Модель распространения трещины вдоль гидроизоляции скважины

В. Н. Лапин

Институт вычислительных технологий СО РАН Новосибирск, Россия

Аннотация

Предлагается модель инициации и распространения трещины вдоль границы цементной пробки и стальной обсадной колонны в закупоренной скважине, предназначенная для оценки способности пробки противостоять повышению пластового давления. Модель описывает изменение напряженно-деформированного состояния цемента и его разрушение на границе со стальной обсадной колонной под действием давления затекающей в трещину поровой жидкостью, вызванного повышением пластового давления внизу пробки. На основе серии вычислительных экспериментов сделаны выводы о чувствительности скорости распространения трещины, а значит, и стойкости гидроизоляции скважины к значению пластового давления и параметрам преднапряженного состояния цемента. Показано, что качество прилипания цемента к стали и размеры начальных дефектов цементирования слабо влияют на условия инициации и скорость распространения трещины.

Ключевые слова

распространение трещин, течение жидкости, гидроизоляция скважин Для цитирования

Лапин В. Н. Модель распространения трещины вдоль гидроизоляции скважины // Вестник НГУ. Серия: Информационные технологии. 2020. Т. 18, № 1. С. 36–49. DOI 10.25205/1818-7900-2020-18-1-36-49

Model of Fracture Propagation in Hydraulic Isolation of the Wellbore

V. N. Lapin

Institute of Computational Technologies SB RAS Novosibirsk, Russian Federation

Annotation

A model of fracture initiation and propagation along the boundary of a cement plug and a steel casing in a plugged wellbore is proposed. The model allows predicting the conditions of hydraulic isolation failure of a cement plug induced by reservoir pressure. The model describes the stress state of the cement and it's breakaway from the steel casing caused by the pressure of the pore fluid flowing into the fracture. Numerical experiments show that the fracture propagation velocity and the stability of the hydraulic isolation are sensitive to the reservoir pressure and to the prestressed state of the cement. It is shown also that the quality of cement adhesion to steel and the size of the initial cementing defects have little effect on the initiation conditions and fracture propagation velocity.

Keywords

fracture propagation, fluid flow, wellbore hydraulic isolation

For citation

Lapin V. N. Model of Fracture Propagation in Hydraulic Isolation of the Wellbore. *Vestnik NSU. Series: Information Technologies*, 2020, vol. 18, no. 1, p. 36–49. (in Russ.) DOI 10.25205/1818-7900-2020-18-1-36-49

© В. Н. Лапин, 2020

Введение

При эксплуатации нефтяных скважин часто возникает необходимость изолировать нефтеносные слои от водоносных, а также отделить нефтеносные слои друг от друга. Кроме того, гидроизоляция необходима при консервации скважины или при использовании истощенных месторождений для консервирования углекислого газа, призванного повлиять на его количество в атмосфере и уменьшить парниковый эффект [1]. Для этого применяется технология цементирования скважин, согласно которой внутрь обсадной колонны скважины помещается цементный раствор, образующий после застывания цементную пробку. Развитие добычи сланцевых газа и нефти, требующей большого количества как бурения скважин, так и их последующей консервации, обусловливает необходимость исследования свойств и надежности гидроизоляции. При этом из-за высокой цены специального оборудования и материалов необходимо соблюдать баланс между стоимостью закупоривания скважины и надежностью гидроизоляции [2]. Хотя в настоящее время существуют попытки стандартизировать размеры пробки, параметры цемента и другие параметры цементирования, в них часто не учитываются такие особенности пластов, как температура, пластовое давление и т. д., которые могут существенно влиять на надежность гидроизоляции [3]. Несмотря на то что пробка предназначена для полного изолирования нижней и верхней частей скважины друг от друга, потенциально возможны несколько путей перетока жидкости или газа между ними. Эти пути схематично показаны на рис. 1, заимствованном из работы [1], и включают в себя следующие: через микроканалы на границах стальной обсадной колонны и цемента внутри нее или снаружи (a, b), на границе цемента с породой (f) или путем фильтрации через материал пробки (с).

Настоящая работа посвящена моделированию образования и распространения трещины на стыке обсадной колонны и пробки, которая приводит к образованию микроканалов, соответствующих случаю (b) на рис. 1. Предполагается, что пробка находится под действием пластового давления, приложенного к нижнему торцу, и давления в скважине, приложенного к верхнему торцу. Изменения этих давлений, а также других параметров среды, окружающей пробку, могут привести к нарушению целостности пробки или нарушению ее связи с обсадной колонной и прорыву жидкости из одной части скважины в другую. В работах [4-6] приводится количественный анализ риска утечки жидкости в скважину. Авторы работ утверждают, что трещины образуются только внутри обсадной колонны, в канале, образовавшемся в случае неудачной заливки цемента внутри цемента, или, что наиболее распространено, на границе обсадной колонны и цементной пробки либо цементной оболочки и породы. В работе [7] на основе лабораторных и полевых тестов также было получено, что основной причиной утечек жидкости в скважину является отслоение цемента от стальной колонны. Кроме того, модель, разработанная для описания распространения трещины по внутренней границе обсадной колонны, может быть после незначительных модификаций применена для описания трещины, распространяющейся и по ее внешней стороне.

Предполагается, что численное моделирование позволит ответить на следующие вопросы, касающиеся особенностей распространения трещины по границе цементной пробки и стальной обсадной колонны, ответы на которые могут быть использованы при разработке рекомендаций для инженеров, проектирующих гидроизоляцию скважин.

- 1. Если на нижней стороне пробки есть дефекты цементирования, неплотное прилипание цемента к стальной колонне и т. д., то имеет ли значение размер этого дефекта? Необходимы ли дополнительные меры по укреплению нижней части пробки, или достаточно избегать крупных дефектов цементирования?
- 2. Если все-таки произошло образование канала по границе цемента и обсадной колонны, то какую форму канала надо использовать при расчете объема протекания жидкости через гидроизоляцию? Происходит ли полный отрыв пробки от обсадной колонны, или канал занимает лишь часть сечения?

3. Какие параметры среди тех, что могут контролироваться при проведении работ по закупориванию скважины, влияют на надежность гидроизоляции?

С точки зрения математического моделирования инициация и эволюция трещины, распространяющейся под действием давления жидкости, является сложной задачей, объединяющей подзадачи из различных разделов механики и вычислительных методов.

Первый и второй разделы работы посвящены описанию постановок задач, уравнений и граничных условий модели, а также ее валидации. В третьем разделе проведены несколько серий вычислительных экспериментов, которые позволили выявить особенности распространения трещины и чувствительность ее скорости распространения к основным параметрам задачи.

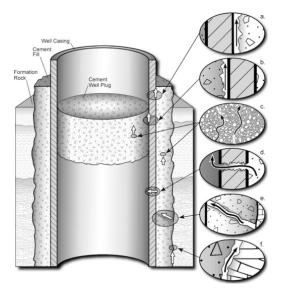


Рис. 1. Схема ствола скважины с гидроизоляцией и возможные причины утечки жидкости (заимствовано из [1])

Fig. 1. Schematics of possible leakage pathways along a well (in accordance with [1])

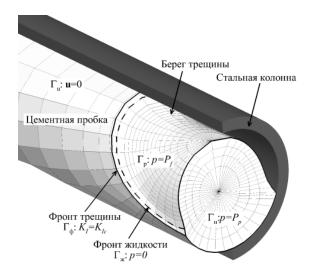


Рис. 2. Постановка задачи о распространении трещины, расчетная сетка и деформация пробки (смещение боковой поверхности увеличено в 1000 раз)

Fig. 2. Statement of the fracture propagation problem, computational mesh and plug deformation (surface displacements are multiplied by 1000)

1. Постановка задачи

Рассматривается распространение трещины по границе цементной пробки и стальной обсадной колонны, которое вызвано проникновением жидкости в трещину под действием по-

вышающегося давления в скважине на нижнем торце пробки (см. рис. 1). При моделировании распространения трещины описывается деформация пробки, движение вязкой жидкости внутри нее и разрушение пробки на границе со стальной колонной.

Предполагается, что пробка помещается в скважину путем закачки заданного объема жидкого цемента с помощью давления, которое обеспечивает его продвижение на заданную глубину. Так как поровая жидкость из пласта свободно попадает в ствол скважины ниже пробки, то абсолютное давление на нижней границе пробки в момент ее помещения $(t=t_0)$ совпадает с давлением пластовой жидкости $P_{\rm п,0}^{\rm afc}$. Распределение абсолютного давления в остальном цементе $P_{\rm n,0}^{\rm afc}(z)$ в этот момент определяется влиянием силы тяжести и равно

$$P_{\Pi,0}^{\mathrm{afc}}(z) = P_{\Pi,0}^{\mathrm{afc}}(z) - \rho_c gz.$$

После застывания цемента $t=t_1$ в нем возникает дополнительное давление P_c , и напряженно-деформированное состояние уже твердой пробки характеризуется шаровым тензором напряжений

$$\sigma_0^{a\delta c} \ = \ - \ P_{u,1}^{a\delta c}(z) \ I, \qquad P_{u,1}^{a\delta c}(z) \ = \ P_{\pi,0}^{a\delta c}(z) \ + \ P_c \ = \ P_{\pi,0}^{a\delta c}(z) \ - \ \rho_c gz \ + \ P_c.$$

При решении задачи о распространении трещины вдоль границы пробки это ее состояние будет считаться исходным, и изменение напряжений, деформаций и смещений материала будет рассчитываться относительно этого состояния. В результате фильтрации пластовой жидкости к скважине давление в ее окрестности повышается на некоторую величину P_p . Это вызывает отслаивание цемента от обсадной колонны и заполнение образовавшейся трещины пластовой жидкостью. В этот момент $(t=t_2)$ на нижний торец пробки $\Gamma_{\!\scriptscriptstyle H}$ и заполненную жидкостью область Γ_p (см. рис. 2), действуют давления, равные

$$\Gamma_{\mathrm{H}}$$
: $P_{\mathrm{\Pi},2}^{\mathrm{afc}} = P_{\mathrm{\Pi},0}^{\mathrm{afc}} + P_{p}$, Γ_{H} : $P_{\mathcal{H},2}^{\mathrm{afc}} = P_{\mathrm{\Pi},0}^{\mathrm{afc}} - \rho_{f}gz + p$,

Здесь давление жидкости в трещине $P_{\mathcal{H},2}^{\mathrm{aбc}}$ представлено в виде суммы трех слагаемых: пластового давления на момент помещения цемента $P_{\mathrm{\Pi},0}^{\mathrm{aбc}}$, гидростатической составляющей $\rho_f gz$ и, в общем случае, переменного, нелинейного распределения давления p, вызванного движением жидкости в трещине и удовлетворяющего условию $p_{|z=0}=P_p$.

Абсолютное поровое давление $P_{\text{п,2}}^{\text{aбc}}$ намного превышает его вариации P_p , а влияние силы тяжести может быть добавлено и движения жидкости и в уравнения упругого равновесия благодаря их линейности. Поэтому для снижения погрешности вычислений при численном моделировании использовались относительные напряжения $\sigma_0^{omh} = \sigma^{a\bar{b}c} - \sigma_0^{a\bar{b}c}$, характеризующие изменение напряженного состояния пробки относительно состояния в момент застывания цемента $t=t_1$, и выше введенное давление p. Давления, действующие на нижний торец пробки и в области, где произошло отслоение, в терминах относительных напряжений σ_0^{omh} записываются как

Эти давления используются для постановки задачи упругого равновесия, а задача движения жидкости будет решаться без учета силы тяжести. Символ «отн» будет далее для компактности опускаться.

Деформация материала

Деформация пробки описывается уравнениями упругого равновесия, которые в предположении однородности, изотропности и линейной упругости материала записываются как

$$div\mathbf{\sigma} = 0, \ \mathbf{\sigma} = \frac{Ev}{(1+v)(1-2v)}\mathbf{I}tr(\mathbf{\varepsilon}) + \frac{E}{(1+v)}\mathbf{\varepsilon}, \ \mathbf{\varepsilon} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} + \left(\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x}\right)^*\right),$$
 (1)

где σ и ε — тензоры напряжений и деформаций, \mathbf{u} — вектор смещений, E, ν — модуль Юнга и коэффициент Пуассона соответственно.

Расчетная область представляет собой цилиндр (см. рис. 2), на нижнем $\Gamma_{\rm H}$ и верхнем $\Gamma_{\it g}$ торцах которого задана нормальная к поверхности компонента тензора напряжений, равная поровому давлению жидкости в резервуаре (пластовому давлению) снизу P_p и сверху P_0 от пробки и давлению P_f движущейся жидкости в области, где произошел отрыв,

$$\Gamma_{\mathrm{H}} : p = P_{p}, \ \Gamma_{\mathrm{B}} : p = P_{0}, \ \Gamma_{p} : p = P_{f}. \tag{2}$$

Во всех случаях силами трения жидкости и цемента пренебрегается, и нормальная к поверхности компонента тензора напряжений задается равной нулю. В области Γ_u , где цемент остается в контакте с обсадной колонной, заданы нулевые смещения

$$\Gamma_u \colon \mathbf{u} = 0. \tag{3}$$

Краевая задача (5)–(7) решается методом граничных элементов, реализация которого описана в [8].

В результате решения рассчитывается вектор смещений \mathbf{u} , по которому вычисляется раскрытие трещины W в области Γ_p . Деформация стальной обсадной колонны считается несущественной, так как модуль Юнга стали значительно (до 10 раз) превосходит модуль Юнга цемента, что обуславливает пропорционально меньшие деформации.

Следует отметить, что в момент затвердевания цемента пробка находится в преднапряженном состоянии. Предполагается, что это напряженное состояние обуславливается гидростатическим давлением $\rho_c gz$ цемента с плотностью ρ_c и дополнительным давлением, образующимся в результате гидратации цемента P_c . Поэтому избыточное давление жидкости в граничном условии (2) с учетом преднапряженного состояния рассчитывается как

$$P_f(z) = p - P_c + (\rho_c - \rho_f)gz, \tag{4}$$

где p — давление жидкости, полученное из решения уравнений ее движения без учета влияния силы тяжести, ρ_f — плотность жидкости, а уровень z=0 соответствует нижнему торцу пробки.

Движение жидкости

Жидкость считается ньютоновской и несжимаемой. Предполагается, что высота канала, соответствующая раскрытию трещины, намного меньше ее длины и ширины, поэтому движение жидкости описывается уравнениями смазки. Они состоят из уравнения для давления р, являющегося следствием решения задачи о течении Пуазейля, и уравнения неразрывности

$$\nabla p = -\frac{12\mu}{W^3} \mathbf{q}, \ \frac{\partial W}{\partial t} + div \ \mathbf{q} = 0.$$
 (5)

Здесь μ – вязкость жидкости, $\mathbf{q} = W\mathbf{v}$ – вектор потока жидкости, \mathbf{v} – скорость движения жидкости. Расчетная область для уравнений движения жидкости соответствует области отрыва цемента от стальной колонны (см. рис. 2). На фронте жидкости $\Gamma_{\mathcal{H}}$ и входной границе ставятся условия для давления

$$\Gamma_{\mathcal{H}}: p = 0, \Gamma_{\mathcal{H}}: p = P_{\mathcal{P}} \tag{6}$$

Уравнения (5) с граничными условиями (6) решаются методом конечных элементов, описанном в [9]. Область течения жидкости разбивается на элементы, каждый из которых считается локально плоским. Затем внутри каждого из них вводится локальная система координат, и функции давления и ширины выражаются в виде суммы базисных функций элемента с неизвестными коэффициентами. Из уравнения (5), переписанного в слабой формулировке, получается система линейных уравнений для коэффициентов разложения. Особенностью применяемого метода является то, что его элементы и базисные функции совпадают с используемыми в методе граничных элементов, который применяется для решения уравне-

ний упругого равновесия [9]. Это позволяет избежать ошибок аппроксимации при передаче значений функций между задачами деформации и течения жидкости.

Положение фронта жидкости $\Gamma_{\mathcal{H}}$ в каждый момент времени определяется из условия Стефана, согласно которому скорость жидкости на фронте равна скорости движения фронта. Настоящая модель трещины, как и модель трещины гидроразрыва, описанная в [9], предполагает наличие отставания фронта жидкости $\Gamma_{\mathcal{H}}$ от фронта трещины Γ_{ϕ} (см. рис. 2). В этой области жидкость отсутствует, поэтому ее абсолютное давление полагается равным нулю.

Критерий разрушения

В качестве критерия разрушения используется классический силовой критерий хрупкого разрушения, предложенный Ирвином [10], согласно которому трещина распространяется, когда коэффициент интенсивности напряжений (КИН) на ее фронте достигает критического значения для рассматриваемого материала. Поэтому на фронте трещины Γ_d ставится условие

$$K_I = K_{IC}, (7)$$

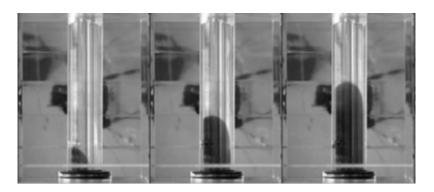
которое и является условием для определения формы фронта трещины на каждом шаге ее распространения. Поскольку модули Юнга стали и цемента отличаются, как минимум, на порядок, предполагается, что обсадная колонна является абсолютно жестким телом.

Это исключает наложение берегов трещины друг на друга и позволяет при расчете КИН учитывать только смещения цемента. КИН вычисляются по раскрытию трещины в окрестности фронта на основе интерполяционных формул, описанных, например, в [10], которые дополнены условием неподвижности одного из берегов трещины. При определении критического значения КИН для трещины, распространяющейся по границе материалов, следует учитывать свойства каждого из материалов и величину сил их сцепления. Однако так как в распоряжении автора нет достаточной информации об этих свойствах, то предполагалось, что значение K_I может принимать любое значение от 0 до критического значения КИН для цемента. Ниже будет показано, что этот параметр слабо влияет на способность пробки противостоять давлению жидкости, поэтому можно ожидать, что приведенные выше упрощения незначительно сказываются на результатах моделирования.

2. Валидация

Ввиду сложности получения полной информации о поведении закупоренной скважины, находящейся в реальном пласте, для валидации построенной модели был выбран лабораторный эксперимент, описанный в [11], в котором трещина распространялась по внешней стороне обсадной колонны, что позволяло визуально наблюдать за процессом. Лабораторные образцы были изготовлены путем «цементирования» алюминиевой (E=69ГПа, ν =0.33) трубы с внутренним и внешним диаметрами D_{in} =28мм и D_s =40мм, соответственно, имитирующей обсадную колонну ствола скважины, в блоке полиметилметакрилата (E=3.3ГПа, ν =0.35). «Цемент» представлял собой эпоксидную систему (E=2.2ГПа, ν =0.35). Размер блока составлял 175Х155Х140мм, что соответствует удалению границ от скважины примерно на четыре диаметра. Вязкость закачиваемой жидкости равнялась μ =11.9Па с, а давление на нижнем торце пробки было зафиксировано равным P_p =10МПа. Трещина распространялась вдоль границы цемент-порода от нижнего конца пробки к ее верхнему концу. В [11] на основе безразмерного анализа утверждается, что параметры эксперимента соответствуют характерным параметрам реальных скважин, а размер блока достаточен, чтобы результаты эксперимента можно было распространять на случай скважины в бесконечной области.

Формы трещин в различные моменты времени в ходе эксперимента показаны на рис. 3. Видно, что в эксперименте наблюдалось распространение трещины как в продольном, так и в окружном направлениях.



Puc. 3. Формы трещины, наблюдавшиеся в эксперименте [11] *Fig. 3.* Fracture forms observed in the experiment [11]

Разработанная численная модель способна описывать деформацию упругой пробки внутри обсадной колонны. Поэтому при выполнении численного моделирования материал со свойствами, соответствующими полиметилметакрилату, используемому в эксперименте, был помещен внутрь обсадной колонны с внутренним радиусом, равным внешнему радиусу «экспериментальной» обсадной колонны . Как и для реальных пробок, жесткость материала обсадной колонны в эксперименте много больше жесткости пробки, поэтому деформациями обсадной колонны пренебрегалось. Из-за неполного соответствия геометрии удалось провести лишь качественное сравнение с экспериментом.

Для оценки величины ошибки, вносимой численным решением уравнений, была проведена серия расчетов на последовательности сгущающихся сеток, содержащих 160, 300 и 600 узлов для покрытия поверхности начальной трещины, с размерами элемента у фронта трещины 2, 1, и 0,5 мм соответственно, что соответствует 1/20 – 1/80 диаметра скважины. Также изменялся другой параметр численного алгоритма – величина приращения трещины за один шаг, который определяет максимальный размер элементов, добавляемых в сетку при приращении трещины. Его величина варьировалась от 1 до 4 мм (1/10 – 1/40 диаметра скважины). В обоих случаях была получена сеточная сходимость зависимости длины трещины от времени.

После выбора параметров численного алгоритма было проведено сравнение с результатами лабораторного эксперимента. На рис. 4 представлены формы фронта трещины, наблюдаемые в лабораторном эксперименте и рассчитанные численно в различные моменты времени. Формы фронта, полученные на первых шагах моделирования, совпадают с формами, полученными в эксперименте. Там же приведены зависимости угла раствора трещины вычисляемого по ее поперечному размеру и диаметру скважины , от длины трещины вдоль скважины . Как видно, рассчитанная зависимость близка к наблюдаемой в лабораторном эксперименте. При дальнейшем распространении трещины асимметричность формы фронта возрастала, что в силу симметричности постановки задачи при проведении вычислительного эксперимента не может быть воссоздано.

Проведенное сравнение показывает, что предложенная модель позволяет описывать распространение трещины по границе обсадной колонны и цементной пробки, вызванной закачкой в нее вязкой жидкости.

3. Оценка стойкости гидроизоляции скважины

Для проведения вычислительных экспериментов были выбраны следующие параметры: характерные для легких цементов модуль Юнга =9ГПа, коэффициент Пуассона =0.15 и плотность =2000кг/ . Коэффициент трещиностойкости варьировался в интервале

от 0.025 до 0.2МПа , внутренний диаметр обсадной колонны был равен =0.3м. Плотность =800кг/ и вязкость =0.2Па с поровой жидкости были выбраны близкими к параметрам легкой нефти. Пластовое давление и давление застывания цемента, если не указано иное, равны =10МПа и =0.

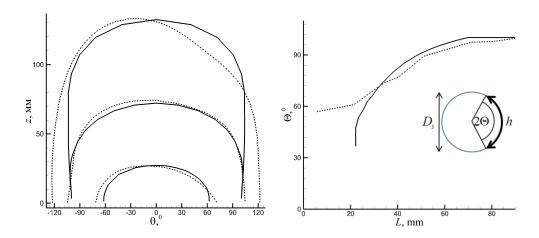


Рис. 4. Формы фронта трещины, полученные в эксперименте (сплошные линии) и в численном моделировании (пунктирные линии), в различные моменты распространения трещины (слева). Зависимость угла раствора от длины трещины вдоль оси скважины (справа)

Fig. 4. The fracture front forms obtained in the experiment (solid lines) and in the numerical simulation (dotted lines), at different time moments of crack propagation (left). Fracture angle Θ versus fracture length along the well axis (right)

Влияние размера начального дефекта

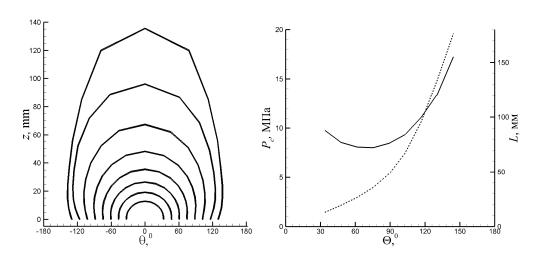
Одной из целей работы было исследование чувствительности давления, необходимого для начала распространения трещины, к размеру начального дефекта, обусловленному несовершенством цементирования. Для этого были рассмотрены дефекты различного размера и для каждого найдено давление, необходимое для начала распространения. Это давление предполагается постоянным по всей поверхности трещины, так как до начала распространения трещины движение жидкости в ней отсутствует. Поэтому вместо задачи (5)–(6) для определения давления используется условие удовлетворения критерия распространения (7). В качестве параметра, определяющего размер дефекта или начальной трещины, выбран угол раствора трещины (рис. 4). Для упрощения анализа предполагается, что критерий удовлетворяется во всех точках фронта, что позволяет для каждого угла раствора определить длину трещины и форму фронта.

В самом деле, если для распространения трещины в каких-либо точках фронта требуется большее давление, чем для распространения в остальной его части, то это давление приведет к распространению всего фронта до тех пор, пока условие (7) не будет выполнено для всего фронта.

На рис. 5 приведены формы фронта, полученные для различных углов раствора , и зависимость давления, необходимого для начала распространения трещин, имеющих такую форму. Видно, что с ростом размера дефекта давление ведет себя не монотонно. Как и в случае круговых трещин в пространстве, давление, необходимое для начала распространения трещины, падает с ростом ее размера. Затем, из-за того, что трещина находится в ограниченном пространстве, зависимость давления от размера становится обратной, в силу того, что тре-

щина охватывает пробку с разных сторон и сжимающие напряжения в пробке увеличиваются. Этот эффект говорит о том что, если произошла инициация трещины, то угол ее раствора достигнет примерно $\Theta = 90^\circ$, так как для роста трещины требуется меньшее давление, чем для инициации. Таким образом показано, что размер начального дефекта не важен и в практических приложениях следует либо обеспечивать совершенное прилипание цемента к обсадной колонне, либо искать механизмы, предотвращающие распространение трещины, а не ее инициацию. Сходный вывод был сделан в [12], где на основе экспериментального исследования прочности цементных пробок утверждалось о существенном увеличении их стойкости при использовании дополнительного укрепления именно их нижней части (металлические пробки, высоковязкие жидкости и т. д.).

Второе наблюдение из рис. 5, заключается в том, при увеличении размера трещины ее форма становится более вытянутой вдоль скважины. При увеличении угла раствора Θ наряду с ростом давления P_c , необходимого для распространения трещины наблюдается рост и производной $\partial L/\partial \Theta$, что видно по углу наклона графика. Это говорит о том, что с ростом размера трещины распространение вдоль скважины становится предпочтительным, то есть требует меньшего давления в трещине, чем распространение в окружном направлении. Последнее исключает возможность распространения трещины по всей окружности скважины и полный отрыв пробки от обсадной колонны. Тот же вывод был сделан в [11] на основе лабораторных экспериментов и анализа напряженного состояния пробки в двумерной постановке.



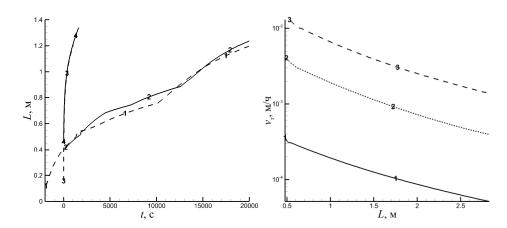
Puc. 5. Форма трещины с постоянным давлением (слева). Зависимости давления, необходимого для распространения трещины, (сплошная линия) и длины трещины (пунктир), от угла раствора трещины Θ (справа)

Fig. 5. Fracture form obtained with constant pressure (left). Pressure that is necessary for fracture propagation (solid line) and fracture length (dotted line) as functions of fracture angle Θ (right)

Влияние пластового давления на скорость распространения трещины

Очевидно, что, так как для инициации трещины требуется увеличение давления, то повышение давления приводит к большей вероятности инициации трещины. Однако важным параметром является скорость, с которой будет распространяться трещина после инициации. Для определения этой величины необходимо описывать движение жидкости в трещине, решая задачу (5)–(6), вместо задания в ней постоянного давления из условия (7), как было сделано в предыдущем разделе. На рис. 6, слева приведены зависимости длины трещины от времени, полученные для различных длин начальной трещины и давлений резервуара. Вид-

но, что трещины различной начальной длины распространяются с одинаковой скоростью, которая зависит от пластового давления P_p . Единственное отличие состоит в том, что трещине, стартующей с меньшего дефекта, требуется некоторое незначительное время для достижения размера большего начального дефекта. Эти зависимости подтверждают вывод, сделанный в предыдущем разделе без учета движения жидкости, об отсутствии влияния размера начального дефекта на распространение трещины. На том же рис. 6, справа в логарифмическом масштабе приведены зависимости скорости распространения трещины v_m от ее длины, полученные при различных значениях пластового давления. Видно, что эта величина является определяющим параметром для скорости распространения трещины, так, например, ее увеличение в 2–3 раза приводит к увеличению скорости распространения трещины в 10– 30 раз.



В отличие от существенного влияния давления P_p , действующего на нижний торец пробки, влияние давления P_0 , действующего на ее верхний торец со стороны столба жидкости в скважине, незначительно. Этот факт был подтвержден серией расчетов, проведенных при различных значениях этого давления, и подкрепляется следующими теоретическими рассуждениями.

После застывания пробка представляет собой цилиндр, большая часть боковой поверхности которого (за исключением области течения жидкости) неразрывно связана с обсадной колонной и потому неподвижна. Это значит, что действие давления P_0 на пробку со стороны верхнего торца компенсируется силами, вызванными условиями прилипания на боковой поверхности в его окрестности. То есть равнодействующая сил, действующих со стороны столба жидкости и обсадной колонны, равна нулю. Так как диаметр пробки не превосходит полуметра, а длина пробки обычно более десяти метров, размер области, где действуют силы, вызванные приложением давления P_0 , много меньше, чем расстояние до нижнего торца пробки — области, где происходит начальное развитие трещины. Это позволяет применить принцип Сен-Венана, согласно которому локальным распределением сил, равнодействующая

которых равна нулю, можно пренебрегать при описании напряженно-деформированного состояния на достаточном удалении от области, где они приложены.

Влияние трещиностойкости цемента на скорость распространения трещины

Важным параметром при изучении механики трещин является трещиностойкость или критическое значение коэффициента интенсивности напряжений K_{Ic} . Значение этого параметра для пары материалов сталь—цемент в общем случае трудно определима, так как зависит от параметров самого цемента и условий его затвердевания. Тем не менее, при проведении работ по закупориванию скважины эта величина поддается влиянию путем выбора параметров цемента, времени его затвердевания до снятия давления с верхнего торца пробки и т.д., поэтому исследование чувствительности стойкости пробки к изменению этой величины представляет интерес для инженеров, проектирующих закупоривание скважины. Достоверно известно, что трещиностойкость соединения ограничена снизу и сверху нулем и трещиностойкостью самого цемента. Поэтому для изучения влияния этого неизвестного параметра его значение варьировалось в интервале $\$0.025M\Pi a \cdot c \le K_{Ic} \le 0.2M\Pi a \cdot c$ и оценивалась изменение скорости распространения трещины, как показано на рис. 7. Хотя при малых значениях трещиностойкости из-за численных эффектов скорость распространения в немонотонна, ее усредненное поведение совпадает наблюдаемым в остальных случаях – скорость распространения уменьшается с ростом длины трещины.

Видно, что трещиностойкость материала (или границы между материалами) влияет на скорость распространения трещины, но это влияние снижается с ростом ее длины. Например, когда длина трещины равна двум диаметрам ствола скважины (\approx 0.6м), скорость распространения, полученная при $K_{Ic}=0.025M\Pi a\cdot c$ в 4 раза больше скорости, полученной при $K_{Ic}=0.2M\Pi a\cdot c$ (в 8 раз большей трещиностойкости). Но это соотношение уменьшается примерно до 1.5, когда длина трещины достигает десяти диаметров ствола скважины (\approx 0.3м). Таким образом, можно сделать вывод, что влияние трещиностойкости на скорость распространения трещины ограничено начальным этапом распространения трещины, когда ее длина не превышает примерно десяти диаметров ствола скважины.

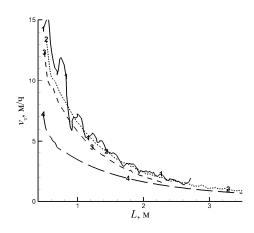


Рис. 7. Зависимости скорости распространения трещины от ее длины при различных значениях трещиностойкости цемента: $I-K_{Ic}=0.025M\Pi a\cdot c;\ 2-K_{Ic}=0.05M\Pi a\cdot c;\ 3-K_{Ic}=0.1M\Pi a\cdot c;\ 4-K_{Ic}=0.2M\Pi a\cdot c$

Fig. 7. Fracture propagation velocity versus fracture length obtained with various cement fracture toughness: $1 - K_{Ic} = 0.025MPa \cdot s$; $2 - K_{Ic} = 0.05MPa \cdot s$; $3 - K_{Ic} = 0.1MPa \cdot s$; $4 - K_{Ic} = 0.2MPa \cdot s$

Влияние преднапряженного состояния цемента на скорость распространения трещины

Еще один параметр, который доступен для влияния со стороны инженеров, проектирующих закупоривание скважины, это давление P_c . Оно характеризует преднапряженное состоя-

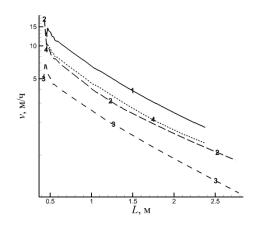
ние цемента, зависящее как от давления, при котором происходит его застывание, так и от добавок, влияющих на степень его сжатия или расширения при застывании. На основе уравнения (4), в котором давление в цементе вычитается из давления жидкости, можно ожидать, что его влияние будет по величине эквивалентно влиянию пластового давления, но противоположным по знаку. Для проверки этого предположения были рассчитаны скорости трещины при двух значениях пластового давления P_p . = 10 и 9 МПа и трех значений давления цемента P_c = 0, 0.5 и 1 МПа. Как видно из рис. 8, скорости, полученные для случаев P_p =10 МПа, P_c =0.5 МПа и P_p =9 МПа, P_c =0 МПа близки, то есть увеличение давления цемента на 0.5 МПа оказалось практически эквивалентным снижению пластового давления на 1 МПа. Это объясняется тем, что приведенное выше соображение не учитывает эффект отставания фронта жидкости от фронта трещины, в результате которого образуется область не заполненная жидкостью. В этой области проявляется влияние давления застывания цемента, но отсутствует влияние пластового давления.

Расстояние между фронтами трещины и жидкости зависит, как и в случае классической трещины гидроразрыва, от сжимающих напряжений в материале, в роли которых в данном случае выступает напряжения в цементе. Они складываются из гидростатических напряжений в жидком цементе перед его застыванием и добавочного давления P_c , появившегося при его застывании. При рассматриваемых параметрах максимальный по всему фронту размер расстояния между фронтами трещины и жидкости составил 5.5 см при P_c = 0 и 2 см при P_c = 1 МПа. Несмотря на то что размер области, не заполненной жидкостью, мал по сравнению с размерами трещины, эта область расположена в окрестности фронта трещины, поэтому напряжения в ней оказывают влияние на ширину всей трещины.

Таким образом, одним из способов повышения стойкости гидроизоляции скважины может являться повышение давления, характеризующего преднапряженное состояние цемента, причем увеличение этого параметра имеет примерно вдвое больший эффект, чем повышение пластового давления.

Рис. 8. Зависимости скорости распространения трещины от ее длины при различных пластовых давлениях и давлениях застывания цемента: $I-P_p=10~\mathrm{M\Pi a},~P_c=0~\mathrm{M\Pi a};~2-P_p=10~\mathrm{M\Pi a},~P_c=1~\mathrm{M\Pi a};~4-P_p=9~\mathrm{M\Pi a},~P_c=0~\mathrm{M\Pi a}$

Fig. 8. Fracture propagation velocity versus facture length obtained with various reservoir pressure and cement prestress: $I - P_p = 10 \text{ MPa}$, $P_c = 0 \text{ MPa}$; $2 - P_p = 10 \text{ MPa}$, $P_c = 0.5 \text{ MPa}$; $3 - P_p = 10 \text{ MPa}$, $P_c = 1 \text{ MPa}$; $4 - P_p = 9 \text{ MPa}$, $P_c = 0 \text{ MPa}$



Заключение

Разработана модель инициирования и распространения трещины вдоль границы цементной пробки и стальной обсадной колонны. Модель описывает изменение напряженно-деформированного состояния цемента и его разрушение на границе со стальной обсадной колонной под действием давления затекающей в трещину поровой жидкостью, вызванного повышением пластового давления внизу пробки. Уравнения упругого равновесия решаются ранее разработанным методом граничных элементов [8], уравнения движения жидкости —

методом конечных элементов [9], для определения условий разрушения цемента используется силовой критерий Ирвина [10].

Проведена валидация модели путем сравнения с лабораторным экспериментом [11], в котором получено качественное согласование форм фронта трещины в различные моменты времени. На основе серии вычислительных экспериментов сделаны выводы о чувствительности скорости распространения трещины, а значит, и стойкости гидроизоляции скважины к следующим основным параметрам.

- 1. Повышение пластового давления может вызвать инициацию трещины из дефектов цементирования на нижнем торце пробки. При этом размер дефекта не имеет значения, так как после инициации давление, требуемое для продолжения распространения трещины, падает с ростом ее размера. Поэтому использование подходов, устраняющих дефекты цементирования, может существенно увеличить стойкость гидроизоляции.
- 2. Определяющим параметром, влияющим на скорость распространения трещины, является давление в пласте.
- 3. Трещиностойкость цемента или пары цемент-сталь влияет на скорость распространения трещины только на начальном этапе распространения, когда ее длина не превосходит десяти диаметров скважины. Увеличение адгезии цемента не приводит к заметному повышению стойкости гидроизоляции.
- 4. Преднапряженное состояние цемента оказывает существенное (вдвое большее, чем пластовое давление) влияние на скорость распространения трещины. Увеличение давления застывания цемента на 1 МПа позволяет гидроизоляции противостоять пластовому давлению, увеличенному на вдвое большую величину.

Список литературы / References

- 1. **Gasda S. E., Bachu S., Celia M. A.** Spatial characterization of the location of potentially leaky wells penetrating a deep saline aquifer in a mature sedimentary basin. *Environmental Geology*, 2004, vol. 46, no. 6, p. 707–720. DOI 10.1007/s00254-004-1073-5.
- 2. **Vralstad T., Saasen A., Fjer E., Oia T., Ytrehus J. D., Khalifeh M.** Plug and abandonment of offshore wells: Ensuring long-term well integrity and cost-efficiency. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2019, vol. 173, p. 478–491. DOI 10.1016/j.petrol.2018.10.049.
- 3. Godoy R., Fontan M., Capra B., Kvalsund R., Poupard O. Well integrity support by extended cement evaluation numerical modeling of primary cement jobs. In: Abu Dhabi International Petroleum Exhibition and Conference. Society of Petroleum Engineers, 2015. DOI 10.2118/177612-ms.
- 4. **Watson T., Bachu S.** Evaluation of the potential for gas and CO2 leakage along wellbores. *SPE Drilling & Completion*, 2009, vol. 24, p. 115–126.
- 5. **Miyazaki B.** Well integrity: An overlooked source of risk and liability for underground natural gas storage. Lessons learned from incidents in the USA. *Geological Society*, London, Special Publications, 2009, vol. 313, no. 1. p. 163–172. DOI 10.1144/sp313.11.
- 6. **Loizzo M., Akemu O. A., Jammes L., Desroches J., Lombardi S., Annunziatellis A.** Quantifying the risk of CO₂ leakage through wellbores. *SPE Drilling & Completion*, 2011, vol. 26, no. 03, p. 324–331. DOI 10.2118/139635-pa
- 7. **Carter L., Evans. G.** A study of cement-pipe bounding. *Journal of Petroleum Technology*. 1964, vol. 16, no. 2. p. 157–160. DOI 10.2118/764-PA.
- 8. Kuranakov D.S., Esipov D.V., Lapin V.N., Cherny S.G. Modication of the boundary element method for computation of three-dimensional fields of strain-stress state of cavities with cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, 2016, vol. 153. p. 302–318. DOI 10.1016/j.engfracmech.2015.09.052.
- 9. **Черный С. Г., Лапин В. Н., Есипов Д. В., Куранаков Д. С.** Методы моделирования зарождения и распространения трещин. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2016, 312 с.

- Cherny S. G., Lapin V. N., Esipov D. V., Kuranakov D. S. Metody modelirovaniya zarozhdeniya i rasprostraneniya treshchin [Methods for modeling the fracture initiation and propagation]. Novosibirsk, 2016, 312 p. (in Russ.)
- 10. **Irwin G.** Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *J. Applied Mechanics*, 1957, vol. 24, p. 361–364.
- 11. **Lecampion B., Bunger A., Kear J., Quesada D.** Interface debonding driven by fluid injection in a cased and cemented wellbore: Modeling and experiments. *International Journal of Greenhouse Gas Control*, 2013, vol. 18, p. 208–223. DOI 10.1016/j.ijggc.2013.07.012.
- 12. **Steffek T.** Cement Plug Testing: Weight vs Pressure Testing to Assess Viability of a Wellbore Seal Between Zones. *CSI Technologies*, 2012, 111 p.

Материал поступил в редколлегию Received 15.01.2020

Сведения об авторе

Лапин Василий Николаевич, кандидат физико-математических наук, старший научный сотрудник, Институт вычислительных технологий СО РАН (Новосибирск, Россия) lapin@ict.sbras.ru
ORCID 0000-0002-6259-3265
ResearcherID L-5781-2017
AuthorID 14062

Information about the Author

Vasiliy N. Lapin, PhD, Leading Research Scientist, Institute of Computational Technologies SB RAS (Novosibirsk, Russian Federation) lapin@ict.sbras.ru
ORCID 0000-0002-6259-3265
ResearcherID L-5781-2017
AuthorID 14062