс возникновения хрупкого разрушения, а именно: увеличение порового давления приводит к разупрочнению трещиноватого массива.

Довольно много открытых дискуссий на тему применимости данного закона для различных типов горных пород. Один из основных аргументов касательно ограниченности закона Байерли является то, что полученная кривая критерия прочности не описывает критически напряженные состояния, наблюдаемые в эксперименте в полном объеме и является некоторым осреднением. По текущей интерпретации в случае такой комбинации касательного и нормального напряжения как в эксперименте, ниже кривой по закону Байерли порода не должна испытывать хрупкое разрушение, тогда как в экспериментах наблюдается обратное.

В работе [Barton, 2016] показывается, что при невысоком нормальном напряжении линия, полученная через осреднение всего набора точек ($\tau = 0,85\sigma_n$), не описывает исследуемые напряженные состояния (Рисунок 10).

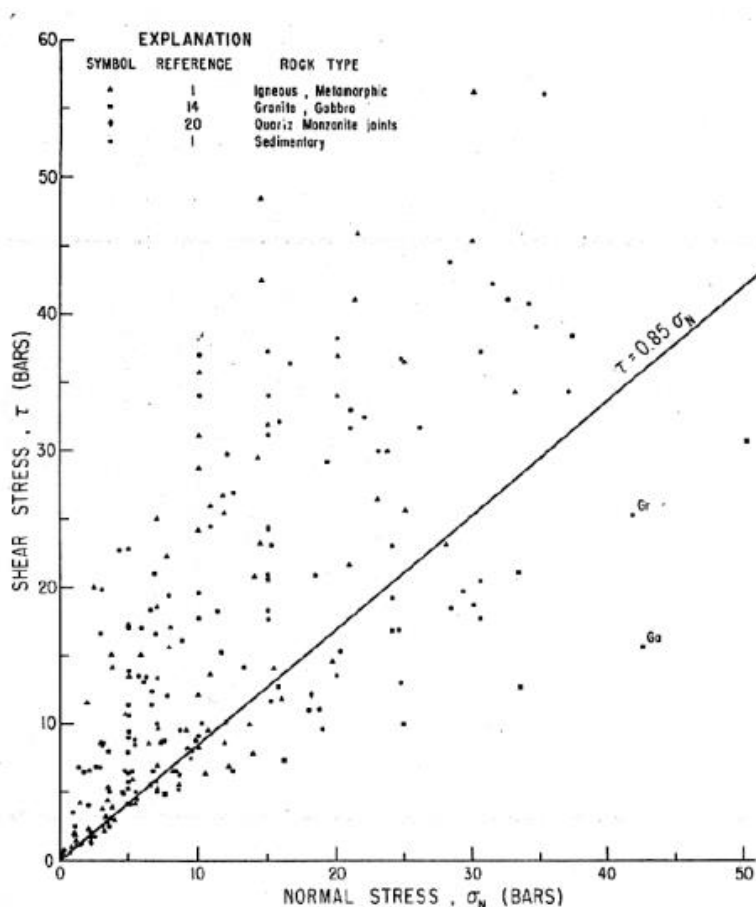


Рисунок 10 Закон Байерли при напряжениях менее 5 МПа. [Barton, 2016]

В работе авторов [Ребецкий и др., 2017] приводится другая интерпретация предельного критического состояния массива при возникновении хрупкого разрушения. Основанием для проведения новой интерпретации является то, что по результатам последних исследований в массиве, в котором уже существуют дефекты, хрупкое разрушение происходит не только с образованием новых трещин, а также посредством активации уже существующих разрывов. Поэтому авторы рассматривают не линию хрупкого разрушения как в законе Байерли, а «зону» хрупкого разрушения. Данная зона ограничивает область исследований, тем самым результаты экспериментальных исследований по определению критического состояния массива воспроизводятся в полном объеме.

Зона хрупкого разрушения в трещиноватом массиве описывается тремя участками [Ребецкий и др., 2017]:

$$\tau = 1 \text{ кбар} + 0,6\sigma'_n \quad \text{при} \quad 2,5\text{кбар} \leq \sigma'_n \leq 14 \text{ кбар} \quad (1.46)$$

$$\tau = 0,3 \text{ кбар} + 0,85\sigma'_n \quad \text{при} \quad \sigma'_n \leq 3 \text{ кбар} \quad (1.47)$$

$$\tau = 0,6\sigma'_n \quad \text{нижняя огибающая} \quad (1.48)$$

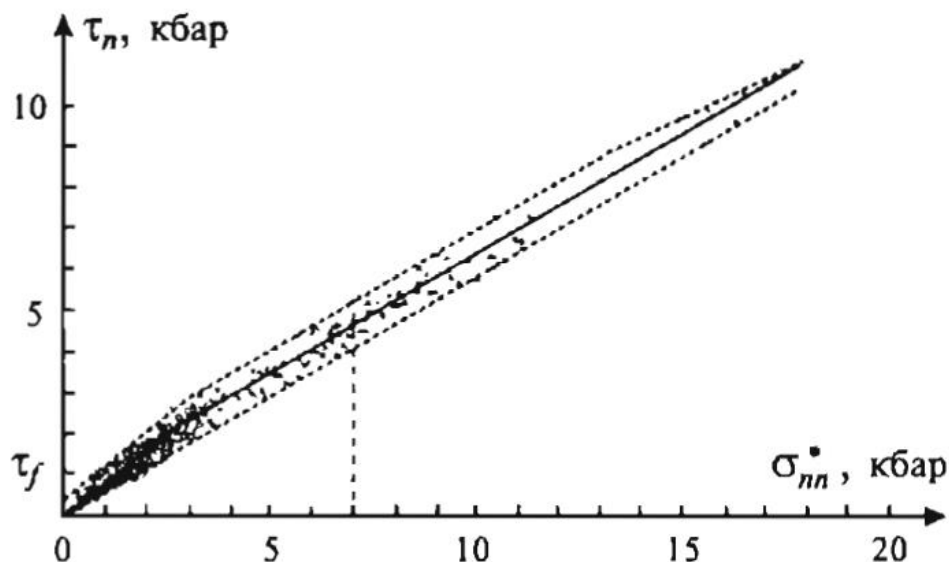


Рисунок 11 Модификация закона Байерли [Ребецкий и др., 2017]

Верхние два участка огибающей характеризуют предельный уровень действия касательно напряжения на плоскости трещины, образовавшейся в результате хрупкого разрушения в сплошной породе.

Нижняя огибающая характеризует уровень касательного напряжения при достижении которого вдоль бортов образовавшихся трещин происходят смещения берегов (активация плоскости разрыва) за счет преодоления сил сухого трения на плоскости разрыва (Рисунок 11). Данное выражение (1.48) носит название критерий сухого трения (линия сухого трения) и активно применяется как в горной механике, так и в нефтегазовой геомеханике. По данному закону критически напряженные трещины или же активные трещины — это такие трещины, для которых отношение касательного к нормальному напряжению будет превышать коэффициент трения равный 0,6.

В нефтегазовой геомеханике интерес к изучению напряженного состояния трещин сильно возрос после публикации работы [Barton et al., 1994], где описываются результаты исследования напряженного состояния трещиноватого массива в скважине. Для этого проводится оценка напряжений, действующих на плоскости трещин, посредством построения одномерной геомеханической модели. Далее результаты расчетов действующих напряжений (нормального и касательного) в комбинации с критерием сухого трения сопоставляются с данными промыслово-геофизических исследований следующим

образом: сравнивается результат расчета критически напряженного состояния трещин (в случае $\tau \geq 0,6\sigma'_n$ трещина является активной или критически напряженной) с интервалами, где наблюдается температурная аномалия по данным ПГИ. Температурная аномалия связывается с содержанием флюида в трещине. По результатам такого сравнения делается вывод о том, что в случае использования критерия сухого трения большинство флюидопроводящих интервалов коррелирует с местами пересечения ствола скважины зоны критически напряженных трещин.

Попробуем рассмотреть причины, по которым трещина, которая является критически напряженной будет флюидопроводящей. Как уже было отмечено, трещина, которая испытывает касательное напряжение выше некоторого предельного уровня, в данном случае определяемым критерием сухого трения, будет критически напряженной. Получается, что если нормальное напряжение пытается сжать берега трещины и тем самым уменьшить ее раскрытие, то касательное напряжение пытается сместить один берег трещины относительно другого при достижении предельного значения. Это в свою очередь наводит на мысль о том, что трещина претерпевает некоторую эволюцию, в ходе которой она находится либо в статичном состоянии или же динамически растет. Ранее отмечалось, что трещина возникает в результате хрупкого разрушения и границы разрыва такого масштаба прослеживаются довольно четко, без отсутствия каких-либо смещений слоев, в отличии от разрывного нарушения, структура которого более комплексная. В таком случае возникает уместный вопрос о том насколько динамична может быть трещина от ее зарождения до текущего напряженного состояния, которое мы исследуем с помощью скважинных исследований, и динамична ли она вообще в масштабе проводимых исследований. Предположим, что трещина растет (удлиняется) при достижении критического напряжения. Если в массиве существует несколько трещин, процесс роста каждой из них приводит к увеличению связанности неоднородностей, тем самым создавая дополнительные пути фильтрации для флюида. Отметим, что сейчас речь не идет о генезисе трещин, ведь известно, что трещины отрыва практически не связаны, тогда как трещины скола (взаимно пересекающиеся трещины) характеризуются высокой связанностью. Но даже если трещина растет она может быть закрыта, возьмём к примеру, две абсолютно гладкие поверхности и начнем одну поверхность смещать относительно другой, в ходе такого эксперимента будем наблюдать, что площадь соприкосновения поверхностей растет, но зазора между ними не возникает если его не было изначально. Получается, что на возникновение раскрытия трещины большое влияние оказывает шероховатость поверхности разрыва, именно за счет неровностей возникает зазор между берегами трещин,

где может накапливаться пластовый флюид. На основании вышесказанного можно сделать вывод о том, что критически напряженные трещины будут флюидопроводящими, если они характеризуются начальным раскрытием и касательное напряжение по плоскости разрыва достигает предельного значения. Такой вывод кажется очевидным, но есть некоторые открытые вопросы, а именно то, что за счет действия касательного напряжения может еще возникнуть эффект дилатансии [Николаевский, 1979]. Данный эффект в трещиноватом массиве объясняется возникновением сдвигового перемещения вдоль бортов трещины [Bandis, 1980] и является следствием наличия некоторой шероховатости поверхности трещины. Возвращаясь к вопросу о шероховатости трещины, будет несправедливо сказать, что трещины, которые не характеризуются шероховатостью (сглаженные поверхности контакта), даже если будут критически напряженными, такие трещины не будут флюидопроводящими. Аргументом для такого возражения является то, что трещина в массиве может быть открытой даже с сглаженными поверхностями контакта, это так называемые трещины отрыва, которые образовались при высоких растягивающих напряжениях. Такие трещины в первую очередь потенциально флюидопроводящие если в процессе геологической истории не были «залечены». Но если попытаемся эти трещины показать на диаграмме Мора, то увидим, что они не могут быть критически напряженными, так как на них действующее касательное напряжение близко к 0 и закон сухого трения к ним применять будет ошибочно, так как основанием для данного закона было поведение трещин скола. Вопрос о связи критически напряженных трещин с флюидопроводящими трещинами также освещается в работе [Дубиня, 2018].

Резюмируя, критически напряженные трещины могут рассматриваться как флюидопроводящие и это связано с совокупностью факторов, начиная от уровня действия касательного напряжения, превышающего линию сухого трения и заканчивая шероховатостью трещины и эффектами дилатансии. Но стоит отметить, что тезис о том, что флюидопроводящие трещины всегда являются критически напряженными, имеет ряд недостатков, как минимум он не применим к трещинам отрыва, которые могут быть флюидопроводящими, но не быть критически напряженными.

Работа [Barton et al., 1994] являлась одной из первых, где было сформировано предположение о связи флюидопроводящих и критически напряженных трещин. Сейчас на данную тему существует ряд исследований как в лабораторных условиях, так и с использованием промысловых данных, к примеру [Augustine et al., 2017; Hackston and Rutter, 2016; Zoback and Lund Snee, 2018; Tong and Yin, 2011; Franquet et al., 2008; Tarazona et al., 2017; Laubach et al., 2004; Tillner et al., 2014; Sirat et al., 2014]. На первый взгляд, модель

критически напряженных трещин кажется довольно тривиальной, но на самом деле есть ряд нерешенных вопросов, к примеру, коэффициент сухого трения зависит ли от типа породы и морфологии разрыва, а также от типа заполнителя, как учитывается насыщение породы и ее влияние на снижение касательного напряжения. В работе [Byerlee, 1978] отмечается, что при высоких давлениях трение не зависит от типа породы и морфологии трещины (в данном случае имеющиеся неоднородности по поверхности контакта мгновенно разрушаются), тогда как при низких температурах и давлении наблюдается обратная ситуация. Следует также отметить, что в проводимых исследованиях по хрупкому разрушению участвовали породы достаточно высокопрочные: в основном метаморфические и магматические разности. В случае коллекторов нефти и газа, доля таких прочных пород ничтожно мала по сравнению с осадочными отложениями. Для данных пород с глубиной залегания не более 3-4 км и уровнем напряжений не превышающем 100-120 МПа, трение вероятно будет зависеть от типа породы и морфологии трещины. Это обстоятельство вносит последующие неопределенности в определении коэффициента трения трещинного коллектора.

В работе [Zoback and Kohli, 2013] приводятся диапазоны изменения угла трения по трещине, в среднем угол меняется в диапазоне 15-20 градусов, что соответствует коэффициенту 0,3-0,35, до 45-50 градусов (коэффициент трения 1-1,2). Авторы отмечают, что в большинстве случаев коэффициент трения меняется от 0,45 до 0,7. Стоит отметить, что на трение большое влияние оказывает наличие того или иного заполнителя, к примеру, глинистый или же слюнистый заполнитель будет уменьшать трение по разрыву. Также значительное влияние оказывает наличие флюида в трещине, в случае сухой и увлажненной поверхности трение по ней будет отличаться. Наличие пластичного заполнителя или увлажнение поверхности может снизить угла трения до 15-25 градусов.

Как уже ранее отмечалось, при низком уровне напряжений на процесс активации трещины оказывает влияние форма и морфология разрыва, к примеру, разрывы, характеризующиеся высокой степенью шероховатости/ неровности, будут достигать высоких значений коэффициента трения (более 2). И в случае гладкости поверхности наблюдается обратная ситуация, коэффициент трения снижается.

2.1. Динамический коэффициент трения

В практике сейчас существуют два метода исследования коэффициента трения, данные методы отличаются по измеряемым параметрам, и как следствие, по процессу проведения эксперимента. Экспериментальным путем можно определить статический и динамический коэффициент трения [Chelidze, 2018]. В случае определения статического

коэффициента трения используется образец с искусственной трещиной или же образец, который был сначала разрушен в ходе проведения испытания и далее подвергнут повторному исследованию. Испытание выполняется в установке псевдо-трехосного или истинно-трехосного сжатия, также иногда используется установка чистого сдвига. В условиях ступенчатого роста бокового обжима фиксируется уровень осевого напряжения в момент возникновения подвижки, которая отслеживается по датчикам деформации. Расчет коэффициента трения проводится на основе полученных напряжений, действующих на плоскость разрыва. Авторами работы [Rutter and Hackston, 2017] описываются результаты исследования статического коэффициента трения в условиях псевдо-трехосного сжатия. Эксперимент проводился для образцов с различной проницаемостью матрицы/ вмещающей породы. В образцах предварительно были подготовлены искусственные трещины под углом 35 и 45 градусов. В случае непроницаемой породы, в которой была создана искусственная трещина, залеченная тонкодисперсным кварцем, коэффициент трения равен 0,61 для трещины с наклоном 45 градусов. По результатам проводимых исследований можно отметить, что коэффициент трения, полученный по эксперименту не всегда равен коэффициенту сухого трения. Делается заключение, что это зависит от типа породы, угла наклона плоскости разрыва и наличия заполнителя в трещине.

Второй эксперимент заключается в исследовании динамического коэффициента трения. Процесс проскальзывания вдоль существующего разрыва может носить динамически неустойчивый характер, который описывается как прерывистое скольжение (stick slip) за счет фрикционных свойств поверхности контакта [Кочарян, 2016]. Эксперимент по исследованию трения представляется идеализированной схемой, где груз движется по ровной поверхности под действием натяжения, которое возникает в пружине. Схематически зависимость усилия от перемещения конца пружины (точка В) со скоростью u_0 показана на графике ниже. На отрезке ОС наблюдается упругое поведение пружины, далее нелинейный вид графика характеризует неупругое поведение пружины, а именно возникновение перемещения блока по поверхности скольжения. В точке D происходит резкое перемещение блока за счет чего сила натяжения пружины уменьшается до точки E (физически это описывается сжатием пружины). Далее усиление снова растет до точки F до момента, следующего проскальзывания.

Неустойчивое скольжение возникает при условии:

$$\left| \frac{\partial F}{\partial u} \right| > K \quad (1.49)$$

K - жесткость контакта

F - приложенное усилие в точке В

u – перемещение

Из графика видно, что жесткость контакта (сдвиговая жесткость) является тангенсом угла наклона кривой усилие-перемещение в любой точке на отрезке OCD.

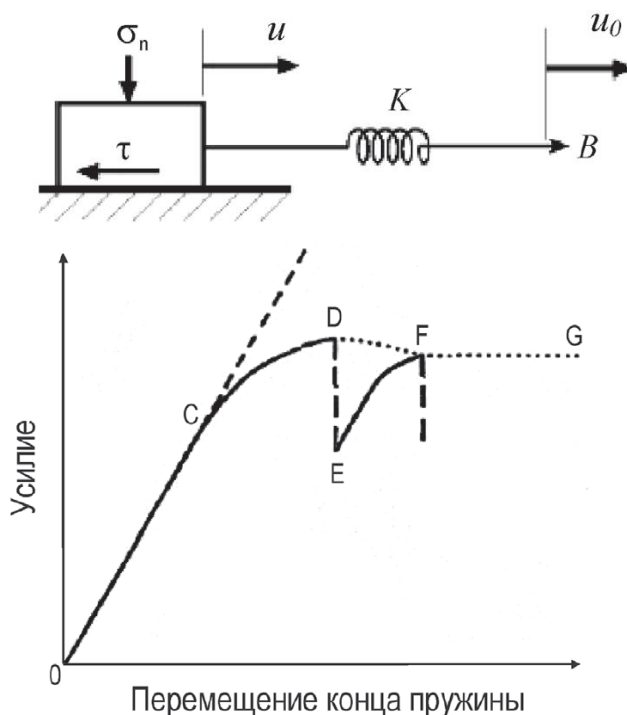


Рисунок 12 Схема проведения фрикционного эксперимента и диаграмма усилие-перемещение [Кочарян, 2016]

Если кривая OCDEF описывает неустойчивое скольжение типа stick slip, то так же при определенных условиях скольжение по плоскости разрыва может быть плавным, в таком случае это будет описываться кривой OCDFG и называется стабильным скольжением.

В случае неустойчивого и стабильного скольжения можно выделить три определяющие точки, характеризующие разное трение, а именно начальное трение (точка C), максимальное трение (точка D) и остаточное трение (точка G). Фактический эксперимент отличается от идеализированной схемы и порой довольно проблематично дифференцировать разные типы трения.

В выражении (1.49) участвует такая величина как перемещение, ее можно выразить через скорость и время, тем самым трение будет зависеть от скорости перемещения и времени покоя контакта.

[Dieterich, 1979; Ruina, 1983; Ikari, 2011] проведя ряд экспериментов предложили эмпирический закон сопротивления сдвигу, в зарубежной литературе данный закон

получил название «Rate and State friction Law» или «Rate-state constitutive law». Данный закон показал достаточно высокую сходимость с независимыми результатами экспериментов авторов работ [Reinen et al., 1992, 1992; Marone et al., 1990; Dieterich, 1994]. Практическое применение эмпирического закона сопротивления сдвигу описывается в [Dieterich and Kilgore, 1994; Saffer and Marone, 2003; Scholz, 1998; Ikari et al., 2007, 2009, 2011; Moore et al., 2001]. По данному закону коэффициент трения выражается следующим образом:

$$\mu = \mu_0 + a \ln\left(\frac{V}{V_0}\right) + b \ln\left(\frac{V_0 \theta}{D_c}\right) \quad (1.50)$$

μ_0 - начальный коэффициент трения при скорости V_0

V - текущая скорость смещения/ скольжения

θ - переменная состояния

a, b - эмпирические константы, обычно положительные и имеют порядок $\sim 10^{-2}$ - 10^{-3}

D_c - критическое перемещение, в лабораторных условиях имеет порядок $1 \div 10$ мкм, в случае перехода на масштаб сейсмоактивных разломов критическое перемещение варьируется в широком диапазоне.

Переменная состояния (θ), которая описывает процесс перехода контакта с одного состояния в другое (стабильное), определяется по закону Дитериха [Dieterich and Kilgore, 1994; Dieterich, 1994], который выражается следующим образом:

$$\frac{d\theta}{dt} = 1 - \frac{V\theta}{D_c} \quad (1.51)$$

Для трех состояний (состояние покоя, неустойчивого и стабильного скольжения) переменная постоянная (θ) будет отличаться, а именно:

- в состоянии покоя: $d\theta = dt$
- в состоянии стабильного скольжения: $d\theta/dt=0$
- в состоянии неустойчивого скольжения: $\frac{d\theta}{du} + \frac{\theta}{D_c} = \frac{1}{V}$

переход от dt к du (межблоковое перемещение), выполняется через уравнение: $V = du/dt$.

Поведение коэффициента трения от перемещения в условиях неустойчивого скольжения, когда скорость перемещения V изменяется ступенчатым образом, выглядит следующим образом: при перемещениях стремящихся к 0, коэффициент трения равен $\mu = \mu_0 + a \ln(\frac{V}{V_0})$, тогда как при росте перемещения коэффициент трения равен $\mu = \mu_0 + (a - b) \ln(\frac{V}{V_0})$. Графически это проиллюстрировано ниже.

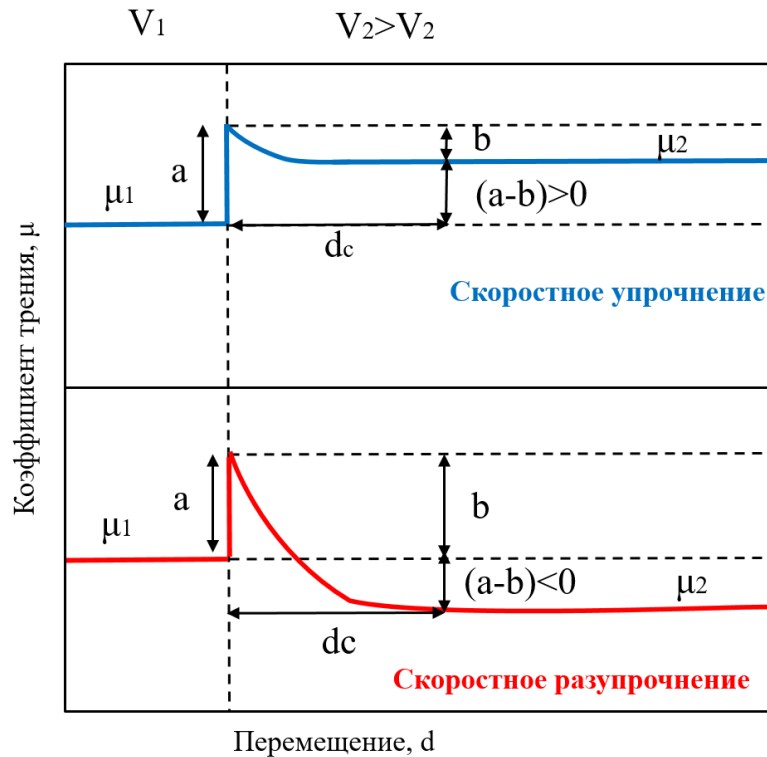


Рисунок 13 График изменения коэффициента трения от перемещения в результате резкого изменения скорости скольжения. Сплошная линия для соблюдения условия $(a-b) < 0$ и пунктирная линия для $(a-b) > 0$.

Дальнейшая интерпретация процесса скольжения сводится к анализу параметра $(a-b)$, если он больше 0 (пунктирная линия) наблюдается скоростное упрочнение, что означает рост сопротивления сдвигу и устойчивое скольжение, тем самым активация таких разрывов будет асейсмичной, если же параметр меньше 0 (сплошная линия на графике), наблюдается скоростное разупрочнение, то есть сопротивление сдвигу уменьшается и происходит неустойчивое проскальзывание, такие разрывы будут характеризоваться сейсмическим откликом.

В работе [Zoback and Kohli, 2013] авторы исследуют образцы с различным минеральным составом и содержанием органического углерода. В образце создана искусственная трещина с наклоном в 30 градусов, трещина заполнена некой смесью, которая представляет собой кусочки раздробленной породы. Исследования проводятся в установке псевдо-трехосного сжатия при различной скорости нагружения образца. По результатам экспериментов коэффициент трения меняется от 0,4 до 0,8, наблюдается следующая закономерность, что чем больше процент глинистой и органической составляющей, тем меньше коэффициент трения. Параметр (a-b) также меняется при различном содержании глинистого и органического вещества. Авторы объединили свои исследования и результаты экспериментов [Ikari et al. 2011], получилось, что с уменьшением процента глинистой и органической составляющей растет трение и уменьшается параметр (a-b) наблюдается переход в отрицательную область. По данному графику можно сделать вывод о том, что в том случае, когда разрыв залечен глинистым веществом растет сопротивление сдвигу и происходит плавное/ асейсмичное проскальзывание, тогда как если заполнитель разрыва более хрупкое вещество, проскальзывание будет неустойчивым типа «stick slip».

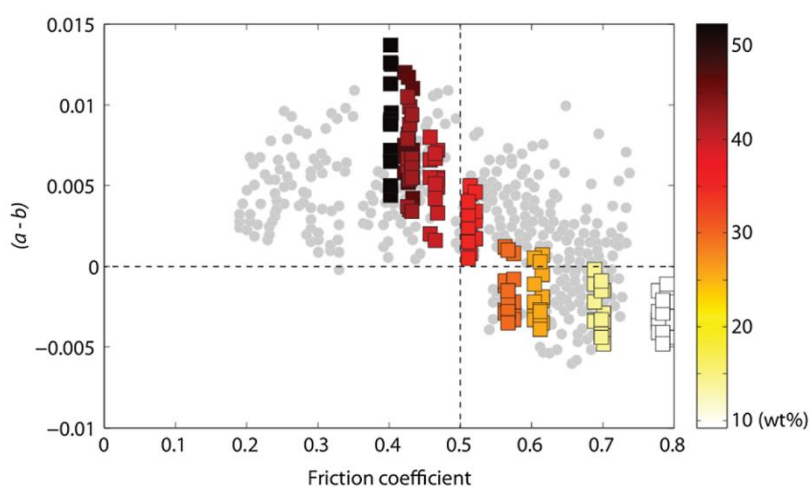


Рисунок 14 График изменения параметра (a-b) в зависимости от коэффициента трения, квадраты результаты исследования авторов [Zoback and Kohli, 2013] и серые круги исследование [Ikari et al. 2011]

Приведенные выше исследования изменения коэффициента трения создают основание полагать, что в критерии сухого трения, в случае коллекторов нефти и газа, глубины залегания которых в среднем 2-3 км и напряжения менее 100 МПа, можно использовать не постоянный коэффициент трения, принятый равным 0,6, а рассчитывать коэффициент экспериментальным путем или же аналитическим владея информацией о флюидопроводимости трещин скола, которые вероятно являются критически напряженными.

3.1. Нелинейный критерий прочности трещины на сдвиг

Критерий сухого трения описывает линейную связь между касательным и нормальным напряжением, действующих на плоскость разрыва. Но существует и нелинейный критерий, который еще называется критерий прочности трещины на сдвиг [Barton, 2013; Barton, Choubey, 1977]. Данный критерий активно применяется в горной механике при оценке устойчивости трещиноватого массива [Протосеня, Вербило, 2017]. Эмпирическое выражение критерия получено в ходе исследования 130 образцов керн в установке прямого сдвига [Barton, 2013].

Будет справедливо сказать, что нелинейный критерий является модификацией и в какой-то степени дополнением критерия прочности Кулона. Первые предложения по модификации критерия Кулона для трещиноватых пород отражены в [Patton, 1966]. Касательное напряжение выражается через произведение эффективного нормального напряжения и коэффициента трения. Только в данном случае угол трения декомпозируется на два угла, а именно: остаточный угол трения ($\varphi_r = \varphi_{ост}$ или φ_b) и угол неровности относительно горизонтальной (нулевой) плоскости (угол i). Остаточный угол трения – это угол трения в случае трещины с гладкими поверхностями контакта. Отмечается, что большая нелинейность наблюдается при низких уровнях нормального напряжения. Об этом также было подробно сказано выше, что при низких давлениях на процесс скольжения большее влияние оказывает морфология трещины (шероховатость и тип заполнителя). Поскольку измерения угла i является достаточно проблематичным и носит высокую степень неопределенности, было предложено дополнить данный критерий на основе проведенных лабораторных исследований [Barton, 1973; Barton and Choubey, 1977].

Сейчас критерий прочности трещины на сдвиг (еще называется критерий Бартона) имеет следующий вид:

$$\tau = \sigma'_n * tg \left(JRC * lg \frac{\sigma'_n}{JCS} + \varphi_{ост} \right) \quad (1.52)$$

σ'_n - эффективное нормальное напряжение, МПа

τ - предельно касательное напряжение, МПа

JRC - коэффициент шероховатости трещины, д.е.

JCS - прочность на сжатие материала стенки трещины, МПа

$\varphi_{ост}$ - остаточный угол трения, градусы

Попробуем дать описание для каждого элемента в данном уравнении. Остаточный угол трения определяется в ходе проведение лабораторного исследования по следующему уравнению:

$$\varphi_r = (\varphi_b - 20) + 20r_1/r_2 \quad (1.53)$$

φ_b - основной/базовый угол трения для трещины с гладкими поверхностями контакта, который не подвергся выветриванию. Определяется следующим образом: происходит отбор трех/двух цилиндрических образцов керна разного размера, далее на установке по измерению угла скольжения (в англоязычной литературе данный тест носит название «tilt test») фиксируется угол, при котором один цилиндр начинает перемещаться по поверхности другого. Данный угол в среднем меняется от 25 до 33 градусов, наиболее частый диапазон встречаемости 28-32 градуса. В работе [Barton and Choubey, 1977] приводится таблица с результатами исследования базового угла трения для разных типов пород при влажном и сухом контакте. В случае влажного контакта базовый угол трения всегда меньше, чем в случае сухого контакта, что физически кажется разумным, так как флюид носит характер смазывающего вещества.

Параметры r_1 и r_2 определяются с помощью молотка Шмидта Хаммера, в случае r_1 измеряется прочность на стенке шероховатой трещины в разных точках по поверхности трещины, тогда как r_2 – это прочность, измеренная на стенке подготовленного образца цилиндрической формы с гладкой поверхностью. Как можно заметить из формулы, если поверхность трещины будет изначально гладкой и не подвергшаяся выветриванию, тогда прочности будут равны и остаточный угол трения будет и базовым углом трения. Авторы работы [Barton and Bandis, 2018] показывают, что для данного теста с молотком Шмидта Хаммера проводятся по 10 измерений прочности на поверхности, далее 50% исследований отбраковываются из-за пониженных значений, которые могут быть обусловлены дефектами на поверхности трещины и из оставшихся 50% рассчитываются средние значения r_1 и r_2 .

Параметр JCS - прочность на сжатие стенок трещины, его также можно измерить с помощью молотка Шмидта, в данном случае $JCS = r_1$. Полученное значение будет характеризовать прочность материала для образца заданного размера (лабораторные условия). В случае перехода на масштаб массива, который содержит множество разрывов различной протяженности, параметр JCS будет иметь более низкие значения, это связано с тем, что с увеличением размера рассматриваемого блока растет количество дефектов, которые ослабевают его. Автор [Barton, 1982] показывает результаты исследования масштабного эффекта JCS путем анализа JCS образцов различного размера. В итоге получена эмпирическая зависимость, которая позволяет перейти от параметра JCS, измеренного в масштабе стандартного образца (далее обозначается как JCS_0) к параметру JCS (далее обозначается как JCS_n), который описывает прочность трещиноватого массива.

$$JCS_n = JCS_0 \left(\frac{L_n}{L_0} \right)^{-0.03JRC_0} \quad (1.54)$$

L_n - длина поверхности контакта в массиве

L_0 - длина поверхности контакта в лабораторных условиях

JRC_0 - коэффициент шероховатости контакта в лабораторных условиях

На масштабе массива если трещины не подверглись выветриванию можно сделать допущение о том, что $JCS=UCS$ (предел прочности на одноосное сжатие породы). В дальнейшем именно данное допущение будет принято при применении критерия прочности на сдвиг.

Один из самых важных и последних параметров - это коэффициент шероховатости трещины (JRC). По [Barton and Choubey, 1977] данный коэффициент меняется от 0 до 20 с шагом 2 единицы, 0 соответствует контакту со сглаженной поверхностью и 20 контакту с максимально неровной/ шероховатой поверхностью. Шкала коэффициента шероховатости представлена на (Рисунок 15). Один из первых методов расчета JRC был предложен авторами критерия прочности трещины на сдвиг.

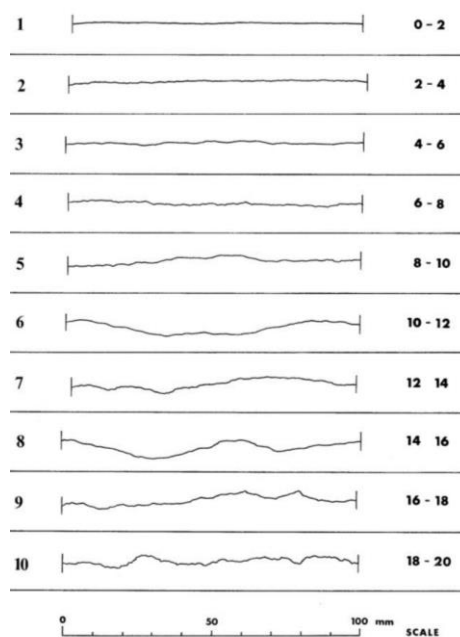


Рисунок 15 Шкала по коэффициенту шероховатости JRC [Barton and Choubey, 1977]

Коэффициент шероховатости также как JCS характеризуется масштабным фактором, это означает, что для образцов различных размеров данные параметры отличаются. Авторы [Barton and Choubey, 1977] провели 378 экспериментов в установке прямого сдвига на образцах с различной длиной контакта. Для образца заданного размера в лабораторных условиях можно определить JRC_0 с помощью так называемого теста

«скольжения» (tilt test). Ранее о нем уже упоминалось, только в данном случае для оценки JRC_0 исследуется угол, при котором начинается проскальзывание одной поверхности контакта относительно другой в образце с уже существующей трещиной.

$$JRC_0 = \frac{\alpha^0 - \varphi_r}{\log_{10} \frac{JCS}{\sigma'_{no}}} \quad (1.55)$$

α^0 - угол скольжения

σ'_{no} - эффективное нормальное напряжение, действующее на образец в процессе скольжения ($\sigma_{no} = \frac{W}{A} \cos \alpha^0$). Где A - площадь контакта, W - сила действия и α^0 - угол при котором начинается скольжение.

Для перехода от масштаба образца к масштабу массива с трещиной можно использовать следующее уравнение:

$$JRC_n = JRC_0 \left(\frac{L_n}{L_0} \right)^{-0.02 JRC_0} \quad (1.56)$$

В итоге получается, что для трещины любой заданной длины можно оценить коэффициент шероховатости трещины. Как можно заметить из уравнений (1.55) и (1.56) величина JRC_0 будет выше, чем JRC_n , аналогично как с параметром JCS.

Помимо «tilt test» предлагается еще один метод оценки коэффициента шероховатости. Данный тест не требует специальной лабораторной установки. Он заключается в том, чтобы измерить амплитуду (высота «неровности») поверхности контакта относительно горизонтальной плоскости. После проведения ряда таких исследований была создана палетка, которая позволяет перейти от амплитуды контакта и его длины к параметру JRC (Рисунок 16).

Данные два метода исследования коэффициента шероховатости были одни из первых, но постепенный переход на новые инструменты проведения лабораторных исследований (2D и 3D сканирование/ фотометрия) позволил дать более детальное и развернутое определение коэффициента шероховатости. Предложено множество эмпирических выражений расчета JRC на основе таких параметров как:

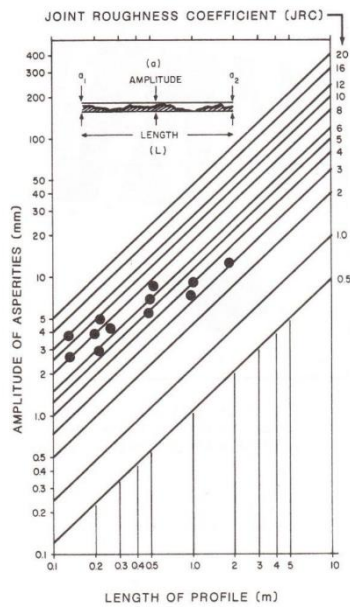


Рисунок 16 Полевое исследование JRC_n [Barton and Bandis, 1990]

- R_p – профиль индекса шероховатости [Yu et al, 2010; Tatone and Grasselli, 2010]
- δ - профиль индекса удлинения [Yu et al, 2010; Maerz et al, 1990]
- δ_L - профиль показателя удлинения [Wang, 1982]
- λ - окончательный наклон профиля [Barton and de Quadros, 1997]
- R_a - индекс среднеарифметического отклонения профиля (мм) [Tse and Cruden, 1979]
- R_q - индекс среднеквадратического значения профиля (мм) [Tse and Cruden, 1979]
- M_s - среднеквадратический показатель шероховатости [Tse and Cruden, 1979]
- Z_2 - среднеквадратическое значение первого отклонения профиля [Tse and Cruden, 1979; Yu et al, 2010; Yang et al, 2001; Tatone and Grasselli, 2010]
- σ_i - стандартное отклонение угла i [Yu et al, 2010]
- SF- конструктивная функция, равна $(Z_2 \Delta x)^2$ [Tse and Cruden, 1979; Yu et al, 2010; Yang et al, 2001; Maerz et al, 1990]

В работе [Li and Zhang, 2015] представлена сводная таблица с уравнениями расчета коэффициента шероховатости через вышеприведенные параметры, итого рассмотрено 47 эмпирических выражений. Приведены графики сравнения полученных JRC для заданного диапазона значений свойств: Z_2 , SF, R_p , δ_L , σ_i . Авторами сделан вывод о том, что большое разнообразие уравнений расчета JRC связано с небольшой выборкой исследований. Комплексирование данных различных наблюдений (а именно проанализировано 112 профилей контактов) позволило уточнить корреляции. В итоге авторы [Li and Zhang, 2015]

получили 15 новых эмпирических выражений, которые показывают наибольшую сходимость с результатами опубликованных исследований. Самые высокие коэффициенты корреляции характерны для параметров Z_2 - среднеквадратическое значение первого отклонения профиля и σ_i - стандартное отклонение угла i . Но для инженерных расчетов авторы также рекомендуют использовать корреляции от R_z - максимального вертикального расстояния от самого высокого пика на контакте и самой низкой лункой/прогибом и λ - окончательный наклон профиля.

В другой же работе [Huan et al, 2019] описывается новый метод исследования JRC с помощью численного моделирования эксперимента по перемещению одного блока вдоль другого. Авторы выражают JRC через величину сдвигового напряжения, но стоит отметить факт того, что при различных уровнях нормального напряжения коэффициенты в уравнении меняются. Это находит некоторые противоречия с ранее проведенными исследованиями других авторов, так как уровень нормальных напряжений при исследовании начальной шероховатости должен быть близок к нулю, так как при увеличении нормального сжимающего напряжения JRC будет значительно меняться за счет процесса разрушения неровностей на поверхности контакта. Данный подход к оценке JRC пока не получил широкое применение при решении прикладных задач, но имеет большой потенциал в дальнейшем. Это связано с тем, что повторение лабораторных исследований численными методами позволит масштабировать результаты исследований и изучить процессы разрушения при невозможности проведения отбора образцов из-за низкой сохранности керна.

До этого речь шла об оценке JRC на основе профиля контакта 2D, который был получен по направлению действия максимального касательного напряжения, но широкое развитие сейчас получили и методы 3D сканирования (фотометрия, ультразвуковое сканирование). В 3D можно получить наиболее детальную картину поверхности контакта, а также проследить ее эволюцию в процессе выполнения лабораторных исследований. Еще одно преимущество 3D относительно профиля 2D является то, что не всегда известно в 2D направление действия максимального касательного напряжения, вдоль которого и измеряется профиль. В публикации [Li et al, 2019] рассматриваются подходы к расчету так называемого JRC 3D посредством снятия набора профилей 2D и интегрирования данных, данные эмпирические уравнения были опубликованы в работах: [Du et al, 2005; You et al, 2014; Zhang et al, 2009; Tang et al, 2012; Grasselli, 2001; Ge et al, 2012; Yi et al, 2011; Pan et al, 2014.]. Авторы [Li et al, 2019] предлагают строить не различной конфигурации профили 2D, а попробовать снять значения по «спирали», которая начинается в центре поверхности

контакта и завершается на ее гранях. Довольно нетривиальный подход, который показал высокую сходимость на экспериментальных данных (для этого использовались 24 поверхности контакта).

3. Напряженное состояние пласта

1.1. Основные термины и определения

Под напряженно-деформированным состоянием пласта понимается совокупность напряжений, действующих в пласте и деформаций, возникающих за счет действия внутренних и внешних сил. Основные напряжения, которые определяют в каком напряженном состоянии находится пласт, являются: вертикальное (литостатическое) давление (σ_v), максимальное (σ_{Hmax}) и минимальное (σ_{Hmin}) горизонтальные напряжения. Данные напряжения являются главными напряжениями (σ_{11} , σ_{22} , σ_{33}) и могут поочередно меняться, тем самым характеризуя тот или иной геодинамический режим. В нефтегазовой геомеханике широкое практическое применение получила модель, которая описывает три геодинамических режима, а именно: сбросовый/нормальный, сдвиговый и взбросовый режимы [Anderson, 1951]. Соотношение напряжений для каждого режима приведены в Таблица 2.

Таблица 2 Режимы напряжений [Anderson, 1951]

Название режима	Сбросовый/ Нормальный	Сдвиговый	Взбросовый
Тип напряженного состояния	Растяжение	Сдвиг	Сжатие
Математическое выражение	$\sigma_v > \sigma_{Hmax} > \sigma_{Hmin}$	$\sigma_{Hmax} > \sigma_v > \sigma_{Hmin}$	$\sigma_{Hmax} > \sigma_{Hmin} > \sigma_v$

Весьма распространенным является нормальный режим напряжений, в таком случае горное давление превосходит горизонтальные напряжения. Для Западной-Сибири такой режим напряжений является характерным в целом. Сдвиговый режим напряжений встречается реже, для этого одна компонента горизонтального напряжения должна превышать горное давление. Приведем несколько условий, характерных для сдвигового режима напряжений: зоны действия сдвиговых разрывных нарушений, в условиях небольших глубин залегания пласта, где роль литостатического давления недостаточно велика, пласты с аномально высоким поровым давлением. Взбросовый режим намного реже имеет место быть в случае нефтегазового резервуара. Это объясняется тем, что высокий уровень горизонтальных сжимающих напряжений доминирует в тектонически активных

областях, где повышенная дислоцированность породы является негативным фактором для формирования/сохранения залежей углеводородов. В дополнении к этому изучение нефтегазоносности таких регионов геофизическими методами является достаточно проблематичным из-за высокой изменчивости рельефа местности и как следствие сложных условий проведения полевых исследований.

Существует ряд методов, позволяющих оценить напряжения, действующие в пласте. Самый упрощенный является подход по оценке вертикального напряжения, так как в данном случае это вес вышележащих пород. Вертикальное напряжение математически определяется через интегрирование плотности с глубиной:

$$\sigma_v = g \int_0^z \rho dz \quad (1.57)$$

где σ_v – вертикальное напряжение;
 ρ – объемная плотность по ГГК-П каротажу;
 g – ускорение свободного падения;
 z – глубина по абсолютной отметке.

Плотность породы возможно изучить посредством записи гамма-гамма плотностного каротажа в стволе скважины. Тем самым получается, что на любой заданной глубине в скважине возможно оценить магнитуду вертикального напряжения.

В случае горизонтальных напряжений все не так однозначно, как с вертикальным. Связь между напряжением и деформацией описывается через закон Гука, согласно которому деформация, возникающая в упругом теле будет пропорциональна приложенной силе (напряжению). Данный закон применим при малых деформациях, в том случае, когда напряжение линейно меняется при росте деформации.

$$\sigma_{ij} = \sum_{kl} C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (1.58)$$

где σ_{ij} – тензор напряжений
 C_{ijkl} – тензор упругих постоянных (тензор жесткости)
 ε_{kl} – тензор деформаций
 $i, j = 1, 2, 3$

Для линейного упругого изотропного тела закон Гука можно представить в следующем виде:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E} [\sigma'_{xx} - \nu(\sigma'_{yy} + \sigma'_{zz})] \quad (1.59)$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E} [\sigma'_{yy} - \nu(\sigma'_{xx} + \sigma'_{zz})] \quad (1.60)$$

$$\varepsilon_{zz} = \frac{1}{E} [\sigma'_{zz} - \nu(\sigma'_{xx} + \sigma'_{yy})] \quad (1.61)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \quad (1.62)$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\tau_{xz}}{G} \quad (1.63)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\tau_{yz}}{G} \quad (1.64)$$

где:

$\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}, \varepsilon_{zz}$ – нормальные деформации

$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$ – касательные деформации

$\sigma'_{xx}, \sigma'_{yy}, \sigma'_{zz}$ – эффективные нормальные напряжения

$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ – касательные напряжения

E – модуль Юнга

ϑ – коэффициент Пуассона

G – модуль сдвига

Сделаем допущение, что боковые деформации равны друг другу $\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{yy}$ и в условиях пласта эта одна из горизонтальных деформаций (ε_h), тогда напряжения также будут равны $\sigma'_{xx} = \sigma'_{yy} \equiv \sigma'_h$ (запись в терминах эффективных напряжений). Индекс h обозначает горизонтальную компоненту пластового напряжения, напомним, что таких компонент две: максимальное и минимальное горизонтальное. Сейчас приятно допущение о плоском напряженном состоянии, где максимальное (σ_{Hmax}) и минимальное (σ_{Hmin}) напряжения равны друг другу. Так как пластовые напряжения (σ_H и σ_h) являются главными напряжениями, достаточно записать один индекс снизу ($i=j$).

После выполнения данных преобразований минимальная горизонтальная деформация (ε_h) определяется как:

$$\varepsilon_h = \frac{1}{E} [(1 - \mu) \sigma'_h - \mu \sigma'_z] \quad (1.65)$$

где эффективные напряжения выражаются через:

$$\sigma'_h = \sigma_h - \alpha P_p \quad (1.66)$$

$$\sigma'_z = \sigma_z - \alpha P_p \quad (1.67)$$

α – коэффициент Био

P_p – поровое давление

В пороупругой изотропной модели в условиях одноосной деформации ($\varepsilon_h=0$) минимальное горизонтальное напряжение выражается через коэффициент Пуассона и эффективное вертикальное напряжение.

$$\sigma_h = \frac{\mu}{1-\mu} (\sigma_v - \alpha P_p) + \alpha P_p \quad (1.68)$$

Данное определение минимального горизонтального напряжения еще называется нижней границей давления поглощения.

В реальных пластовых условиях боковые деформации могут играть значительную роль, в особенности в тектонически активных регионах, где роль сжимающих напряжений превосходит горное давление. [Daines, 1982] предложил учесть тектоническую составляющую в определении горизонтальных напряжений и минимальное горизонтальное напряжение будет иметь следующую форму:

$$\sigma_h = \frac{\mu}{1-\mu} (\sigma_v - \alpha P_p) + \alpha P_p + \sigma_t^{min} \quad (1.69)$$

где σ_t^{min} – тектоническое напряжение в направлении действия минимального горизонтального напряжения [Zhang, 2019].

$$\sigma_t^{min} = \frac{E}{1-\mu^2} (\varepsilon_h + \mu \varepsilon_H) \quad (1.70)$$

где:

ε_h - тектоническая деформация в направлении минимального горизонтального напряжения

ε_H - тектоническая деформация в направлении максимального горизонтального напряжения

Максимальное горизонтальное напряжение можно выразить аналогичным образом, если только учесть тектоническое напряжение в направлении действия максимального напряжения (σ_t^{max}).

$$\sigma_t^{max} = \frac{E}{1-\mu^2} (\varepsilon_H + \mu \varepsilon_h) \quad (1.71)$$

Объединив (61) и (62) получим выражения пластовых горизонтальных напряжений:

$$\sigma_H = \frac{\mu}{1-\mu} (\sigma_v - \alpha P_p) + \alpha P_p + \frac{E}{1-\mu^2} \varepsilon_H + \frac{E\mu}{1-\mu^2} \varepsilon_h \quad (1.72)$$

$$\sigma_h = \frac{\mu}{1-\mu} (\sigma_v - \alpha P_p) + \alpha P_p + \frac{E}{1-\mu^2} \varepsilon_h + \frac{E\mu}{1-\mu^2} \varepsilon_H \quad (1.73)$$

Тектонические деформации ($\varepsilon_h, \varepsilon_H$) не могут быть измерены, так как их действие соответствует геологическому временному срезу и характеризует длительный процесс деформирования массива. Деформации выбираются таким образом, чтобы полученный профиль напряжений не противоречил результатам измерений. Существует несколько способов оценки горизонтальных напряжений, далее будет подробно рассмотрен каждый.

2.1. Методы оценки минимального горизонтального напряжения (σ_{hmin})

Тест на приемистость, так же еще называется испытание на герметичность зоны установки башмака обсадной колонны (в англоязычной литературе Leak off test (LOT)) [Zoback, 2003], позволяет оценить давление, при котором начинаются утечки в пласт за счет формирования системы микротрещин. Данный тест выполняется в процессе бурения скважины, где планируется посадить башмак колоны, тем самым определяется верхняя граница по ЭЦП (эквивалентно циркуляционная плотность раствора).

Технология проведения теста заключается в том, что в скважину выполняется закачка раствора с одинаковым расходом и фиксируется график изменения давления со временем при увеличении закаченного объема. Отклонение от линейного тренда интерпретируется как достижение давления начала утечек (LOP- Leak off pressure). В ходе проведения данного теста также определяется давление разрыва породы (FBP- fracture breakdown pressure).

Более информативный является расширенный тест на приемистость (XLOT-extended leak off test), в ходе которого в отличие от LOT давление в скважине повышается до достижения давления разрыва породы, в следствие чего в призабойной зоне формируется трещина разрыва. После превышения давления разрыва продолжают наблюдения за давлением до момента смыкания трещины разрыва. Смыкание происходит за счет действующих сжимающих пластовых напряжений. Так как распространение трещины разрыва происходит по азимуту максимального горизонтального напряжения (σ_H), закрытие трещины обусловлено действием минимального горизонтального напряжения (σ_h).

График записи кривой давления в ходе проведения данного теста показан на Рисунок 17. После достижения давления разрыва давление в стволе резко падает, дальнейшее распространение трещины происходит при давлении FPP (fracture propagation pressure) после чего останавливается закачка и фиксируется мгновенное закрытие трещины (ISIP- instantaneous shut in pressure) и в конечном счете интерпретируется давление смыкания (FCP- fracture closer pressure), которое и есть минимальное горизонтальное напряжение. Проведение нескольких последовательных закачек позволяет определить давление повторного раскрытия и предел прочности породы на растяжение. На практике давление, при котором возникают утечки (LOP) и давление мгновенного закрытия (ISIP) часто принимаются близкими к давлению смыкания. Но это допущение не всегда является верным, будет более справедливо сказать, что давления LOP и ISIP могут приниматься в качестве верхней границы FCP.

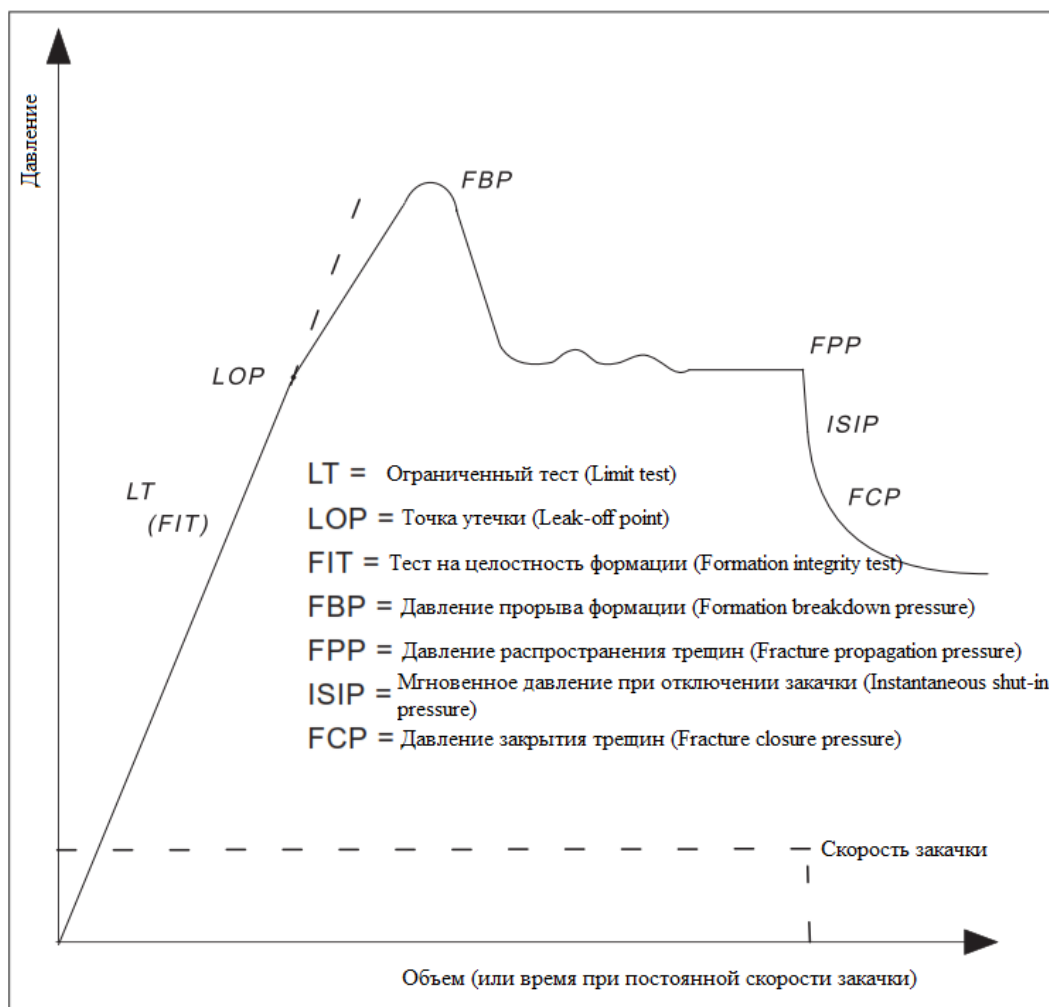


Рисунок 17 График по результатам проведения теста на приемистость (LOT) [Zoback, 2003]

Еще один из методов, который по своей физике близок к вышеописанному, это проведение миниГРП/тестовых закачек перед основным ГРП. Если в предыдущем случае LOT/XLOT проводится в процессе бурения, то миниГРП выполняется перед основным ГРП. Тем самым уточняются параметры трещины и пласта, это позволяет более корректно масштабировать свойства и сформировать программу закачки и хим. Реагентов перед проведением основного ГРП. Также при миниГРП объем закачки намного меньше, что позволяет в низкопроницаемом коллекторе дать более достоверную оценку давления смыкания.

Испытание на приемистость является еще одним из методов определения минимального напряжения, такое исследование характеризуется чрезвычайной важностью при исследовании процесса автоГРП. В ходе проведения данного теста скорость закачки меняется ступенчато, мониторинг тренда изменения давления позволяет наблюдать некоторый переход скважины из одного режима в другой, что связано с раскрытием трещины.

3.1. Методы оценки максимального горизонтального напряжения (σ_{Hmax})

С максимальным напряжением дело обстоит не так однозначно, как таковых прямых методов замера нет как это было с минимальным напряжением. Есть методы, которые косвенно позволяют оценить допустимые пределы максимального напряжения. Рассмотрен несколько самых распространенных методов.

Первый метод заключается в анализе ширины зоны разрушения в стволе (вывалов стенок скважины). Для этого требуется проведение записи пластового микросканера, на текущий момент широкое применение получили микросканеры, которые измеряют сопротивление породы, плотность породы и акустические свойства. Оценка максимального горизонтального напряжения с помощью вывалов базируется на том, что разрушение в породе возникает при превышении напряжения критического значения, которое определяется по критерию прочности, в данном случае Мора-Кулона. В условиях скважины максимальное горизонтальное напряжение можно выразить следующим образом:

$$\sigma_{Hmax} = \frac{(UCS + P_w - P_p) - \sigma_{hmin}(1 + 2\cos 2\theta_b)}{1 - 2\cos 2\theta_b} \quad (1.74)$$

где UCS- предел прочности на сжатие, МПа

P_p - поровое давление, МПа

σ_{hmin} - минимальное горизонтальное напряжение, МПа

θ_b - ширина вывала в градусах

P_w - давление в скважине

Данный подход применим только в случае наличия вывалов по имиджерам, и характеризуется высокой чувствительностью к точности интерпретации ширины вывала. В работе [Дубиня, 2018] показано, как меняется максимальное горизонтальное напряжение при изменении ширины вывала, сделано заключение о том, что большая чувствительность метода отмечается для меньших значений напряжения. К примеру, погрешность в 5 градусов в определении ширины вывала влечет за собой разницу напряжений примерно 8 МПа, что довольно существенно.

Второй метод основан на информации о формировании трещин растяжения в процессе бурения. Такие трещины также фиксируются по данным пластового имиджера. В вертикальной скважине трещины растяжения возникнут при соблюдении следующего условия:

$$\sigma'_3 \geq TSTR \quad (1.75)$$

σ'_3 - эффективное минимальное напряжение

TSTR- предел прочности на растяжение

Если выразить σ'_3 через напряжения, действующие в стволе скважины, будет получено выражение для максимального горизонтального напряжения.

$$\sigma_{Hmax} = 3\sigma_{hmin} - P_w - Pp + TSTR \quad (1.76)$$

Данный подход применим только в случае формирования трещин растяжения в процессе бурения, когда порода является низкопроницаемой и не происходит фильтрация жидкости в пласт. Выражение (1.76) действительно для вертикальной скважины, в случае скважины произвольной ориентации требуется рассмотреть более сложное определение σ'_3 . Об этом будет более подробно рассказано далее.

Третий косвенный метод оценки максимального горизонтального напряжения совмещает в себе два подхода: первый связан с оценкой критически напряженных трещин, второй с калибровкой полученных результатов на данные исследований зон флюидопроводимости (ПГИ, микроимиджеры, акустические исследования). Данный метод требует знания пространственной ориентации трещины по отношению к осям главных напряжений и данные о величинах пластовых напряжений. Таким образом, используя тот или иной критерий прочности трещины, можно оценить какой допустимый диапазон максимального напряжения может быть. Недостатком данного метода является высокая чувствительность к параметрам модели, а также неоднозначная интерпретация одного из основных параметров коэффициент трения, с чем связаны дальнейшие неопределенности.

В работе [Дубиня, 2019] автор исследует предпочтительную пространственную ориентацию критически напряженных трещин для различных режимов напряжений, демонстрируя на стереографических проекциях какие могут быть всевозможные варианты ориентации критически напряженных трещин. Описанный инструмент может быть, в том числе, использован для снижения неопределенностей, по оценке максимального напряжения.

4. Напряжения в околоскважинной зоне

1.1. Расчет напряжений в кольцевом пространстве

В теории пороупругости поля напряжений при растяжении пластины, в которой есть отверстие с круглым сечением можно описать через решение задачи Кирша [Kirsch, 1898]. Данное решение так же применимо к скважине, в таком случае абстрактно можно представить, что вмещающая среда (резервуар) является пластиной, а форма скважины идеализировано соответствует кругу. Положение скважины произвольной ориентации в полярной системе координат определяется зенитным углом и азимутом скважины. Как ранее уже отмечалось система координат скважины отличается от системы координат главных напряжений, где вертикальное напряжение ориентированно вертикально вниз. К примеру, система координат главных напряжений (x, y, z) , где x соответствует направлению максимального горизонтального напряжения (σ_H), ось y – направлению минимального горизонтального напряжения (σ_h) и ось z – направлению вертикального напряжения (σ_V).

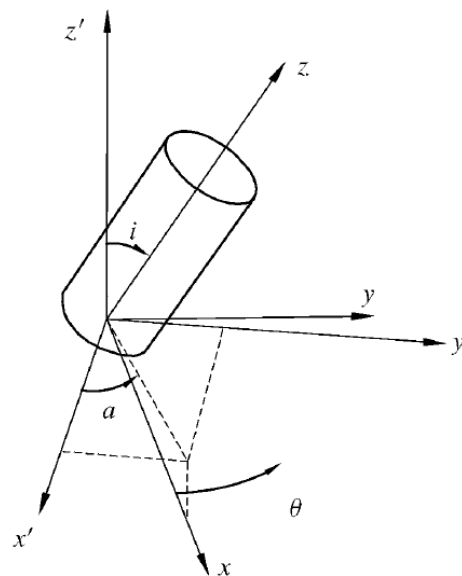


Рисунок 18 Геометрическая иллюстрация преобразования системы координат главных напряжений в систему координат скважины

Система координат, в которой существует скважина (x', y', z') , определяется таким образом, чтобы ось z' соответствовала оси скважины (Рисунок 18). Основные два угла, которые необходимо знать для перехода из одной системы координат в другую это угол i – наклон скважины и угол a – это угол между азимутом скважины и азимутом максимального горизонтального напряжения (σ_H). Математически конвертация одной системы координат в другую реализуется через определение направляющих косинусов l_{ij} , (компонент матрицы преобразования) - это косинус угла между осью i (система координат главных напряжений) и j' (система координат скважины). Девять компонент матрицы преобразования можно рассчитать следующим образом:

$$l_{x'ix} = \cos\alpha * \cos i \quad (1.77)$$

$$l_{y'ix} = -\sin\alpha \quad (1.78)$$

$$l_{z'ix} = \cos\alpha * \sin i \quad (1.79)$$

$$l_{x'iy} = \sin\alpha * \cos i \quad (1.80)$$

$$l_{y'iy} = \cos\alpha \quad (1.81)$$

$$l_{z'iy} = \sin\alpha * \sin i \quad (1.82)$$

$$l_{x'iz} = -\sin i \quad (1.83)$$

$$l_{y'iz} = 0 \quad (1.84)$$

$$l_{z'iz} = \cos i \quad (1.85)$$

Напряженное состояние в новой системе координат (x', y', z') можно выразить через следующие уравнения:

$$\sigma_{X'} = l_{x'ix}^2 \sigma_H + l_{x'iy}^2 \sigma_h + l_{x'iz}^2 \sigma_V \quad (1.86)$$

$$\sigma_{Y'} = l_{y'ix}^2 \sigma_H + l_{y'iy}^2 \sigma_h + l_{y'iz}^2 \sigma_V \quad (1.87)$$

$$\sigma_{Z'} = l_{z'H}^2 \sigma_{H0} + l_{z'h}^2 \sigma_{h0} + l_{z'V}^2 \sigma_{V0} \quad (1.88)$$

$$\sigma_{X'Y'} = l_{x'ix} l_{y'ix} \sigma_H + l_{x'iy} l_{y'iy} \sigma_h + l_{x'iz} l_{y'iz} \sigma_V \quad (1.89)$$

$$\sigma_{X'Z'} = l_{x'ix} l_{z'ix} \sigma_H + l_{x'iy} l_{z'iy} \sigma_h + l_{x'iz} l_{z'iz} \sigma_V \quad (1.90)$$

$$\sigma_{Y'Z'} = l_{y'ix} l_{z'ix} \sigma_H + l_{y'iy} l_{z'iy} \sigma_h + l_{y'iz} l_{z'iz} \sigma_V \quad (1.91)$$

$$\sigma_{Z'X'} = l_{z'ix} l_{x'ix} \sigma_H + l_{z'iy} l_{x'iy} \sigma_h + l_{z'iz} l_{x'iz} \sigma_V \quad (1.92)$$

Данное преобразование не является окончательным, это связано с тем, что в поле региональных напряжений скважина вносит определенное возмущение и вокруг отверстия напряжения перераспределяются. Поэтому реализуется еще один переход в цилиндрическую систему координат.

Напряженное состояние в точке в цилиндрической системе координат определяется тензором:

$$T_\sigma = \begin{pmatrix} \sigma_{rr} & \sigma_{r\theta} & \sigma_{rz} \\ \sigma_{\theta r} & \sigma_{\theta\theta} & \sigma_{\theta z} \\ \sigma_{zr} & \sigma_{z\theta} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (1.93)$$

Под напряженным состоянием ствола скважины понимают совокупность шести компонент напряжений, действующих на трех взаимно ортогональных плоскостях, которые проходят через каждую точку по окружности ствола. Тем самым, напряженное состояние скважины описывается комбинацией из трех нормальных напряжений: σ_{rr} - радиальное напряжение (давление внутри ствола), $\sigma_{\theta\theta}$ - тангенциальное напряжение, еще называется “hoop stress” или кольцевое напряжение, и σ_{zz} - осевое напряжение, и трех касательных напряжений, действующие в разных плоскостях ($\sigma_{\theta z}, \sigma_{z\theta}, \sigma_{rz}$).

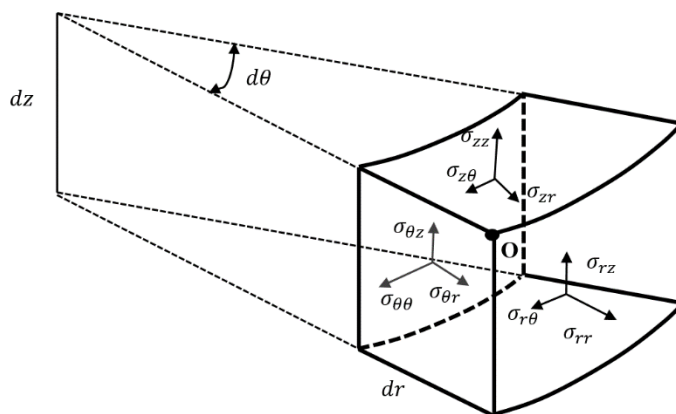


Рисунок 19 Напряженное состояние в точке в цилиндрической системе координат

Угол θ меняется от 0 до 360 градусов и для каждого значения угла будет собственный тензор напряжений.

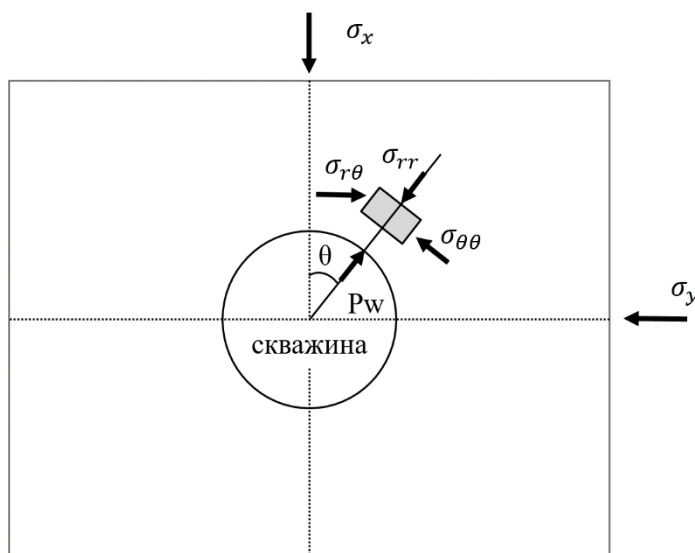


Рисунок 20 Концентрация напряжений на стенке скважины (P_w – давление внутри скважины)

На стенки скважины напряженное состояние можно выразить через главные напряжения и угол θ следующим образом (Рисунок 20):

$$\sigma_{rr} = \frac{\sigma_{X'} + \sigma_{Y'}}{2} \left(1 - \frac{R^2}{r^2}\right) + \frac{\sigma_{X'} - \sigma_{Y'}}{2} \left(1 + 3\frac{R^4}{r^4} - 4\frac{R^2}{r^2}\right) \cos 2\theta + \sigma_{X'Y'} \left(1 + 3\frac{R^4}{r^4} - 4\frac{R^2}{r^2}\right) \sin 2\theta + p_w \frac{R^2}{r^2} \quad (1.94)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\sigma_{X'} + \sigma_{Y'}}{2} \left(1 + \frac{R^2}{r^2}\right) - \frac{\sigma_{X'} - \sigma_{Y'}}{2} \left(1 + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \cos 2\theta - \sigma_{X'Y'} \left(1 + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \sin 2\theta - p_w \frac{R^2}{r^2} \quad (1.95)$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{Z'} - \vartheta \left[2(\sigma_{X'} - \sigma_{Y'}) \frac{R^2}{r^2} \cos 2\theta + 4\sigma_{X'Y'} \frac{R^2}{r^2} \sin 2\theta\right] \quad (1.96)$$

$$\sigma_{\theta z} = (-\sigma_{Z'X'} \sin \theta + \sigma_{Y'Z'} \cos \theta) \left(1 + \frac{R^2}{r^2}\right) \quad (1.97)$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{\sigma_{Y'} - \sigma_{X'}}{2} \left(1 - 3\frac{R^4}{r^4} + 2\frac{R^2}{r^2}\right) \sin 2\theta + \sigma_{X'Y'} \left(1 - 3\frac{R^4}{r^4} + 2\frac{R^2}{r^2}\right) \cos 2\theta \quad (1.98)$$

$$\sigma_{rz} = (\sigma_{Z'X'} \cos \theta + \sigma_{Y'Z'} \sin \theta) \left(1 - \frac{R^2}{r^2}\right) \quad (1.99)$$

ϑ – коэффициент Пуассона;

θ – азимут скважины по отношению к максимальному горизонтальному напряжению (меняется от 0 до 360);

P_w - давление в скважине, МПа;

R - радиус скважины

r – радиус зоны расчета

При расчете напряжений, действующих на стенки скважины $R = r$ и тогда часть уравнений упроститься и напряженное состояние описывается следующим образом:

$$\sigma_{rr} = P_w \quad (1.100)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{X'} + \sigma_{Y'} - 2(\sigma_{X'} - \sigma_{Y'}) \cos 2\theta - 4\sigma_{X'Y'} \sin 2\theta - P_w \quad (1.101)$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{Z'} - \vartheta [2(\sigma_{X'} - \sigma_{Y'}) \cos 2\theta + 4\sigma_{X'Y'} \sin 2\theta] \quad (1.102)$$

$$\sigma_{r\theta} = 0 \quad (1.103)$$

$$\sigma_{\theta z} = 2(-\sigma_{Z'X'} \sin \theta + \sigma_{Y'Z'} \cos \theta) \quad (1.104)$$

$$\sigma_{rz} = 0 \quad (1.105)$$

В случае, когда скважина вертикальная или горизонтальная, данные напряжения являются главными напряжениями, если же скважина наклонная два главных напряжения будут определяться в плоскости θz и одно главное напряжение соответствует радиальному напряжению.

Максимальное тангенциальное напряжение соответствует углу $\theta = 0$ градусов (направление минимального горизонтального напряжения σ_h), тогда как минимальное тангенциальное напряжение углу $\theta = 90$ (направление максимального горизонтального напряжения σ_H) [Zhang, 2013]. Расчет главных напряжений проводится по формулам (1.106) и (1.107).

$$\sigma_1 = \frac{1}{2}(\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{zz} + \sqrt{(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + 4\sigma_{\theta z}^2}) \quad (1.106)$$

$$\sigma_2 = \frac{1}{2}(\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{zz} - \sqrt{(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + 4\sigma_{\theta z}^2}) \quad (1.107)$$

На *Рисунок 21* показано распределение напряжений в окрестности скважины с разверткой на 360 градусов. Так как радиальное напряжение есть давление внутри скважины (в процессе бурения скважины — это давление бурового раствора, в процессе разработки — это забойное давление) оно постоянное для любого угла θ . Тогда как осевое и тангенциальное напряжения меняются в зависимости от угла θ - угол поворота относительно направления максимального горизонтального напряжения.

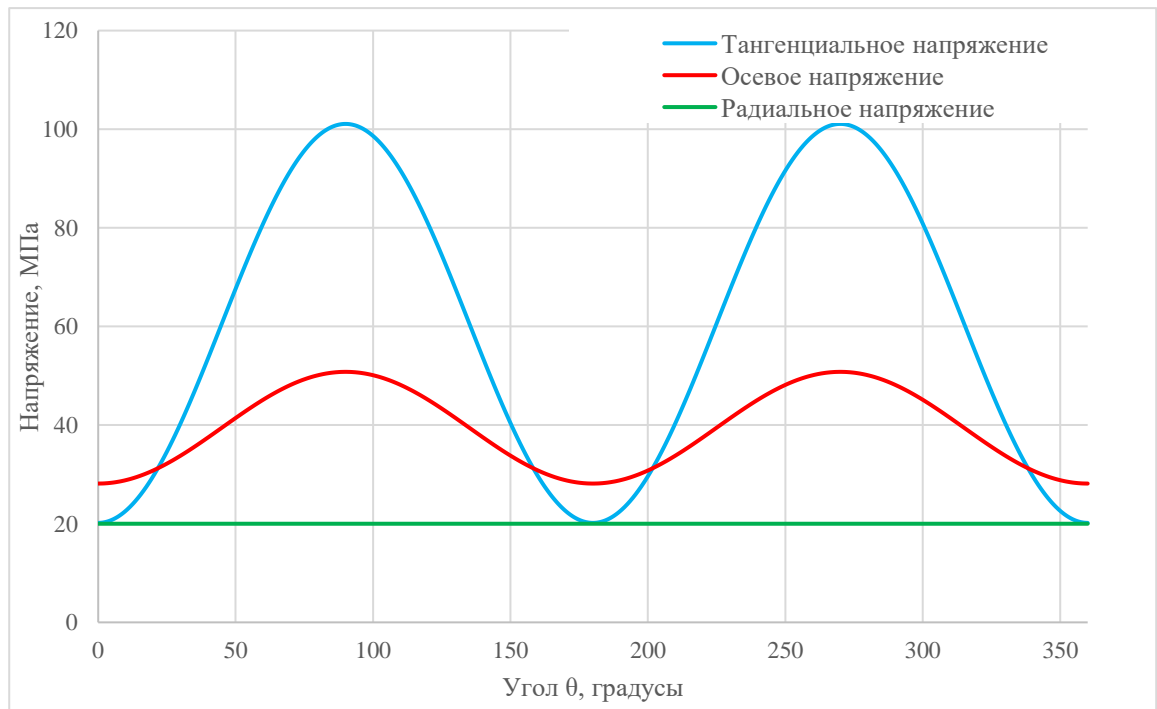


Рисунок 21 Эюра напряжений в стволе скважины

5. Расчет механической раскрытости трещины

1.1. Модель раскрытости Бартона-Бандиса

Ранее было рассказано то, как оценивается напряженное состояние трещины в условиях пласта (*in situ*) и в условиях ствола скважины [Kirsch, 1898]. Применяя тот или иной критерий прочности, можно дифференцировать трещины на два класса: критически напряженные (активизированные) и критически не напряженные (не активизированные). В работе сделано допущение, что первая группа трещин характеризуется способностью проводить флюид, это нашло подтверждение посредством проведения скважинных исследований в ряде работ [Barton et al., 1994]. Несмотря на приуроченность трещины к первой группе, трещина может испытывать разный уровень напряжений и вследствие чего быть ближе или дальше к линии сухого трения. Это обуславливает различную флюидопроводящую способность трещины, что является следствием меняющейся раскрытости/апертуры.

По многочисленным исследованиям отечественных и зарубежных авторов возникновение раскрытости по трещине обусловлено деформациями сдвига, которые трещина может испытать [Barton et. al., 1985; Olsson, Barton, 2001]. Широкое распространение получила модель Бартона-Бандиса, в которой авторы ввели понятия механической и гидравлической раскрытости, данные характеристики являются производными напряженно-деформированного состояния и свойств трещины, таких как шероховатость и прочность.

Для расчета механического раскрытия необходимо предварительно оценить E_0 – начальное раскрытие, мм; ΔV_j – величину смыкания берегов трещины под действием эффективного нормального напряжения; E_d – величину раскрытия, обусловленной дилатансией, мм.

$$E = E_0 - \Delta V_j + E_d \quad (1.108)$$

Расчет начального раскрытия E_0 основан на знании коэффициента шероховатости - JRC, предела прочности на одноосное сжатие – UCS и прочности материала стенки трещины – JCS. По исследованиям авторов [Barton, 1982] JCS принимается равным UCS в большинстве случаев, когда трещиноватая порода не подверглась выветриванию.

$$E_0 = \frac{JRC}{5} * (0.2 * \frac{UCS}{JCS} - 0.1) \quad (1.109)$$

По формуле (1.109) можно сделать вывод о том, что с ростом JRC увеличивается начальное раскрытие. Как было показано ранее коэффициент шероховатости меняется от 0

до 20 по классификации Бартона, если сделать допущение о том, что UCS=JCS, получаем диапазон изменения начального раскрытия [0.04-0.4] мм.

При испытании образца, в котором существует трещина, поверхности разрыва будут испытывать сжатие за счет действия нормального напряжения, это приведет к редуцированию начального раскрытия. Данное явление было изучено Бандисом [Bandis, 1980], для этого проведено ряд экспериментов, в ходе которых получено 64 набора кривых смыкания трещин, каждая кривая описывает связь между эффективным нормальным напряжением (σ'_n) и величиной смыкания стенок трещины (ΔV_j).

$$\sigma'_n = \frac{\Delta V_j}{a - b\Delta V_j} \quad (1.110)$$

где a , b – постоянные константы

Начальная нормальная жесткость трещины (K_{ni}) является обратной величиной константы a , тогда как отношение a/b представляет собой максимально возможное сжатие в мм стенок трещины (C_m на рисунке это V_m). Графическое представление модельной кривой смыкания трещины за счет сжатия показано на Рисунок 22. Тем самым величину смыкания берегов трещины ΔV_j можно выразить через эффективное нормальное напряжение, начальную жесткость разрыва и максимальное возможное сжатие берегов трещины, мм [Bandis et al., 1983]:

$$\Delta V_j = \frac{\sigma'_n C_m}{K_{ni} C_m + \sigma'_n} \quad (1.111)$$

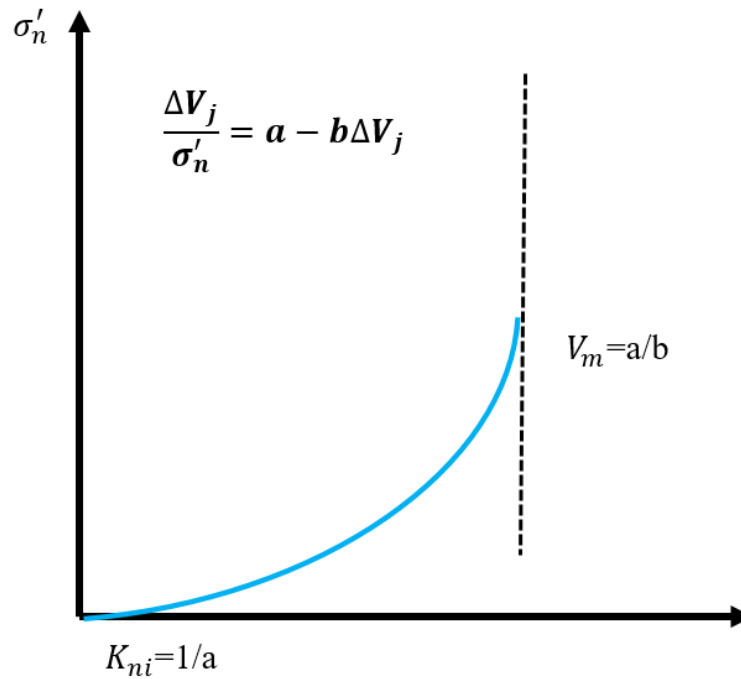


Рисунок 22 Нормальное закрытие трещины ΔV_j и эффективное нормальное напряжение

Максимальное сжатие берегов трещины определяется через: коэффициент шероховатости, прочность на сжатие стенок трещины и начальное раскрытие. В уравнении (1.112) участвуют коэффициенты A, B, C, D, которые определяются в ходе проведения лабораторного исследования. В работе [Bandis, 1980] приведены значения коэффициентов для каждого цикла нагружения (первый, второй и третий).

$$C_m = A + B * JRC + C * \left(\frac{JCS}{E_0}\right)^D \quad (1.112)$$

Приведем вышеприведенное уравнение в случае первого цикла нагружения, именно в ходе него наблюдается максимальное изменение E_0 :

$$C_m = -0.30 - 0.006 * JRC + 2.24 * \left(\frac{JCS}{E_0}\right)^{-0.25} \quad (1.113)$$

Таблица 3 Коэффициенты для расчета максимального сжатия трещины (циклы 1, 2, 3)

Коэффициент	1 цикл	2 цикл	3 цикл
A	-0.30	-0.10	-0.10
B	-0.06	-0.007	-0.007
C	2.24	1.01	1.14
D	-0.25	-0.23	-0.25

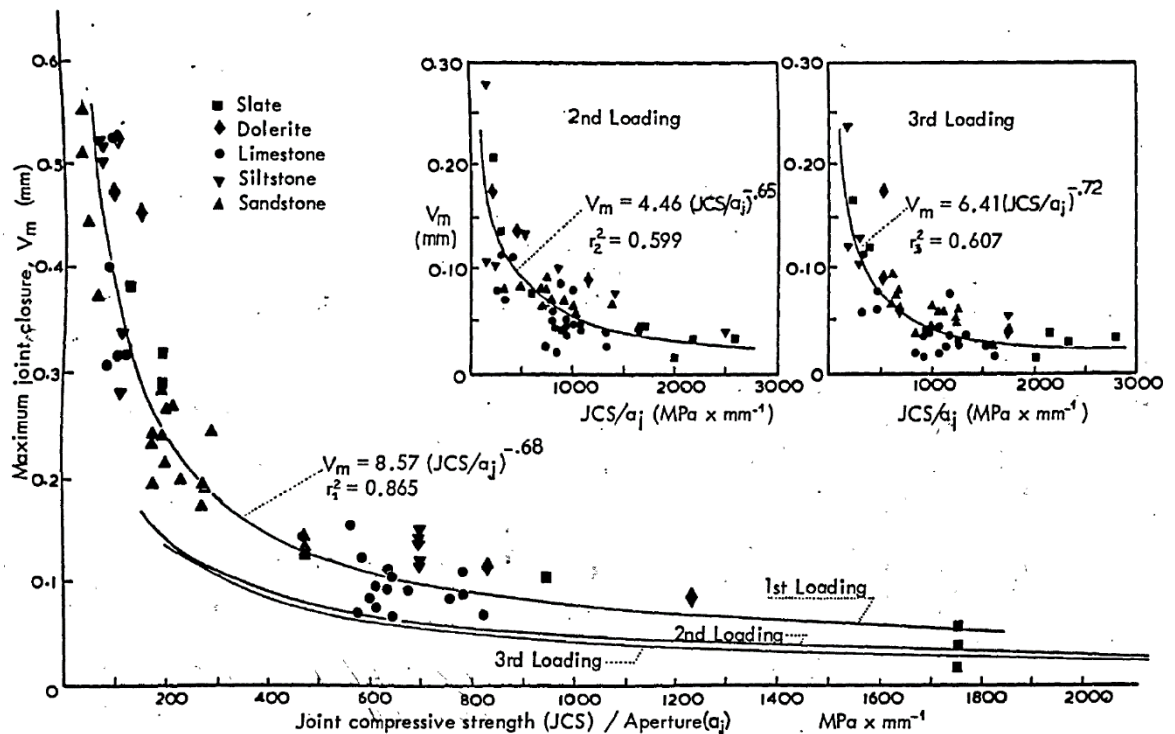


Рисунок 23 Максимальное сжатие берегов трещины (V_m) от параметра JCS/E_0 для разных циклов нагружения [Barton, 1980]

На Рисунок 23 показаны несколько графиков построенных корреляций для разных циклов нагружения, изучены были такие породы как: известняк, песчаник, долерит, алевролит. Чаще всего используются коэффициенты (Таблица 3) для первого и второго цикла нагружения, так как в случае третьего цикла шероховатость претерпевает максимальные изменения и трещина в большей мере сопротивляется сжатию.

Авторы отмечают, что выражение (1.113) имеет ограниченные условия применимости, а именно: коэффициент шероховатости в лабораторных условиях (JRC_0) меняется от 5 до 15, прочность на сжатие материалы стенки трещины (JCS) в диапазоне 22-182 МПа, а начальное раскрытие $E_0 \cong 0.10 - 0.60$ мм. Данное обстоятельство следует учесть при выполнении дальнейших расчетов.

Последний параметр, который еще не был описан, это начальная нормальная жесткость трещины. Обратимся для начала к определению жесткости разрыва, Р. Гудман [Goodman, 1976] предложил описывать горную породу, в которой существует разрыв не в терминах упругих свойств, а в терминах таких характеристик, которые непосредственно описывают возникающие перемещения по плоскости единичного разрыва. Такими характеристиками являются: нормальная (K_n) и сдвиговая (K_s) жесткости. К примеру, нормальная жесткость характеризует сопротивляемость разрыва к возникновению нормальных перемещений по плоскости действия. Единица измерения жесткости – МПа/м,

для разрыва с жесткостью равной 100МПа/м потребуется действие напряжения в 100МПа, чтобы возникло перемещение равное 1 м. По имеющимся на текущий момент наблюдениям жесткость разрыва зависит от его длины, чем более протяженный разрыв, тем меньшая у него жесткость [Barton and Bandis, 2018]

По модели Бандиса [Bandis et al, 1983] начальная нормальная жесткость трещины в лабораторных условиях выражается через параметры: JRC, JCS и E_0 .

$$K_{ni} = 0.02 * \left(\frac{JCS}{E_0}\right) + 1,75 * JRC - 7,15 \quad (1.114)$$

Тем самым определив K_{ni} по (114) и C_m по (113), можно рассчитать величину сжатия берегов трещины под действием эффективных нормальных напряжений σ'_n по формуле (1.111).

Значимую роль на формирование наблюдаемой раскрытости оказывают сдвиговые перемещения по плоскости разрыва, за счет которых происходит смещение одного борта трещины относительно другого. На (Рисунок 24) показаны две картины, в первой сдвиговое напряжение равно 0 и механическое раскрытие трещины будет складываться из начального раскрытия и величины сжатия за счет действия нормального напряжения ($E = E_0 - \Delta V_j$), на второй картине вдоль плоскости разрыва возникает сдвиговое перемещение, в следствие чего наблюдается изменение зоны раскрытия в сторону увеличения.

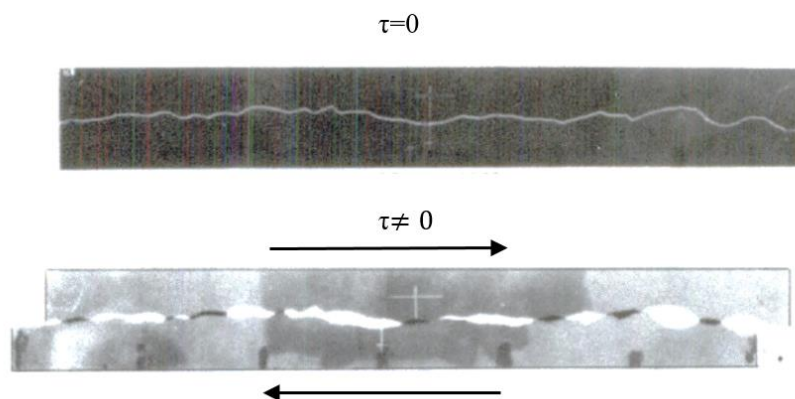


Рисунок 24 Сдвиговое перемещение по плоскости разрыва [Barton and Choubey, 1977]

Величина раскрытия, обусловленная сдвиговой составляющей перемещения (E_d), является функцией U_s –сдвигового перемещения, мм и динамического угла дилатансии - d_m , последний оценивается по динамическому коэффициенту шероховатости JRC_{mob} [Barton, 1982].

$$E_d = U_s * tg d_m = U_s * tg \left(0.5 * JRC_{mob} * \log \left(\frac{JCS}{\sigma'_n}\right)\right) \quad (1.115)$$

где U_s –сдвиговое перемещение, мм

d_m - динамический угол дилатансии

JRC_{mob} - динамический коэффициент шероховатости

Авторами [Barton et al., 1985; Barton and Bandis, 1982] было проведено 650 экспериментов в установке сдвига и построены корреляции между такими параметрами как: сдвиговое напряжение – сдвиговое перемещение. Это позволило выразить максимальное сдвиговое перемещение (U_{sp}) через длину трещины и коэффициент шероховатости:

$$U_{sp} = \frac{L_n}{500} \left(\frac{JRC_n}{L_n} \right)^{0.33} \quad (1.116)$$

где L_n - длина трещины, м

JRC_n - коэффициент шероховатости трещины в массиве (рассчитывается по (1.56))

Но последующие исследования [Asadollahi and Tonon, 2010] показали, что при расчете максимального сдвигового перемещения также необходимо учесть эффективное нормальное напряжение (σ'_n) и прочность на сжатие материала трещины (JCS):

$$U_{sp} = 0,0077 L_n^{0.45} \left(\frac{\sigma'_n}{JCS_n} \right)^{0.34} \cos \left[JRC_n \log_{10} \left(\frac{JCS_n}{\sigma'_n} \right) \right] \quad (1.117)$$

Исходя из вышеприведенного определения жесткости разрыва можно выразить сдвиговую жесткость трещины через максимальное перемещение (U_{sp}) и сдвиговое напряжение [Barton, 2006]:

$$K_s = \frac{\tau_p}{U_{sp}} = \frac{\sigma'_n \operatorname{tg} \left(JRC_n \log_{10} \left(\frac{JCS_n}{\sigma'_n} \right) + \varphi_r \right)}{\frac{L_n}{500} \left(\frac{JRC_n}{L_n} \right)^{0.33}} \quad (1.118)$$

где φ_r - остаточный угол трения (1.53)

В процессе перемещения берегов трещины шероховатость имеет тенденцию меняться, а именно сначала происходит разрушение наиболее неровных участков, по этой причине на графике сдвиговое напряжение-перемещение, после достижения максимального сдвигового напряжения (τ_p), которому соответствуют U_{sp} , наблюдается резкое уменьшение напряжения и рост перемещения. В момент, когда по поверхности трещины возникло перемещение, коэффициент шероховатости JRC изменился относительно начального JRC , именно это характеризует дилатансию.

$$JRC_{mob} = \frac{\operatorname{arctg} \left(\frac{\tau_m}{\sigma'_n} \right) - \varphi_r}{\log \left(\frac{JCS}{\sigma'_n} \right)} \quad (1.119)$$

где τ_m - сдвиговое напряжение в момент подвижки, которое находится в диапазоне $[\tau_p, \tau_r]$ (τ_p - максимальное значение сдвиговой прочности, τ_r - остаточная сдвиговая прочность).

В работе [Nassir et al, 2010] приведен диапазон в пределах которого может меняться динамический коэффициент шероховатости:

$$\frac{\varphi_r}{\log\left(\frac{JCS_n}{\sigma'_n}\right)} \leq JRC_{mob} \leq JRC_n \quad (1.120)$$

Ниже представлена безразмерная модель, в координатах: $JRC_{mob}/JRC_{peak} - \delta/\delta_{peak}$ (отметим, что δ это есть U_s –сдвиговое перемещение), тренд изменения шероховатости в зависимости от перемещения характеризует такие процессы как: разрушение локальных участков неровностей по поверхности разрыва, уплотнение разрыва за счет разрушения, проскальзывание по разрыву в условиях уменьшения трения. Данную модель можно использовать для прогноза перемещения по поверхности разрыва если имеются данные: $JRC, JCS, \sigma'_n, \varphi_r$.

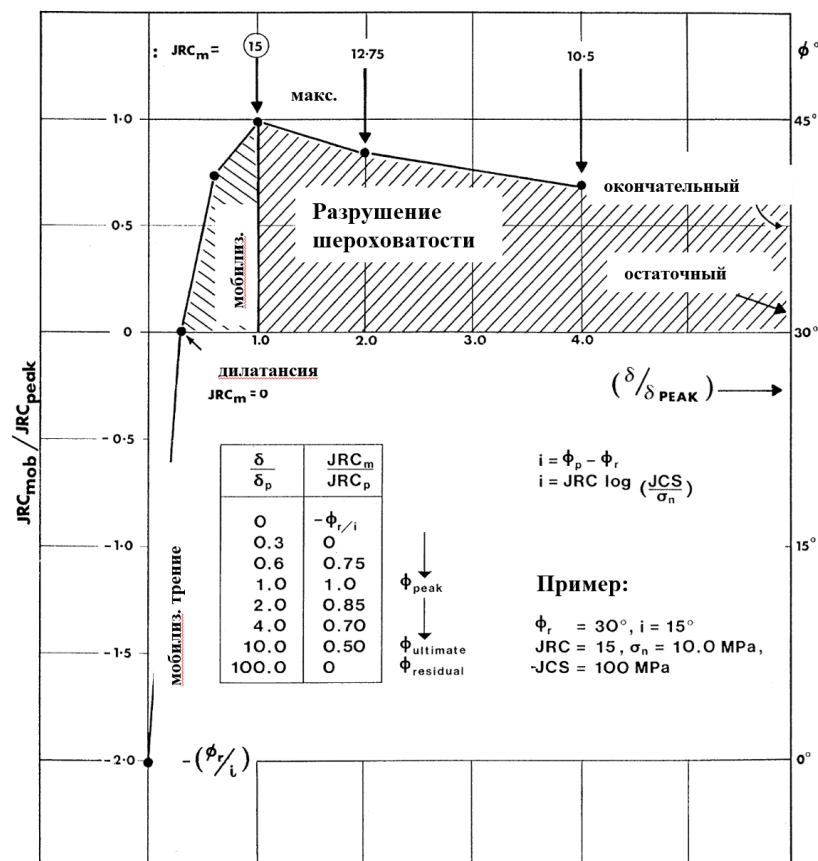


Рисунок 25 Рекомендуемая безразмерная модель для анализа коэффициента шероховатости в зависимости от перемещения $\delta=U_s$. [Barton, 1982]

Авторы [Asadollahi and Tonon, 2010] предложили выразить JRC_{mob} через коэффициент шероховатости трещины, сдвиговое перемещение (U_s) и максимальное сдвиговое перемещение (U_{sp}):

$$JRC_{mob} = JRC_n \left(\frac{U_{sp}}{U_s} \right)^{0.381} \quad (1.121)$$

В большей части проводимых исследований JRC_{mob} принимается равным JRC, это связывают с незначительным разрушением поверхности разрыва, такое допущение не всегда приемлемо, в особенности, когда действует высокий уровень сжимающих напряжений.

Вернёмся к определению механического раскрытия (E), рассчитав все необходимые компоненты (E_0 , ΔV_j , E_d) воспользуемся формулой (1.108). Можно отметить, что отрицательные значения E могут быть получены при условии, когда максимальное смыкание превышает начальное раскрытие и раскрытие, обусловленное дилатансией.

Гидравлическая апертура (раскрытие, по которому происходит фильтрация флюида) отличается от механической, это объясняется неровностями/ шероховатостью поверхности стенки трещины. Авторами [Barton, 1982; Barton et al., 1994] была предложена модель расчета гидравлической апертуры (e) через механическую (E).

В случае, когда $U_s \leq 0.75U_{sp}$, гидравлическая апертура выражается через механическое раскрытие и коэффициент шероховатости, тогда как для $U_s \geq U_{sp}$, гидравлическая апертура зависит от динамического коэффициента шероховатости.

$$e = \frac{E^2}{JRC_0^{2.5}} \text{ при условии, что } U_s \leq 0.75U_{sp} \quad (1.122)$$

$$e = \sqrt{E} JRC_{mob} \text{ при условии, что } U_s \geq U_{sp} \quad (1.123)$$

Наиболее широкое применение получила формула (1.122), она применима только когда $E > e$. Данная модель гидравлической раскрытости является довольно упрощенной и не учитывает взаимодействие трещин между собой (зоны пересечения), но простота в использовании обусловило широкое применение при решении производственных задач.

ГЛАВА 2. КРИТЕРИИ ПРОЧНОСТИ ТРЕЩИНЫ НА СДВИГ И ИССЛЕДОВАНИЕ ВЗАИМОСВЯЗИ МЕЖДУ ПАРАМЕТРАМИ СКВАЖИНЫ И НАПРЯЖЕННЫМ СОСТОЯНИЕМ ТРЕЩИНЫ

1. Сравнительный анализ линейного и нелинейного критериев прочности

Были рассмотрены два критерия прочности трещиноватой породы: линейный (критерий сухого трения) и нелинейный критерий (критерий прочности трещины на сдвиг Бартона), а также правило Байерли. В нефтегазовой геомеханике широкое применение получил линейный критерий, тогда как в горной инженерии нелинейный критерий. В обоих случаях основная неопределенность заключается в сложности определения коэффициента трения трещиноватой породы. Необходимо также подчеркнуть, что в случае нелинейного критерия, количество параметров больше, что ограничивает применимость данного подхода для оценки критического значения прочности на сдвиг. В целом геомеханическое исследование трещиноватых пород является сложной задачей, в особенности для нефтегазового резервуара, так как зачастую проблематично отобрать образцы без потери целостности для проведения дальнейших исследований. По этой причине часть экспериментов по смещению берегов трещины выполняется на образцах с искусственной трещиной. Тем самым изучается критический уровень напряжения, при котором происходит активизация трещины.

Сделана попытка сравнить линейный (правило Байерли (1.43) и критерий сухого трения (1.48)) и нелинейный критерий в одинаковых условиях эффективного нормального напряжения (1.52). К примеру, рассмотрим случай, когда предел прочности на сжатие стенки трещины (JCS) равен 20 МПа, остаточный угол трения 32 градуса, что соответствует коэффициенту 0,6. Варьируется параметр коэффициент шероховатости с шагом 4 единицы начиная с двух, так как при коэффициенте шероховатости равном 0 получаем тот же критерий сухого трения. На первом графике (Рисунок 26) проиллюстрированы результаты расчета в случае, когда $JCS \geq \text{эффективное нормальное напряжение}$. Можно отметить следующие характерные особенности:

- ✓ увеличение JRC с 2 до 18 приводит к большей нелинейности линии предельного состояния
- ✓ при заданном уровне эффективного нормального напряжения (менее 20 МПа) предельное касательное напряжение в случае нелинейного критерия больше, чем в случае критерия сухого трения

- ✓ при низком уровне эффективного нормального напряжения (менее 2 МПа) максимальные значения предела прочности трещины на сдвиг наблюдается в случае JRC=18
- ✓ разные варианты нелинейного критерия сходятся в линейный частный случай при достижении эффективного нормального напряжения значений JCS (в данном случае 20 МПа).

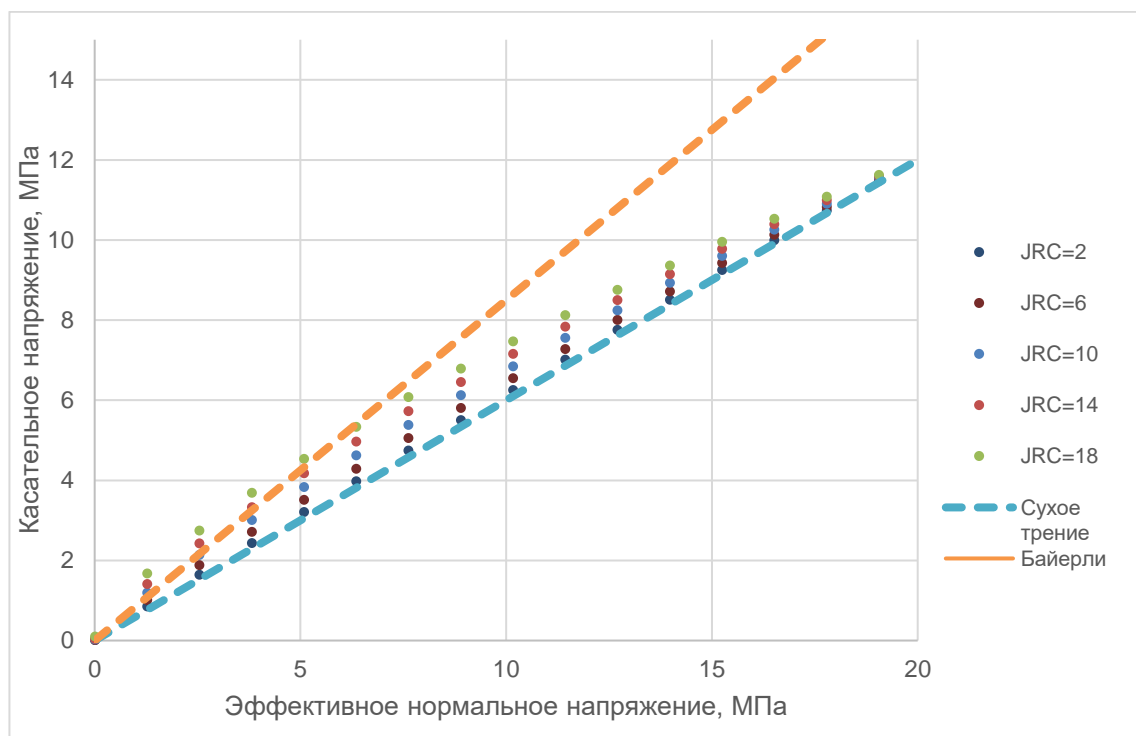


Рисунок 26 График критического касательного напряжения для разных критериев прочности в случае $JCS > \text{эффективное нормальное напряжение}$.

Рассмотрим вариант, при котором $JCS \leq \text{эффективное нормальное напряжение}$ (Рисунок 27). В таком случае наблюдается обратная ситуация, а именно:

- ✓ предельное касательное напряжение по нелинейному критерию всегда меньше, чем в случае линейности и самыми слабыми для сдвига будут те трещины, для которых коэффициент шероховатости будет высоким, в данном случае 18.
- ✓ правило Байерли в обоих случаях показывает высокие значения предела прочности трещины на сдвиг, исключение составляет низкий уровень эффективных напряжений, в случае которого шероховатость играет важную роль.

На практике чаще всего сталкиваемся с тем, что уровень эффективных напряжений ниже, чем JCS и, тем самым для активации трещины с более шероховатой поверхностью потребуется более высокий уровень сдвигового напряжения.

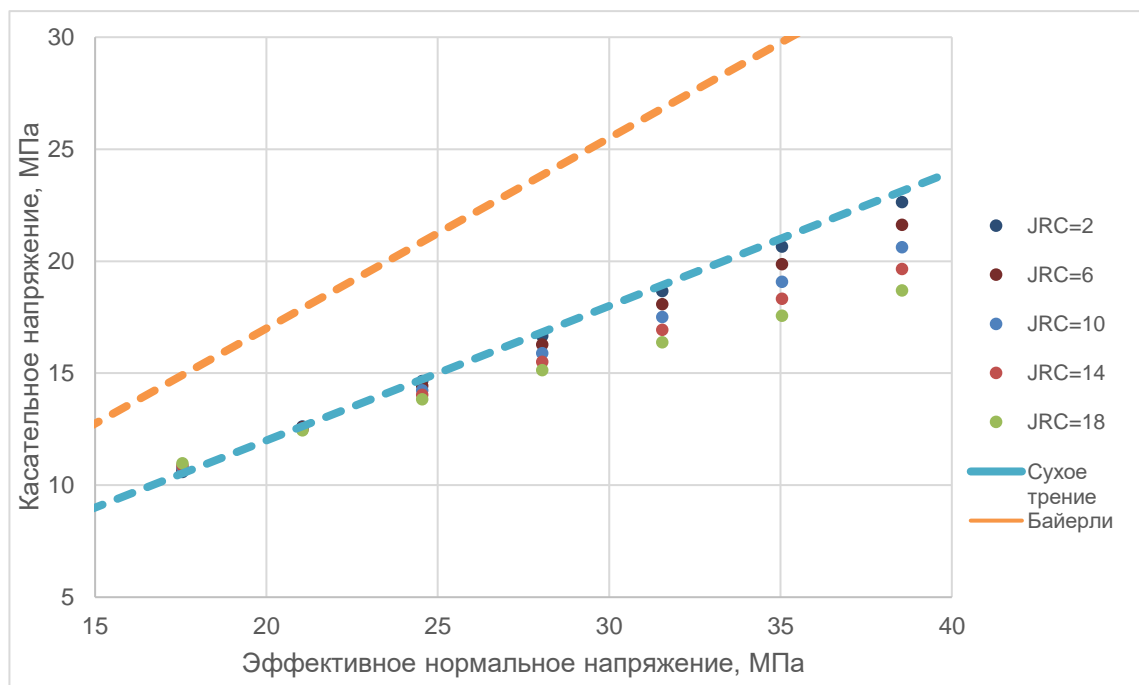


Рисунок 27 График критического касательного напряжения для разных критериев прочности в случае $JCS < \text{эффективное нормальное напряжение}$.

Рассмотрим еще один случай, когда $JRC=10$, но варьируется JCS в диапазоне 10-40 МПа (Рисунок 28), остаточный угол трения такой же, как и для предыдущих вариантов. На рисунке можно отметить, что с увеличением JCS растет критическое сдвиговое напряжение, тем самым трещину с большим JCS будет труднее активировать, область касательного напряжения по нелинейному критерию находится между правилом Байерли и критерием сухого трения, исключение составляет низкий уровень эффективного нормального напряжения. Разница между касательным напряжением в случае JCS равным 40МПа и 10МПа составляет 0-1,6 МПа при изменении эффективного нормального напряжения в диапазоне 0-10 МПа.

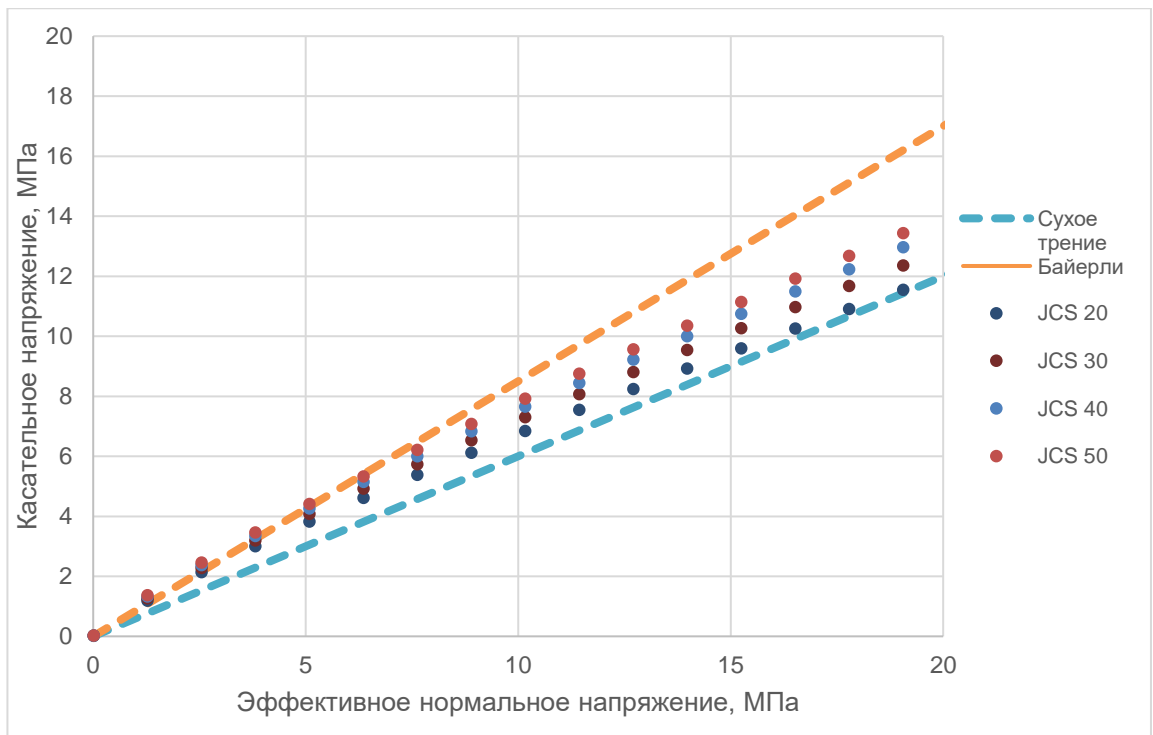


Рисунок 28 График критического касательного напряжения для различных критериев прочности ($JRC=10$). См. замечания выше по поводу пунктира.

Тем самым применяя тот или иной критерий прочности трещины на сдвиг получаем различную оценку критически напряженного состояния трещины. В случае нелинейного критерия большое значение приобретает коэффициент шероховатости трещины. При не высоком эффективном нормальном напряжении ($\ll JCS$) потребуется больший уровень касательного напряжения для активации трещины с ростом шероховатости. Если параметр JCS часто принимается равным UCS породы, то остаточный угол трения и JRC требуется определить экспериментальным путем. Это и составляет основную неопределенность в модели как было показано ранее существует множество подходов (2D и 3D) к оценке JRC. В дальнейшем речь будет идти о критерии прочности трещины на сдвиг Бартона для оценки раскрытости трещины по модели Бартона-Бандиса.

2. Модель критически-напряженных трещин и данные по скважине

Проведено исследование критически напряженного состояния трещин на примере трещинного карбонатного коллектора одного из месторождений. Рассматриваемый резервуар характеризуется сложным структурно-тектоническим строением, большое разнообразие разрывных нарушений предопределило блоковое строение залежей углеводородов и развитие тектонической трещиноватости разной пространственной ориентации и типа. В результате тектонического развития резервуара изменялась конфигурация пустотного пространства: локально развивалась кавернозность, связанная с процессами выщелачивания, происходило трещинообразование на разных этапах, часть

трещин «залечивалась» пластичными разностями или же происходила кристаллизация новых минералов на стенки трещины. Изучение резервуара в скважинном пространстве геофизическими методами исследования (ГИС) показало, что только малая часть трещин являются открытыми в пластовых условиях и могут проводить флюид. Исходя из данной проблематики, основная цель работы заключалась в поиске подхода, который бы позволил дифференцировать флюидопроводящие трещины от трещин, закрытых.

Краткая характеристика:

Продуктивные отложения: Рифей

Тип коллектора: трещинный

Тип залежей: массивные тектонически, стратиграфически и литологически экранированные

Региональная структура: Камовский свод. Север-северо-восточный борт Куюмбинского грабен-рифта

Особенности:

- ✓ Блоковое строение
- ✓ Субмоноклинальное строение рифейских толщ внутри блоков, осложненное в зонах некоторых крупных дизъюнктивов приразломными дислокациями
- ✓ Доминирующая роль разломов различного иерархического уровня

Упрощенная модель коллектора проиллюстрирована на Рисунок 29, пустотное пространство представлено системой макротрещин, которые обеспечивают основной приток в скважину, коэффициент проницаемости меняется в широких диапазонах от 1 до 1000 мД, и системой микротрещин с локальным развитием кавернозности. Пористость матрицы имеет довольно низкие значения, не превышающие 1%, что в свою очередь формирует высокие требования к анализу трещиноватости и оценке проводимости трещин.

Одним из методов исследования структурных неоднородностей в пласте является сканирование стенок скважины. Существуют различные физические принципы работы данных приборов, перечислим основные два: изучение акустической жесткости посредством ультразвукового сканирования (UBI) [Zemanek, Glenn 1970] или же изучение трехмерной картины изменения сопротивлений (FMI) [Ekstrom, Dahan 1987]. Принцип визуализации данных на микроимиджере показан на Рисунок 30.

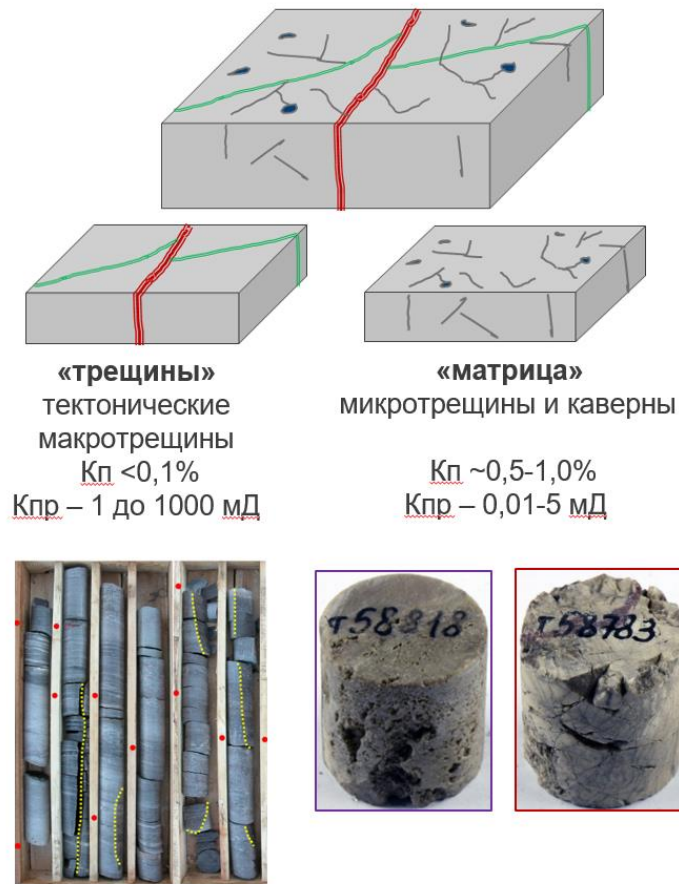


Рисунок 29 Фильтрационно-емкостная модель коллектора

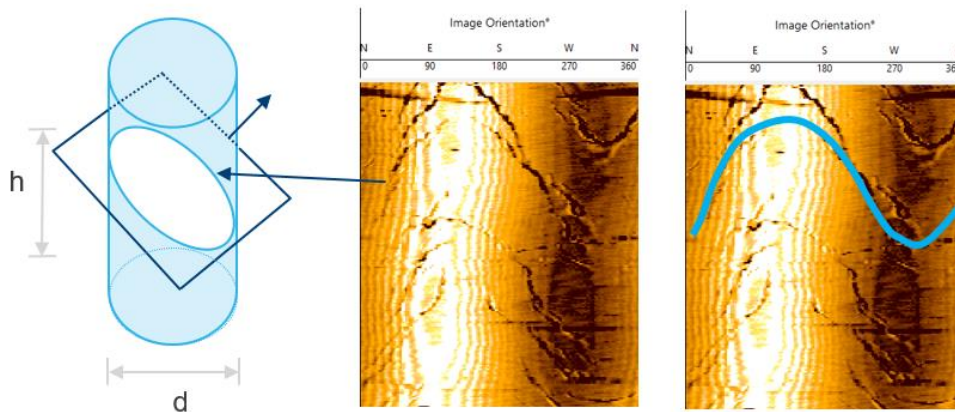


Рисунок 30 Пример прослеживания трещины на микроимджере (h - высота, d - диаметр скважины)

Исследования пластовым микросканером позволяют выделить различные структурные элементы, такие как трещины, разломы, слоистость, текстурные особенности, включения, кавернозность. Помимо изучения геологических особенностей, данные микроимджера позволяют интерпретировать направления вывалов и техногенных трещин. Сделаем некоторую ремарку о том, что направление вывала совпадает с направлением действия минимального напряжения, в то время как трещины разрывы формируются по направлению действия максимального горизонтального напряжения.

На изучаемом месторождении в большей части скважины были проведены исследования микроимджера сопротивлений (FMI), а также и акустического микроимджера (UBI), и это позволило сконструировать некоторое представление о развитии трещиноватости. Ниже приведены иллюстрации некоторых структурных элементов, наблюдаемых по данным FMI, это трещины (Рисунок 31), разломы (Рисунок 33) и трещины, усиленные бурением (Рисунок 32). В последнем случае, это вертикальные тектонические трещины, которые в пластовых условиях предпологаемо характеризуются начальным раскрытием, бурение через данные интервалы приводит к поглощению бурового раствора и как следствие к большому контрасту свойств на FMI.

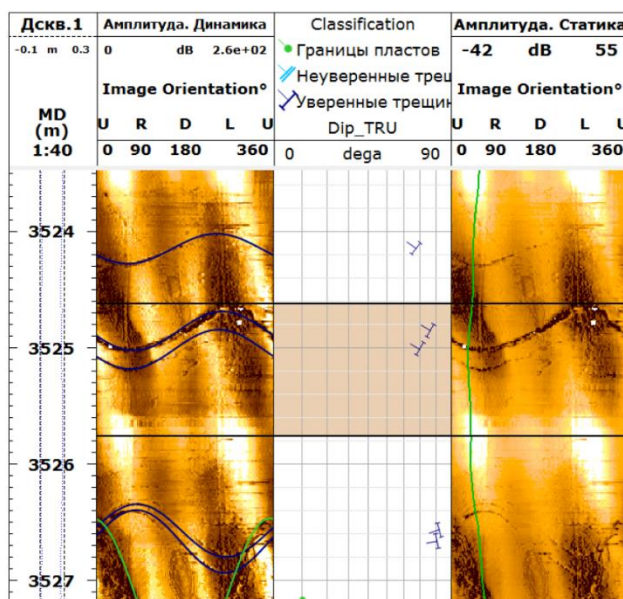


Рисунок 31 Тектонически трещины на имиджере (уверенные трещины – трасса которых прослеживается более 50%, неуверенные – трасса которых прослеживается менее чем на 50 % площади синусоиды)

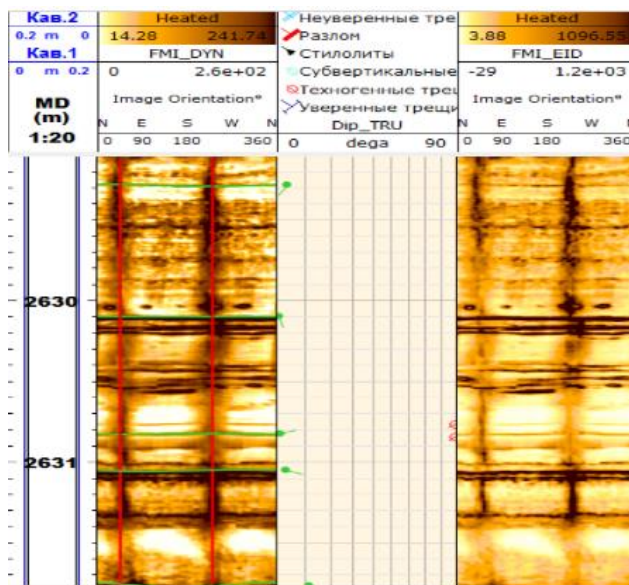


Рисунок 32 Естественные трещины, усиленные бурением

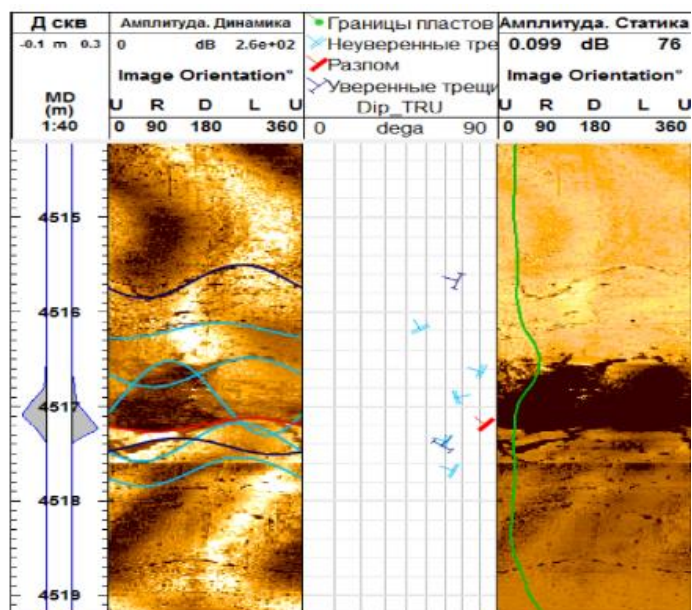


Рисунок 33 Разломная зона – зона повышенной трещиноватости и наличие смещения по разлому

По результатам интерпретации данных FMI сформирована классификация трещин по генетическому типу, результаты которой можно показать на стереографической проекции. Были выделены следующие классы трещин: уверенные и неуверенные (угол падения менее 80 гр.), вертикальные, вертикальные (хорды) – усиленные бурением, стилолиты, техногенные, диагенетические. В качестве примера рассмотрим интерпретацию по одной из скважин (Рисунок 34)

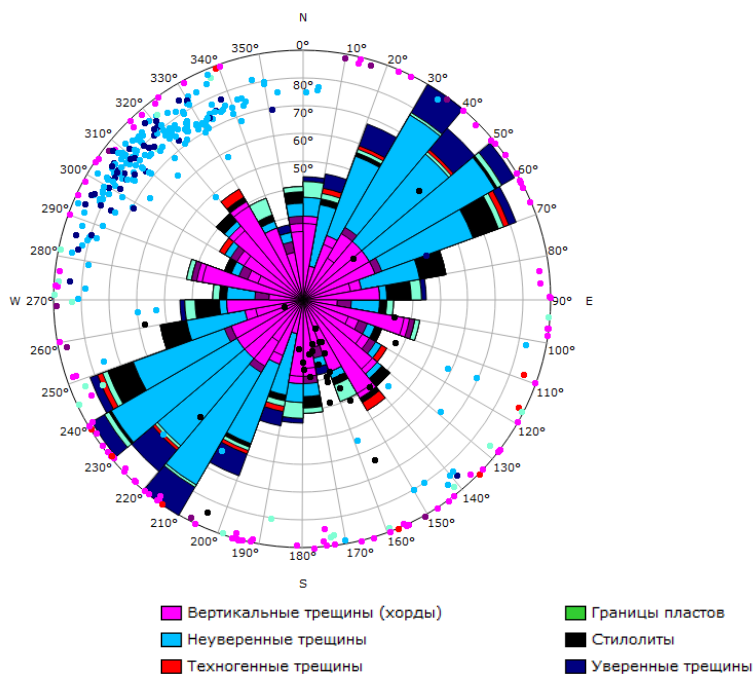


Рисунок 34 Стереографическая проекция с интерпретацией различных структурных элементов по одной из исследуемых скважин

Учитывая такое разнообразие трещин возникает вопрос все ли трещины являются проводящими, тем самым участвуют в фильтрации флюида.

Существуют косвенные методы оценки проводимости трещины. Перечислим несколько методов, которые получили широкое применение. Первый метод – это промыслово-геофизические исследования (ПГИ), в результате интерпретации аномалий температуры делается вывод о проницаемости той или иной зоны/ интервала. В случае высокой плотности трещин, выше, чем разрешение по ПГИ, невозможно определить какая именно трещина проводит флюид, так как интерпретация проводится для интервала в целом. Стоит отметить, что именно на основе данного метода была выдвинута гипотеза о том, что флюидопроводящие трещины будут критически напряженными [Barton et al, 1995]. Второй метод – это интерпретация коэффициента отражения и затухания волны Стоунли [Burns, D.R. 1991]. По результатам обработки и интерпретации получают профиль коэффициента проницаемости, на основании которого формируется вывод о проводимости так же интервала, соответствующего вертикальной разрешающей способности метода. Третий метод – это запись микросканера, чаще всего применяется метод, основанный на исследовании сопротивления породы, это выдвигает определенное требование к составу бурового раствора, который используется в процессе бурения и проведения исследования, а именно раствор должен быть на водной основе с процентным соотношением водной фазы не менее 70 процентов. В результате интерпретации, трещины разделяются на открытые, минерализованные/ залеченные. Не всегда удается провести такую классификацию, чаще всего это связано с недостаточно высоким качеством проведения исследования или же в случае высокой плотности трещин, где синусоиды одной трещины перекрывают другую. Четвертый метод, который является самым неточным относительно вышеперечисленных – это геолого-технологические исследования (ГТИ), в данном случае есть некоторые косвенные признаки, которые позволяют определить проницаемые интервалы при вскрытии трещиноватой зоны, а именно: потери в емкостях (в следствии поглощения бурового раствора в скважину), температурные аномалии, увеличение показаний урана, тория, радона, такие редкие элементы могут содержаться в пластовой жидкости, которая в свою очередь фильтруется по трещинам.

Каждый из данных методов позволяет в скважине определить какие интервалы являются проницаемыми, но в случае планирования следующей скважины требуется проведение прогноза проницаемых зон по площади и в разрезе. По этой причине полученные данные о проницаемых зонах в скважине могут служить как калибровочными данными для проведения площадного прогноза. В работе [Жигульский и др., 2017] и [Жигульский и др., 2018] подробно описан подход к оценке способности трещины быть

проницаемой /проводить флюид на основе геомеханического моделирования напряженного состояния трещиноватого коллектора.

Исследуемый резервуар характеризуется высокой степенью изученности данными ГИС, но несмотря на это со стороны геомеханического моделирования существуют довольно высокие неопределенности, которые связаны как с определением величины пластовых напряжений (минимального и максимального горизонтального напряжений), так и с неоднозначным пониманием направления действия напряжения. В первую очередь эти неопределенности объясняются сложным структурно-тектоническим строением резервуара, следует отметить, что в случае наличия разрывов направления главных горизонтальных напряжений могут меняться от нескольких градусов до 90 градусов в зависимости от жесткости разлома. Проблематично так же было определить направление напряжения по данным микросканеров, так как изучаемые породы (доломиты) характеризуются высокой прочностью, из-за чего не наблюдались вывалы и техногенные трещины, в некоторых случаях зафиксированы трещины, усиленные бурением, но направление данных трещин соответствует тектонической трещиноватости. Магнитуда минимального напряжения так же не была определена в связи чем было рассчитано несколько случаев для разных значений Q фактора, величина которого меняется от 0 до 3 в зависимости от тектонического режима. [Pistre et al, 2009]

При нормальном (сбросовом) тектоническом режиме:

$$Q = \frac{\sigma_H - \sigma_h}{\sigma_v - \sigma_h} \quad 0 < Q \leq 1 \quad (2.1)$$

При сдвиговом тектоническом режиме:

$$Q = 2 - \frac{\sigma_v - \sigma_h}{\sigma_H - \sigma_h} \quad 1 < Q \leq 2 \quad (2.2)$$

При надвиговом/взбросом тектоническом режиме:

$$Q = 2 + \frac{\sigma_h - \sigma_v}{\sigma_H - \sigma_v} \quad 2 < Q \leq 3 \quad (2.3)$$

Азимут максимального горизонтального напряжения был принят 20, 60, 110, 150 градусов и угол трения в диапазоне 20, 21, 22 градусов. В результате для каждой скважины проведено по 48 расчетов с оценкой критически напряженного состояния трещин. Далее проведено сопоставление с данными ПГИ и интерпретацией проницаемых интервалов по кросс-дипольному акустическому каротажу. На основании проведенных расчетов и установлено, что наилучшее соответствие модельных данных наблюдается для сбросового тектонического режима при $Q=0,83$ и анизотропии горизонтальных напряжений равной 46

%, азимуте максимального горизонтального напряжения 110 градусов и угле внутреннего трения 20 градусов.

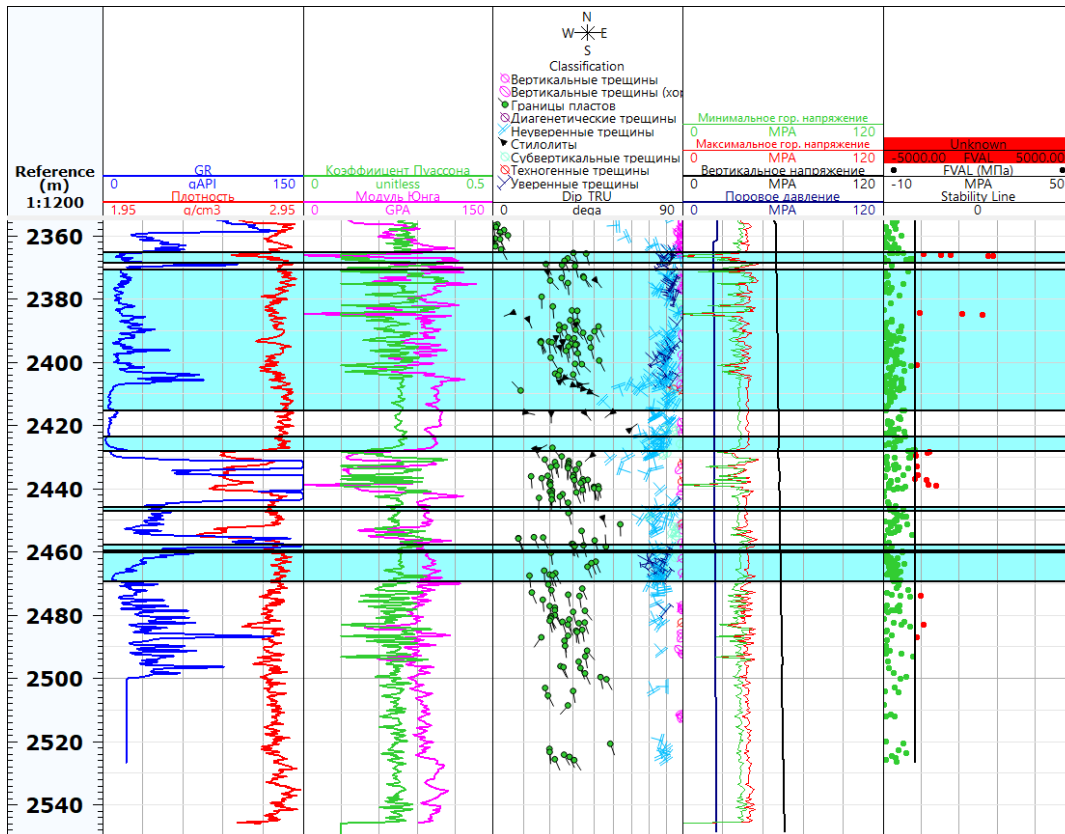


Рисунок 35 Платишет с результатами расчета для одного из выбранных вариантов

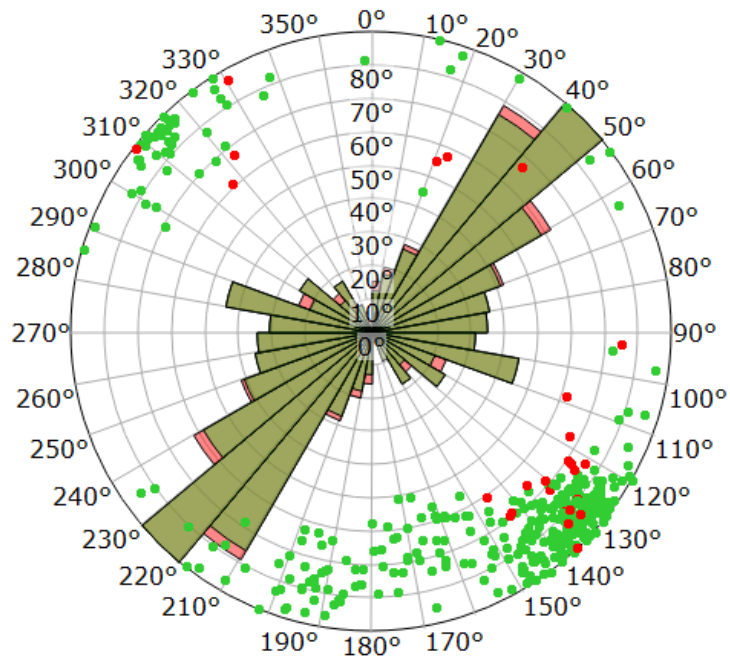


Рисунок 36 Роза диаграмма трещиноватости с разделением на два класса трещин: критически напряженные / красные и критически ненапряженные (зеленые)

В работе [Жигульский и др., 2017] приводится также пример сопоставления флюидопроводящих трещин по данным ПГИ и результатов классификации трещин по

критически напряженному состоянию (активные/ критически напряженные и неактивные/ не являются критически напряженными) по одной из скважин. Можно отметить (Рисунок 37) довольно высокую сходимость результатов моделирования с данными ПГИ, а именно то, что большая часть флюидопроводящих трещин является критически напряженной.

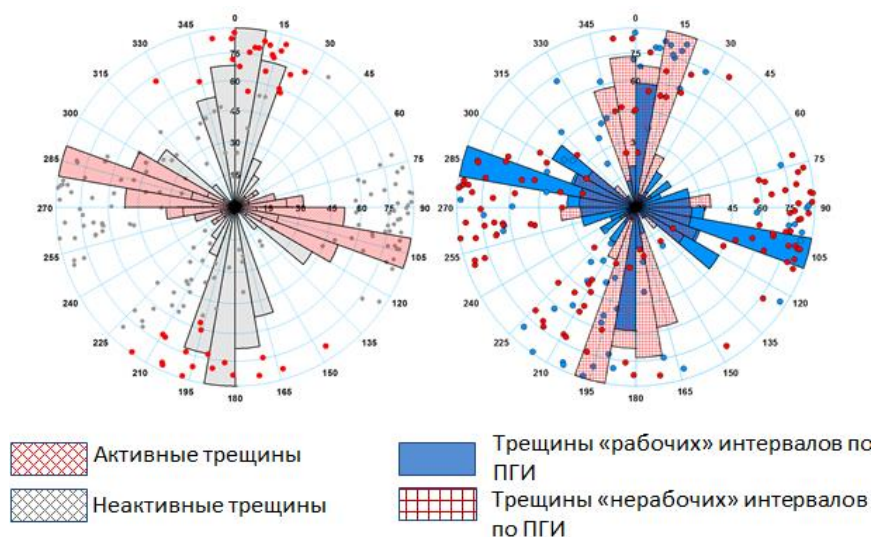


Рисунок 37 Сопоставление интерпретации ПГИ флюидопроводящих трещин и классификации по критически напряженному состоянию трещин по одной из скважин [Жигульский и др., 2017]

Помимо такого визуального сопоставления было рассчитано результирующее напряжение (FVAL), на основании полученного касательного и нормального через (2.4).

$$FVAL = \tau - \sigma'_n \operatorname{tg} \varphi \quad (2.4)$$

На Рисунок 35 и Рисунок 36 показаны результаты расчета для одного из вариантов, а именно азимут максимального горизонтального напряжения равен 110 гр., угол трения 22 гр., $Q \sim 0.83$. Заливкой показаны интервалы, которые характеризуются как проводимые по данным специальной интерпретации акустического широкополосного каротажа.

Трещины с $FVAL > 0$ являются критически напряженными, как уже ранее отмечалось трещины в таком напряженном состоянии, будут способны проводить флюид. В дополнении сделана попытка проанализировать корреляцию между коэффициентом продуктивности скважины и параметрами плотность критически напряженных трещин и параметром FVAL.

Для этого было рассчитано среднее значение FVAL (точные данные по каждой трещине) по критически напряженным трещинам и проведено сравнение с данными о продуктивности скважин.

Выявлено, что коэффициент продуктивности коррелирует с параметром результирующего напряжения FVAL [Жигульский и др., 2018]. На (Рисунок 38) показан график корреляции данных двух параметров, построено две корреляции, разделение на два кластера может быть объяснено блоковым строением залежи (трещины различного генезиса и иерархического уровня), а также особенностями геологического строения (изменение насыщения, минералогического состава, различная хрупкость пород), которые также необходимо учесть для повышения точности прогноза флюидопроводящих зон.

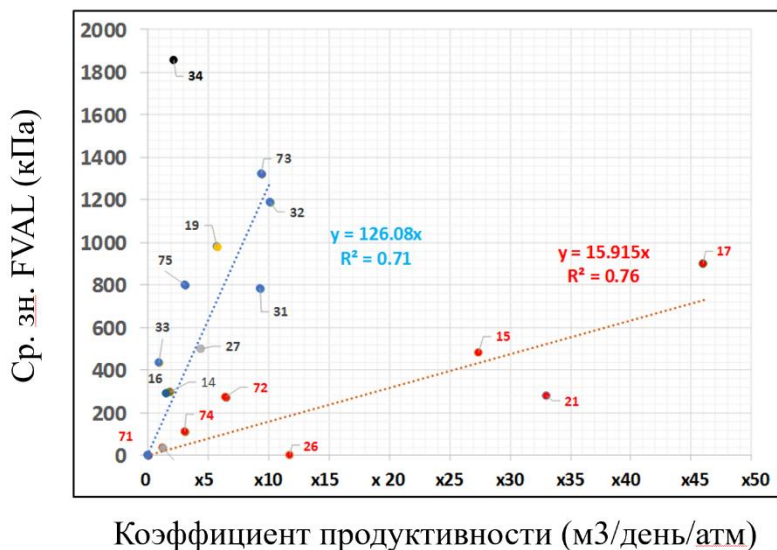


Рисунок 38 График корреляции среднего значения по скважине параметра FVAL и коэффициента продуктивности [Жигульский и др., 2018]

Помимо параметра «результирующее напряжение» ранее в работе [Жигульский и др., 2017] была проанализирована связь еще с одним параметром, а именно плотность критически напряженных трещин, ремасштабированная из модели трещиноватости пласта (DFN) после построения 3D геомеханической модели, что позволило применить результаты моделирования для разделения трещин по критически напряженному состоянию. После ремасштабирования результатов расчета критически напряженного состояния была построена карта данного параметра в интервале целевого пласта. По данной карте (Рисунок 39) можно отметить, что в пределах сектора моделирования наблюдаются зоны, где в разрезе плотность критически напряженных трещин значительно ниже, чем в зонах разрывных нарушений. Так же отмечается, что вдоль разрывных нарушений распределение параметра плотность критически напряженных трещин носит неравномерный характер, что может быть связано с разными факторами к примеру, такие как неоднородность распределения деформационных свойств в межскважинном пространстве, что отражается на неравномерность распределения полученных в ходе численного моделирования полей напряжений, различная плотность трещин по исходной модели DFN, которая влияет на

плотность критически напряженных трещин (при отсутствии начальной плотности трещин по DFN также будут отсутствовать критически напряженные трещины), изменение направления действия горизонтального напряжения, это в свою очередь влияет на ориентацию трещин, которые будут активизированы.

Так как на тот момент времени трехмерная геомеханическая модель была секторной и включала малое количество скважин (как показано на карте), при расширении модели и включение дополнительного объема данных (Рисунок 38) наилучшая корреляция была уже с параметром результирующее напряжение, что и было отражено в последующей работе [Жигульский и др., 2018].

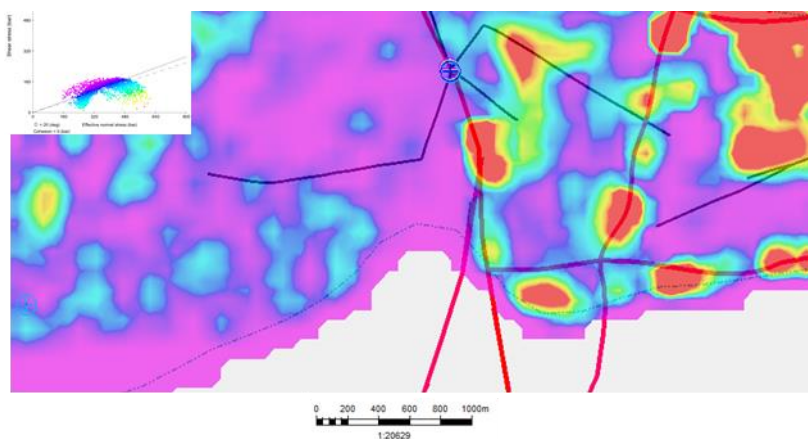


Рисунок 39 Карта плотности трещин, которые являются критически напряженными, построенная по модели трещиноватости пласта (DFN) и по результатам 3D геомеханического моделирования с последующей оценкой критически напряженных трещин

Но следует отметить, что полученные решения вероятно носят индивидуальный характер и показанные корреляции с тем или иным параметром (результирующее напряжение (FVAL) или плотность критически напряженных трещин) требуется для начала проверить на скважинах, где имеется интерпретация флюидопроводящих трещин по данным специализированных исследований ГИС и данным ПГИ. Важным является то, что для прогноза зон перспективных для бурения и освоения в случае трещинного коллектора требуется учесть еще геомеханический фактор, который позволяет рассмотреть трещиноватость под действием текущего напряженно-деформированного состояния и сформировать некоторое представление и возможности флюидопроводимости трещин.

Также следует отметить, что модель критически напряженных трещин может быть применена для анализа результатов микросейсмического мониторинга. В работе [Жигульский и Лукин, 2018] рассматриваются результаты микросейсмического мониторинга в ходе проведения гидроразрыва пласта (ГРП) на примере сланцевой формации, трещиноватость которой была изучена с помощью специализированных методов ГИС (данные пластового микросканера и кросс-дипольного акустического

каротажа). Как уже ранее отмечалось, критически напряженная трещина испытывает такой уровень касательного напряжения, который превосходит предельное значение, определяемое по критерию прочности. В следствие чего происходит перемещение бортов трещины и это может сопровождаться сейсмичным «проскальзыванием». Детальное описание сейсмичного (типа stick slip) и асейсмичного перемещения было приведено в литературном обзоре (Глава 1). Получается, что если ранее [Жигульский и др. 2017, Жигульский и др. 2018] рассматривался фактор флюидопроводимости трещин, то сейчас можно рассмотреть активацию разрыва/ ослабленной плоскости, которая может сопровождаться сейсмическим откликом.

Ниже приведен пример сопоставления данных по микросейсмическому мониторингу в процессе закачки по нескольким стадиям ГРП (раскраска события соответствует магнитуде) и данных интерпретации естественных плоскостей ослабления по атрибуту Ant Tracking (Рисунок 40). Можно отметить, что часть событий, проинтерпретированные ниже целевого пласта, расположены вблизи выделенных ослабленных структур, что позволяет сформировать некоторые выводы о изменении напряженного состояния разрывов в процессе роста давления при создании трещины гидроразрыва.

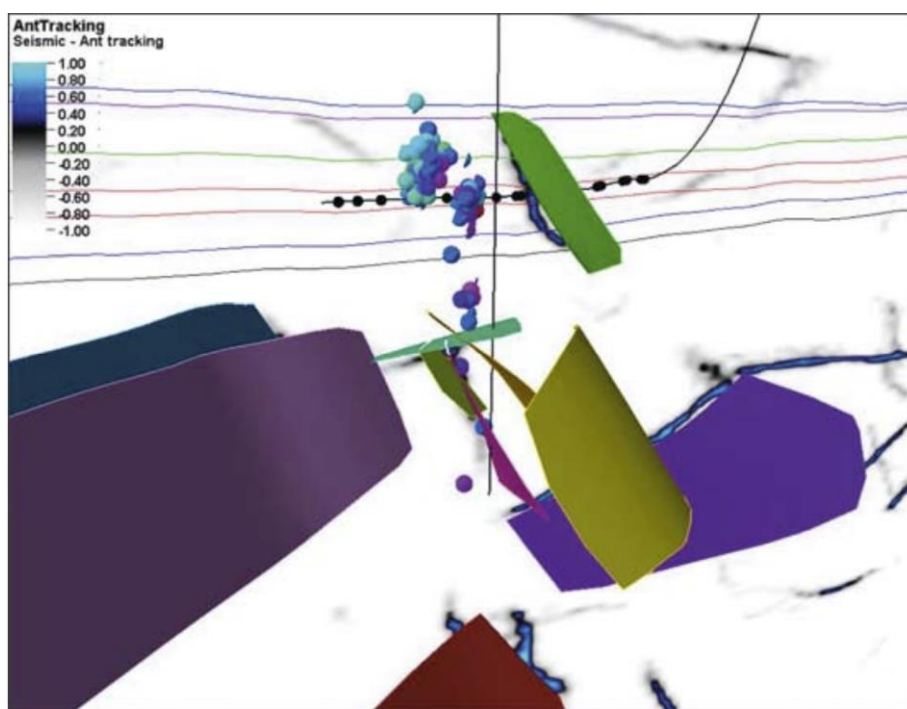


Рисунок 40 Сопоставление естественных плоскостей ослабления по атрибуту Ant Tracking и микросейсмических событий (точки раскрашены по магнитуде) [Жигульский и Лукин, 2018]

3. Определение коэффициента трения и построение схем корреляции

Помимо вышеописанного подхода был апробирован еще один подход анализа флюидопроводящих трещин на основе геомеханического моделирования. В данном случае

анализировались скважины, пробуренные в одном тектоническом блоке. Интересным было то, что в одной из скважин, несмотря на высокую плотность трещин, не выявлено проницаемых интервалов, тогда как в другой скважине, расположенной на расстоянии менее 3 км, наблюдается противоположная ситуация. Если попробовать написать критерий активации трещины для обеих скважин, получается следующая система уравнений:

$$\begin{cases} \tau_1 - \mu\sigma'_{n1} \leq 0 & \text{(скважина с не флюидопроводящими трещинами)} \\ \tau_2 - \mu\sigma'_{n2} > 0 & \text{(скважина с флюидопроводящими трещинами)} \end{cases} \quad (2.5)$$

Для каждой скважины будут характерны собственные касательные и эффективные нормальные напряжения, так как пространственная ориентация трещин меняется. Но коэффициент трения, используемый в критерии прочности тот же, и на основании этого можно записать такое неравенство:

$$\frac{\tau_1}{\sigma'_{n1}} < \mu < \frac{\tau_2}{\sigma'_{n2}} \quad (2.6)$$

Индекс 1 соответствует скважине с трещинами, которые не проводят флюид и индекс 2 скважине с флюидопроводящими трещинами.

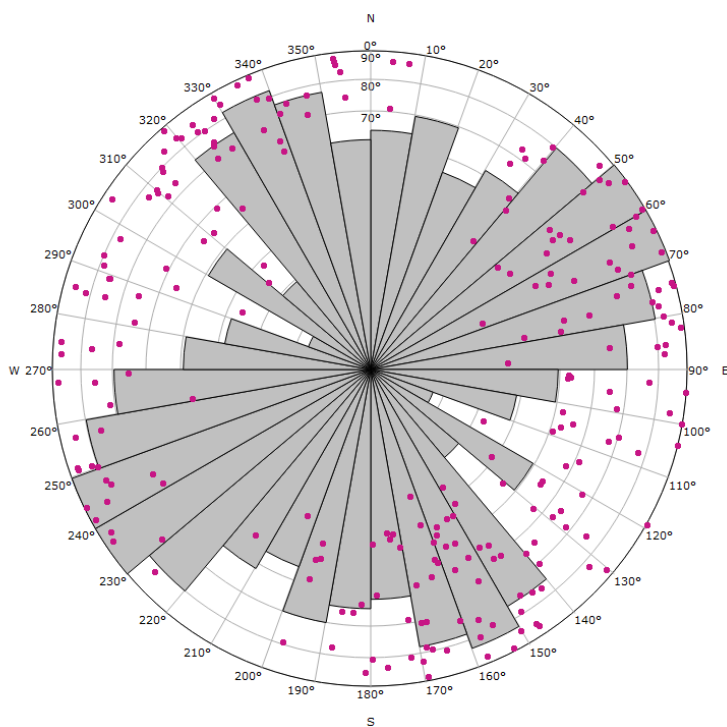


Рисунок 41 Роза диаграмма по скважине с не флюидопроводящими трещинами (1)

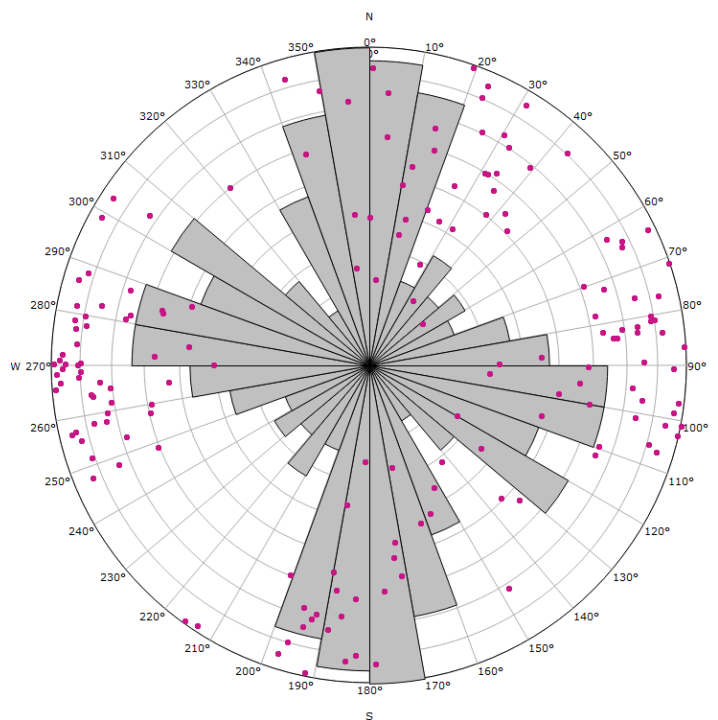


Рисунок 42 Роза диаграмма по скважине с флюидопроводящими трещинами (2)

Выше представлены розы диаграммы трещиноватости по рассматриваемым скважинам, в данном случае в скважине 2 прослеживаются два класса по направлению трещин, тогда как по скважине 1 проблематично выделить приоритетное направление развития трещин.

Принятое неравенство позволяет оценить допустимый диапазон коэффициента трения трещиноватой породы. Проведен расчет коэффициента трения для азимута максимального горизонтального напряжения равным 110 градусов, и 11 вариантов для различного отношения максимального к минимальному горизонтальному напряжению ($\sigma_{Hmax}/\sigma_{Hmin}$), меняющегося от 1 до 1,5 с шагом 0,05. Ниже представлен график (Рисунок 43) изменения угла внутреннего трения для различных вариантов, красной линией обозначается верхняя граница угла, синей линией – нижняя граница и зеленая линия показывает средние значения угла для заданного отношения региональных напряжений.

По результатам расчета среднее значение угла трения меняется от 31,5 градусов до 18,9 градусов. Рост отношения максимального и минимального горизонтальных напряжений приводит к уменьшению угла трения.

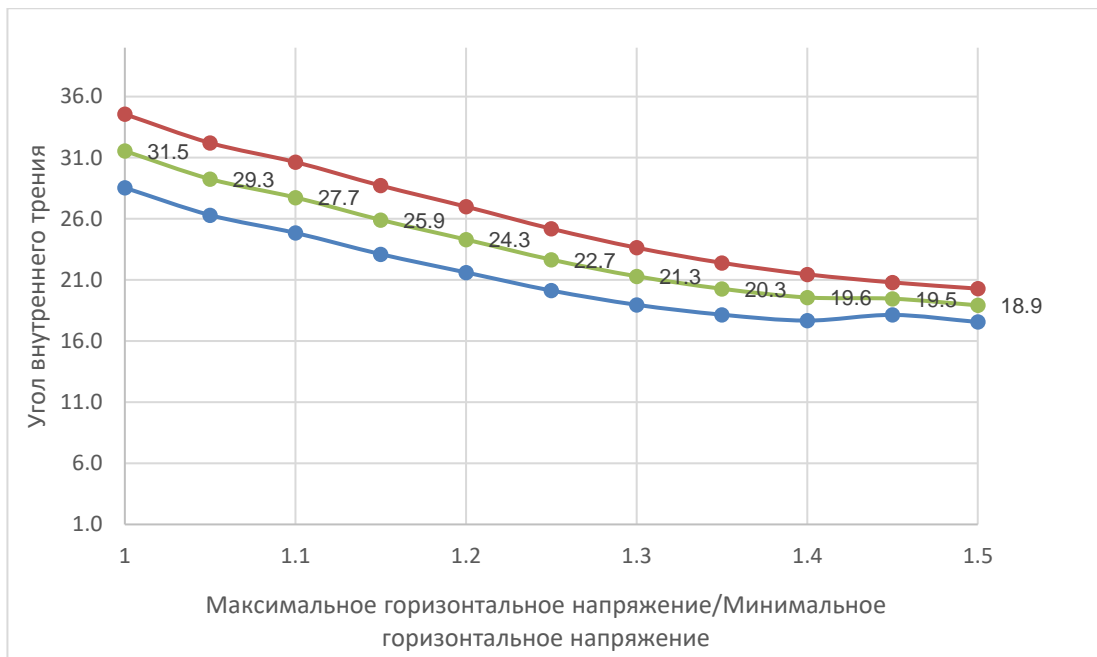


Рисунок 43 Угол внутреннего трения от отношения $\sigma_{Hmax}/\sigma_{Hmin}$ для азимута максимального горизонтального напряжения равный 110 градусов. (Синяя кривая – скважина с не проводящими трещинами, красная – скважина с флюидопроводящими трещинами, зеленая – среднее значение)

Помимо связи коэффициента продуктивности с параметром результирующее напряжение (FVAL), была изучена связь с такими параметрами как число критически-напряженных трещин (N), статический модуль Юнга в интервале критически напряженных трещин, длина фрагмента ствола в области критически напряженных трещин (L). Ниже представлена таблица коэффициентов корреляции, можно отметить, что наивысшие значения коэффициента характерны для параметров N и L. В выборке участвовало 12 скважин, в которых были проведены промыслово-геофизические исследования (ПГИ) и была интерпретация флюидопроводящих интервалов [Zhigulskiy, 2019].

На основании этого выявлено уравнение связи между коэффициентом продуктивности в скважине и параметрами трещины. Тем самым, для прогноза перспективных зон, так называемые “sweet spots” требуется проведение исследования трещиноватости с помощью пластового микросканера и построение геомеханической модели с оценкой критически-напряженных трещин.

Уравнение связи:

$$K = 0.073N + 0.068L \quad R=0.78 \quad (2.7)$$

Таблица 4 Корреляционный анализ (в таблице указаны коэффициенты корреляции)

Параметр	Коэфф. продуктивности	N	Статический модуль Юнга	L
Y-коэф. продуктивности	1			
N- число критически напряженных трещин	0,63	1		
Статический модуль Юнга	0,32	0,40	1	
L- длина фрагмента ствола , приходящегося на зону критически напряженных трещин	0,76	0,62	0,27	1

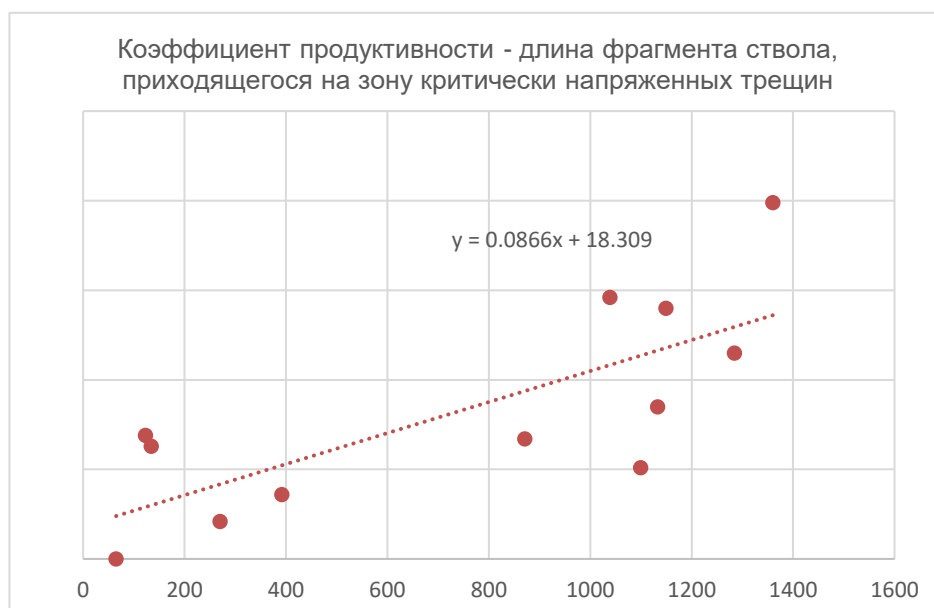


Рисунок 44 График коэффициент продуктивности от длины фрагмента ствола скважины в области критически напряженных трещин

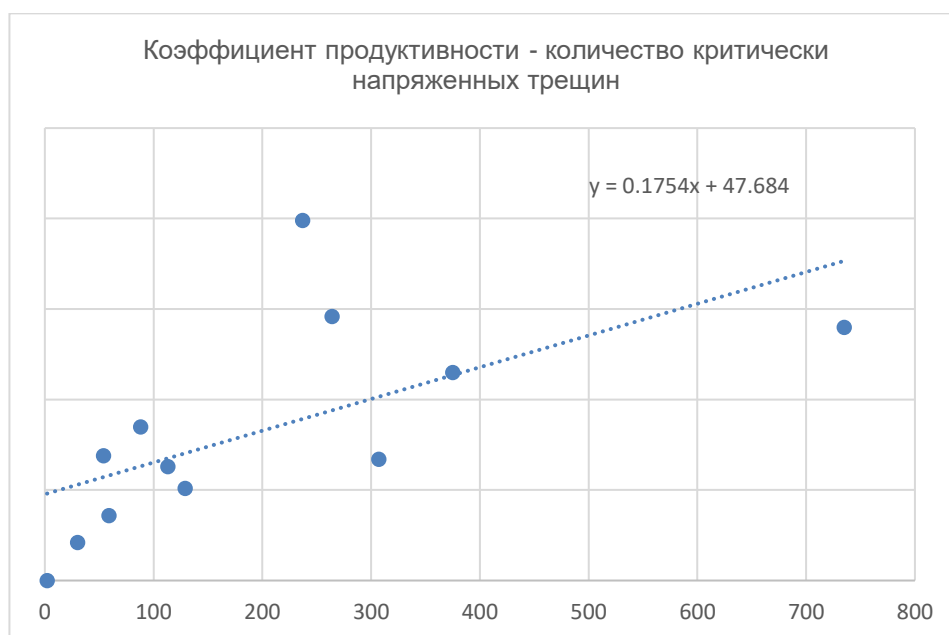


Рисунок 45 График коэффициент продуктивности от количества критически напряженных трещин

4. Выводы к Главе 2

Во второй главе раскрывается вопрос об оценке критически напряженного состояния трещины по различным критериям, рассматривается правило Байерли, критерий сухого трения и критерий прочности трещины на сдвиг Бартона.

Прямое использование правила Байерли или критерия сухого трения в случае коллекторов нефти и газа может привести к переоценке критически напряженного состояния трещин. Адаптация критерия сухого трения с калибровкой коэффициента трения на реальные данные исследований позволяет увеличить точность определения критически напряженного состояния трещин.

В случае нелинейного критерия прочности трещины на сдвиг, требуется знать такие параметры трещины как коэффициент шероховатости (JRC), остаточный угол трения и предел прочности на сжатие материала стенок трещины (JCS). К примеру, существует ряд различных методик, которые позволяют определить коэффициент шероховатости по лабораторным исследованиям. Как можно заметить по последнему разделу, где представлен сравнительный анализ, коэффициент шероховатости играет очень важную роль и критическое касательное напряжение для разных JRC может значительно отличаться. По этой причине неопределенности, связанные с определением данного параметра (JRC) будут сказываться на конечный результат.

Конечно же неоспоримым является то, что в условиях невысоких эффективных напряжений, соответствующие глубинам залегания нефтегазовых коллекторов, морфология поверхности разрыва будет иметь значительное влияние на возникновение последующей подвижки по трещине. Но использование нелинейного критерия выдвигает высокие требования к определению исходных характеристик.

В целом отмечается, что увеличение коэффициента шероховатости приводит к нелинейному поведению предельной линии, получается, что в случае $JRC=0$ пределы прочности трещины по критерию сухого трения и критерию Бартона равны (если остаточный угол трения принят углу, соответствующему в критерии сухого трения). В случае, когда предел прочности на сжатие материала стенки трещины (JCS) меньше действующего эффективного нормального напряжения, требуется большее касательное напряжение с ростом JRC для перехода трещины в критически напряженное состояние. Тогда как при пределе прочности на сжатие материала стенок трещины большим чем действующее эффективное нормальное напряжение, минимальным сопротивлением сдвигу характеризуются трещины с большим коэффициентом шероховатости. Предположим, что

коэффициент шероховатости не меняется (тем самым морфология поверхности трещины схожая), но трещина в различных породах, в следствие чего предел прочности на сжатие стенок трещины будет разный, в таком случае, трещины с большим JCS будут характеризоваться большим пределом прочности на сдвиг.

Изучение критически напряженного состояния трещины выполняется для последующего анализа флюидопроводимости трещины. Рассматриваются возможные причины такой связи, среди которых выделены: наличие неровностей по поверхности контакта (шероховатость контакта), конфигурация зоны контакта меняется в процессе достижения критического уровня касательного напряжения, рост трещины и последующий рост связанности, дилатансия трещины за счет сдвиговых и нормальных перемещений.

Показано практическое применение подхода к оценке коэффициента трения по скважинным исследованиям на примере трещинного коллектора на основании гипотезы того, что критически напряженные трещины являются флюидопроводящими. Рассмотрено практическое применение критерия сухого трения с адаптацией на данные интерпретации проницаемых зон по ПГИ и акустическим исследованиям. Приведено описание двух подходов, в первом подходе описывается процесс создания многовариантной геомеханической модели на основе таких параметров как: Q фактор, направление регионального напряжения и угол трения. В данном случае решалась обратная задача, а именно: зная о том какие интервалы в стволе скважины являются флюидопроводящими, можно рассмотреть различные варианты напряженного состояния трещин и выбрать тот, который имеет наибольшую сходимость с данными геофизических исследований. В итоге для каждой скважины построена не одна геомеханическая модель, а множество моделей. Для итогового варианта был рассчитан такой параметр как FVAL-результатирующее напряжение, среднее значение которого сравнивалось с данными по коэффициенту продуктивности скважины. Показано, что существует две корреляционные зависимости для прогноза коэффициента продуктивности, отсутствие единой зависимости может объясняться блоковым строением резервуара или же иными геологическими особенностями.

Второй подход заключался в оценке диапазона изменения коэффициента трения. В данном случае рассматривался один тектонический блок, в котором было пробурено две скважины с абсолютно противоположными результатами исследований флюидопроводимости трещин. Несмотря на то, что обе скважины вскрыли интенсивно трещиноватую зону, в одной из скважин не был получен промышленный приток нефти. Гипотеза о том, что критически напряженные трещины являются флюидопроводящими

позволила оценить диапазон изменения угла трения. Результирующие значения коэффициента трения использовались в критерии прочности для оценки активности трещины. По опорным скважинам (скважины для которых построена 1D геомеханическая модель) исследована зависимость между коэффициентом продуктивности и такими параметрами как: модуль Юнга интервала с критически напряженными трещинами, длина фрагмента ствола в зоне критически напряженных трещин (L) и количество критически напряженных трещин (N). Выявлено математическое выражение для коэффициента продуктивности через параметры N и L.

ГЛАВА 3. МОДЕЛЬ РАСКРЫТИЯ БАРТОНА-БАНДИСА, АНАЛИЗ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ И ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ

1. Анализ чувствительности модели Бартона-Бандиса

Расчет механической апертуры/раскрытости в совокупности требует знание следующих параметров: величины главных пластовых напряжений (S_v , S_{Hmax} , S_{Hmin}) и порового давления (P_p), данных о пространственной ориентации трещины (азимут падения и угол падения), азимут регионального стресса (S_{Hmax}), данные о свойствах трещины: JRC (коэффициент шероховатости), JCS (предел прочности на сжатие материала стенок трещины), UCS (предел прочности на сжатие породы), φ_r (остаточный угол трения). В данном перечне отсутствуют нормальное эффективное напряжение и касательное напряжение, действующие по плоскости разрыва, так как данные напряжения являются результатом расчета.

Основная неопределенность по критерию Бартона заключается в субъективности определения коэффициента шероховатости [Nassir, 2013]. Существует множество подходов в 2D и 3D, которые можно применить для оценки JRC, подробно данные подходы были рассмотрены ранее в Главе 1, поэтому сейчас не будем на них останавливаться. Но стоит заметить, что обязательным требованием является проведение исследования образцов трещиноватых пород в лабораторных условиях, не существуют на текущий момент геофизические методы, которые позволили бы оценить JRC для трещины в стволе скважины. Другой параметр JCS, распространенной практикой является принятие допущения о том, что JCS равен пределу прочности на сжатие породы (UCS), но в естественных пластовых условиях трещина может быть частично залечена или же по поверхности трещины в результате «движения» пластовых жидкостей происходило изменение физико-химических свойств поверхности контакта, это в свою очередь

позволяет поставить под сомнение ранее принятое допущение о равенстве прочности породы и прочности на сжатие материала стенок трещины.

Такие параметры как начальная нормальная жесткость и максимальное смыкание стенок трещины определяются с помощью выявленных эмпирических связей (1.114) и (1.113), которые были получены по результатам наблюдений. В целом лабораторные исследования [Barton, 1980; Barton and Bandis, 1982; Barton, 1982] проводились на сухих образцах и насыщение породы может значительно сказаться на результате, так как известно, что наличие жидкости в матрице приводит к ослаблению структурных связей, что обуславливает более низкую сопротивляемость породы разрушению.

В работе [Bandis, 1980] подробно описаны проводимые исследования, так же там можно найти табличные данные на основании которых были получены эмпирические зависимости, показанные ранее. Попробуем показать в каком диапазоне менялись некоторые параметры в ходе выполненных наблюдений. На Рисунок 46 - Рисунок 48 показано минимальное, максимальное и среднее значение параметра начальная нормальная жесткость (1.114) для первого, второго и третьего цикла нагружения. Было изучено количество образцов с трещинами для каждого типа породы и определена прочность на сжатие берегов разрыва (JCS). К примеру, долерит: 2 трещины и JCS=167-182 МПа, сланец: 3 трещины и JCS= 175 МПа, известняк: 11 трещин JCS=152-170 МПа, алевролит 5 трещин JCS=105 МПа, песчаник 8 трещин JCS=68-95 МПа.

Отмечается, что увеличение диапазона изменения начальной нормальной жесткости по первому циклу нагружения характерно для сланца, известняка, песчаника, алевролита. У долерита минимальный диапазон изменения для всех циклов нагружения, это можно объяснить меньшим количеством изучаемых трещин и тем, что порода довольно высокопрочная. По второму и третьему циклу нагружения довольно значительно меняется жесткость для сланца, вероятно это может быть связано с тем, что данная порода характеризуется как более анизотропная, будучи слоистой. В таком случае возникает вопрос о том, как взаимодействовали слоистость и трещины в ходе проводимых экспериментов. Если рассматривать слоистость как горизонтальную трещиноватость, то для каждой границы раздела будет собственная жесткость. Данный вопрос может быть темой для дальнейших дискуссий, в работе [Bandis, 1980] не изучаются анизотропные свойства породы.

Изменение параметра максимальное сжатие берегов трещины представлено на Рисунок 49 - Рисунок 51. От первого к третьему циклу нагружения среднее значение максимального сжатия для всех типов пород уменьшается, что косвенно свидетельствует о

том, что порода становится прочнее и стенки трещины в большей мере сопротивляются сжатию. Максимальный разброс свойства наблюдается для песчаника, что вероятно объясняется внутренним строением породы и наличием свободного порового пространства, которое способствует возникновению смещений.

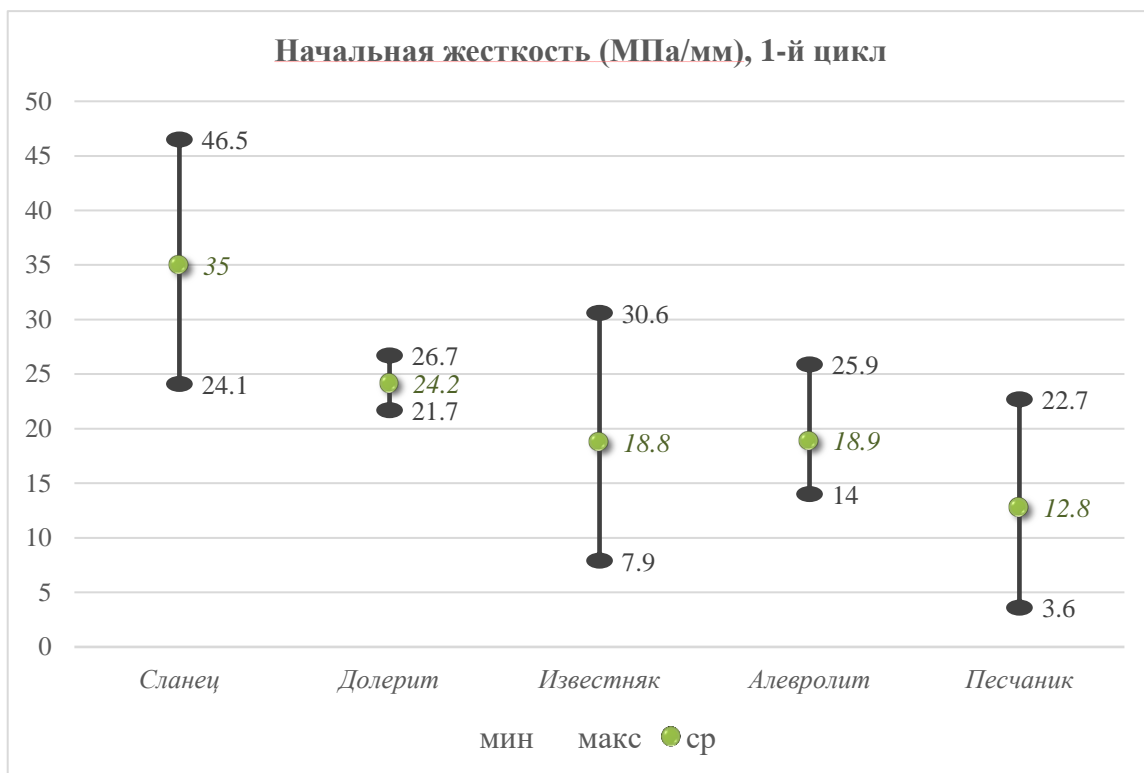


Рисунок 46 Начальная жесткость разрыва для первого цикла нагружения

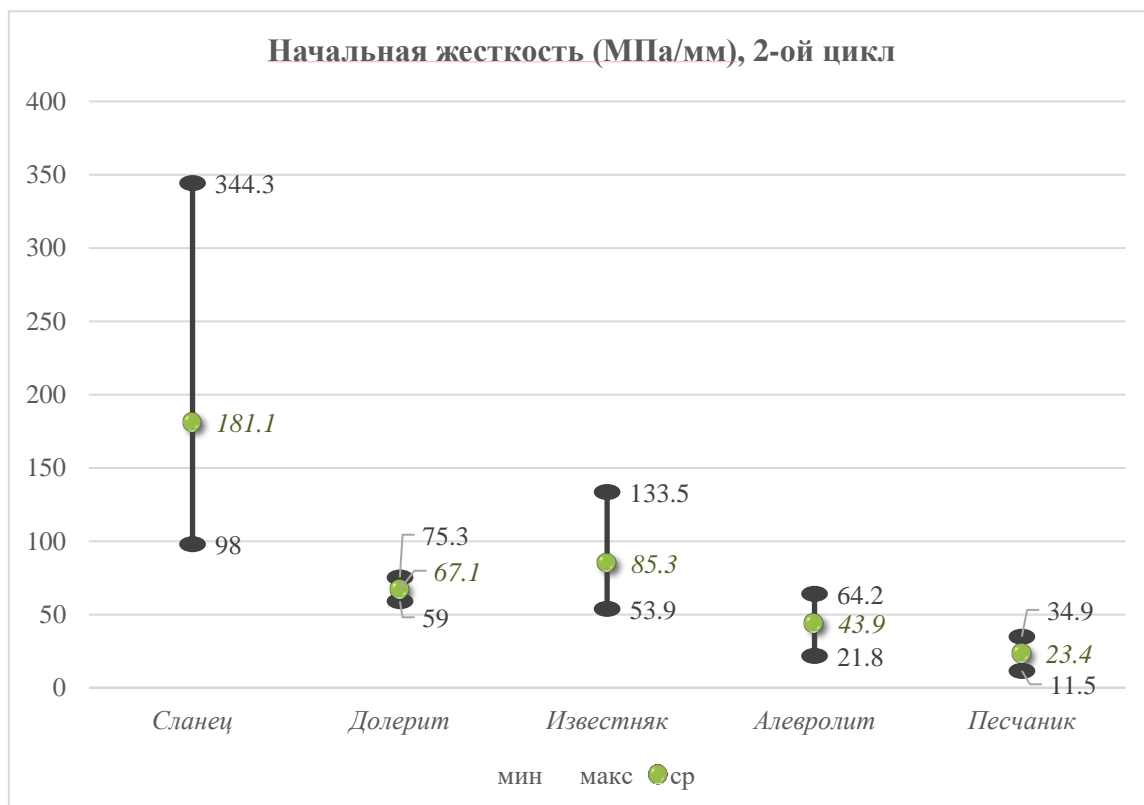


Рисунок 47 Начальная жесткость разрыва для второго цикла нагружения

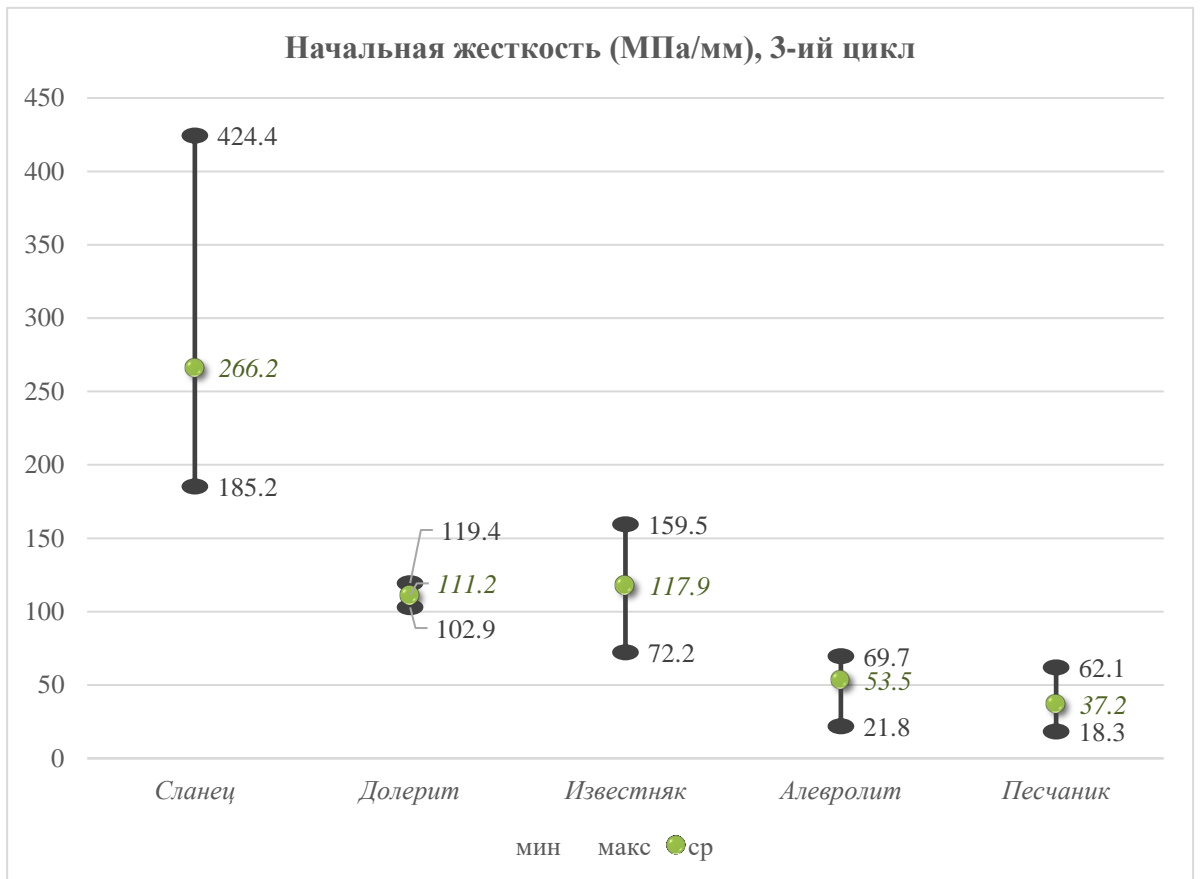


Рисунок 48 Начальная жесткость разрыва для третьего цикла нагружения



Рисунок 49 Максимальное смыкание берегов трещины для первого цикла нагружения

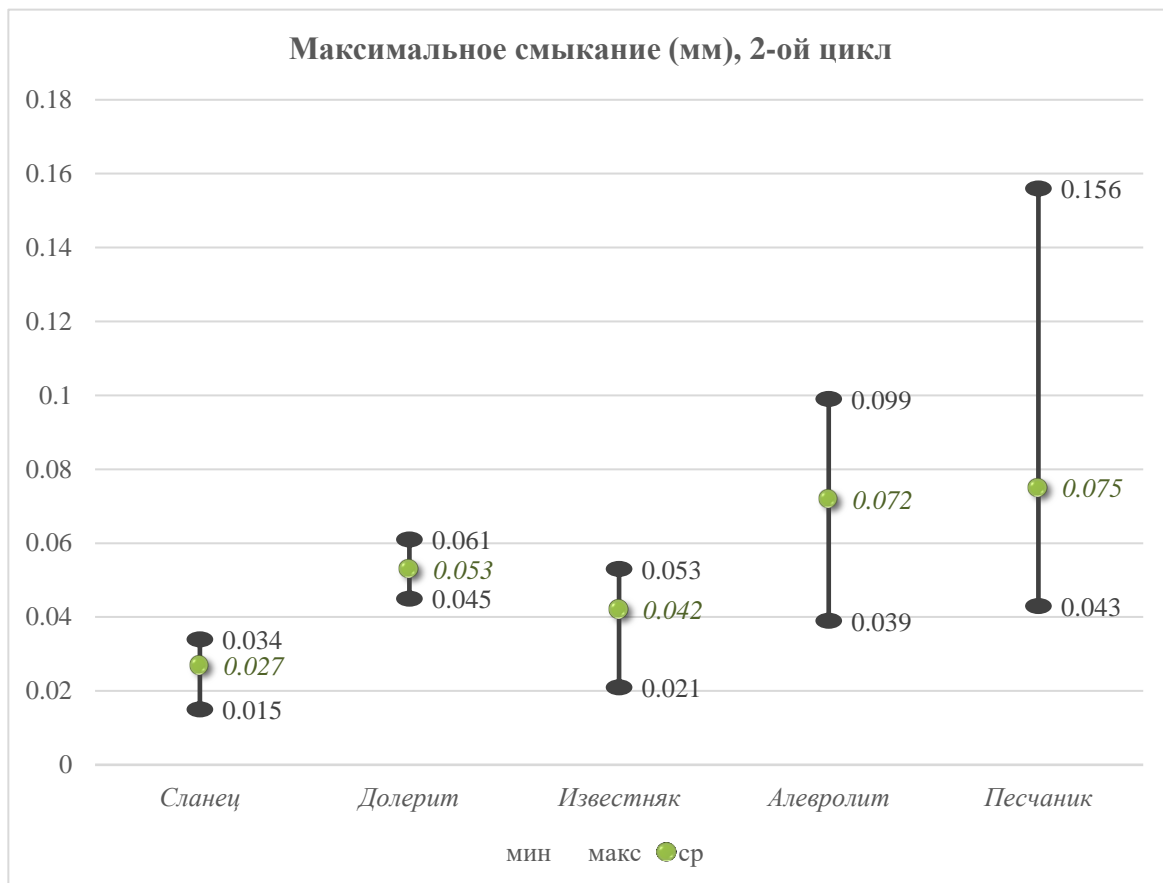


Рисунок 50 Максимальное смыкание берегов трещины для второго цикла нагружения



Рисунок 51 Максимальное смыкание берегов трещины для третьего цикла нагружения

Таблица 5 Диапазон изменения остаточного угла трения [Barton, 1973]

Порода	Остаточный угол трения, град.			
	Сухая г.п.		Насыщенная г.п.	
	мин.	макс.	мин.	макс.
Песаник	26	35	25	33
Алевролит	31	33	27	31
Известняк	31	37	27	35

Так как методы оценки коэффициента шероховатости были приведены ранее при описании критерия прочности трещины на сдвиг Н. Бартона, сейчас останавливаться не будем. Но еще раз отметим то, что данный коэффициент изменяется от 0 до 20 и измеряется при проведении лабораторного исследования (tilt test) или же при применении методов 2D профилирования и 3D сканирования. При рассмотрении модели Бартона-Бандиса параметр JRC играет очень важную роль, так как участвует при определении каждой компоненты раскрытости. Тем самым, некорректная оценка JRC приводит к недооценке или же к переоценке раскрытости.

Другой не менее важный параметр – это остаточный угол трения, в Таблица 5 приводятся значения угла трения по [Barton, 1973] для песчаника, алевролита, известняка в случае насыщенной и сухой породы.

Многообразие входных параметров в модели Бартона-Бандиса, каждый из которых характеризуется собственным диапазоном неопределенностей, требует выполнить анализ чувствительности модели к входным данным. Для этого произвольным образом были заданы главные напряжения, направление действия регионального стресса, пространственная ориентация трещины и свойства трещины. Относительно данного базового сценария оценивалась чувствительность параметра механическое раскрытие при изменении значений входных данных в диапазоне +/- 20% относительно базового сценария (значения по параметрам менялись поочередно).

Принятый режим напряжений соответствует сбросовому/нормальному, для которого $\sigma_v > \sigma_{Hmax} > \sigma_{Hmin}$. Вертикальное напряжение принято 55,90 МПа, максимальное горизонтальное напряжение 34 МПа, минимальное горизонтальное напряжение 30,2 МПа, поровое давление 18,5 МПа, коэффициент Био равен 1, азимут максимального горизонтального напряжения 110 градусов. Параметры трещин следующие: азимут простирания 211 градусов, угол падения 82 градуса, JRC равен 10, JCS=UCS=65 МПа, длина трещины 100 м, остаточный угол трения 25 градусов.

Последовательность шагов для расчета действующих на трещину напряжений (касательное и эффективное нормальное) была описана ранее. В результате эффективное нормальное напряжение на плоскости равно 15,07 МПа, а касательное напряжение 3,97 МПа, что ниже, чем критический уровень напряжений для активации разрыва по модели Байерли и с использованием критерия сухого трения. Иллюстрация напряженного состояния плоскости трещины приведена на Рисунок 52.

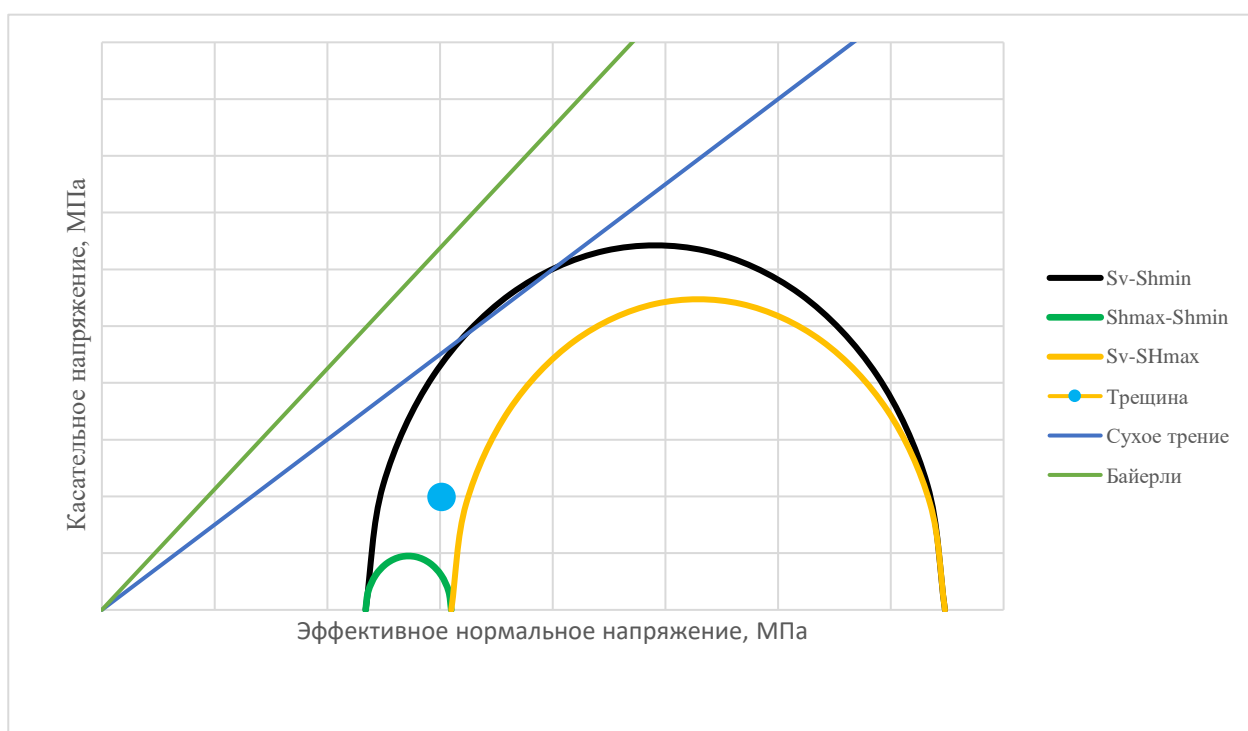


Рисунок 52 Напряженное состояние плоскости разрыва для анализа чувствительности

Построено два графика анализа чувствительности, на первом показаны свойства пласта (компоненты напряжения) и трещин (исходный набор свойств, который участвует в расчетах остальных параметров). Базовое значение механической раскрытости равно мм. Самая высокая чувствительность характерна для параметров: JRC , JCS , ΔV_j (величина смыкания стенок трещины, мм), S_m (максимальное смыкание берегов трещины, мм), E_0 (начальное раскрытие). Такие свойства как JRC_{mob} , E_d , U_{sp} , S_v оказывают незначительное влияние на изменение раскрытости относительно базового значения. К примеру, изменение JRC от 8 до 12 приводит к диапазону по механической раскрытости [0.033-0.101] мм. Стоит отметить, что чувствительность к азимуту максимального горизонтального напряжения отмечается как низкая, относительно базового случая азимут меняется от 88 градусов до 132 градусов.

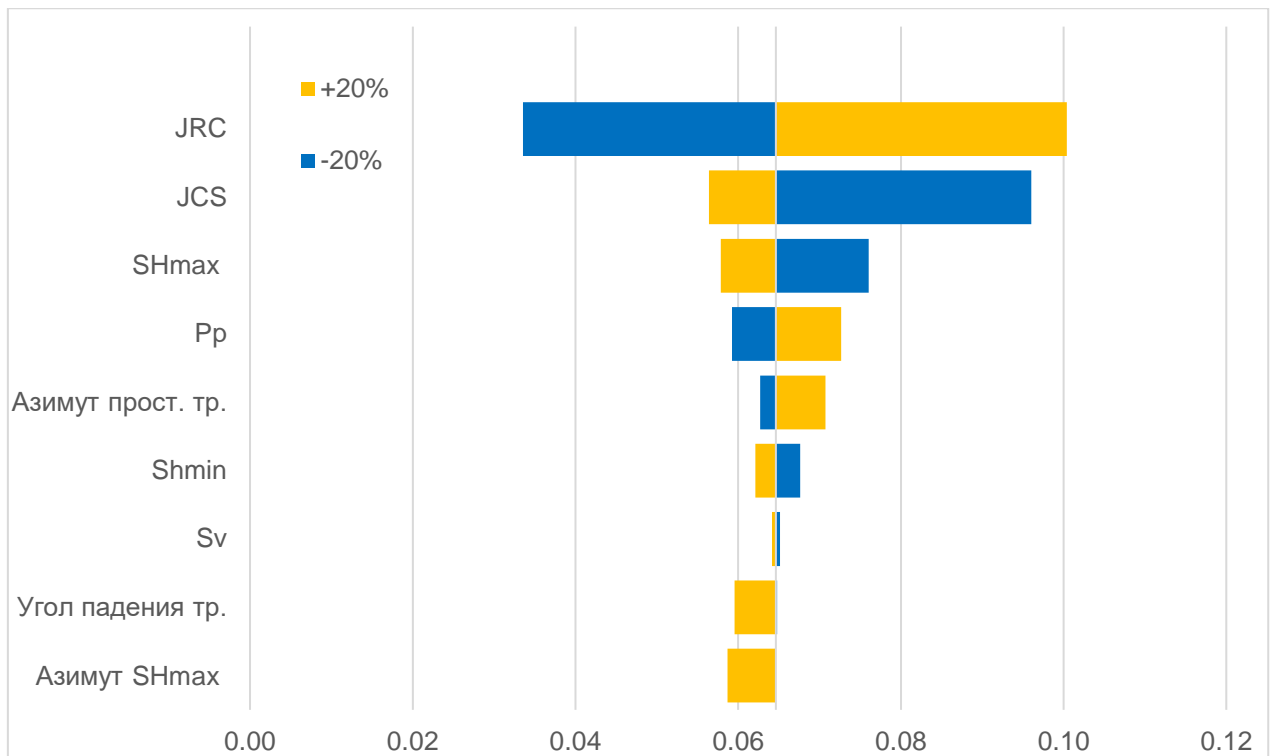


Рисунок 53 Анализ чувствительности свойства механическое раскрытие от параметров: коэффициент шероховатости (JRC), прочность на сжатие материала трещины (JCS), напряжения: S_v , SH_{max} , Sh_{min} , азимут простираения трещины, азимут SH_{max} , угол падения трещины.

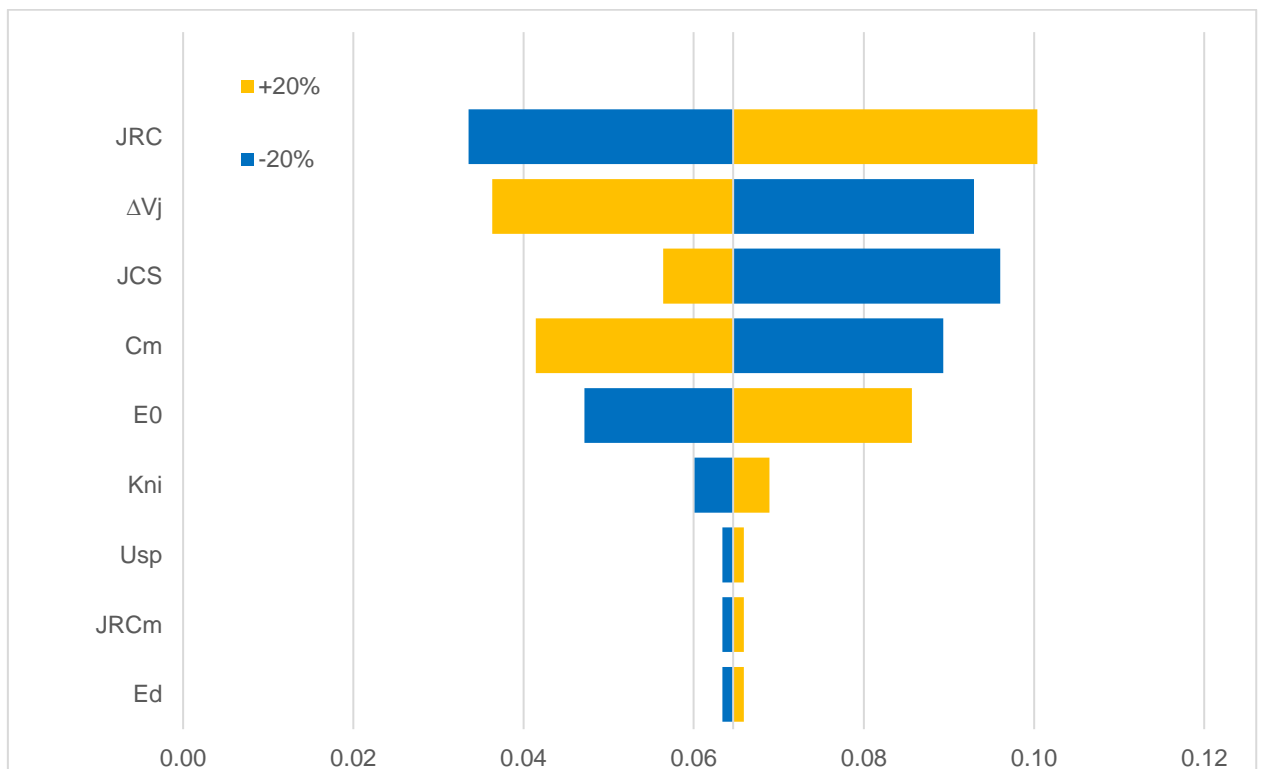


Рисунок 54 Анализ чувствительности свойства механическое раскрытие от параметров: коэффициент шероховатости (JRC), величина смыкания берегов трещины (ΔV_j), максимальное сжатие трещины (C_m), начальное раскрытие (E_0), начальная нормальная жесткость (K_{ni}), максимальное сдвиговое смещение (U_{sp}), мобилизованный коэффициент шероховатости (JRC_{mob}), раскрытие за счет дилатансии (E_d).

Резюмируя, можно еще раз подчеркнуть, что использование модели Бартона-Бандиса для оценки механической раскрытости трещины требует наличие данных высокого

качества, проведение необходимых исследований на образцах породы для определения JRC, JCS, UCS, ΔV_j . Так как к данным параметрам модель раскрытости максимально чувствительна.

2. Численное моделирование трещиноватого резервуара

Один из методов моделирования напряженного состояния пласта – это метод конечных элементов. Данный метод получил широкое распространение при решении производственных задач, а именно: оценка устойчивости ствола скважины, выбор оптимальной траектории бурения, прогнозирование зон повышенной трещиноватости, минимизация рисков автоГРП, выбор системы заканчивания, геомеханическое сопровождение ГРП (гидроразрыва пласта) и т.д.. Расчет напряжений в 3D пространстве методом конечных элементов позволяет получить тензор полных и эффективных напряжений, а также тензор деформаций для любой точки пространства. Такой способ расчета напряжений по сравнению с эмпирическим подходом является полноценным, так как в данном случае решается система уравнений, в которой напряжения, деформации и перемещения связаны между собой.

Возвращаясь к расчету раскрытости трещины, увеличение апертуры происходит за счет возникновения сдвиговых перемещений по плоскости разрыва (U_s). Существует эмпирический метод оценки максимального перемещения через данные JRC по формуле (1.116) и (1.117). Сдвиговое же перемещение можно получить непосредственно, выполнив моделирование напряженно-деформированного состояния. Чтобы реализовать данную идею была построена 3D геомеханическая модель и модель сети трещин произвольной ориентации. Далее подробно приводится описание используемого подхода 3D геомеханического моделирования.

Построение модели сети трещин

Модель сети трещин построена с использованием детерминистического подхода (DFN - на базе платформы Petrel), в котором необходимо предварительно подготовить данные трещин в виде поверхностей или полигонов/ четырехугольники [Закревский и др. 2019]. Свойства, которые определяют пространственную ориентацию трещины (азимут и угол падения), были заданы вручную и имеют спорадический характер. Угол падения плоскости трещин варьируется в пределах 20-90 градусов, азимут падения 0-180 градусов, длина трещин задана постоянной и равна 100 м. Как известно, построение 3D геомеханического грида включает такой шаг, как наращивание сетки сбоку, сверху и снизу, такой подход позволяет более корректно передать деформации через условия нагружения,

тем самым не возникают различные артефакты в виде концентраторов напряжений на границах участка моделирования. Несмотря на выполненное наращивание, модель трещин создана в зоне детальной геомеханической сетки на глубине $Z=1000$ м – 1050 м. Визуальное представление модели трещин приводится на (Рисунок 56) вид сверху, совместно с результатами моделирования напряженного состояния (срез по кубу минимального горизонтального напряжения).

Существует три подхода к моделированию разрывов в геомеханической сетке, в данной работе в программном пакете Petrel используется прямоугольная сетка и разрыву присваиваются ячейки уже существующей сетки, тем самым ячейки в окрестности разрыва не меняются [Schlumberger, 2018]. В конечном счете разрыв представлен в виде ячеек, как отдельный объект, которому соответствует другой материал по отношению к неразрушенной части массива (в англоязычной литературе используется термин *intact rock*). Материал трещины характеризуется иными геомеханическими свойствами, а именно: нормальной и сдвиговой жесткостью, углом трения и дилатансии, когезией. На (Рисунок 55) приводятся два примера модели трещины, как уже было отмечено «тело» трещины будет зависеть от конфигурации ячеек, которое плоскость пересекает. Для каждой ячейки снимается значение угла и азимута падения трещины, что в последующем используется в конечно-элементом решении. Тем самым, несмотря на то, что визуально две трещины могут иметь одинаковую конфигурацию в 3D после ремасштабирования (тот же объем и геометрия ячеек), в случае различных углов падения/ азимутов плоскости разрыва, напряженное состояние будет отличаться. Детальное описание недостатков и достоинств данного подхода моделирования разрывов приведено в работе [Treffeisen and Henk, 2020].

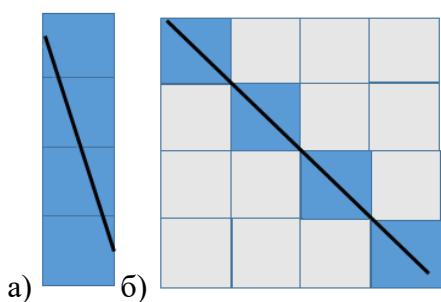


Рисунок 55 Прямоугольная сетка в КЭМ, разрыв в породе (синяя заливка) рассматривается в виде ячеек уже существующей сетки (пересечение плоскости разрыва и ячеек). Размер ячеек в модели $x*y = 50*50$ м. Представлены две из возможных вариаций: а и б. Черная линия- разрыв.

Нормальная жесткость (K_n) трещины была рассчитана на основе уравнения (1.114), которое было приведено в контексте расчета величины смыкания стенок трещины. Сдвиговая жесткость (K_s) по экспериментальным наблюдениям всегда меньше нормальной жесткости и в данном примере была принята $\frac{1}{2}$ от K_n . Угол трения материала трещины

задан равным 20 градусам, выбор такого значения является произвольным и не носит обоснованного характера. Данное значения угла трения далее используется в критерии прочности трещины на сдвиг для оценки критического касательного напряжения.

Для изучения влияния коэффициента шероховатости на напряженно-деформированное состояние в поле 3D были определены параметры жесткости трещин для вариантов: JRC=2; 4; 6; 8; 10; 12; 14; 16; 18 [Жигульский и Тихоцкий, 2020]. В Таблица 6 приводятся значения начального раскрытия (E_0), определяемое по уравнению (1.110), нормальной и сдвиговой жесткости для каждого значения коэффициента шероховатости. По результатам расчета при изменении JRC от 0 до 18, нормальная жесткость меняется в диапазоне [11.5-27.94] МПа/мм, сдвиговая [5.75-13.97] МПа/мм. Начиная с JRC=4, жесткость разрыва постепенно растет, аномально высоким смотрится значение жесткости при JRC=2, так как полученные оно превышает значения жесткости для JRC=4; 6; 8.

В итоге проведено 9 численных симуляций и по каждой оценивались действующие напряжения на плоскости трещины и параметры: механическая и гидравлическая раскрытость.

Таблица 6 Материал «трещин» в 3D геомеханической модели для различных кейсов.

JRC	E_0	K_{ni}	K_{si}	Угол трения
у.е.	мм	МПа/мм	МПа/мм	градусы
2	0,04	11.50	5.75	20
4	0,08	6.75	3.37	
6	0,12	7.83	3.92	
8	0,16	10.37	5.18	
10	0,2	13.50	6.75	
12	0,24	16.92	8.46	
14	0,28	20.50	10.25	
16	0,32	24.18	12.09	
18	0,36	27.94	13.97	

Численное моделирование НДС

Расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) выполнялся на основе метода конечных элементов. Первым этапом являлось построение структурного каркаса и сетки, для этого были заданы 2 горизонта на абсолютных глубинах $Z = -1000$ м и -1050 м, размер ячеек сетки $x*y*z = 50$ м * 50 м * $0,5$ м, площадь полигона моделирования $0,01$ км². Для корректного расчета напряженно-деформированного состояния проведено наращивание сетки до $Z = 0$ и $Z = -1500$ м по вертикали с геометрическим фактором равным 1.2. Наращивание на гранях модели (по периферии) выполнено на расстоянии равным 1 км

с геометрическим фактором 1.4. В результате модель состояла из резервуара (область построения модели трещиноватости – зона по $Z=-1000$ м – 1050 м) и вмещающей среды.

Механические свойства материала среды, необходимые для расчета напряженно-деформированного состояния, а именно: модуль Юнга, коэффициент Пуассона, предел прочности на сжатие и растяжение, угол внутреннего трения были заданы постоянными для всего объема и приведены в (Таблица 7). Что же касается материала трещин, как было указано ранее проведен предварительный расчет параметров нормальной и сдвиговой жесткости по (Таблица 6) для различных JRC.

Поровое давление принято равным гидростатическому и задано через величину градиента 0.01 МПа/м. Граничные условия в модели были заданы через тектонические деформации: ε_h , ε_H . Минимальная горизонтальная деформация (ε_h) принята 0.0001, максимальная (ε_H) 0.0002, азимут максимального горизонтального напряжения 130 градусов.

Таблица 7 Упругие свойства материала модели

Параметр	Значение	Единицы измерения
Модуль Юнга	15	ГПа
Коэффициент Пуассона	0,25	д.е.
Плотность	2,65	г/см ³
Константа Био	1	-
Предел прочности на сжатие	35	МПа
Угол трения	30	градусы

По результатам численного моделирования [Жигульский и Тихоцкий, 2020] получены кубы каждой компоненты тензора полных и эффективных напряжений, тензора деформаций, векторы перемещений (x,y,z). Так как механические свойства материала среды были заданы постоянными изменение напряженного состояния вызвано только возникшим возмущением за счет наличия трещин в среде. На (Рисунок 56, Рисунок 57) показаны срезы на глубине $Z= -1025$ м по кубу главного минимального напряжения и максимального напряжения для трех кейсов: JRC=2; 10; 18.

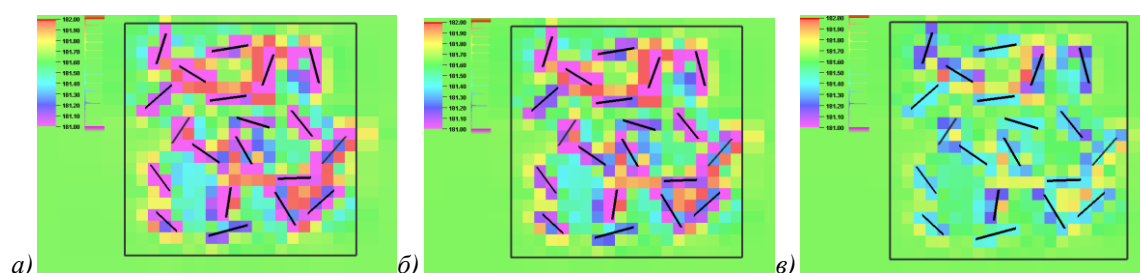


Рисунок 56 Срез по кубу главного минимального горизонтального напряжения для трех кейсов: а) $JRC=2$, $Kni=11.50$ МПа/мм, $Ksi=5.75$ МПа/мм; б) $JRC=10$, $Kni=13.5$ МПа/мм, $Ksi=6.75$ МПа/мм; в) $JRC=18$, $Kni=27.94$ МПа/мм, $Ksi=13.97$ МПа/мм; цветовая шкала не менялась. Черными линиями показы трещины из DFN.

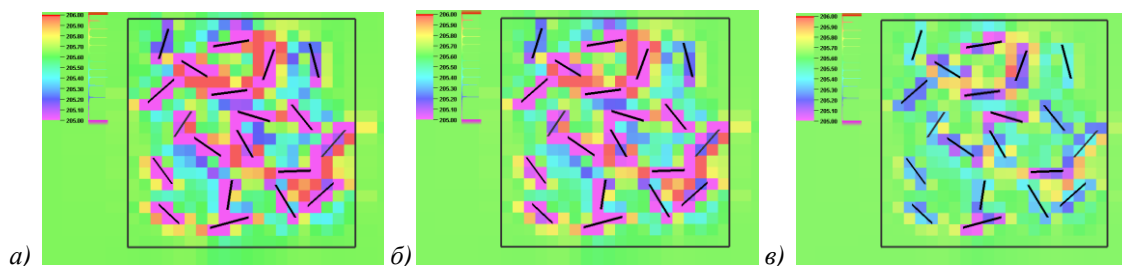


Рисунок 57 Срез по кубу главного максимального горизонтального напряжения для трех кейсов: а) $JRC=2$, $Kni=11.50$ МПа/мм, $Ksi=5.75$ МПа/мм; б) $JRC=10$, $Kni=13.5$ МПа/мм, $Ksi=6.75$ МПа/мм; в) $JRC=18$, $Kni=27.94$ МПа/мм, $Ksi=13.97$ МПа/мм; цветовая шкала не менялась. Черными линиями показы трещины из DFN.

Главные напряжения (минимальное и максимальное) были получены через компоненты тензора полных напряжений $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy})$ [Fjær et al., 2008]:

$$\sigma_{Hmax} = \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 4\sigma_{xy}^2}) \quad (3.1)$$

$$\sigma_{Hmin} = \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy} - \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 4\sigma_{xy}^2}) \quad (3.2)$$

По каждому срезу отмечается локальное изменение напряжения в зоне, где наблюдается трещина. Можно отметить, что вдоль трещины напряжение уменьшается, достигая минимальных значений, тогда как в ячейках, которые соответствуют «кончику» трещины напряжение увеличивается, достигая максимальных значений. Распределение напряжений носит различный характер от одной трещине к другой, но в целом первые два наблюдения прослеживаются в большинстве случаев. В случае коэффициента шероховатости $JRC=2$, $Kni= 11.50$ МПа/мм, $Ksi= 5.75$ МПа/мм наблюдается максимальное влияние трещин на напряженное состояние, тогда как при $JRC=18$, получены высокие значения жесткости, что минимизирует область влияния трещин.

Для каждой трещины проведен расчет действующих напряжений (нормальной и сдвиговой компоненты) на основе кубов главных напряжений и данных по пространственной ориентации разрыва. По модели Бартона [Barton and Choubey, 1977] определено критическое значение касательного напряжения (предела прочности трещины на сдвиг) для различного коэффициента шероховатости: $JRC=2; 4; 6; 8; 10; 12; 14; 16; 18$. В формуле (3.3) эффективное нормальное напряжение получено по данным 3D.

$$\tau = \sigma'_n * tg \left(JRC * lg \frac{\sigma'_n}{JCS} + \varphi_{ост} \right) \quad (3.3)$$

σ'_n - эффективное нормальное напряжение, МПа

τ - предельно сдвиговое напряжение, МПа

JRC - коэффициент шероховатости трещины, д.е.

JCS - прочность на сжатие материала стенки трещины, МПа

$\varphi_{ост}$ - остаточный угол трения, градусы

Чувствительность критерия прочности Бартона к входным данным (коэффициент шероховатости, прочность на сжатие материала стенки трещины, эффективное нормальное напряжение) подробно описана в работе [Жигульский, Лукин, 2019]. Результат расчета критерия прочности на сдвиг проиллюстрирован на (Рисунок 58). Можно отметить, что для $JCS=35$ МПа (JCS больше действующих эффективных нормальных напряжений), увеличение коэффициента шероховатости приводит к увеличению сопротивления сдвигу по трещине. Тем самым для активации трещины с $JRC=2$ требуется приложить меньше усилий, чем для активации трещины с $JRC=18$.

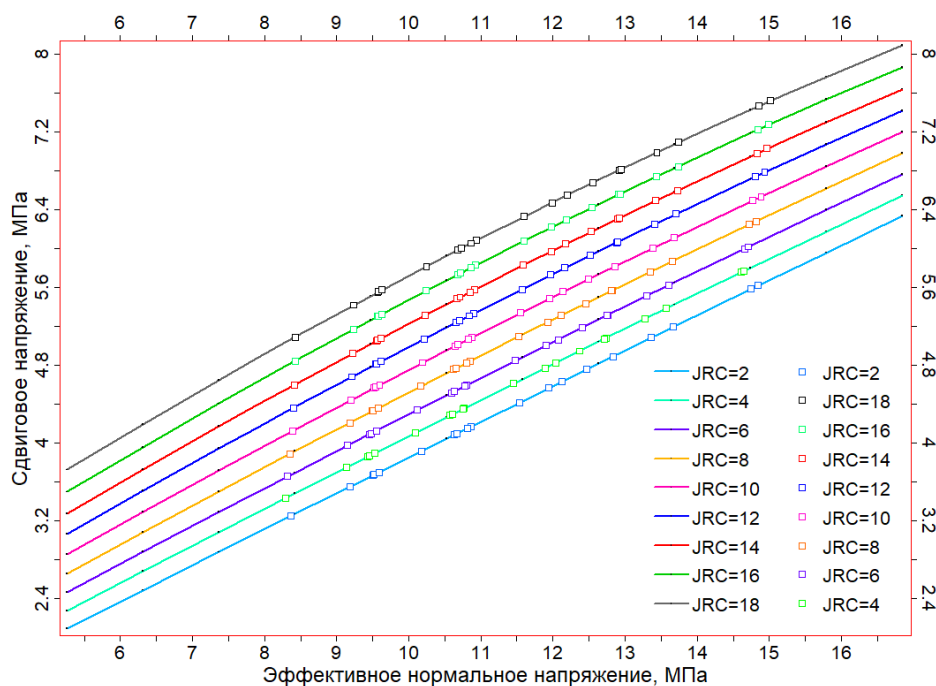


Рисунок 58 Критерий прочности трещины на сдвиг для различных JRC

Расчет раскрытия, возникающего за счет действия сдвиговых перемещений, требует знания динамического коэффициента шероховатости. В данной работе сделано допущение о том, что $JRC_{об}$ уменьшился на 0,25 относительно начального JRC для каждого кейса, к примеру, для $JRC=2$, $JRC_{об}$ будет 1,75.

Сдвиговое перемещение по плоскости трещины было получено в ходе 3Д конечно-элементного моделирования. Как указывалось, ранее проведен расчет 9 кейсов для различных JRC , что позволило оценить величину раскрытия для каждой симуляции. На (Рисунок 59) приводится график в координатах сдвиговое перемещение по 3Д модели (мм) и касательное напряжение, действующее на плоскость трещины, рассчитанное по формуле

(1.21). Увеличение сдвигового напряжения приводит к росту сдвиговых перемещений, это связь характеризуется как линейная и имеет следующий вид (показана нелинейная связь):

$$Us = a\tau^b \quad (3.4)$$

Коэффициенты a и b для различных JRC представлены в (Таблица 8). Можно сделать вывод о том, что с увеличением коэффициента шероховатости уменьшается сдвиговое перемещение, это можно объяснить увеличением жесткости трещины по мере роста шероховатости. Также отмечается равномерное увеличение сдвигового перемещения по той же трещине для JRC=18; 16; 14; 12; 10; 8; 2 и резкое увеличение (скачок) перемещения для JRC=4 и 6 относительно остальных графиков. Сдвиговое перемещение меняется от 0 до 0,4 мм в случае JRC=18; 16; 14; 12; 10; 8; 2 и достигает максимальных значений для JRC=4 и 6 в диапазоне 0-0,55 мм.

Таблица 8 Таблица коэффициентов a и b

JRC	a	b
2	0.087	0.00032
4	0.148	0.00054
6	0.127	0.00047
8	0.096	0.00035
10	0.074	0.00027
12	0.059	0.00022
14	0.049	0.00018
16	0.041	0.00015
18	0.036	0.00013

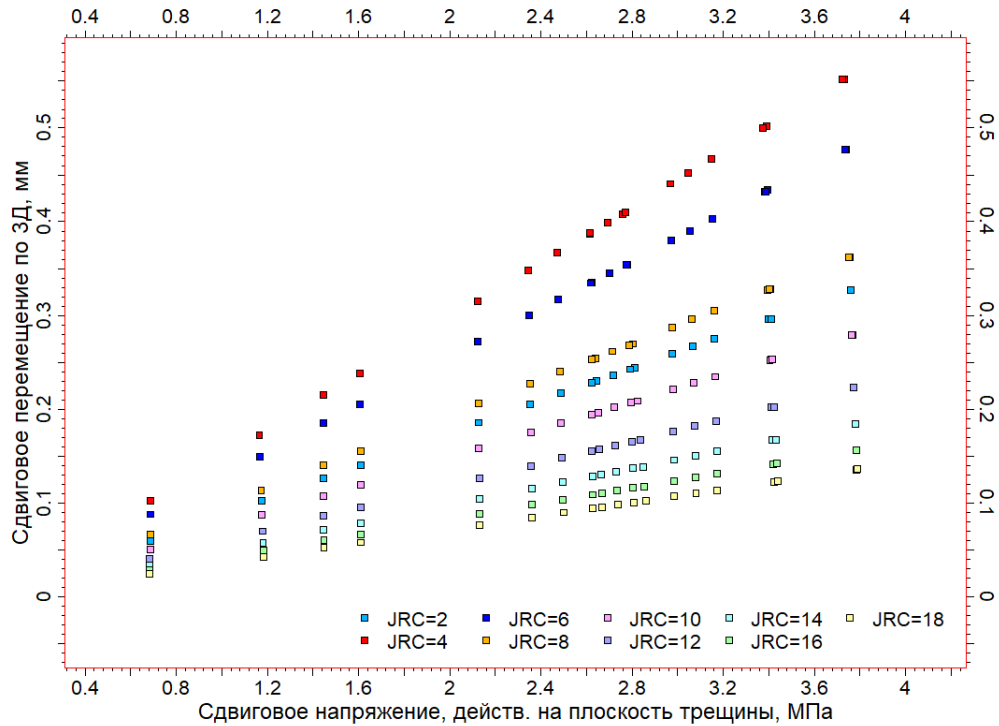


Рисунок 59 График в координатах сдвиговое перемещение (по 3Д геомеханической модели для различных кейсов) и сдвиговое напряжение, действующее на плоскость трещины по (1.21) для различных JRC=2; 4; 6; 8; 10; 12; 14; 16; 18.

После расчета начального раскрытия (E_0), величины сжатия берегов трещины (ΔV_j) и величины раскрытия, обусловленной сдвиговой деформацией (E_d) определено механическое раскрытие для каждой трещины в отдельности. На (Рисунок 60) показан график в координатах механическая раскрытость (мм) и угол падения трещины (градусы). С увеличением угла наклона трещины наблюдается рост раскрытости, но данную связь проблематично охарактеризовать определенной функцией (линейной или степенной). Так как встречаются участки, где тенденция роста изменяется, это наблюдение позволяет сделать вывод о том, что недостаточно знать угол падения трещины для восстановления параметра раскрытия. Шероховатость значительно влияет на раскрытость: с ростом шероховатости трещины увеличивается механическая раскрытость. Но в случае JRC= 2; 4; 6; 8, при тех граничных условиях, которые были заданы в 3Д геомеханической модели получены отрицательные значения механического раскрытия. Это позволяет сделать вывод о том, что напряженное состояние трещины и способность активации находится в тесной взаимосвязи с параметром JRC. Далее приведен расчет гидравлической раскрытости уже для JRC=10; 12; 14; 16; 18.

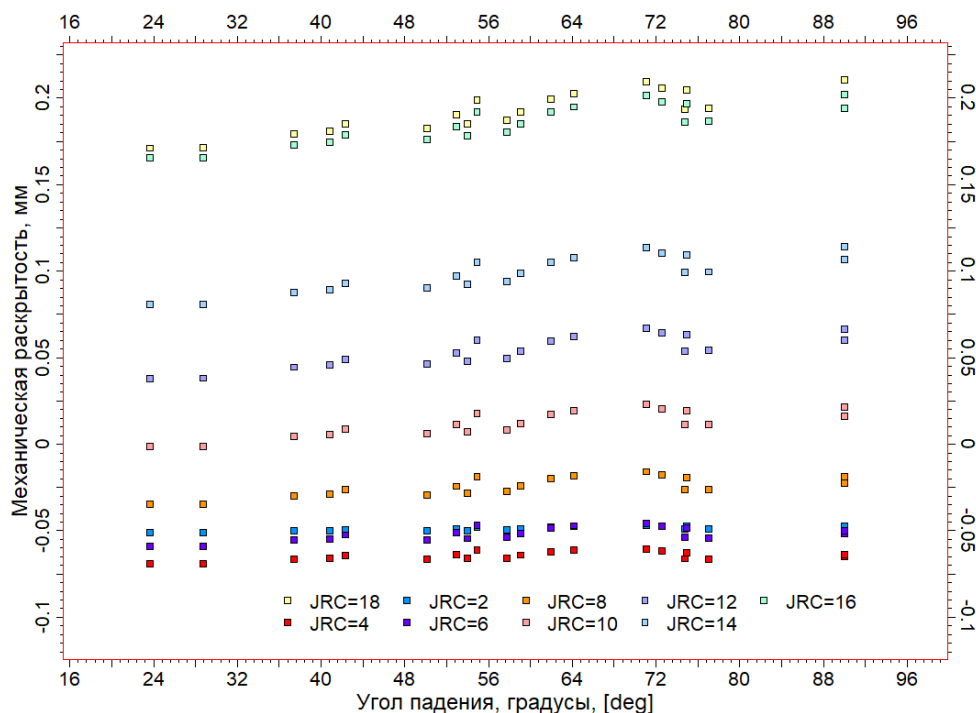


Рисунок 60 Механическое раскрытие и угол падения трещины

Гидравлическая раскрытость (раскрытие, по которому происходит фильтрация флюида) оценивалась по формуле (1.122). На (Рисунок 61) представлены результаты расчета в диапазоне эффективных нормальных напряжений 8.2 - 15 МПа, отмечается, что с увеличением эффективного напряжения гидравлическая раскрытость уменьшается. Минимальные значения раскрытости наблюдаются в случае JRC=10 и максимальные для JRC=18, достигая величины 0.00016 мм. Связь между раскрытием и эффективным нормальным напряжением нелинейная. Максимальное изменение гидравлической раскрытости наблюдается для JRC=16 и 18. Тем самым можно сделать вывод о том, что при уменьшении коэффициента шероховатости параметр раскрытости изменяется в меньшей мере при росте эффективного нормального напряжения. В случае JRC=10 изменение раскрытости незначительное и составляет менее $1e-5$.

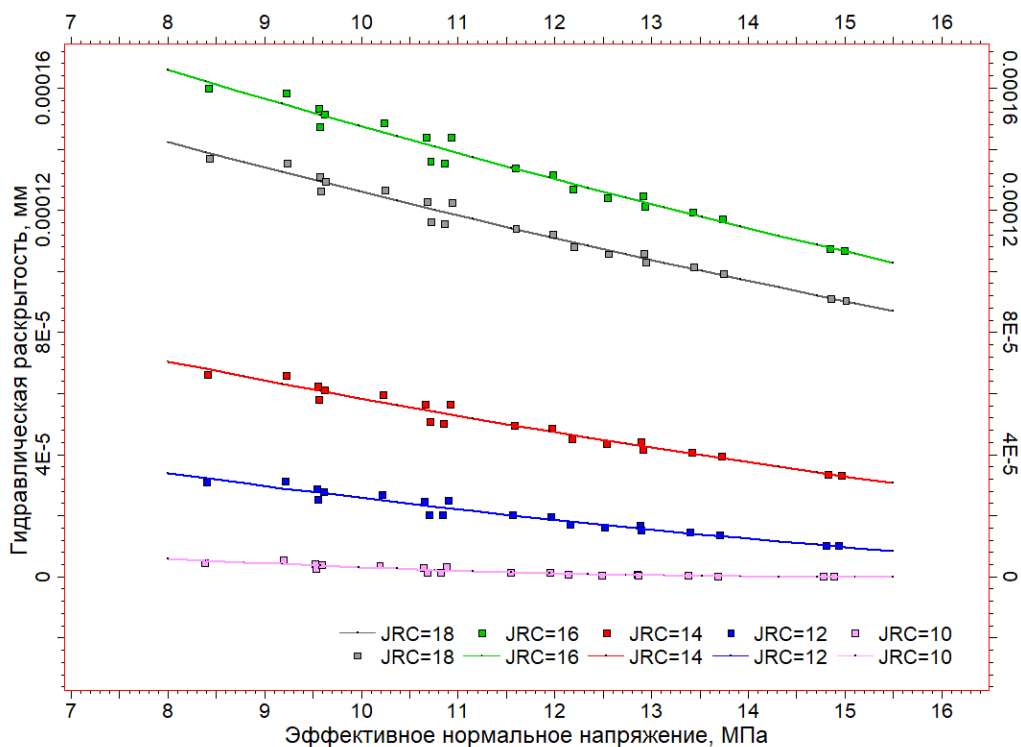


Рисунок 61 График в координатах гидравлическая раскрытость и эффективное нормальное напряжение для различных JRC=2; 4; 6; 8; 10; 12; 14; 16; 18.

В дополнении к вышесказанному следует сказать о том, что существуют различные подходы к моделированию напряженного состояния трещиноватых пород, попробуем рассмотреть несколько из них. В [Kang et al., 2019] рассматривается применение модели Бартона-Бандиса для моделирования раскрытости трещин обнажения трещиноватых пород (размер обнажения 18 м * 8 м). Проводится численное моделирование напряженно-деформированного состояния массива, в котором трещины заданы в виде дискретной модели трещин (DFN). По результатам моделирования изменение раскрытости происходит в диапазоне 0,2 мм – 2 мм, рассматривается изотропное напряженное состояние, где $S_x=S_y$ и анизотропное для двух вариантов: первый - $S_x=5$ МПа и $S_y=15$ МПа, второй $S_x=15$ МПа и $S_y=5$ МПа. Авторы дополняют данную модель расчетом потока флюида через открытые трещины уделяя большое внимание статистическому анализу полученных результатов.

Авторы работы [Bisdorn et al, 2016] также показывают практическое применение модели Бартона-Бандиса при численном моделировании напряженного состояния трещиноватого резервуара. В данной работе проводится сравнение трех методов расчета раскрытости трещины:

- Модель [Lawn and Wilshaw, 1975], которая описывает раскрытие трещины как функцию от действующего напряжения, в результате чего возникает максимальное перемещение берегов трещины (d_{max}):

$$d_{max} = \frac{K_C(1-\vartheta^2)}{E\sqrt{\frac{\pi}{8}}}\sqrt{L} \quad (3.5)$$

где ϑ - коэффициент Пуассона,

E - модуль Юнга (Па)

L - длина трещины (м)

K_C - трещиностойкость, которая определяется как $K_C = \Delta\sigma\sqrt{\pi L/2}$, где $\Delta\sigma$ – разница между давлением флюида в трещине и нормальным напряжением (Па)

- Модель Бартона-Бандиса [Barton and Bandis, 1980; Barton, 1982] только без учета возникновения сдвигового перемещения по плоскости разрыва. Авторы [Bisdom et al, 2016] описывают это как раскрытость критически не напряженных трещин.
- Модель критически-напряженных трещин [Rogers, 2003; Barton et al., 1995; Zoback, 2007], совмещенная с моделью максимального раскрытия за счет сдвигового перемещения по плоскости разрыва [Olsson and Barton, 2001]. В данном случае используется концепция о максимальном сдвиговом перемещении [Barton, 1982]. Авторы [Bisdom et al., 2016] предлагают математическое выражение для параметра сдвиговое перемещение (U_{geom}) для заданного размера блока, длина которого L :

$$U_{geom} = B_n\sigma_n\alpha(-9.07 * 10^{-8}\alpha + 8.1 * 10^{-6}) \quad (3.6)$$

где α - азимут трещины по отношению к направлению регионального напряжения

B_n - размер блока, который ограничен трещинами, м

Когда $U_{geom} > U_{sp}$ (максимальное сдвиговое перемещение, определенное по (1.116) трещина критически напряжена, а это означает, что она флюидопроводящая [Bisdom et al, 2016].

На основании данных моделей проводится расчет проницаемости трещин [Snow, 1969]. Авторами получено, что в условиях заданных граничных условий раскрытость меняется от 0,17 до 0,21 мм. Следует отметить, что численное моделирование проводится для трех различных нефтяных резервуаров для которых построено 7 дискретных моделей трещиноватости.

Другой пример модели раскрытости с учетом геомеханического моделирования показан в работе [Hosseini et al, 2019], по результатам которой раскрытость меняется от 0,02

мм до 2,31 мм. Авторами рассматривается чувствительность модели раскрытости на изменения напряженно-деформированного состояния. В целом по данному направлению, довольно много зарубежных исследований, но несмотря на это до сих пор не везде учитывается модель раскрытости трещин на основе геомеханического моделирования при освоении трещинных коллекторов.

3. Выводы к Главе 3

В данной главе приводится описание модели Бартона-Бандиса, вводятся такие термины как механическое раскрытие, начальное раскрытие, смыкание берегов трещины, дилатансия, начальная нормальная жесткость, максимальное смыкание трещины, сдвиговое перемещение, динамический коэффициент шероховатости. Основанием для построения данной модели являлось множество проводимых исследований по результатам испытания образцов таких пород как: песчаник, алевролит, долерит, сланец и известняк. Подробное описание выполненных работ и полученных данных дано в работах [Barton, 1980; Barton and Choubey, 1977; Barton, 1982].

Основанием для расчета величины раскрытия являются такие параметры как: коэффициент шероховатости трещины (JRC), предел прочности на сжатие стенок трещины (JCS), эффективное нормальное и касательное напряжение, действующие на трещину и остаточный угол трения. Последующие параметры, которые участвуют в расчетах, к примеру: начальная нормальная жесткость (K_{ni}), угол дилатансии, максимальное смыкание стенок трещины (C_m), максимальное сдвиговое перемещение определяются на основе выявленных эмпирических зависимостей. Автор [Barton, 1980] основывается на большой выборке данных, где участвуют различные типы пород. К примеру, для исследования механического раскрытия участвовало более 100 образцов, тогда как исследование сдвига по плоскости разрыва проведены на 650 образцах. На основании табличных данных в [Barton, 1980] были построены графики, где показано какие были получены диапазоны изменения параметров K_{ni} , C_m по различным циклам нагружения. Отмечается высокая изменчивость максимального смыкания берегов трещины в случае песчаника от первого к третьему циклу нагружения.

Проводимый анализ чувствительности для произвольно ориентированной трещины показал, что максимальная чувствительность механического раскрытия связана с такими параметрами как коэффициент шероховатости трещины, предел прочности на сжатие материала стенок разрыва, величины смыкания берегов трещины и конечно же начального раскрытия, которое является результирующей величиной от коэффициента шероховатости. Получается, что основной параметр, который участвует в расчете всех остальных, является

коэффициент шероховатости трещины, который определяется экспериментальным путем. Существует большое разнообразие методов 2D профилирования и 3D сканирования, а также тест «устойчивости» скольжения (tilt test), которые позволяют оценить JRC. В работе [Li and Zhang, 2015] представлены графики с сравнением полученного JRC по различным аналитическим зависимостям. Точность определения JRC в большей степени обеспечивает повышение точности оценки механической раскрытости.

Также и другие исследователи, к примеру [T. Ishibashi et al., 2020] проводят подобные эксперименты в установке сдвига, полученные результаты не противоречат текущим представлениям модели Бартона – Бандиса. Отметим, что данная модель была имплементирована при численном моделировании напряженно-деформированного состояния трещиноватой породы [Q. Lei et al., 2016]. Авторы [Prasetyo et al., 2017] предложили линейную модификацию модели Бартона-Бандиса и по результатам сравнения аналитической модели с результатами численных моделей [Nguyen and Selvadurai, 1998; Bahaaddini et al., 2013] пришли к выводу о том, что модель показывает высокую сходимость с данными численного моделирования, возникающего перемещения по плоскости разрыва.

В итоге хотелось бы отметить, что несмотря на то, что модель Бартона – Бандиса основана на различных эмпирических зависимостях, полученных по результатам керновых исследований и показывает высокую чувствительность к входным данным, получила довольно широкое применение в особенности в горном деле.

На основе 3D конечно-элементной модели [Жигульский и Тихоцкий, 2020] выполнена оценка напряженно-деформированного состояния системы трещин и проанализировано влияние свойств трещин, таких как начальная жесткость, на минимальное и максимальное горизонтальное напряжение для различных JRC. Выявлено, что с увеличением JRC наблюдается меньшее влияние на НДС в области трещин, это связано с увеличением начальной жесткости трещины, которая рассчитывалась эмпирическим путем. По результатам моделирования для всех трещин было характерно уменьшение напряжения вдоль трещины и увеличение в ячейках на кончике трещины. Предельное напряженное состояние трещины оценивалось с помощью нелинейного критерия прочности Бартона. Отмечается увеличение сопротивления сдвигу по трещине при увеличении JRC, тем самым трещины с более низким JRC легче активировать при равных параметрах: JCS (в данном случае выше, чем действующее эффективное нормальные напряжения), остаточный угол трения.

Для расчета раскрытия трещины использовалась модель Бартона-Бандиса. Для этого были необходимы данные компонент тензора эффективных напряжений и сдвиговых

перемещений для трещин по 3Д геомеханической модели. Проведено 9 численных симуляций для сценариев $JRC=2; 4; 6; 8; 10; 12; 14; 16; 18$, отличающихся по параметрам жесткости трещин. Для каждого сценария определены нормальные и сдвиговые напряжения, действующие на плоскость трещины, а также сдвиговые перемещения, которые участвовали в расчете раскрытости. Сдвиговые перемещения по 3Д увеличиваются при уменьшении JRC и связаны линейной функцией с сдвиговыми напряжениями, увеличение которых приводит к росту сдвиговых перемещений. В работе приводится оценка механической и гидравлической раскрытости. Механическое раскрытие для кейсов $JRC=2; 4; 6; 8$ является отрицательным это связано с тем, что начальное раскрытие меньше нормального сжатия берегов трещины, которое зависит от эффективного нормального напряжения. Максимальное механическое раскрытие характерно для $JRC=18$ и 16 более $0,15$ мм. Не удалось установить прямую связь между данным параметром и углом падения трещины, но в целом увеличение угла связано с большим раскрытием. Гидравлическая раскрытость оценивалась для $JRC=10; 12; 14; 16; 18$, максимальные значения достигнуты для $JRC=18$ и 16 . Гидравлическая раскрытость уменьшается с увеличением эффективного напряжения наиболее существенные изменения наблюдаются при росте JRC .

Тем самым модель Бартона Бандиса показывает содержательные оценки раскрытости, которые не противоречат экспериментальным данным [Жигульский, 2019; Жигульский и Тихоцкий, 2020].

ГЛАВА 4. КРИТИЧЕСКИ НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ТРЕЩИНЫ И РАСЧЕТ ВЕЛИЧИНЫ РАСКРЫТИЯ В ОКОЛОСКВАЖИННОМ ПРОСТРАНСТВЕ

1. Методика оценки напряженного состояния и раскрытия трещины в околоскважинной зоне

Ранее рассматривалось напряженное состояние массива, в котором существует трещина. Для оценки напряжений, действующих на трещину необходимо знать величину и направление главных напряжений ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$), и направляющие косинусы l, n , которые в свою очередь определяются из ориентации трещины относительно осей главных напряжений. Под главными напряжениями в условиях массива/ пласта понимается вертикальное, максимальное и минимальное горизонтальные напряжения ($\sigma_v, \sigma_H, \sigma_h$). Последние два напряжения, на практике еще называются региональными напряжениями и рассчитываются по пороупругой модели (1.72) – (1.73).

Существование в массиве скважины изменяет начальное поле напряжений, вследствие чего возникает концентрация напряжений по окружности ствола. Если скважина пересекает плоскость трещины, то напряженное состояние плоскости будет уже зависеть не только от региональных напряжений ($\sigma_v, \sigma_H, \sigma_h$) как это было рассмотрено выше, а еще от нового поля напряжений в стволе ($\sigma_{rr}, \sigma_{\theta\theta}, \sigma_{zz}, \sigma_{\theta z}$). Чтобы оценить новое напряженное состояние трещины с учетом скважинных условий (решение задачи Кирша) требуется выполнить некоторые преобразования. Реализованный подход по оценке параметров трещины в околоскважинной зоне можно разбить на несколько шагов:

Шаг 1. Напряженное состояние в околоскважинной зоне

Запишем матрицу преобразования для перехода от системы координат, в которой заданы главные напряжения (x, y, z) к системе координат скважины (x', y', z'). Для этого нужно знать угол i (наклон скважины) и угол a (угол относительно направления максимального горизонтального напряжения).

$$\begin{aligned} l_{x'ix} &= \cos a * \cos i & l_{x'iy} &= \sin a * \cos i & l_{x'iz} &= -\sin i \\ l_{y'ix} &= -\sin a & l_{y'iy} &= \cos a & l_{y'iz} &= 0 \\ l_{z'ix} &= \cos a * \sin i & l_{z'iy} &= \sin a * \sin i & l_{z'iz} &= \cos i \end{aligned} \quad (4.1)$$

l_{ij} –направляющий косинусов (компонент матрицы преобразования) - это косинус угла между осью i (система координат главных напряжений) и j' (система координат скважины).

Напряженное состояние в новой системе координат (x', y', z') выразим через главные напряжения и направляющие косинусы:

$$\sigma_{X'} = l_{x'x}^2 \sigma_H + l_{x'y}^2 \sigma_h + l_{x'z}^2 \sigma_V \quad (4.2)$$

$$\sigma_{Y'} = l_{y'x}^2 \sigma_H + l_{y'y}^2 \sigma_h + l_{y'z}^2 \sigma_V \quad (4.3)$$

$$\sigma_{Z'} = l_{zH}^2 \sigma_{H_0} + l_{zh}^2 \sigma_{h_0} + l_{zV}^2 \sigma_{V_0} \quad (4.4)$$

$$\sigma_{X'Y'} = l_{x'x} l_{y'x} \sigma_H + l_{x'y} l_{y'y} \sigma_h + l_{x'z} l_{y'z} \sigma_V \quad (4.5)$$

$$\sigma_{X'Z'} = l_{x'x} l_{z'x} \sigma_H + l_{x'y} l_{z'y} \sigma_h + l_{x'z} l_{z'z} \sigma_V \quad (4.6)$$

$$\sigma_{Y'Z'} = l_{y'x} l_{z'x} \sigma_H + l_{y'y} l_{z'y} \sigma_h + l_{y'z} l_{z'z} \sigma_V \quad (4.7)$$

$$\sigma_{Z'X'} = l_{z'x} l_{x'x} \sigma_H + l_{z'y} l_{x'y} \sigma_h + l_{z'z} l_{x'z} \sigma_V \quad (4.8)$$

Принимаем допущение о том, что скважина круглого сечения и конвертируем декартову систему координат в цилиндрическую, тем самым, напряженное состояние скважины описываем комбинацией из трех нормальных напряжений: σ_{rr} - радиальное напряжение (давление внутри ствола), $\sigma_{\theta\theta}$ - тангенциальное напряжение, еще называется “hoop stress” или кольцевое напряжение, и σ_{zz} - осевое напряжение, и трех касательных напряжений, действующие в разных плоскостях ($\sigma_{\theta z}, \sigma_{\theta\theta}, \sigma_{rz}$).

$$\sigma_{rr} = P_w \quad (4.9)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{X'} + \sigma_{Y'} - 2(\sigma_{X'} - \sigma_{Y'}) \cos 2\theta - 4\sigma_{X'Y'} \sin 2\theta - P_w \quad (4.10)$$

$$\sigma_{zz} = \sigma_{Z'} - \vartheta [2(\sigma_{X'} - \sigma_{Y'}) \cos 2\theta + 4\sigma_{X'Y'} \sin 2\theta] \quad (4.11)$$

$$\sigma_{r\theta} = 0 \quad (4.12)$$

$$\sigma_{\theta z} = 2(-\sigma_{Z'X'} \sin \theta + \sigma_{Y'Z'} \cos \theta) \quad (4.13)$$

$$\sigma_{rz} = 0 \quad (4.14)$$

ϑ – коэффициент Пуассона;

θ – азимут относительно максимального горизонтального напряжения (меняется от 0 до 360);

P_w - давление в скважине, МПа;

Шаг 2. Напряженное состояние трещины в околоскважинной зоне

Для расчёта проекций напряжений на площадке трещины необходимо выполнить несколько «разворотов». Так как расположение трещины рассматривается в географической системе координат, нужно перейти от цилиндрической системы координат к декартовой:

$$\sigma_{11} = \sigma_{rr} \cdot \cos^2(\theta) + \sigma_{\theta\theta} \cdot \sin^2(\theta) \quad (4.15)$$

$$\sigma_{22} = \sigma_{rr} \cdot \sin^2(\theta) + \sigma_{\theta\theta} \cdot \cos^2(\theta) \quad (4.16)$$

$$\sigma_{33} = \sigma_{zz} \quad (4.17)$$

$$\sigma_{12} = \sigma_{21} = (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{rr}) \cdot \sin(\theta) \cdot \cos(\theta) \quad (4.18)$$

$$\sigma_{13} = \sigma_{31} = \sigma_{\theta z} \cdot \sin(\theta) \quad (4.19)$$

$$\sigma_{23} = \sigma_{32} = \sigma_{\theta z} \cdot \cos(\theta) \quad (4.20)$$

Сейчас осуществляем два поворота полученного тензора в новой системе координат, один поворот относительно зенитного угла скважины, другой поворот относительно азимута скважины:

Первый поворот:

$$\sigma_{11}' = (\cos\beta\sigma_{11} + \sin\beta\sigma_{13}) * \cos\beta + (\cos\beta\sigma_{13} + \sin\beta\sigma_{33}) * \sin\beta \quad (4.21)$$

$$\sigma_{12}' = \cos\beta\sigma_{12} + \sin\beta\sigma_{23} \quad (4.22)$$

$$\sigma_{13}' = -(\cos\beta\sigma_{11} + \sin\beta\sigma_{13}) * \sin\beta + (\cos\beta\sigma_{13} + \sin\beta\sigma_{33}) * \cos\beta \quad (4.23)$$

$$\sigma_{22}' = \sigma_{22} \quad (4.24)$$

$$\sigma_{23}' = -\sigma_{12}\sin\beta + \sigma_{23}\cos\beta \quad (4.25)$$

$$\sigma_{33}' = -(\sin\beta\sigma_{11} + \cos\beta\sigma_{13})\sin\beta + (-\sin\beta\sigma_{13} + \cos\beta\sigma_{33})\cos\beta \quad (4.26)$$

Второй поворот:

$$\sigma_{11}'' = (\cos\delta\sigma_{11}' - \sin\delta\sigma_{12}') * \cos\delta - (\cos\delta\sigma_{12}' - \sin\delta\sigma_{22}') * \sin\delta \quad (4.27)$$

$$\sigma_{12}'' = (\cos\delta\sigma_{11}' - \sin\delta\sigma_{12}') * \sin\delta + (\cos\delta\sigma_{12}' - \sin\delta\sigma_{22}') * \cos\delta \quad (4.28)$$

$$\sigma_{13}'' = \cos\delta\sigma_{13}' - \sin\delta\sigma_{23}' \quad (4.29)$$

$$\sigma_{21}'' = \sigma_{12}' \quad (4.30)$$

$$\sigma_{22}'' = (\sin\delta\sigma_{11}' + \cos\delta\sigma_{12}') * \sin\delta + (\sin\delta\sigma_{12}' + \cos\delta\sigma_{22}') * \cos\delta \quad (4.31)$$

$$\sigma_{33}'' = \sin\delta\sigma_{13}' + \cos\delta\sigma_{23}' \quad (4.32)$$

δ - азимут скважины

По результатам данных преобразований получен тензор напряжений в географической системе координат с учетом ориентации ствола скважины.

Затем необходимо определить значения компонент вектора нормали трещины в скважинных координатах. Пусть вектор нормали имеет следующие компоненты базиса l , m , n .

$$l = \sin(i)\cos(b) \quad (4.33)$$

$$m = \sin(i)\sin(b) \quad (4.34)$$

$$n = \sin(i) \quad (4.35)$$

i – угол падения трещины, град;

b – азимут падения трещины, град.

Следующим этапом является определение компонент вектора полного напряжения (р) на плоскость трещины на базе приведенного тензора напряжений (163-168):

$$p_x = \sigma''_{11} \cdot l + \sigma''_{12} \cdot m + \sigma''_{13} \cdot n \quad (4.36)$$

$$p_y = \sigma''_{21} \cdot l + \sigma''_{22} \cdot m + \sigma''_{23} \cdot n \quad (4.37)$$

$$p_z = \sigma''_{31} \cdot l + \sigma''_{32} \cdot m + \sigma''_{33} \cdot n \quad (4.38)$$

Тогда полное напряжение выражается через:

$$p = \sqrt{p_x^2 + p_y^2 + p_z^2} \quad (4.39)$$

Нормальное напряжение, действующее на плоскость трещины, является суммой произведения направляющих косинусов и компонент вектора полного напряжения.

$$\sigma_n(\theta) = p_x \cdot l + p_y \cdot m + p_z \cdot n \quad (4.40)$$

Так как полное напряжение есть сумма касательного и нормального напряжения, касательное напряжения можно выразить следующим образом:

$$\tau(\theta) = \sqrt{p^2 - \sigma_n^2} \quad (4.41)$$

Шаг 3. Критически напряженное состояние трещины в околоскважинной зоне

По результатам вышеприведенных расчетов получаем значения нормальных и касательных напряжений, действующих на плоскость трещины для заданного угла θ – азимут относительно направления максимального горизонтального напряжения (меняется от 0 до 360). Так как напряженное состояние на стенки скважины зависит от давления внутри ствола по (1.100-1.102) и (1.104), то критически напряженное состояние трещины также будет меняться при изменении давления в скважине.

Критически напряженное состояние оценивается по двум критериям:

Критерий сухого трения: если расчетное касательное напряжение \geq критическое касательное напряжение ($\tau(\theta) = 0,6\sigma'_n(\theta)$), тогда 1 иначе 0. (зеленый контур)

Критерий Бартона: если расчетное касательное напряжение \geq критическое касательное напряжение

$$\tau(\theta) = \sigma'_n(\theta) * tg \left(JRC * lg \frac{\sigma'_n}{JCS} + \varphi_{ост} \right), \quad (4.42)$$

тогда 1 иначе 0. (красный контур)

Рассмотрим конкретный случай напряженного состояния трещины в скважине если известны магнитуды и направления действия пластовых напряжений, поровое давление, ориентация трещины, скважины и давление внутри ствола. Таблица с исходными параметрами приведена ниже:

Таблица 9 Параметры модели

<i>Свойство</i>	<i>Ед. измерения</i>	<i>Значение</i>
Пласт		
σ_v	МПа	55,9
σ_{hmax}	МПа	34
σ_{hmin}	МПа	30,2
Поровое давление	МПа	18,5
Азимут σ_{hmax}	МПа	60
Трещина		
Азимут падения	градусы	60
Угол падения	градусы	45
Скважина		
Зенитный угол	градусы	60
Азимут	градусы	20
Давление	МПа	20
Критерий Бартона (нелинейный)		
JRC	д.е.	10
JCS	МПа	50
Остаточный угол трения	градусы	30

Результаты расчета эффективного нормального и касательного напряжения показаны на Рисунок 62 и в зависимости от изменения угла θ на Рисунок 63 и Рисунок 64. На графике «касательное напряжение - эффективное нормальное напряжение» показываются не круги Мора, где трещина описывается точкой в пространстве, а контур трещины в кольцевом пространстве (0 – 360 градусов). Для оценки критически-напряженного состояния трещины применены два критерия прочности: критерий сухого трения (линейный) и критерий прочности трещины на сдвиг (так же он называется критерий Бартона – нелинейный). Для второго критерия приняты следующие параметры трещины: JRC=10, JCS=50 МПа и угол остаточного трения равен 30 градусов.

Можно отметить, что в условиях скважины плоскость трещины критически напряженная только в определенных участках относительно угла поворота θ . Для расчета активности плоскости в развертке на 360 градусов были приняты следующие условия:

Результаты расчета активности для угла поворота, меняющегося в диапазоне 0 - 360 градусов показаны на Рисунок 63 в виде круговой диаграммы.

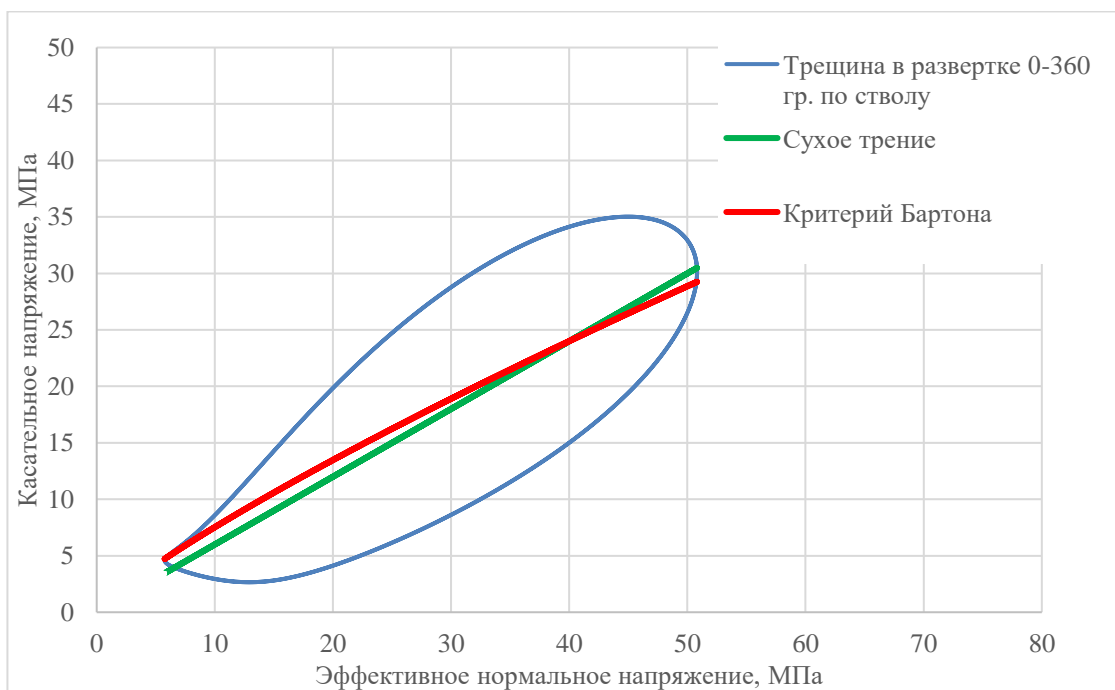


Рисунок 62 Напряжения на плоскость трещины в скважине

В данном случае трещина критически напряжена по критерию сухого трения в диапазоне угла поворота (азимуте) 72-168 градусов. Для критерия Бартона расхождение в угле составляет 8-12 градусов.

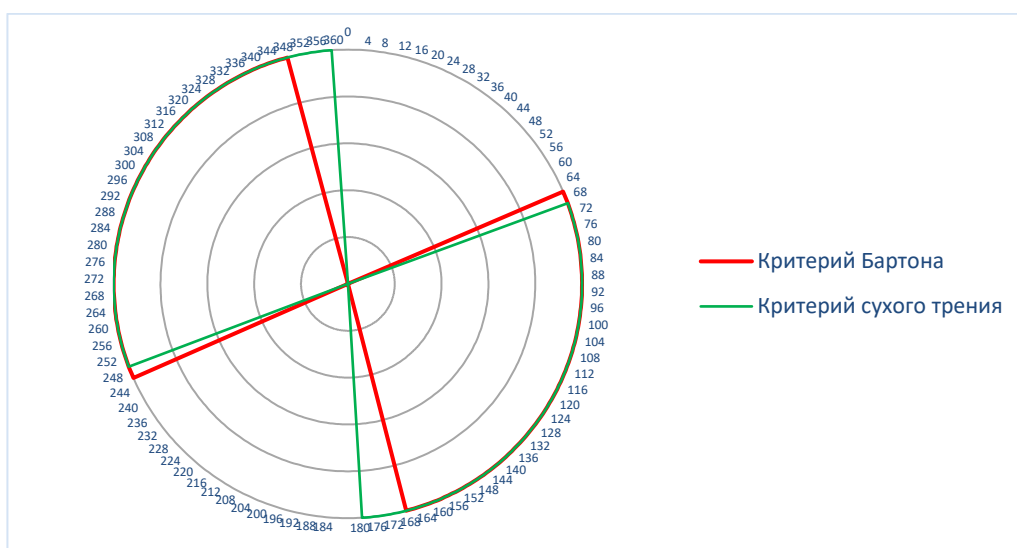


Рисунок 63 Критическая-напряженность / активность трещины по критерию сухого трения и нелинейному критерию Бартона в развертке по углу θ

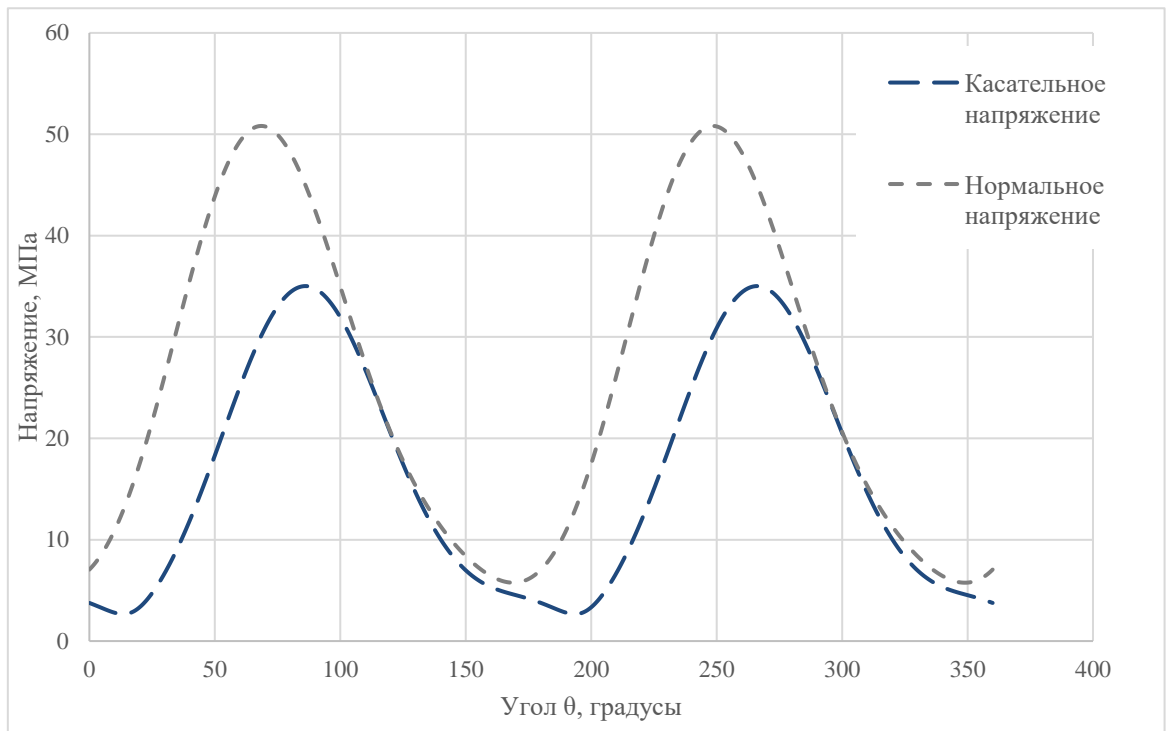


Рисунок 64 Распределение напряжений, действующих на трещины для заданного угла θ

Частично данный подход был описан в работе [Базыров, 2021], где также рассматривается напряженное состояние трещины на стенках скважины с учетом давления внутри ствола скважины. Авторы исследуют риск активации трещины в процессе глушения скважины для выбора оптимальной плотности жидкости глушения, а также риск развития и рост трещин автоГРП. В процессе формирования описанного подхода в Шаге 3 было внесено ряд значимых корректировок в подходе, описанном в работе [Базыров, 2021] при конвертации трещины в кольцевое пространство скважины и расчете напряженного состояния трещины в околоскважинной зоне. Также далее будет рассмотрен алгоритм отображения результатов моделирования на данные пластового микросканера, что является новым подходом, ранее не описанным в литературных источниках.

Шаг 4. Расчет величины раскрытия трещины по модели Бартона-Бандиса

Определим для начала величину начального раскрытия, которая обусловлена наличием шероховатостей на поверхности трещины. Данная величина не связана с околоскважинным пространством, при принятом допущении о том, что $JCS=UCS$, получаем:

$$E_0 = \frac{JRC}{5} * 0.1 \quad (4.43)$$

Расчет величины сжатия стенок трещины (ΔV_j) за счет действия компоненты нормального напряжения требует знание величины максимального смыкания стенок трещины (C_m) и величины начальной нормальной жесткости (K_{ni}).

$$C_m = -0.30 - 0.006 * JRC + 2.24 * \left(\frac{JCS}{E_0}\right)^{-0.25} \quad (4.44)$$

$$K_{ni} = 0.02 * \left(\frac{JCS}{E_0}\right) + 1,75 * JRC - 7,15 \quad (4.45)$$

Коэффициенты в (4.44) и (4.45) были получены по результатам проведения ряда исследований в лабораторных условиях, более подробно это рассматривалось в Главе 2.

Нормальное напряжение $\sigma_n(\theta)$, полученное по (4.40) далее используется при расчете ΔV_j . Тем самым для каждого угла θ , который меняется от 0 до 360 градусов, получаем собственное значение $\Delta V_j(\theta)$:

$$\Delta V_j(\theta) = \frac{\sigma'_n(\theta)C_m}{K_{ni}C_m + \sigma'_n(\theta)} \quad (4.46)$$

Следующим шагом является расчет раскрытия, которое обусловлено дилатансией (E_d) за счет возникновения сдвигового перемещения вдоль берегов трещины. Для этого проведем сначала расчет сдвигового перемещения (U_{sp}) и динамического коэффициента шероховатости (JRC_{mob}):

$$U_{sp} = 0,0077L_n^{0.45} \left(\frac{\sigma'_n(\theta)}{JCS_n}\right)^{0.34} \cos \left[JRC_n \log_{10} \left(\frac{JCS_n}{\sigma'_n(\theta)} \right) \right] \quad (4.47)$$

$$JRC_{mob} = \frac{\arctg\left(\frac{\tau(\theta)}{\sigma'_n(\theta)}\right) - \varphi_r}{\log\left(\frac{JCS}{\sigma'_n(\theta)}\right)} \quad (4.48)$$

Напомним, что:

$$JRC_{mob} \leq JRC_n \quad (4.49)$$

Сдвиговое напряжение, которое участвует в (4.48) было рассчитано ранее по (4.41) и зависит от угла θ .

$$E_d(\theta) = 0,0077L_n^{0.45} \left(\frac{\sigma'_n(\theta)}{JCS_n}\right)^{0.34} \cos \left[JRC_n \log_{10} \left(\frac{JCS_n}{\sigma'_n(\theta)} \right) \right] * \tg \left(0.5 * JRC_{mob} * \log \left(\frac{JCS}{\sigma'_n(\theta)} \right) \right) \quad (4.50)$$

Окончательным является расчет механического раскрытия $E(\theta)$:

$$E(\theta) = E_0 - \Delta V_j(\theta) + E_d(\theta) \quad (4.51)$$

В результате для заданного угла θ , получаем значение раскрытия в мм, которое можно показать непосредственно на данные сканирования стенок скважины (микроимиджер).

Шаг 5. Визуализация результатов на данные микросканера

Трещина на имиджере отображается в виде некоторой синусоиды, амплитуда которой зависит от угла падения трещины по отношению к ориентации ствола скважины, пример такого отображения показан на Рисунке 30. Чтобы отобразить результаты расчетов, а именно величину раскрытия ($E(\theta)$) и критически напряженное состояние по заданным критериям, определяемым на Шаге 3, требуется построить исходную синусоиду и присвоить ей атрибут свойства.

Для реконструкции синусоиды необходимо использовать данные кажущегося угла падения и азимута падения, а также величину фактического диаметра скважины. Эти данные представлены в виде набора точечных данных, каждая точка есть середина синусоиды. Высота синусоиды выражается геометрически следующим образом:

$$h = \left(\tan \left(\text{dip} * \frac{\pi}{180} \right) * (avD + 2 * D) \right) / 2 \quad (4.52)$$

где

avD - фактические данные каверномера, мм

D - номинальный диаметр ствола скважины, мм

Далее для каждого угла θ присваивается значение свойств, рассчитанных ранее.

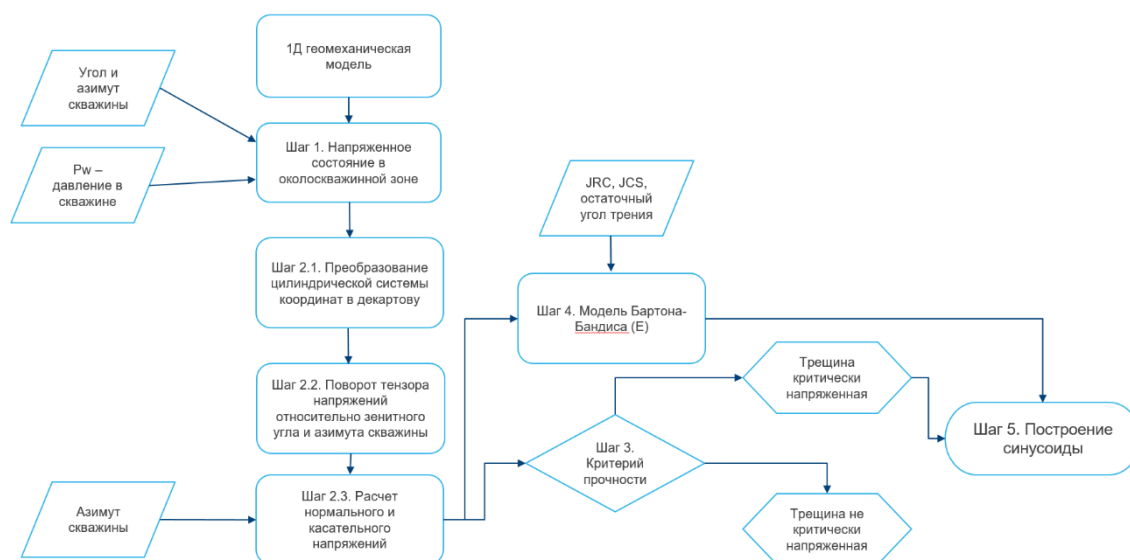


Рисунок 65 Блок-схема по расчету критически напряженного состояния и раскрытости трещины в околоскважинной зоне

2. Адаптация модели критически напряженных трещин на данные микроимджера

Один из методов изучения конфигурации трещин в скважине является запись пластового микросканера / имиджера. На текущий период существует множество приборов в нефтегазовом секторе, которые базируются на изучении таких физических свойств как: плотность, сопротивление [Schlumberger, 2008], амплитуда сигнала [SMP-5871, 2002]. По данным микроимджера выполняется интерпретация структурных элементов (границы пластов, трещиноватость, слоистость, включения, кавернозность) и техногенных объектов (вывалы стенок скважины, техногенная трещиноватость). Такие элементы как естественные трещины могут прослеживаться как по всей окружности ствола, так и частично. На основании видимой формы элемента иногда выполняется типизация трещин на открытые, закрытые/залеченные и частично открытые. В данной работе проведено сопоставление модели критически напряженных трещин по критерию сухого трения [Barton et al, 1995] и по нелинейному критерию Бартона [Barton and Choubey, 1977].

Объектом исследования являлся трещинный коллектор рифейского возраста, рассматривалась разведочная скважина, в которой был проведен необходимый комплекс исследований для построения 1Д геомеханической модели (акустический широкополосный каротаж, ультразвуковое сканирование стенок скважины, стандартный комплекс исследований). На основании полученных профилей главных напряжений (S_v , S_{Hmax} , S_{Hmin}) по результатам геомеханического моделирования проведен расчет напряжений, которые действуют в кольцевом пространстве скважины (радиального (σ_{rr}), осевого (σ_{zz}), тангенциального ($\sigma_{\theta\theta}$) и касательного в плоскости θz ($\sigma_{\theta z}$)). Зная пространственную ориентацию трещины, которая была проинтерпретирована по ультразвуковому микросканеру, можно оценить нормальное и касательное напряжения, действующие на трещину (τ , σ'_n). Для отображения полученных результатов на данные микросканера была написана программа на языке Python.

В случае нелинейного критерия прочности трещины на сдвиг критический уровень напряжения оценивался для трех вариантов по коэффициенту шероховатости ($JRC=2, 8, 16$). Напомним, что с ростом JRC поверхность трещины характеризуется большей неоднородностью и чем меньше JRC , тем более сглаженная поверхность разрыва. Оценка напряженного состояния проводилась для двух трещин, которые на микроимджере прослеживаются частично. Параметры пласта, трещины и скважины приведены в Таблица 10.

Таблица 10 Параметры пласта, трещины и скважины для варианта трещины на глубине 2367,7 м

Пласт					
S_v	Sh_{max}	Sh_{min}	P_p	Азимут SH_{max}	Віо/Коеф. Пуассона
МПа	МПа	МПа	МПа	град.	
55,9	34,3	25,6	18,5	110	1/0,13
Трещина					
Азимут пр.	Угол падения	JRC	JCS	$\phi_{ост}$	UCS
228	80	2-8-16	95	33	95
Скважина					
P_w	Азимут	Зенитный угол			
19	0	0			

Таблица 11 Параметры пласта, трещины и скважины для варианта трещины на глубине 2478 м

Пласт					
S_v	Sh_{max}	Sh_{min}	P_p	Азимут SH_{max}	Віо/Коеф. Пуассона
МПа	МПа	МПа	МПа	град.	
57,3	40,6	33,5	18,85	110	1/0,24
Трещина					
Азимут пр.	Угол падения	JRC	JCS	$\phi_{ост}$	UCS
238	80	2-8-16	87	33	87
Скважина					
P_w	Азимут	Зенитный угол			
19	0	0			



Рисунок 66 Трещина на глубине 2367,7 м результаты активности/критической напряженности для критерия сухого трения и критерия Н. Бартона

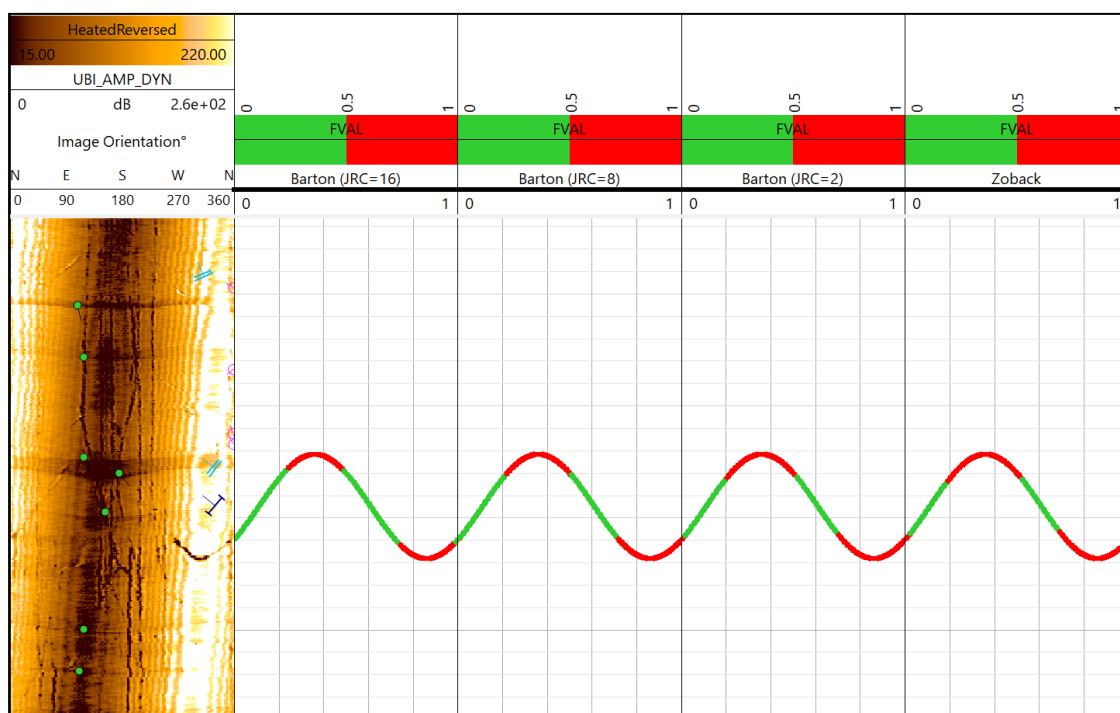


Рисунок 67 Трещина на глубине 2478 м результаты активности/критической напряженности для критерия сухого трения и критерия Н. Бартона

В случае трещины с углом падения 80 градусов и азимутом 318 градусов (глубина 2367,7 м) (Рисунок 66) наиболее видимая часть трещины по имиджеру (темная область) является критически напряженной. Данная часть будет характеризоваться большей раскрытостью по отношению к оставшейся части синусоиды. Механическая раскрытость меняется в диапазоне 0,032-0,035 мм для JRC=2, 0,07-0,12 мм для JRC=8 и 0,20-0,28 мм для JRC=16 (Рисунок 68). На планшете раскраска раскрытости для всех кривых разная с целью того, чтобы показать, насколько сильно меняется данный параметр по всей синусоиде. Если оперировать разрешающей способностью прибора FMI (5 мм вертикальная и горизонтальная разрешающая способность) значения раскрытости менее 0,05 мм будут практически не видны на развертке имиджера. По этой причине наиболее вероятный кейс будет в случае $JRC \geq 8$.

Вторая трещина, для которой выполнялся расчет напряженного состояния, выбиралась таким образом, чтобы она не была похожа с точки зрения «видимости» на имиджере с предыдущей трещиной. Пространственная ориентация трещины: угол падения 80 град., азимут падения 309, схожая с первой трещиной, но действующие пластовые напряжения поменялись. По Рисунок 67Рисунок 69 наблюдается достаточно хорошая сходимость активности трещины (красная область) с данными имиджера, в случае изменения критерия прочности на сдвиг изменение активности происходит в диапазоне 1-12 градусов. Механическая раскрытость меняется в диапазоне 0,032-0,037 мм для JRC=2, 0,065-0,14 мм для JRC=8 и 0,21-0,31 мм для JRC=16 (Рисунок 69).

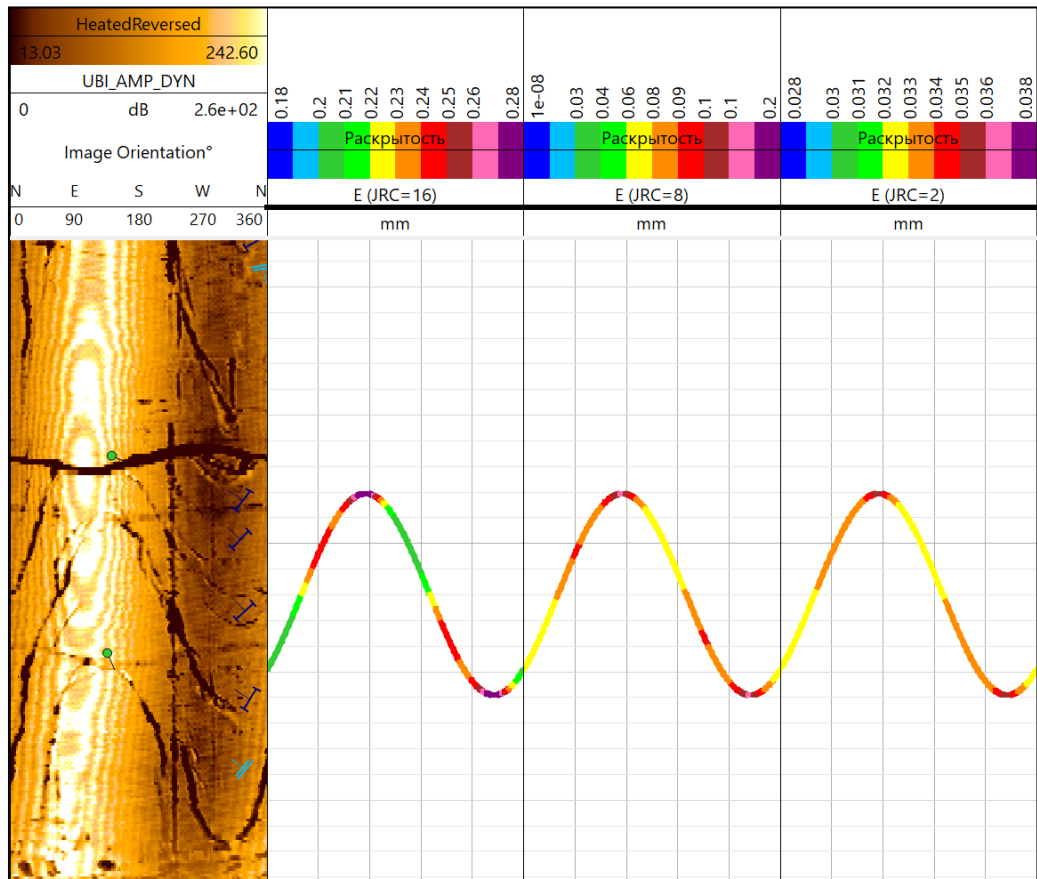


Рисунок 68 Трещина на глубине 2367,7 м результаты расчета механической раскрытости для разных JRC.

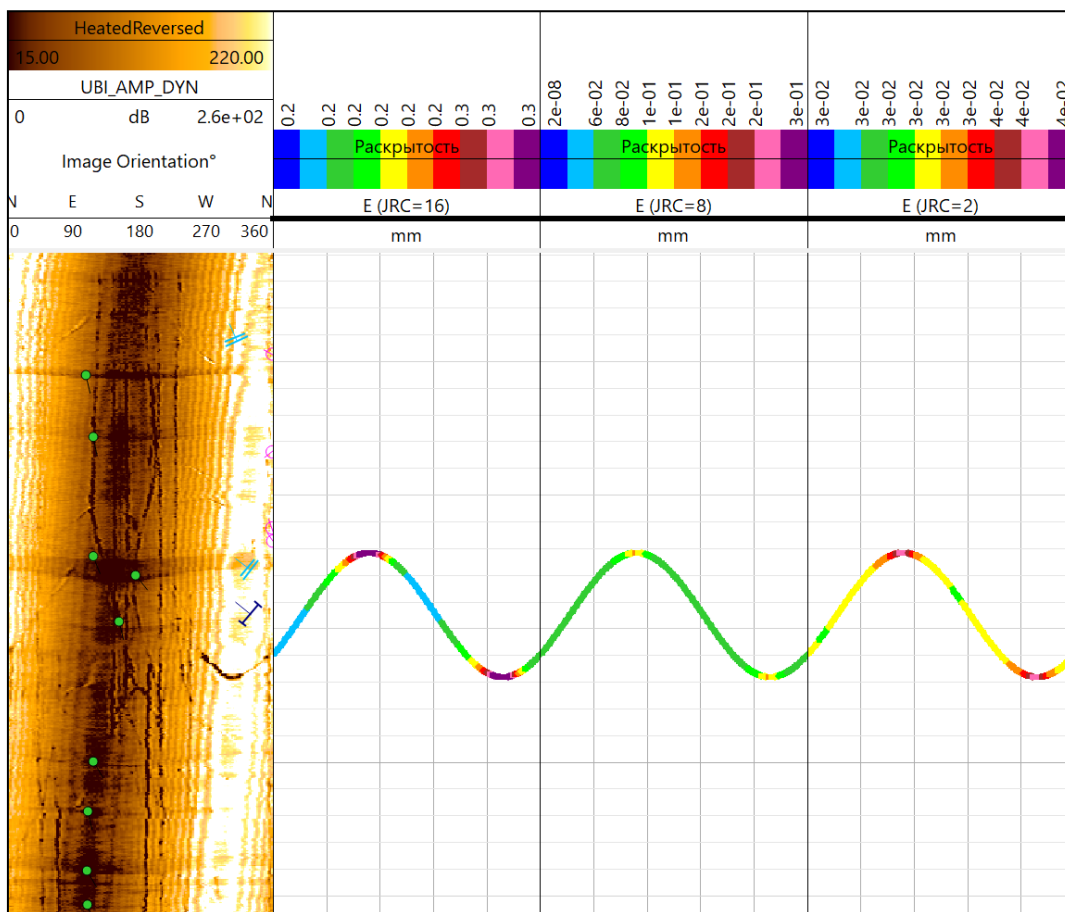


Рисунок 69 Трещина на глубине 2478 м результаты расчета механической раскрытости для разных JRC.

Проведенный расчет напряженного состояния трещин с типизацией трещин на критически напряженные/активизированные и критически не напряженные/не активизированные с учетом напряжений, действующих в кольцевом пространстве скважин, не противоречит данным пластового микросканера. Наибольшая сходимость наблюдается для JRC=8, в таком случае «темная» часть синусоиды (трещины) является критически напряженной.

Применение модели Бартона-Бандиса позволило оценить диапазон вариации раскрытости для различных коэффициентов шероховатости. Сделан вывод о том, что с ростом JRC раскрытость увеличивается. Стоит отметить, что это в большей степени связано не с тем, что по трещине с JRC =16 проскальзывание происходит при меньших напряжениях, чем по трещине, в которой JRC =2. Так как механическое раскрытие рассчитывается из начального раскрытия (E_0) по (4.43), в случае JRC=16 начальное раскрытие будет намного выше, что в последствии обуславливает в конечном счете большую механическую раскрытость при имеющимся уровне смыкающего напряжения.

Ниже приведено графическое представление (Рисунок 70) изменения касательного и эффективного нормального напряжения, которые действуют на контуре пересечения трещины и скважины относительно угла θ .

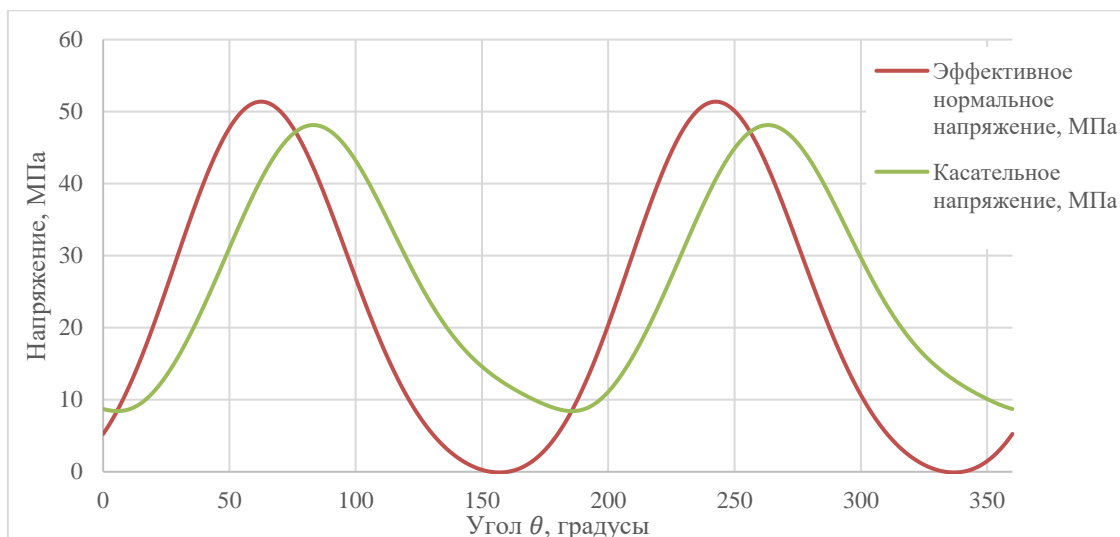


Рисунок 70 Действующие напряжения на контуре пересечения трещины и скважины

Также рассмотрено изменение касательного напряжения на контуре пересечения трещины и скважины по отношению к критическому уровню напряжения (пределу прочности на сдвиг) по критерию сухого трения и по нелинейному критерию Н.Бартона (Рисунок 71).

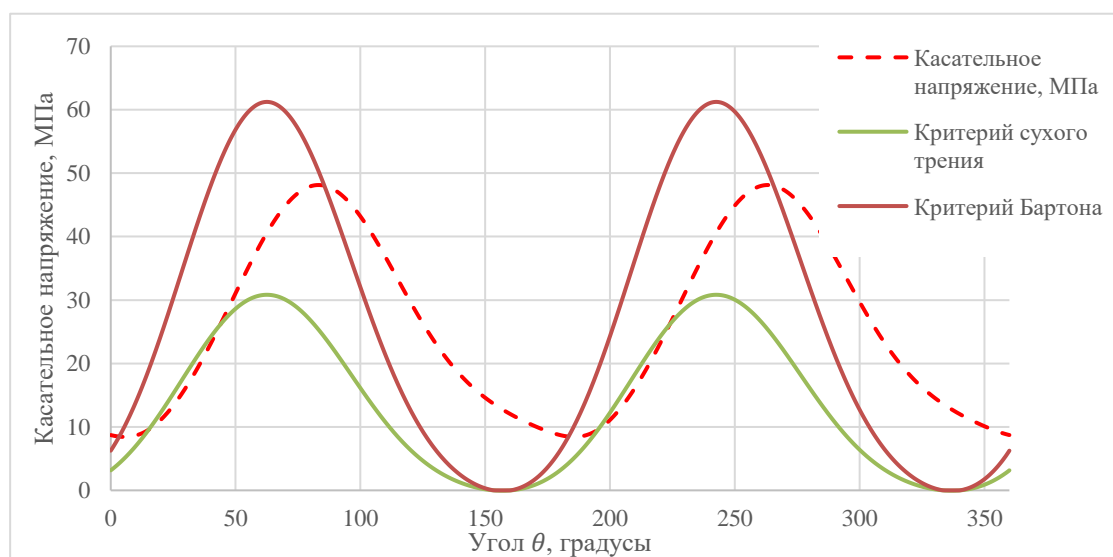


Рисунок 71 Действующее касательное напряжение на контуре пересечения трещины и скважины и пределы прочности по критерию сухого трения и критерию Н. Бартона

Следует отметить факт того, что изображение микросканера показывает кажущуюся раскрытость трещины и на видимую область трещины оказывает большое влияние целостность стенок скважины и проникновение бурового раствора в область трещины [Barton, Tessler et al., 1991], так как прибор довольно чувствителен к различным повреждениям. Приведенные выше сопоставления следует рассматривать как возможность на качественном уровне сравнивать критически-напряженное состояние трещины и ее раскрытие в околоскважинной зоне (с учетом влияния давления внутри ствола) с визуальным отображением трещины в виде некоторой плоскости /синусоиды. Результаты

исследования показали, что в околоскважинной зоне трещина может быть частично критически напряженной при заданном давлении и напряженном состоянии пласта. Что является ценным для уменьшения рисков поглощения бурового раствора при вскрытии системы трещин скважинной и для увеличения эффективности освоения трещиноватых коллекторов.

Попробуем рассмотреть еще несколько примеров, только в данном случае не единичных трещин, а массива данных с множественными трещинами. Разработанная методика позволяет рассчитать весь набор трещин, который ранее был выделен по результатам интерпретации пластового микросканера. Как ранее уже было отмечено для трещинных коллекторов характерны различные системы трещиноватости. В качестве примере рассмотрены две скважины, одна скважина вертикальная и вторая с горизонтальным окончанием. Скважины вскрывают карбонатную трещиноватую толщу рифейского возраста. В первом случае для расчета критически напряженного состояния и раскрытости трещин были приняты следующие значения параметров: остаточный угол трения равный 28 градусов, давление внутри скважины 18 МПа (при пластовом давлении 19МПа), JRC равный 2 (Рисунок 72).

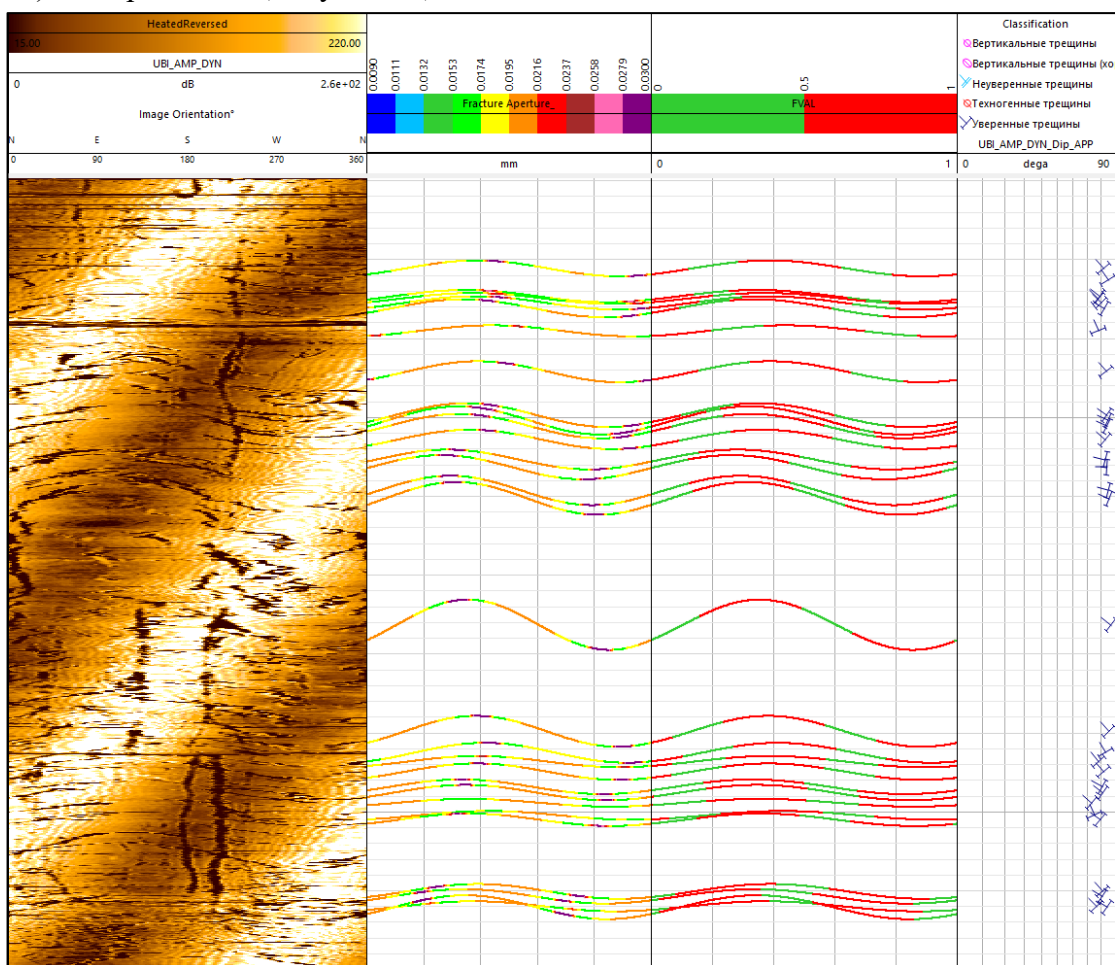


Рисунок 72 Пример расчета раскрытости и критически напряженного состояния трещины в вертикальной скважине при давлении в скважине равным 18МПа, скважина вертикальная, для трещин JRC=2

Можно отметить, что несмотря на разнообразие трещин в разрезе, которые были отнесены к типу уверенные трещины (синусоида которых прослеживается более 50% площади) в условиях околоскважинного пространства данные трещины лишь частично критически напряжены. В результате расчета раскрытости получены оценки в диапазоне 0,01-0,03 мм, так как при разработке данного инструмента расчет раскрытия и критически напряженного состояния являются в некоторой степени независимые расчеты (отсутствует условие «если»), а именно раскрытие рассчитывается для всех трещин, несмотря на то, что некоторые области трещины не находится в критически напряженном состоянии), то оценки раскрытия рассчитываются по всей синусоиде.

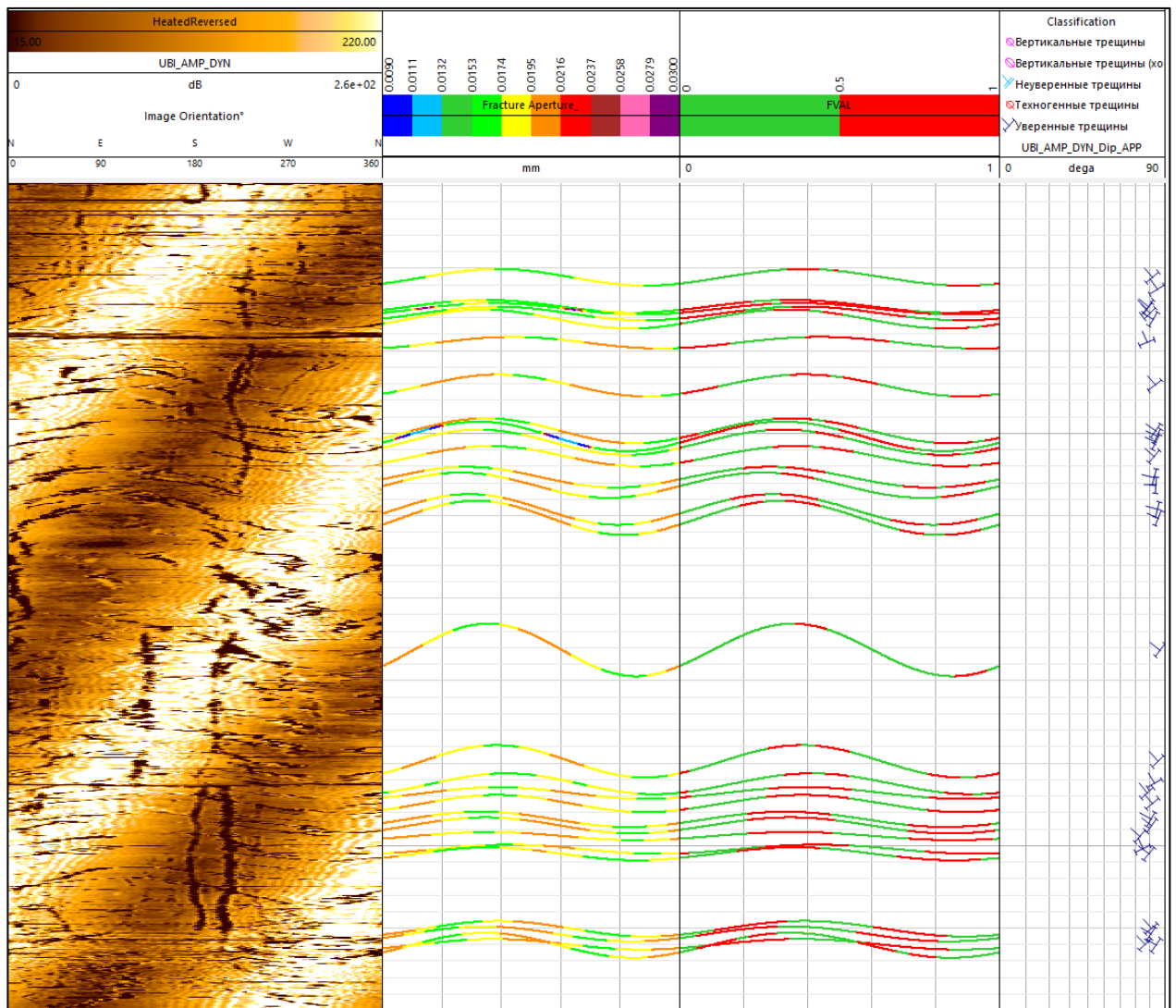


Рисунок 73 Пример расчета раскрытости и критически напряженного состояния трещины в вертикальной скважине при давлении в скважине равным 24 МПа, скважина вертикальная, для трещин JRC=2

Рассмотрим второй случай, когда анализируем тот же массив трещин, но меняем давление внутри скважины (увеличиваем до 24МПа) (Рисунок 73). Наблюдаем, что несмотря на то, что давление в скважине увеличилось раскрытость трещин уменьшилось незначительно, но все же уменьшилось, это можно связать с ростом сжимающих напряжений.

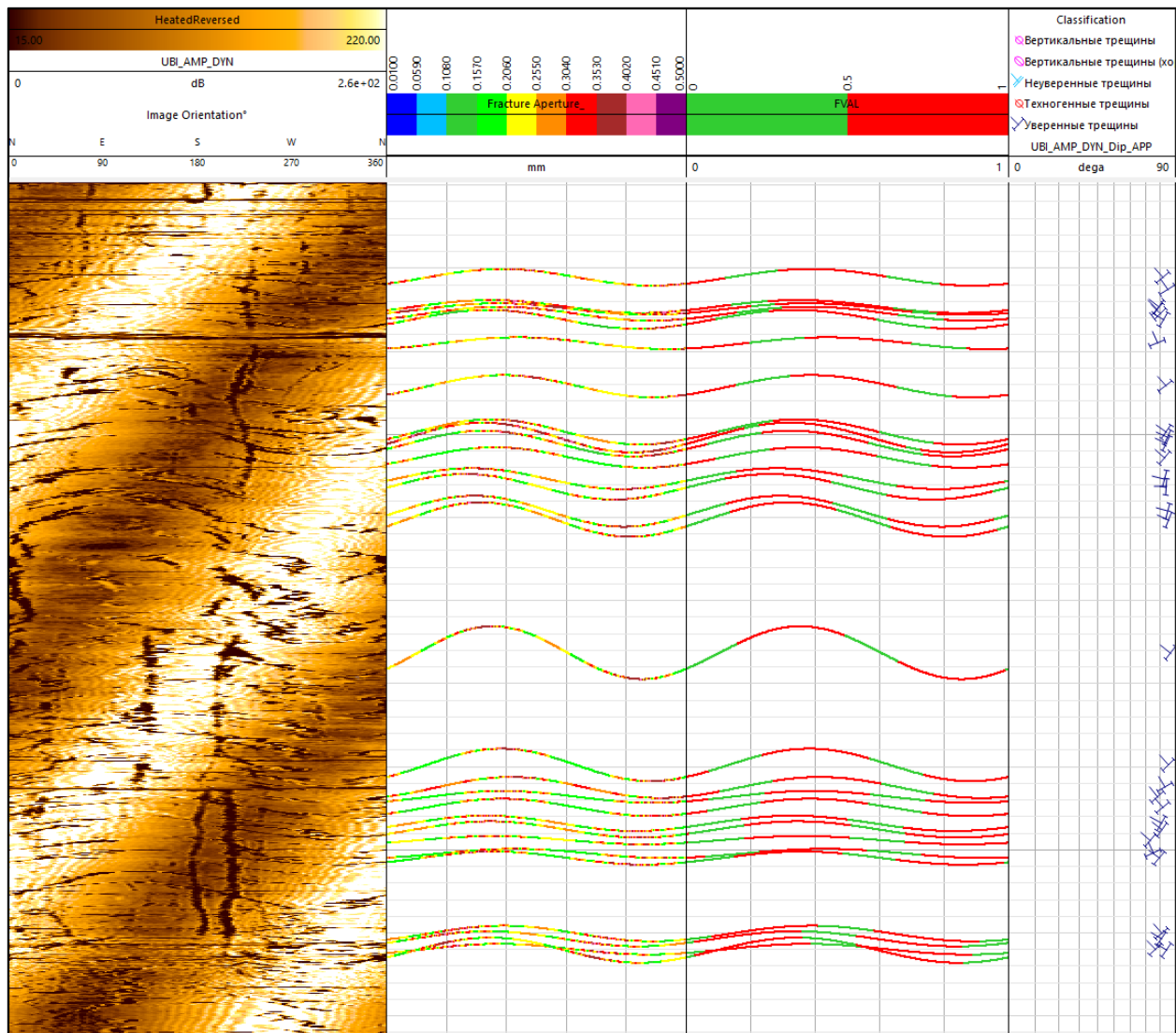


Рисунок 74 Пример расчета раскрытости и критически напряженного состояния трещины в вертикальной скважине при давлении в скважине равным 24 МПа, скважина вертикальная, для трещин JRC=18

Если мы к примеру оставим давление внутри ствола 24МПа, но увеличим коэффициент шероховатости до 18 (был ранее 2), то увидим значительное увеличение раскрытости, значения меняются в диапазоне 0,01-0,5 мм (Рисунок 74), если с точки зрения критической напряженности области имеют схожую конфигурацию по двум вышеприведённым примерам, то рассматривая раскрытость как независимую величину, наблюдаем высокую чувствительность к входным данным.

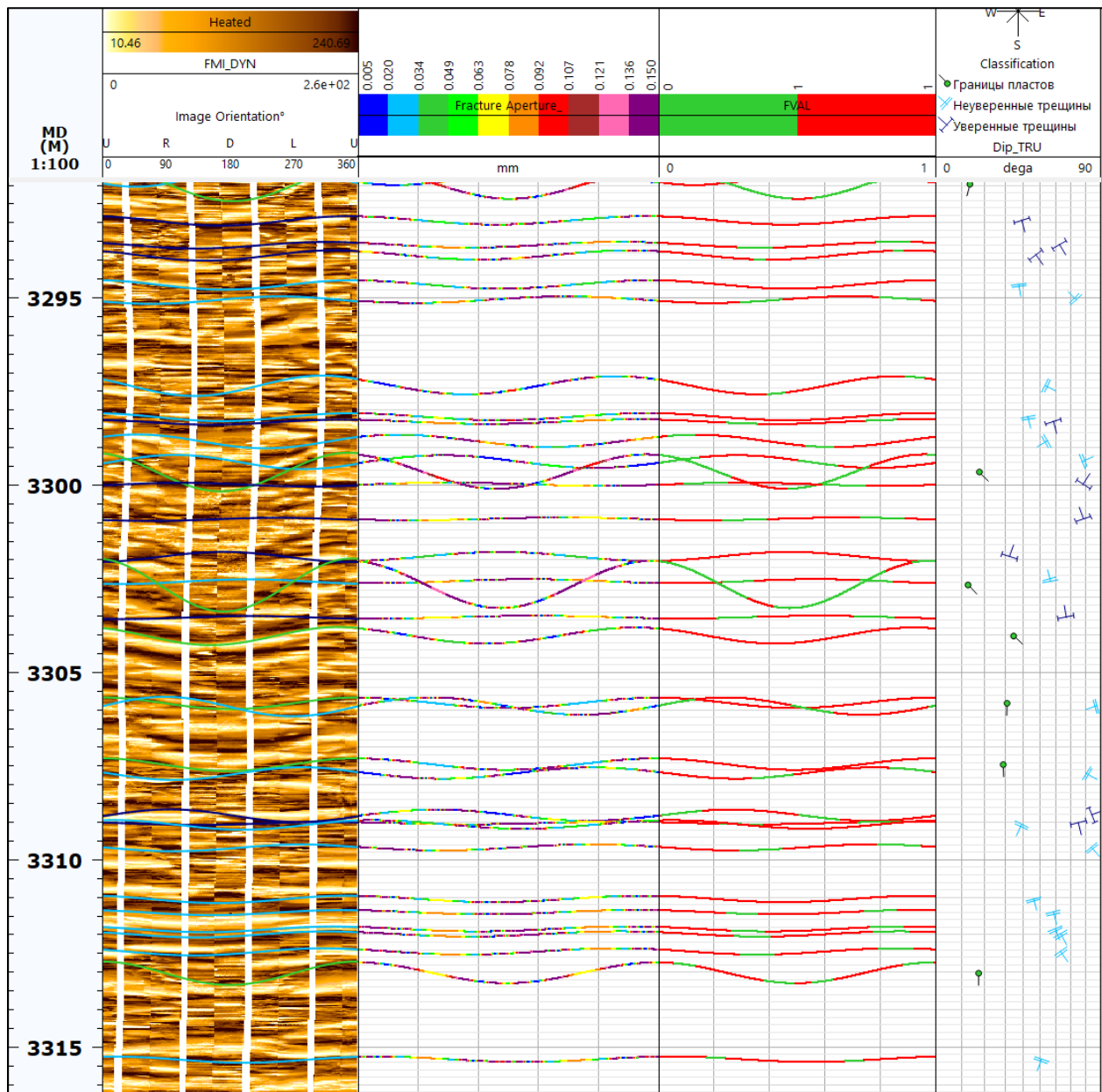


Рисунок 75 Пример расчета раскрытости и критически напряженного состояния трещины при давлении в скважине равным 18МПа, скважина горизонтальная, для трещин JRC=10

Попробуем рассмотреть пример с горизонтальной скважиной, давление внутри ствола 18МПа и коэффициент шероховатости трещины равный 10. Наблюдаем, что по результатам расчетов большая часть трещин является критически напряженной практически по всей области синусоиды (более 50% площади синусоиды).

Раскрытие меняется в диапазоне 0,02-0,15 мм, максимальные значения раскрытия характерны для области критически напряженных трещин. Ниже показана та же скважина и условия, только в большем масштабе.

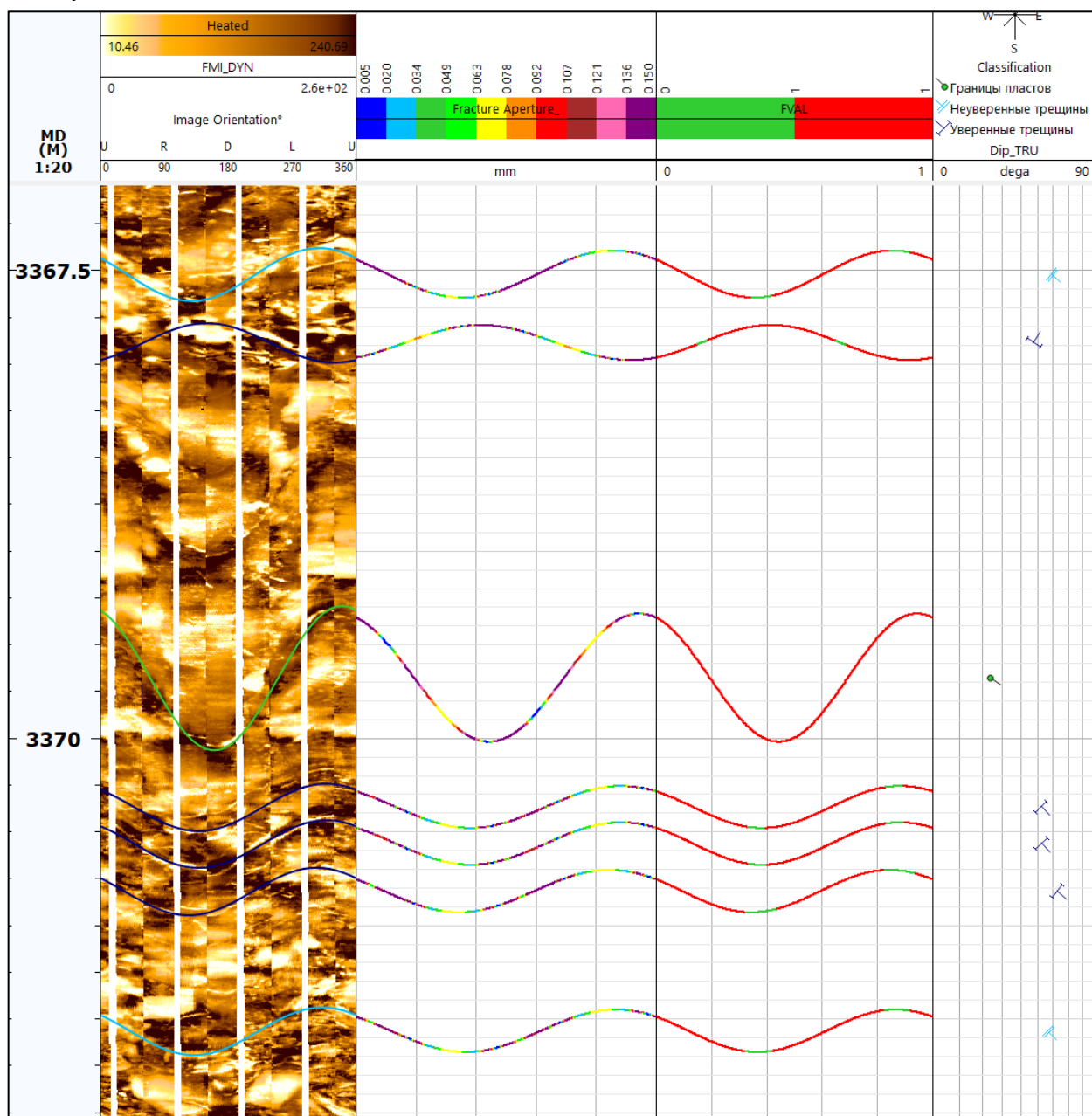


Рисунок 76 Пример расчета раскрытости и критически напряженного состояния трещины при давлении в скважине равным 14 МПа, скважина горизонтальная, для трещин JRC=10

3. Выводы к Главе 4

В данной главе подробно описан подход по оценке критически напряженного состояния и раскрытия трещины в околоскважинной зоне, показано сопоставление с данными пластового микросканера с результатами комплексирования модели критически напряжённых трещин и модели Бартона-Бандиса.

Если ранее рассматривалась напряженное состояние трещины в пространстве главных напряжений и результат расчёта отображался на круге Мора в виде точки, то

сейчас используются данные о распределении радиального, тангенциального, осевого и касательного напряжения в плоскости θz . Тем самым для изменяющегося угла θ будут собственные значения касательного и эффективного нормального напряжения, и трещина уже показывается в виде замкнутого контура на графике эффективное нормальное напряжение – касательное напряжение. Рассмотрен частный случай ориентации ствола и трещины и проведено сравнение двух критериев прочности: критерия сухого трения и критерия Бартона. Показано, что расхождение в определении критически напряженного состояния составляет для данного частного случая 8-12 градусов.

Напряженно-деформированное состояние трещины оценивалось с учетом действующих напряжений в скважине, тем самым получены компоненты касательного и эффективного нормального напряжения в развертке 0 - 360 градусов (контур пересечения трещины и скважины). Рассмотренная скважина является вертикальной и была пробурена с целью изучения свойств трещинного карбонатного коллектора рифейского возраста. В скважине были проведены все необходимые исследования для построения геомеханической модели, а именно: акустический широкополосный каротаж, запись пластового микросканера, лабораторные исследования керн по определению упруго-деформационных и прочностных свойств. Эти данные являлись основой для построения профилей действующих пластовых напряжений (S_v , SH_{max} , SH_{min}).

Было рассмотрено две трещины, которые предварительно были проинтерпретированы на основе данных пластового микросканера. Видимость трещин по окружности ствола неравномерная, об этом свидетельствует частично прослеживаемая синусоида в развертке на 360 градусов. Именно это, позволило косвенно сделать допущение о том, что трещина при частичном прослеживании будет характеризоваться неравномерным раскрытием, а также будет испытывать различный уровень критического напряжения.

На основании данных об ориентации скважины и величине действующих пластовых напряжений были оценены напряжения в околоскважинной зоне. Расчет выполнялся для угла θ , меняющегося от 0 до 360 градусов с шагом 1 градус. Применяя линейный (критерий сухого трения) и нелинейный критерий Бартона проведена оценка критически-напряженного состояния заданных трещин. В случае критерия Бартона расчет выполнялся для различных коэффициентов шероховатости, в виду отсутствия лабораторных исследований данного параметра в периметре месторождения. По результатам сопоставления с данными имиджеров наблюдается незначительная разница результатов моделирования активности трещины по разным критериям, количественно это составило 1-

12 градусов. Во всех случаях трещины были частично проводящими по данным имиджера и частично критически-напряженными.

Приводится подробное описание результатов сопоставления расчета раскрытости трещины по модели Бартона-Бандиса для различных коэффициентов шероховатости с данными пластового микросканера. Сделан вывод о том, что при полученном уровне действующего эффективного нормального напряжения максимально раскрытыми будут трещины с большим JRC, в данном случае для варианта, когда $JRC = 16$. В случае, когда $JRC = 2$ (практически отсутствует шероховатость) получаемое раскрытие достаточно низкое, что не отвечает разрешающей способности пластовому микросканеру.

В дополнении показано, что несмотря на то, что скважина вертикальная трещины разноразно ориентированные будут испытывать различный уровень напряжений по стволу скважины, что приведет к различному критически напряженному состоянию в развертке 0-360 гр.. Также приведено несколько примеров с расчетом раскрытости и критически напряженного состояния системы трещин в случае вертикальной и горизонтальной скважин, показана чувствительность результатов расчета раскрытости при изменении давления внутри ствола и коэффициента шероховатости. В случае горизонтальной скважины большая часть трещин находилась в критически напряжённом состоянии и характеризовалась большим раскрытием.

Продемонстрированный подход расчета напряжений, действующих на трещину и раскрытия будет применен в дальнейшем при расчете критически напряженного состояния трещины на примере трещинного коллектора.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполненное исследование является актуальным и позволяет сформировать прикладные решения для повышения эффективности освоения трещинных коллекторов. Были рассмотрены два направления исследования, первое – это оценка критически напряженного состояния трещин в пластовых условиях и второе – это расчет раскрытости трещин в околоскважинной зоне. В первом случае полученные корреляции между коэффициентом продуктивности скважин и геомеханическими параметрами, такими как: результирующее напряжение, длина фрагмента ствола скважины в зоне критически напряженных трещин, количество критически напряжённых трещин, позволяет сделать вывод о том, что для прогноза зон повышенной флюидопроводимости в пласте требуется также учесть напряженное состояние трещин. Во втором случае продемонстрирована методика расчета раскрытости трещины по модели Бартон-Бандиса в околоскважинном пространстве (с применением также нелинейного критерия прочности трещины на сдвиг), это в свою очередь позволяет оценить в дальнейшем плотность бурового раствора для предотвращения поглощений в процессе бурения, а также оптимальную траекторию ствола скважины, так как различная ориентация ствола по отношению к системе трещин будет влиять на изменения критически напряженного состояния по контуру трещины в скважине.

В работе проведено сопоставление между различными критериями прочности трещины на сдвиг (критерий сухого трения, критерий Бартона) с целью оценки критически напряженного состояния трещины в предположении о том, что критически напряженные трещины являются флюидопродящими. Подробно рассматриваются аргументы и контраргументы использования того либо иного критерия прочности, сделано заключение о том, что нелинейный критерий Бартона дает более пессимистичную оценку критического сдвигового напряжения по плоскости трещины при низком уровне действующего нормального напряжения. Важным при оценке критически напряженного состояния трещины является коэффициент шероховатости трещины (JRC) и отношение предела прочности на сжатие стенок трещины (JCS) к эффективному нормальному напряжению, действующему на трещины.

Показано практическое применение линейного критерия прочности на одном из месторождений. Результаты моделирования критически напряженного состояния сопоставлены с данными по коэффициенту продуктивности скважин и данными о флюидопроводимости трещин по ПГИ. Это позволило снизить имеющиеся неопределенности по геомеханической модели, решив обратную задачу по определению напряженного состояния на основе данных о флюидопроводимости трещин. Также были

выявлены эмпирические зависимости между параметром коэффициент продуктивности и результирующее напряжение (FVAL), длиной фрагмента ствола в области критически напряженных трещин (L) и количеством активизированных трещин. Проиллюстрирован подход по оценке диапазона изменения коэффициента трения на основе данных о флюидопроводимости трещин по скважинам, находящихся в схожих геологических условиях.

Отдельное внимание уделено рассмотрению модели раскрытия Бартона-Бандиса. Сформулированы основные ограничения данной модели на основе выполненного анализа чувствительности к входным параметрам. Выявлено, что максимальная чувствительность механического раскрытия связана с такими параметрами: коэффициент шероховатости трещин, предел прочности на сжатие стенок трещины, начальное раскрытие и величина сжатия берегов трещины. Также проведено численное моделирование трещиноватого массива, по результатам которого получены оценки раскрытия, которые не противоречат экспериментальным данным.

Разработан подход по оценке напряженного состояния и раскрытости трещины в околоскважинной зоне. Показано применение модели Бартона-Бандиса и анализа критически напряженного состояния трещины при анализе трещин по данным пластового микросканера. По результатам сопоставления отмечается высокая сходимость результатов моделирования и интерпретацией по данным имиджера. Было показано как влияет ориентация ствола и давление внутри ствола на рост области критически напряженных трещин в околоскважинной зоне. Также сильное влияние на раскрытость оказывает коэффициент шероховатости трещины, наблюдается значительный рост раскрытости, что обусловлено начальным раскрытием.

При отсутствии лабораторных исследований параметра JRC и фактических данных о давлении внутри ствола и изображении пластового микросканера, с помощью данного подхода возможно будет найти диапазон значений параметров по модели Бартона-Бандиса, тем самым решая обратную задачу.

Сделан вывод о дальнейшей перспективе применения данного инструмента для оценки напряженного состояния трещиноватых коллекторов в процессе бурения и освоения.

По результатам данной работы получен патент на изобретение и свидетельство регистрации соответствующей программы для ЭВМ.

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ

- НДС – напряженно-деформированное состояние
- ГРП – гидравлический разрыв пласта
- ПГИ- промыслово-геофизические исследования
- ФЕС-фильтрационно-емкостные свойства
- LOT – тест на приемистость
- XLOT – расширенный тест на приемистость
- ISIP – мгновенное давление смыкания
- JRC – коэффициент шероховатости трещины
- JCS – предел прочности на сжатие материала стенок трещины
- K_{ni} – начальная нормальная жесткость трещины
- C_m – максимальное смыкание стенок трещины
- E – механическое раскрытие
- E_0 – начальное раскрытие
- JRC_{mob} – динамический коэффициент шероховатости
- σ_{rr} - радиальное напряжение
- σ_{zz} - осевое напряжение
- $\sigma_{\theta\theta}$ - тангенциальное напряжение
- $\sigma_{\theta z}$ - касательное напряжение в плоскости θz
- τ – касательное напряжение, действующее по плоскости разрыва
- σ'_n - эффективное нормальное напряжение

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Альчибаев Д.В., Глазырина А.Е., Овчаренко Ю.В., Калинин О.Ю., Лукин С.В., Мартемьянов А.Н., Жигульский С.В., Чебышев И.С., Сидельник А.В., Базыров И.Ш.. Трехмерная геомеханическая модель и модель околоскважинного пространства как инструменты оптимизации траектории скважины/ SPE-187830-RU// Российская нефтегазовая техническая конференция SPE, 16-18 октября 2017, Москва
2. Багринцева К.И. Трещиноватость осадочных пород. Недра, М.: 1982
3. Базыров И.Ш. Контроль и регулирование роста техногенных трещин при вытеснении нефти из низкопроницаемых коллекторов; Диссертация на соискание ученой степени, 2020.
4. Гзовский М.В., Основы тектонофизики. «Наука», М.: 1975
5. Голф-Рахт Т.Д. Основы нефтепромысловой геологии и разработки трещиноватых коллекторов. Пер. с англ. Н. А. Бардиной, П. К. Голованова, В. В. Власенко, В. В. Покровского/Под ред. А. Г. Ковалева. М.: Недра. 1986. 608 с.
6. Дубиня Н., О закономерностях в положениях и пространственных ориентациях флюидопроводящих трещин в окрестностях крупных разломов/ SPE-196900-RU// Российская нефтегазовая техническая конференция SPE, 2017
7. Дубиня Н.В., Диссертация на соискание ученой степени кандидата физико-математических наук: Реконструкция профилей горизонтальных напряжений на основании скважинных исследований трещиноватости
8. **Жигульский С.В.** Оценка гидравлической апертуры трещин на основе детальной геомеханической модели: миф или реальность в условиях сложных трещинных коллекторов/ SPE-196896-RU// Российская нефтегазовая техническая конференция SPE, 22-24 октября 2019, Москва
9. **Жигульский С.В.**, Ротару А., Курбанов В., Задворнов Д., Максимов Д., Еремеев А., Рыжиков П., Анализ критически напряженной трещиноватости с восстановлением тектонических стрессов для ранжирования площади по перспективности добычи на примере рифейского карбонатного трещиноватого коллектора/ SPE-191627-18RPTC-RU// Российская нефтегазовая техническая конференция SPE, 15-17 октября 2018, Москва
10. **Жигульский С.В.**, Лукин С.В. Геомеханическое и микросейсмическое сопровождение гидроразрыва пласта в сланцевой формации/ УДК 622.276.66/ Геофизика 4.2018

11. **Жигульский С.В.**, Ротару А.В., Лукин С.В., Калинин О.Ю. и др. Прогноз критически-напряженной трещиноватости на основе тектонофизического и геомеханического моделирования на примере рифейского трещиноватого карбонатного резервуара Восточной Сибири // Нефтяное Хозяйство. 2017. №12. С. 24-27.
12. **Жигульский С.В.**, Тихоцкий С.А. Оценка раскрытости системы трещин в условиях изменения коэффициента шероховатости трещины на основе данных о напряженно-деформированном состоянии/ УДК 550.8.013// Бурение и нефть 7-8/2020
13. Закревский К. Е., Щуковский Р.М., Козяев А.А. Моделирование трещиноватости. Практикум по DFN в Petrel 2016-2019. Под ред. К. Е. Закревского.–М.: Изд-во МАИ, 2019. 96 с.
14. "Кочарян Г.Г., Геомеханика разломов; Российская академия наук; Институт динамики геосфер ; Российский научный фонд. – М.: ГЕОС, 2016, 424 с. ISBN"
15. Протосеня А.Г., Вербило П.Э. Определение масштабного эффекта прочностных свойств трещиноватого горного массива // Известия Тульского государственного университета. Науки о земле. 2016. №1. С. 167-176.
16. Рац М.В., Чернышев С.Н. Трещиноватость и свойства трещиноватых горных пород. М.: Недра. 1970. 164 с.
17. Ребецкий Ю.Л. Тектонические напряжения и прочность природных горных массивов. Научное издание/ - М.: ИКЦ «Академкнига», 2007. - 406 с.: ил. ISBN 978-5-94628-200-0"
18. Ребецкий Ю.Л., Сим Л.А., Маринин А.В. От зеркал скольжения к тектоническим напряжениям. Методы и алгоритмы / Ю.Л. Ребецкий, Л.А. Сим, А.В. Маринин; отв. редактор Ю.Г. Леонов; Институт физики Земли им. О.Ю. Шмидта РАН. – Москва: Издательство ГЕОС, 2017 – 234 с. ISBN 978-5-89118-740-5"
19. Anderson, E.M. 1951. The Dynamics of Faulting. Edinburgh: Oliver & Boyd
20. Asadollahi P, Tonon F (2010) Constitutive model for rock fractures: revisiting Barton's empirical model. Eng Geol 113:11–32. doi:10.1016/j.enggeo.2010.01.007
21. Augustine M., Murthy A. V.R., Amitha Boindala. Will it or won't it flow!!-A novel approach to understand and characterize the fractures for fluid conductivity in basement reservoirs/ SPE-183702-MS// SPE Middle East Oil&Gas Show and conference, 6-9 March 2017
22. Barton N., Joint stiffness and compliance and the joint shearing mechanism/ Barton-16.qxd 21/09/2006 18:06 Page 483

23. Pistre Vivian, Gong Rui Yan, Bikash Sinha, Romain Prioul. Determining stress regime and Q factor from Sonic Data/ SPWLA 50th Annual Logging Symposium, June 21-24, 2009
24. Tong Hengmao and An Yin. Reactivation tendency analysis: A theory for predicting the temporal evolution of preexisting weakness under uniform stress state/Tectonophysics 503 (2011) 195–200//doi:10.1016/j.tecto.2011.02.012
25. Bahaaddini M, Sharrock G, Hebblewhite BK. Numerical direct shear tests to model the shear behaviour of rock joints. Computers and Geotechnics 2013;51:101e15.
26. Bandis S., Lumsden A., Barton N. Fundamental of rock joint deformation. International Journal of Rock Mechanics and Mining Science & Geomechanics Abstracts 1983; 20(6):249e68.
27. Bandis, S. 1980. Experimental studies of scale effects on shear strength, and deformation of rock joints. Ph.D. Thesis, Univ. of Leeds, Dept. of Earth Sciences.
28. Barton C., Zoback M. , Moos D.. Fluid flow along potentially active faults in crystalline rock. Geology 1995;23;683-686. doi: 10.1130/0091-7613(1995)
29. Barton N, Bandis S., Bakhtar K. Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints // Int J Rock Mech Min Sci& Geomech Abstr. 1985. V. 22. № 3. P. 121 - 140.
30. Barton N. and Bandis S., Review of predictive capabilities of JRC-JCS model in engineering practice/ Rock Joints, Barton & Stephansson (eds) 1990 Balkema, Rotterdam. ISBN 90 6191 1095
31. Barton N. and Bandis S., Some effects of scale on the shear strength of joints/ Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Absrr. Vol. 17, pp. 69-73/Pergamon Press Ltd 1980. Printed in Great Britain
32. Barton N. Modelling Rock Joint Behavior from In Situ Block Tests: Implications for Nuclear Waste Repository Design. ONWI-308, prepared by Terra Tek, Inc. for Office of Nuclear Waste Isolation, Battelle Memorial Institute, Columbus, OH. 1982. 118 p.
33. Barton N. Shear strength criteria for rock, rock joints, rockfill and rock masses: Problems and some solutions // Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering. 2013. № 5(4). P. 249 - 261.
34. Barton N., Bandis Stavros, Characterisation and modelling of the shear strength, stiffness and hydraulic behaviour of rock joints for engineering purposes/ Barton-Bandis joint model for UDEC-BB and tunnel and cavern modelling/ 2017
35. Barton N., de Quadros E.F.. Joint aperture and roughness in the prediction of flow and groutability of rock masses. Int J Rock Mech Min Sci 1997;34:3–4.

36. Barton N., Non-linear shear strength description ate still needed in petroleum geomechanics, despite 50 years of linearity/ ARMA 16-252// 50th US Rock Mechanics/ Geomechanics Symposium, USA 26-29 June 2016
37. Barton, C.A., Zoback, M.D., Moos D. 1994. Identification of hydraulically conductive fractures from the analysis of localized stress perturbations and thermals anomalies. In proceedings of Symposium on the Application of Geophysics to Engineering an Environmental Problems 1994, 945-952.
38. Barton, N. & Bandis, S. 1982. Effects of block size on the shear behaviour of jointed rock. Keynote Lecture, 23rd US Symposium on Rock Mechanics, Berkeley, California.
39. Barton, N. & V. Choubey. 1977. The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics* ½: 1-54. Vienna: Springer.
40. Bisdom, K., G. Bertotti, and H. M. Nick (2016), The impact of different aperture distribution models and critical stress criteria on equivalent permeability in fractured rocks, *J. Geophys. Res. Solid Earth*, 121, 4045–4063, doi:10.1002/2015JB012657.
41. Burns, D.R. Predicting Relative and Absolute Variations of In-Situ Permeability from Full-Waveform Acoustic Logs. 1991, *The Log Analyst* 32 (3): 246–255
42. Byerlee J., *Friction of Rocks* // Birkhauser Verlag, Pageoph. 1978. V. 116. P. 615-626.
43. Cappa, F., Guglielmi, Y., Nussbaum, C., & Birkholzer, J. (2018). On the relationship between fault permeability increases, induced stress perturbation, and the growth of aseismic slip during fluid injection. *Geophysical Research Letters*, 45. <https://doi.org/10.1029/2018GL080233>
44. Chelidze Tamaz, *Complexity of Seismic Time Series/ 1st Edition*, 546 pp, Elsevier 2018/ eBook ISBN: 9780128131398
45. Daines, S.R., 1982. The prediction of fracture pressures for wildcat wells. *J. Pharm. Technol.* 34 (4), 863e872. SPE-9254-PA.
46. Dieterich H. James, *Constitutive properties of faults with simulated gouge/ Mechanical Behavior of Crustal Rocks Vol. 24* pp 103-120
47. Dieterich, J. and B. Kilgore. “Direct observation of frictional contacts: New insights for state-dependent properties.” *pure and applied geophysics* 143 (1994): 283-302.
48. Dieterich, J.: A Constitutive Law for Rate of Earthquake Production and Its Application to Earthquake Clustering, *J. Geophys. Res.- Sol. Ea.*, 99, 2601–2618, <https://doi.org/10.1029/93JB02581>, 1994.
49. Du, S.-G., Yan, Y.-R., Hu, X.-F., and Guo, X., 2005, “Average Slope Method for Estimating Shear Strength of JRC-JCS Model,” *Chin. J. Eng. Geol.*, Vol. 13, No. 3, pp. 489–493.

50. Dubinya N. Tendencies in hydraulically conductive fractures' patterns in vicinity of major faults. Paper SEG International Exposition and 89th Annual Meeting. 2019. P. 3659-3662.
51. Fjær E., Holt R.M., Horsrud P., Raaen R.A. & Risnes R. Petroleum related rock mechanics //Elsevier. Second edition 2008. 492 p.
52. Franquet Javier A., Supakorn Krisadasima, Adriaan Bal, Dinah Pantic, Glen Palamountain. Critically-stressed fracture analysis contributes to determining the optimal drilling trajectory in naturally fractured reservoirs/ IPTC 1266/ International Petroleum Technology Conference 2008
53. Ge, Y. F., Tang, H. M., Huang, L., Wang, L. Q., Sun, M. J., and Fan, Y. J., 2012, "A New Representation Method for Three-Dimensional Joint Roughness Coefficient of Rock Mass Discontinuities," Chin. J. Rock Mech. Eng., Vol. 31, No. 12, pp. 2509–2517
54. Goodman R.E. Methods of geological engineering in discontinuous rocks. St. Paul West Publish. Co. 1976. 472 p. (Гудман Р. Механика скальных пород: русский перевод). М.: Стройиздат, 1987. 232 с.
55. Grasselli, G., 2001, "Shear Strength of Rock Joints Based on Quantified Surface Description," Ph.D. thesis, Federal Institute of Technology (EPFL), Lausanne, Switzerland
56. Hackston Abigail and Rutter Ernest, The Mohr–Coulomb criterion for intact rock strength and friction –a re-evaluation and consideration of failure under polyaxial stresses/ Solid Earth, 7, 493–508, 2016
57. Homand F., Belem T., Souley M. Friction and degradation of rock joint surfaces under shear loads // International journal for numerical and analytical methods in geomechanics. Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech., 2001; V. 25. P. 973 - 999.
58. "Hossein Agheshlui, Mohammad H. Sedaghat, Siroos Azizmohammadi. A comparative study of stress influence on fracture apertures in fragmented rocks/ Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering 11 (2019) 38e45/ <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2018.05.003>
59. Hyun-Sic Jang, Seong-Seung Kang, Bo-An Jang. Determination of Joint Roughness Coefficients Using Roughness Parameters // Rock Mech Rock Eng. 2014. V. 47. P. 2061–2073.
60. Ikari, M.J., Marone, C., Saffer, D.M., 2011. On the relation between fault strength and frictional stability. Geology 39 (1), 83–86.
61. Ikari, M.J., Saffer, D.M. and Marone, C. (2007) Effect of hydration state on the frictional properties of montmorillonite–based fault gouge. Journal of Geophysical Research, 112, B06423.

62. Ikari, M.J., Saffer, D.M. and Marone, C. (2009) Frictional and hydrologic properties of clay-rich fault gouge. *Journal of Geophysical Research*, 114, B05409.
63. Jaeger J.C., Cook N.G.W., Zimmerman R.W. *Fundamentals of rock mechanics*. 4th ed. 2007. London. 608 p.
64. Jin L., Zoback M.D. Modeling induced seismicity: inter-seismic quasi-static triggering in a discretely fractured poroelastic Medium. *DFNE* 18–603. 2018. The 2nd International Discrete Fracture Network Engineering Conference held in Seattle, Washington.
65. Jing, L., E. Nordlund and O. Stephansson (1994), "A 3-D Constitutive Model for Rock Joints With Anisotropic Friction and Stress Dependency in Shear Stiffness", *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 31 (2), pp. 173-178.
66. Jiu-yang Huan, Ming-ming He, Zhi-qiang Zhang, and Ning Li, A New Method to Estimate the Joint Roughness Coefficient by Back Calculation of Shear Strength. *Advances in Civil Engineering* Volume 2019, Article ID 7897529, 15 pages <https://doi.org/10.1155/2019/7897529>
67. Kang, P., L. Qinghua, M. Dentz, and R. Juanes, Stress-induced Anomalous Transport in Natural Fracture Networks, *Water Resour. Res.*, <https://doi.org/10.1029/2019WR024944>, 2019
68. "Kevin Bisdorn, Giovanni Bertotti, and Hamidreza M. Nick. A Different Perspective on Critically Stressed Fractures and Their Impact on Fluid Flow/ adapted from extended abstract prepared in relation to a poster presentation given at AAPG 2016 Annual Convention and Exhibition, Calgary, Alberta, Canada, June 16-22, 2016"
69. Kirsch, 1898, *Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre*. *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure*, 42, 797–807
70. Kranz R, Frankel A, Engelder T, Scholz C. The permeability of whole and jointed Barre granite // *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*. 1979. V. 16(4). P. 225.
71. Li, Y., Mo, P., Aydin, A., and Zhang, X., "Spiral Sampling Method for Quantitative Estimates of Joint Roughness Coefficient of Rock Fractures," *Geotechnical Testing Journal*, Vol. 42, No. 1, 2019, pp. 245–255, <https://doi.org/10.1520/GTJ20170213>. ISSN 0149-6115
72. "M. Nassir, A. Settari, and R. Wan. Joint Stiffness and Deformation Behaviour of Discontinuous Rock/ *Journal of Canadian Petroleum Technology*, September 2010, Volume 49, No. 9/ DOI: 10.2118/2009-059
73. Maerz N.H., Franklin J.A., Bennett C.P.. Joint roughness measurement using shadow profilometry. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 1990;27:329–43.

74. Maerz N.H., Franklin J.A., Bennett C.P.. Joint roughness measurement using shadow profilometry. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 1990;27:329–43.]
75. Maksimovic M., The shear strength components of a rough rock joint. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci & Geomech. Abstr.* Vol. 33. №8, pp. 769-783, 1966
76. Markou N. and Papanastasiou P.: Petroleum geomechanics modelling in the Eastern Mediterranean basin: analysis and application of fault stress mechanics/ *Oil & Gas Science and Technology - Rev. IFP Energies nouvelles* 73, 57 (2018)
77. Marone, C., Raleigh, C. B., and Scholz, C. H.: Frictional Behavior and Constitutive Modeling of Simulated Fault Gouge, *J. Geophys. Res.*, 95, 7007, <https://doi.org/10.1029/JB095iB05p07007>, 1990.
78. Moore, J.C. and Saffer, D.M. (2001) Updip limit of the seismogenic zone beneath the accretionary prism of SW Japan: An effect of diagenetic to low-grade metamorphic processes and increasing effective stress. *Geology*, 29, 183–186.
79. Nassir, M. (2013). Geomechanical Coupled Modeling of Shear Fracturing in Non-Conventional Reservoirs (Unpublished doctoral thesis). University of Calgary, Calgary, AB. doi:10.11575/PRISM/26285
80. Nguyen TS, Selvadurai APS. A model for coupled mechanical and hydraulic behaviour of a rock joint. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 1998;22(1):29e48.
81. Nguyen, T. S. and A. P. S. Selvadurai (1998), "A Model for Coupled Mechanic and Hydraulic Behavior of Rock Joints", *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, Vol. 22 pp. 29-48.
82. Olsson R., Barton N. An improved model for hydromechanical coupling during shearing of rock joints // *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*. 2001. V. 38. P. 317 – 329.
83. Pan, K., Tan, X., Ji, F., and Cai, G. J., 2014, "Three-Dimensional Shape Measurement and Surface Roughness Fractal Analysis of Structural Surface," *Yellow River*, Vol. 36, No. 3, pp. 129–131
84. Patton F.D., Multiple modes of shear failure in rock and related materials, p 282 PhD thesis, Univ of Illinois (1966)
85. Phillips, T., Bultreys, T., Bisdorn, K., Kampman, N., Van Offenwert, S., Mascini, A., et al. (2021). A systematic investigation into the control of roughness on the flow properties of 3D-printed fractures. *Water Resources Research*, 57, e2020WR028671. <https://doi.org/10.1029/2020WR028671>

86. Qinghua Lei, John-Paul Latham, Jiansheng Xiang. Implementation of an Empirical Joint Constitutive Model into Finite-Discrete Element Analysis of the Geomechanical Behaviour of Fractured Rocks/ *Rock Mech Rock Eng* DOI 10.1007/s00603-016-1064-3
87. Reinen, L. A., Tullis, T. E., and Weeks, J. D.: Two-Mechanism Model for Frictional Sliding of Serpentine, *Geophys. Res. Lett.*, 19, 1535–1538, <https://doi.org/10.1029/92GL01388>, 1992.
88. Reservoir geomechanics Mark D. Zoback, Standford University, 2007 Cambridge University Press
89. Richeng Liua, Changsheng Wangb, Bo Lic, Yujing Jiang, Hongwen Jinga. Modeling linear and nonlinear fluid flow through sheared rough-walled joints taking into account boundary stiffness. *Computers and Geotechnics* 120 (2020) 103452/ <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2020.103452>
90. Rogers S.F. Critical stress-related permeability in fractured rocks // Geological Society, London, Special Publications. 2003. V. 209. P. 7 - 16.
91. Ruina A., 1983. Slip instability and state variable friction laws. *J. Geophys. Res.* 88 (10), 359–10,370.
92. Rutter E., Hackston A. On the effective stress law for rock-on-rock frictional sliding, and fault slip triggered by means of fluid injection // *Phil. Trans. R. Soc.* 2017. A 375: 20160001.
93. Saffer, D.M. and Marone, C.(2003) Comparison of smectite– and illite–rich gouge frictional properties: Application to the updip limit of the seismogenic zone along subduction megathrusts. *Earth and Planetary Science Letters*, 215, 219–235.
94. Sathar, S., Reeves,H.J., Cuss, R.J. and Harrington, J.F. 2012. The role of stress history on the flow of fluids through fractures. *Mineralogical Magazine*, Vol. 76 (8), pp. 3165-3177.
95. Schlumberger, 08-FE-015/ FMI, 2008
96. Schlumberger. Reference Manual - Schlumberger Private. 2018. 315 p.
97. Scholz, H. (1998) Earthquakes and friction laws. *Nature*, 391, 37– 42
98. Simon Heru Prasetyo, Marte Gutierrez, Nick Barton. Nonlinear shear behavior of rock joints using a linearized implementation of the Barton-Bandis model/ *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical engineering* 9 (2017) 671-682
99. Sirat M., A.L. Shinde, Al Naeimi, S.V. Perumalla. Fault seal assessment of a fractured carbonate reservoir using 3D geomechanical characterisation/ IPTC-18225-MS
100. SMP-5871/ Schlumberger// UBI 2002
101. Son, B. K., Y. K. Lee and C. I. Lee (2004), "'Elasto-Plastic Simulation of Direct Shear Test on Rough Rock Joints'", *Int. J. Rock Mech. and Min. Sci.*, Vol. 41 (3),"

102. Stephen E. Laubach, Jon E. Olson, Julia F.W. Gale. Are open fractures necessarily aligned with maximum horizontal stress?/ *Earth and Planetary Science Letters* · May 2004// doi:10.1016/j.epsl.2004.02.019
103. Takuya Ishibashi, Yi Fang, Derek Elsworth, Noriaki Watanabe, Hiroshi Asanuma. Hydromechanical properties of 3D printed fractures with controlled surface roughness: Insights into shear-permeability coupling processes. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 128 (2020) 104271. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2020.104271>
104. Tang, Z. C., Xia, C. C., Song, Y. L., and Liu, T., 2012, "Discussion about Grasselli's Peak Shear Strength Criterion for Rock Joints," *Chin. J. Rock Mech. Eng.*, Vol. 31, No. 2, pp. 356–364
105. Tarazona Jefferson Mateus, Arias Henry, Sanchez Salazar Edwin Daniel, Critically stressed fracture analysis to evaluate mud losses mechanism in Castilla field, Colombia/ ISRM Specialized Conference, 2017
106. Tatone B., Grasselli G. A new 2D discontinuity roughness parameter and its correlation with JRC. *Int J Rock Mech Min Sci* 2010;47:1391–400.
107. Tillner, E., Shi, J.-Q., Bacci, G., Nielsen, C. M., Frykman, P., Dalhoff, F., Kempka, T. (2014): Coupled Dynamic Flow and Geomechanical Simulations for an Integrated Assessment of CO₂ Storage Impacts in a Saline Aquifer. - *Energy Procedia*, 63, p. 2879-2893.// DOI: <http://doi.org/10.1016/j.egypro.2014.11.311>
108. "Treffeisen T., Henk A. Representation of faults in reservoir-scale geomechanical finite element models – A comparison of different modelling approaches. // *Journal of Structural Geology*. 131 (2020) 103931. 2019. 12 p. <https://doi.org/10.1016/j.jsg.2019.103931>.
109. Tse R., Cruden D. M. Estimating Joint Roughness Coefficients // *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Ahstr.* 1979. V. 16. P. 303 - 307.
110. Wang Q. Study on determination of rock joint roughness by using elongation rate R. In: *Proceedings of the undergoing constructions*. Jinchuan, China;1982. p. 343–348.
111. Xu S.S., A.F. Nieto-Samaniego & S.A. Alaniz-Álvarez. 3D Mohr diagram to explain reactivation of pre-existing planes due to changes in applied stresses Conference Paper · August 2010 DOI: 10.13140/2.1.2099.6489
112. Yang Z.Y., Lo S.C., Di C.C.. Reassessing the joint roughness coefficient (JRC) estimation using Z₂. *Rock MechRock Eng* 2001;34:243–51.

113. Yanrong Li, Yongbo Zhang, Quantitative estimation of joint roughness coefficient using statistical parameters. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 77(2015)27–35
114. Yi, H. M., Zhang, Y. H., and Kong, X. H., 2011, “Three-Dimensional Fractal Estimation of the Parameters of Rock Joint Shear Strength,” *Hydrogeol. Eng. Geol.*, Vol. 38, No. 4, pp. 58–62.
115. You, Z. C., Wang, L. Q., Ge, Y. F., and Yang, Y. X., 2014, “Three-Dimensional Fractal Characterization of the Joint Roughness Coefficient,” *Yangtze River*, Vol. 45, No. 9, pp. 63–67.
116. Yu X.B., Vayssade B. Joint profiles and their roughness parameters. *Int J Rock Mech Min Sci Geomech Abstr* 1991;28:333–6.
117. "Z. Chen, S.P. Narayan, Z. Yang, S.S. Rahman. An experimental investigation of hydraulic behaviour of fractures and joints in granitic rock/ *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 37 (2000) 1061±1071
118. Zhang J., Borehole stability analysis accounting for anisotropies in drilling to weak bedding planes./ *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 60 (2013) 160-170
119. Zhang Jon Jincai. *Applied Petroleum Geomechanics*. 2019 Elsevier/ ISBN: 978-0-12-814814-3
120. Zhang, P., Li, N., and Chen, X. M., 2009, “A New Representation Method for Three-Dimensional Surface Roughness of Rock Fracture,” *Chin. J. Rock Mech. Eng.*, Vol. 28, pp. 3477–3483
121. **Zhigulskiy S.V.** Multivariate models of critically stressed fractures and its validation to well completion data/ *ARMA 19- A441// 53rd US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium*, New York, USA 23-26 June 2019
122. Zoback M. and Kohli A., Frictional properties of shale reservoir rocks/ *Journal of Geophysical Research: Solid Earth* 118(9)// DOI:10.1002/jgrb.50346
123. Zoback Mark D. and Jens-Erik Lund Snee, Predicted and observed shear on pre-existing faults during hydraulic fracture stimulation/ *SEG International Exposition and 88th Annual Meeting//10.1190/segam2018-2991018.1*
124. Zoback, M.D., et al., 2003. Determination of stress orientation and magnitude in deep wells. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 40 (7–8), 1049–1076.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



ПАТЕНТ

НА ИЗОБРЕТЕНИЕ

№ 2728039

Способ (варианты) и система (варианты) определения траектории бурения скважины

Патентообладатель: *Общество с ограниченной ответственностью "Газпромнефть Научно-Технический Центр" (ООО "Газпронефть НТЦ") (RU)*

Авторы: *Лукин Сергей Владимирович (RU), Овчаренко Юрий Викторович (RU), Жигульский Светлана Владимировна (RU), Базыров Ильдар Шамилевич (RU), Ротару Анна Васильевна (RU), Нигматуллин Руслан Рамилевич (RU), Морозов Дмитрий Олегович (RU), Грибанов Василий Александрович (RU)*

Заявка № 2019145573

Приоритет изобретения 30 декабря 2019 г.

Дата государственной регистрации в

Государственном реестре изобретений

Российской Федерации 28 июля 2020 г.

Срок действия исключительного права

на изобретение истекает 30 декабря 2039 г.



*Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности*

Г.П. Ивлиев

ПРИЛОЖЕНИЕ Б

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



СВИДЕТЕЛЬСТВО

о государственной регистрации программы для ЭВМ

№ 2021667371

Программа для выбора оптимального забойного давления в процессе разработки и плотности бурового раствора в процессе бурения на основе расчета активности/проводимости плоскости разрыва (разлома или трещины)

Правообладатель: *Общество с ограниченной ответственностью "Газпромнефть Научно-Технический Центр" (RU)*

Авторы: *Жигульский Светлана Владимировна (RU), Лукин Сергей Владимирович (RU), Овчаренко Юрий Викторович (RU), Базыров Ильдар Шамильевич (RU), Гунькин Алексей Сергеевич (RU)*

Заявка № 2021666097

Дата поступления 15 октября 2021 г.

Дата государственной регистрации

в Реестре программ для ЭВМ 28 октября 2021 г.



*Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности*

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 0x02A5CFB5C00B1ACFB9A40A2F08092E9A118
Владелец **Ивлиев Григорий Петрович**
Действителен с 15.01.2021 по 15.01.2035

Г.П. Ивлиев