

УДК 532.546

Особенности температурного поля в скважине при индукционном нагреве обсадной колонны с учетом влияния естественной конвекции*

Р.З. Акчурин, Ф.Ф. Давлетшин, Д.Ф. Исламов, Р.А. Валиуллин, Р.Ф. Шарафутдинов

ФГБОУ ВО «Уфимский университет науки и технологий», Уфа

E-mail: islamovden@rambler.ru

Одним из перспективных методов геофизических исследований действующих скважин является метод активной термометрии. Суть метода заключается в создании искусственного теплового поля в скважине за счет локального нагрева металлической обсадной колонны, наблюдении и анализе движения тепловых меток, позволяющем определить расход жидкости в скважине и выявлять интервалы заколонного движения флюидов. Работа посвящена исследованию нестационарных тепловых процессов в скважине в процессе индукционного нагрева. Расчеты выполнены в коммерческом симуляторе Ansys Fluent. Установлено, что при увеличении объемного расхода потока в колонне от 5 до 50 м³/сут для принятых условий моделирования максимальный разогрев жидкости (изменение среднemasсовой по сечению температуры) снижается на 85 %, максимальный разогрев колонны снижается на 7 %. Изучено влияние естественной тепловой конвекции на формирование температурного поля в жидкости и колонне. Установлено, что для модели с учетом естественной тепловой конвекции колонна разогревается существенно меньше, чем для модели без учета конвекции, погрешность расчета изменения температуры вследствие пренебрежения естественной тепловой конвекцией может достигать нескольких сотен процентов. Показано, что в процессе индукционного нагрева влияние естественной тепловой конвекции остается значительным во всем интервале расходов 5–50 м³/сут.

Ключевые слова: активная термометрия, индукционный нагрев, естественная тепловая конвекция, температура колонны, число Ричардсона.

Введение

Изучение естественной (свободной) конвекции представляет научный и практический интерес во многих отраслях науки и техники, в частности, в геофизике, экологии, геотермальной и ядерной энергетике и других [1, 2]. Тепловые эффекты, связанные с естественной конвекцией, оказывают значительное влияние на результаты термометрических исследований скважин при контроле за разработкой нефтегазовых месторождений [3].

* Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ по теме "Создание интеллектуальной комплексной технологии исследования и интерпретации данных промыслово-геофизических исследований скважин, включая оптоволоконные измерения для контроля за разработкой нефтегазовых месторождений ...", соглашение № 075-11-2021-061 от 25.06.2021 г.

Промыслово-геофизический контроль разработки нефтегазовых месторождений, включающий расходографию, термометрию, манометрию и другие методы, является важным этапом обеспечения эффективности и рентабельности процесса добычи углеводородов [4]. При помощи промыслово-геофизических исследований (ПГИ) решаются задачи определения границ газа, нефти и воды в пределах продуктивной залежи, продуктивных толщин, текущей нефте- и газонасыщенности, источников обводнения пластов, диагностики технического состояния скважин [5, 6].

Наиболее информативным методом ПГИ является метод нестационарной термометрии. Путем сопоставления зарегистрированной температуры с фоновым (на момент начала исследований) распределением выполняется поиск температурных аномалий, сформированных в стволе скважины и прискважинной зоне пластов. Природа и амплитуда формирования термоаномалий определяются теплофизическими свойствами горных пород и пластовых флюидов, конструкцией подземного оборудования, расходами флюидов в процессе эксплуатации скважины. Термоаномалии несут информацию о процессах в скважине, заколонном пространстве и о пласте, что обуславливает их высокую информативность. Однако зачастую величины температурных аномалий оказываются незначительными и существующая скважинная аппаратура не обеспечивает их надежную регистрацию.

Одним из перспективных путей решения этой проблемы является создание искусственных температурных полей в скважине, получившее название метода температурных меток. Суть метода заключается в кратковременном локальном индукционном нагреве металлической обсадной колонны и регистрации нестационарного температурного поля в стволе скважины. Индукционное воздействие приводит к локальному разогреву металлической обсадной колонны, что обуславливает также разогрев потока в колонне, цементного кольца и окружающих горных пород. Определение основных закономерностей изменения величины температурной аномалии, скорости и направления движения тепловой метки является основой решения задач методом активной термометрии [7, 8].

Для обоснованного выбора параметров работы индукционного нагревателя (мощности теплового источника, длительности циклов нагрева и интервала времени между ними) на этапе планирования исследований важной задачей является прогнозирование температурных возмущений, возникающих в жидкости и обсадной колонне. В настоящей работе расчет температурного поля в скважине при индукционном нагреве колонны решается на основе численного CFD-моделирования в программном пакете Ansys Fluent*, исследуется влияние естественной тепловой конвекции (естественной конвекции, обусловленной различием плотности слоев жидкости вследствие различия их температуры) на поле температуры в скважине при индукционном нагреве колонны.

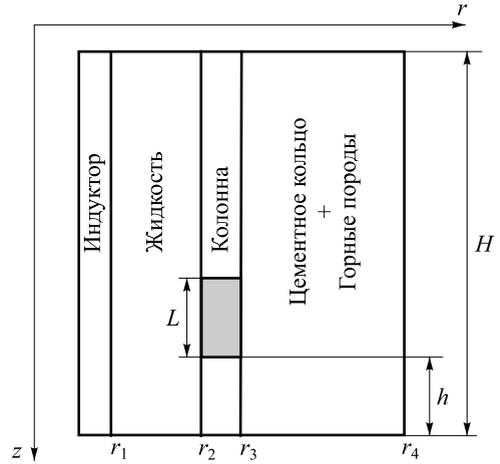
Постановка задачи

Рассмотрим задачу об определении поля температуры в скважине при индукционном нагреве металлической обсадной колонны. Геометрия модели в осесимметричной 2D постановке приведена на рис. 1.

Индуктор представлен в виде цилиндра, расположенного вдоль оси скважины по всей длине участка моделирования длиной H . При включении индуктора происходит

* Лицензия ANSYS Academic Research CFD в рамках договора с Башкирским государственным университетом от 15.06.2020 г.

Рис. 1. Геометрия задачи (цветом выделен интервал нагрева).



нагрев участка металлической обсадной колонны длиной L . Ниже интервала нагрева моделируется участок скважины длиной h . На рис. 1 показаны также радиусы элементов модели: внешний радиус индуктора r_1 , внутренний и внешний радиусы обсадной колонны r_2 и r_3 соответственно, внешний радиус области моделирования r_4 (в расчетах принято $r_1 = 21$ мм, $r_2 = 63,5$ мм, $r_3 = 73,5$ мм, $r_4 = 1$ м, $h = 1,55$ м, $H = 6$ м, $L = 0,4$ м). Интервал нагрева располагается в диапазоне глубин 4,15–4,55 м.

Нагрев восходящего потока в колонне, цементного кольца и горных пород происходит за счет теплопроводности. Передача теплоты в жидкости осуществляется за счет конвективного теплопереноса и теплопроводности, учитывается также естественная (свободная) конвекция.

Движение жидкости в скважине описывается уравнением Навье–Стокса в приближении Буссинеска–Обербека [9]. Основная идея приближения состоит в учете зависимости плотности от температуры только при массовых силах:

$$\rho_0 \left(\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \nabla) \vec{v} \right) = -\nabla p + \mu \Delta \vec{v} + \rho(T) \vec{g},$$

здесь \vec{v} — скорость течения, м/с, ρ — плотность жидкости, кг/м³, p — давление, Па, μ — динамическая вязкость, Па·с, ρ_0 — плотность жидкости при равновесной температуре T_0 , \vec{g} — ускорение свободного падения, м/с², ∇ — оператор Гамильтона, Δ — оператор Лапласа.

Жидкость принимается несжимаемой, вязкость является постоянной величиной. Для жидкости в колонне решаются уравнения Навье–Стокса. Уравнение движения дополняется уравнением теплопроводности и уравнением неразрывности [10]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial t} + \vec{v} \nabla(T) &= a \Delta T, \\ \nabla(\vec{v}) &= 0, \end{aligned}$$

где a — температуропроводность, м²/с.

Плотность жидкости меняется линейно согласно следующему закону:

$$\rho(T) = \rho_0 (1 - \beta(T - T_0)),$$

где β — коэффициент теплового расширения, К⁻¹.

Распределение температуры в индукторе, обсадной колонне, горных породах и цементном кольце определяется нестационарным уравнением теплопроводности [11]:

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \Delta T + Q(z),$$

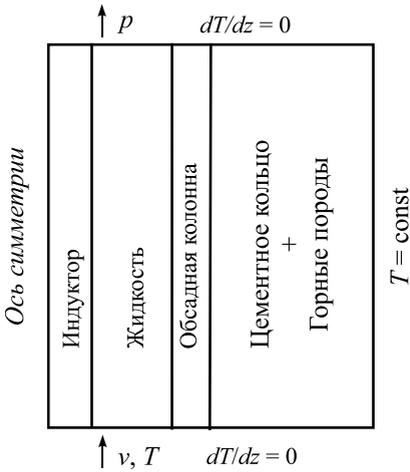


Рис. 2. Граничные условия, используемые в модели.

где λ — коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К), c — удельная теплоемкость, Дж/(кг·К), ρ — плотность, кг/м³, $Q(z)$ — удельная мощность тепловыделения, Вт/м³ (источниковое слагаемое присутствует в уравнении для колонны).

Модель состоит из четырех зон с различными свойствами: индуктор, жидкость (восходящий поток), металлическая обсадная колонна, цементное кольцо и горные породы. Индуктор и обсадная колонна, цементное кольцо и горные породы имеют одинаковые свойства.

Начальная температура T_0 совпадает с температурой на внешней границе модели и является постоянной величиной. На входе в скважину задается постоянная скорость потока v и температура T_0 , на выходе из скважины — граничное условие по давлению p . На остальных границах задается условие отсутствия теплового потока. На рис. 2 представлены используемые в модели граничные условия.

При решении задачи использованы три типа сеток: равномерная прямоугольная (в индукторе и обсадной колонне), неравномерная прямоугольная (в жидкости), неравномерная треугольная (в цементном кольце и горных породах) (рис. 3). Расчетная сетка в жидкости равномерна по вертикали z и неравномерна по радиусу r , со сгущением вблизи стенки обсадной колонны, шаг роста по радиусу принят 1,01. В горных породах используется треугольная сетка с шагом роста 1,1. В рамках исследования на сеточную сходимость размер сетки регулировался пропорциональным изменением (уменьшением) количества элементов в индукторе, жидкости, обсадной колонне и горных породах при неизменной структуре сетки. В качестве критерия сходимости рассмотрено среднеквадратическое отклонение температуры в области жидкости и колонны в интервале индукционного нагрева (интервал по вертикали L , по радиусу $r_1 - r_3$) (см. рис. 1):

$$F = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^N (T_i^* - T_i)^2}}{N},$$

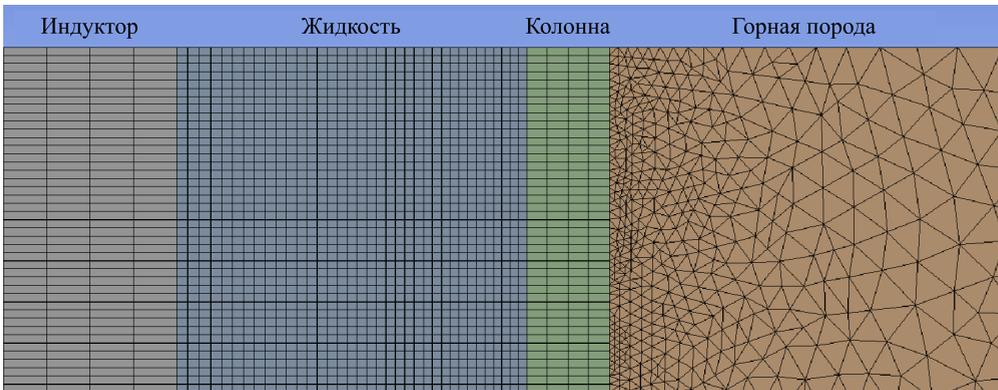


Рис. 3. Расчетная сетка, используемая в модели.

где T_i^* — температура в центре i -го элемента для более грубой сетки, T_i — интерполяция температуры в i -й точке для более мелкой сетки, N — общее количество элементов. Условие сходимости $F < 10^{-3}$ К. Общее количество узлов в модели, удовлетворяющей условию сходимости, составило около 405000. Количество узлов сетки в интервале жидкости — 216000 (36 узлов по радиусу и 6000 по вертикали). Размер ячеек на границе со стенкой обсадной колонны $r \times z = 1 \times 1$ мм, шаг роста по радиусу равен 1,01, на границе жидкости с индуктором размер ячеек $r \times z = 1,4 \times 1$ мм, линейный размер ячеек по вертикали постоянен и равен 1 мм (см. рис. 3).

Для численного решения уравнений Навье–Стокса используется метод (схема) PISO — алгоритм, входящий в семейство алгоритмов SIMPLE, в сравнении с SIMPLE он основан на более высокой степени приближенного соотношения между поправками на давление и скорость. Для пространственной дискретизации конвективных членов была выбрана схема QUICK (Quadratic Upwind Interpolation), которая имеет третий порядок точности на равномерных четырехугольных сетках. При расчете градиентов для вычисления диффузионных членов и производных скоростей используется способ Green-Gauss Node Based. Для вычисления градиента давления выбрана схема PRESTO!, которая используется для сильно закрученных течений и течений с большими градиентами [12].

Теплофизические свойства каждой зоны представлены в таблице.

Вязкость жидкости (воды) 0,5 МПа·с, коэффициент теплового расширения $0,00053 \text{ K}^{-1}$. Свойства жидкости были взяты для температуры $60 \text{ }^\circ\text{C}$ (333,15 К), принятой как начальная температура в модели и граничная температура жидкости на входе.

Мощность индуктора составляет 1 кВт. При моделировании полагается, что тепло равномерно выделяется вдоль нагреваемого участка металлической обсадной колонны длиной L (соответствующей длине индукционного нагревателя) и площадью поперечного сечения S . Объем нагреваемого металла составляет $V = L \cdot S = 0,017 \text{ м}^3$, объемное тепловыделение составляет 581 кВт/м^3 .

Длительность нагрева составляет 20 мин, интервал времени между циклами нагрева — 20 мин. Радиус распространения теплового возмущения в горных породах за единственный цикл работы индуктора ($t = 40$ мин) $l = \sqrt{\frac{\lambda}{c \rho}} t$ составляет 0,05 м [13], что существенно меньше внешнего радиуса области моделирования $r_4 = 1$ м.

Модели турбулентности

Для турбулентного режима течения жидкости в обсадной колонне рассмотрены модель турбулентности Спаларта–Аллмараса (SA) и модель переноса сдвиговых напряжений (SST $k-w$) [14].

Таблица

Теплофизические параметры зон

Зона	λ , Вт/(м·К)	c , Дж/(кг·К)	ρ , кг/м ³
Жидкость (вода)	0,65	4185	983
Металл	50	500	8000
Цементное кольцо + горная порода	2	1000	2500

Характерные значения y^+ ближайших к стенке узлов рассчитаны по зависимости

$$y^+ = \sqrt{\frac{\mu}{\rho} \left(\frac{\partial u}{\partial y} \right)_{y=0}} \frac{y}{\nu},$$

где μ — динамическая вязкость, u — составляющая скорости потока в направлении течения (вертикальная составляющая), ρ — плотность, y — размер первой ячейки, ν — кинематическая вязкость.

Расчетное значение y^+ составило 0,53. Поскольку в моделях турбулентности SA и SST $k-w$ не используется функция стенки, реализовано полное разрешение пограничного слоя. Значение y^+ для моделей турбулентности без использования пристеночных функций должно быть меньше 1, таким образом, расчетная сетка удовлетворяет требуемому условию по y^+ [15].

Характер распределения среднemasсовой температуры восходящего потока (средняя по сечению температура с учетом скорости различных слоев жидкости) и средней по сечению температуры в колонне показан на рис. 4. Объемный расход потока в колонне принят 25 м³/сут. Величины температурных возмущений на приведенных ниже рисунках характеризуют изменение температуры ΔT относительно начального значения. Отклонение максимальной температуры для моделей SA и SST $k-w$ составило 1,8 К для колонны и 0,1 К для жидкости. Проведены также экспериментальные исследования с использованием физической модели скважины с индукционным нагревателем [10], результаты замеров максимальной температуры колонны и жидкости в процессе нагрева показаны точками на рис. 4. Измеренная температура колонны и жидкости находится между кривыми, соответствующими моделям SA и SST $k-w$. В дальнейших расчетах использована модель SA ввиду ее простоты (поскольку модель SA относится к классу однопараметрических моделей турбулентности), хорошей устойчивости и надежности.

Анализ результатов расчетов

Исследуется процесс формирования температурного поля в процессе работы индуктора с учетом естественной тепловой конвекции. Результаты расчета динамики

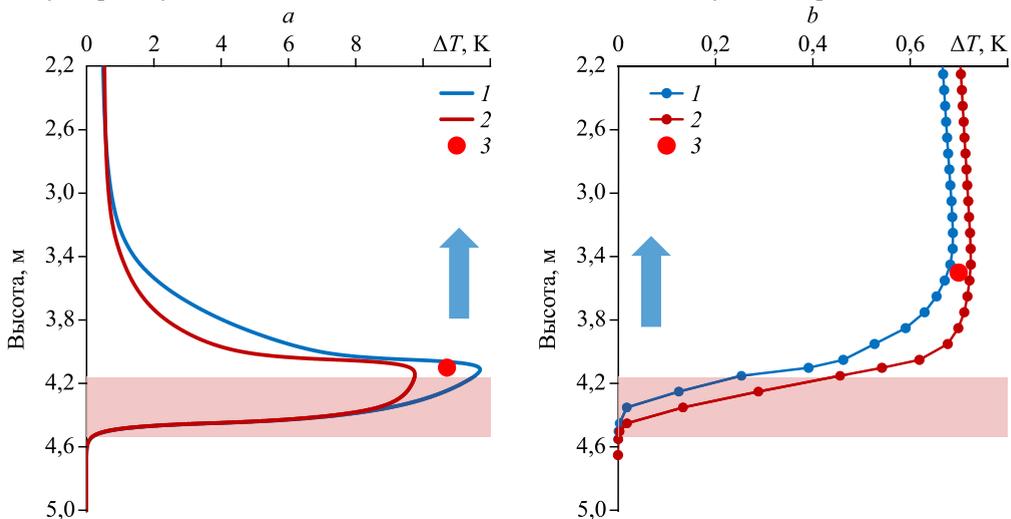


Рис. 4. Сравнение результатов расчетов температуры колонны (а) и жидкости (б) для моделей турбулентности SA (1), SST $k-w$ (2) и эксперимента (3).

Цветом выделен интервал нагрева, стрелкой показано направление потока в колонне.

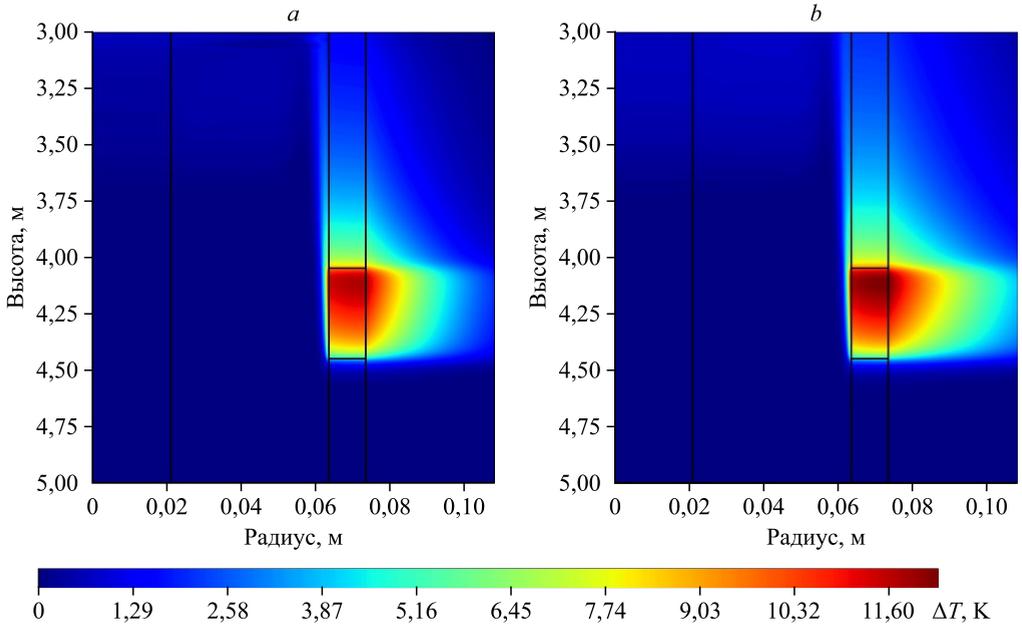


Рис. 5. Температура в скважине через 10 (слева) и 20 (справа) минут нагрева.

температурного поля в процессе нагрева и после остановки индуктора при объемном расходе потока в колонне $10 \text{ м}^3/\text{сут}$ приведены на рис. 5, 6.

Наибольшая температура в процессе нагрева (см. рис. 5) достигается в верхней части интервала нагрева колонны: через 10 и 20 мин работы индуктора величина максимального разогрева колонны составляет 11,8 и 12,3 К соответственно. Под разогревом колонны/жидкости понимается увеличение температуры колонны/жидкости относительно начальной температуры; интервал нагрева — участок скважины длиной L , в котором происходит нагрев обсадной колонны.

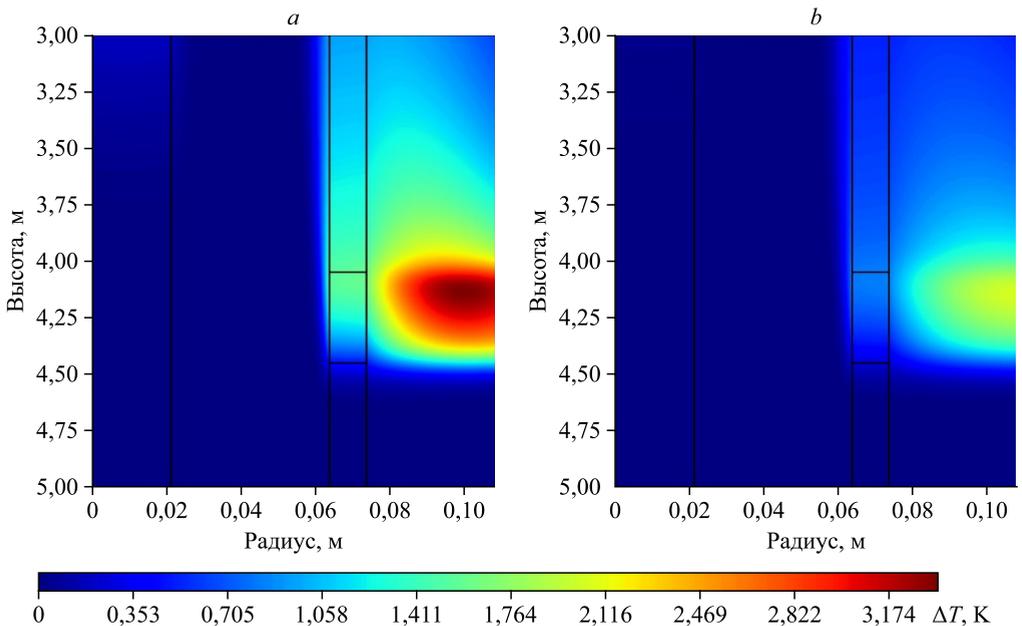


Рис. 6. Температура в скважине через 10 (слева) и 20 (справа) минут после остановки индуктора.

После остановки работы индуктора (см. рис. 6) наблюдается процесс расформирования температурного поля, величина максимального разогрева колонны через 10 и 20 мин составляет 1,6 и 0,8 К соответственно, а наибольшие остаточные температурные возмущения отмечаются в области цементного кольца и горных пород вблизи интервала нагрева и составляют для указанных моментов времени 3,4 и 2,1 К.

Характер распределения температуры восходящего потока, движущегося внутри колонны, в процессе и после остановки нагрева представлен на рис. 7. Приведено распределение среднemasсовой температуры по сечению жидкости в различные моменты времени после начала и прекращения индукционного нагрева. Уже через 5 мин нагрева величина максимального разогрева жидкости в колонне достигает около 1,2 К, через 20 мин нагрева она составляет 1,6 К.

Влияние естественной тепловой конвекции приводит к смещению максимума температуры жидкости вверх на 0,4–0,6 м относительно интервала нагрева за счет влияния свободных тепловых потоков. В процессе охлаждения после остановки индуктора величина разогрева жидкости (на высоте, соответствующей верхней границе интервала нагрева) снижается от 0,22 до 0,05 К.

На рис. 8 показано распределение температуры в жидкости (а) и колонне (б) с учетом и без учета естественной тепловой конвекции через 20 мин после начала/остановки нагрева. Распределение температуры в колонне приведено как среднее по сечению в металле. При работе индуктора для модели с учетом естественной тепловой конвекции температура жидкости (см. рис. 8а) над интервалом нагрева больше (на $< 0,8$ К), а в интервале нагрева ниже (на $\approx 0,1$ К), чем для модели без учета естественной тепловой конвекции. После остановки нагрева температура жидкости выше для модели без учета естественной тепловой конвекции.

Для модели с учетом естественной тепловой конвекции металл разогревается меньше, чем для модели без ее учета, как в процессе нагрева, так и после остановки индуктора. Например, через 20 мин нагрева величины максимального разогрева колонны

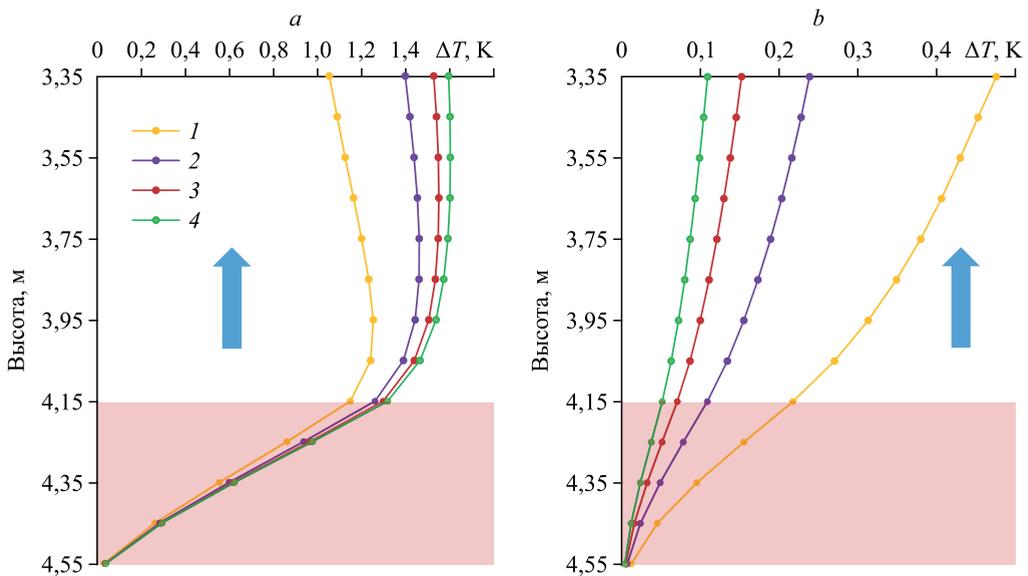


Рис. 7. Распределение среднemasсовой температуры жидкости в процессе нагрева (а) и после остановки (б) индуктора при расходе жидкости $10 \text{ м}^3/\text{сут}$.
Время после начала нагрева или остановки: 5 (1), 10 (2), 15 (3) и 20 (4) мин.

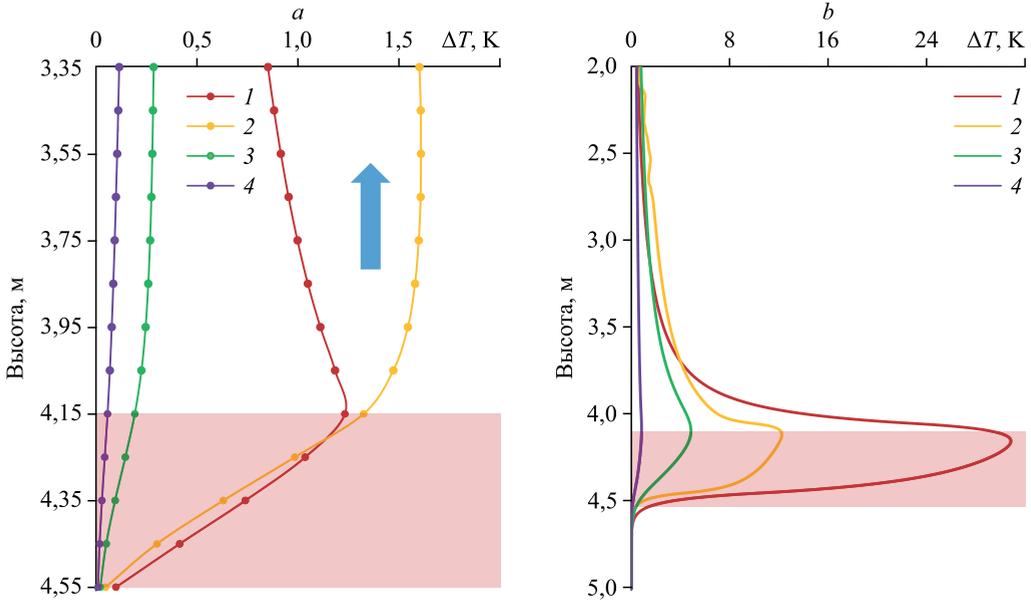


Рис. 8. Распределение среднемассовой температуры жидкости (а) и температуры колонны (b) в процессе нагрева и после остановки индуктора.

Шифр кривых: 1, 2 — без учета и с учетом конвекции соответственно в процессе нагрева; 3, 4 — без учета и с учетом конвекции соответственно после остановки.

с учетом и без учета естественной тепловой конвекции составляют 31 и 12 К соответственно (погрешность расчета температуры вследствие пренебрежения естественной тепловой конвекцией составляет около 158 %). Такой характер поля температуры объясняется более интенсивным переносом тепла в жидкости из-за наличия конвективных потоков (для модели с естественной тепловой конвекцией), связанных с различием температуры и плотности слоев жидкости, расположенных на разном расстоянии относительно нагреваемой стенки колонны.

На рис. 9 показаны распределения среднемассовой температуры жидкости (рис. 9a) и температуры колонны (рис. 9b) через 20 мин нагрева при различных расходах жидкости с учетом естественной тепловой конвекции. При расходе жидкости $5 \text{ м}^3/\text{сут}$ величина ее максимального разогрева в процессе работы индуктора достигает 3,4 К, в то время как при расходе $50 \text{ м}^3/\text{сут}$ она составляет менее 0,5 К. Следует отметить, что при увеличении расхода жидкости величина максимального разогрева колонны в интервале индукционного нагрева снижается незначительно — с 12,2 до 11,3 К (на 7 %), причем для малых расходов (5 и $10 \text{ м}^3/\text{сут}$) распределения температуры в колонне практически совпадают. Это связано с тем, что при снижении расхода жидкости возрастает влияние естественной тепловой конвекции, препятствующей дальнейшему увеличению температуры колонны при снижении расхода. Для расхода $5 \text{ м}^3/\text{сут}$ наблюдается немонотонное изменение температуры жидкости и колонны выше интервала нагрева, связанное с активной циркуляцией жидкости в пристеночной зоне колонны в условиях естественной тепловой конвекции.

Для оценки влияния естественной тепловой конвекции широко применяется критерий Ричардсона:

$$\text{Ri} = \frac{\text{Gr}}{\text{Re}^2} = \frac{gL\beta\Delta T}{\nu^2},$$

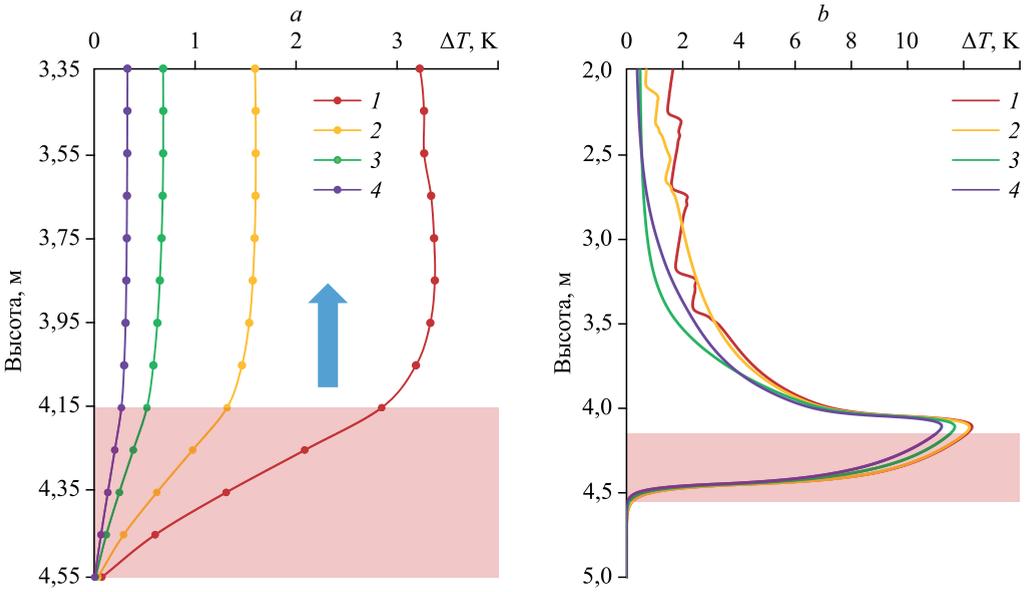


Рис. 9. Распределения среднемассовой температуры жидкости (а) и температуры колонны (b) через 20 минут нагрева.

Шифр кривых – расход жидкости в колонне: 1 – 5 м³/сут, 2 – 10 м³/сут, 3 – 25 м³/сут, 4 – 50 м³/сут.

где Gr — число Грасгофа, Re — число Рейнольдса, β — коэффициент теплового расширения, ΔT — характерная разница температур, v — скорость потока жидкости.

Считается, что при $Ri \ll 1$ влиянием естественной тепловой конвекции можно пренебречь, при $Ri \gg 1$ естественная тепловая конвекция преобладает над вынужденной, а при $Ri \approx 1$ требуется учет и естественной, и вынужденной конвекции.

На рис. 10 приведены числа Ричардсона, рассчитанные для расходов 5, 10, 25, 50 м³/сут через 20 мин после начала/остановки нагрева. Для фазы нагрева для указанных величин расхода $Ri = 80, 23, 3,8$ и $0,9$ соответственно, для фазы охлаждения $Ri = 8,3, 1,6, 0,2$ и $0,03$ соответственно. Таким образом, в фазе нагрева влияние естественной тепловой конвекции остается значительным во всем интервале 5–50 м³/сут и даже через 20 мин после остановки индуктора остается существенным для расходов до 25 м³/сут.

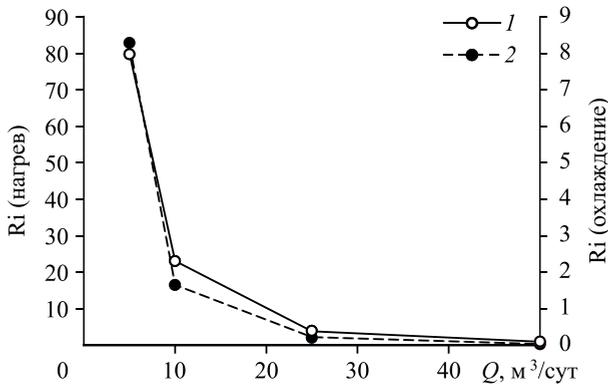


Рис. 10. Число Ричардсона для жидкости.

1 — через 20 минут нагрева, 2 — через 20 минут после остановки.

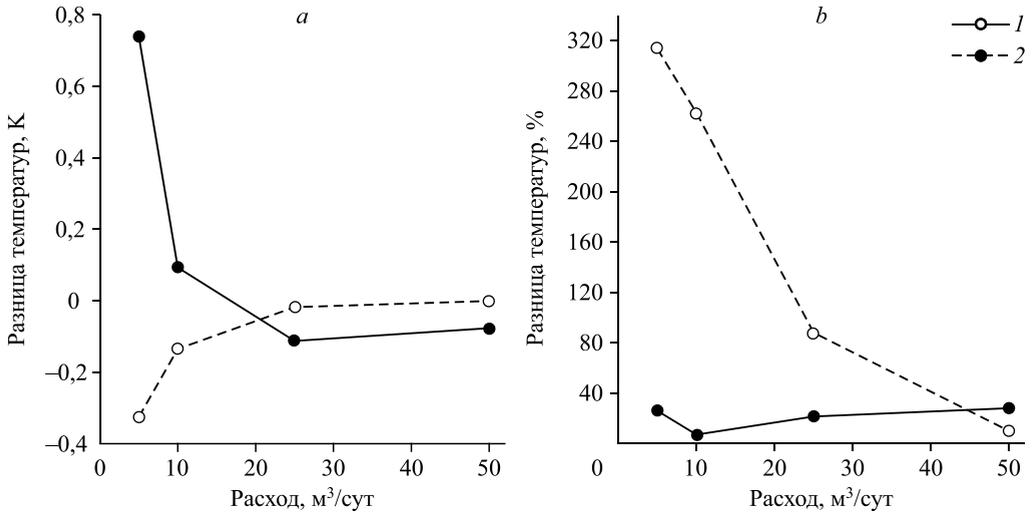


Рис. 11. Разница среднемассовой температуры жидкости для моделей с учетом и без учета естественной тепловой конвекции.
a и *b* — соответственно абсолютная и относительная разница температур,
 (1 — 20 минут нагрева, 2 — 20 минут после остановки индуктора).

Разница температур жидкости (на высоте, соответствующей верхней границе интервала нагрева) между моделями с учетом и без учета естественной тепловой конвекции, рассчитанная с помощью CFD-моделирования, представлена на рис. 11, она снижается по мере увеличения расхода жидкости. При расходе $5 \text{ м}^3/\text{сут}$ после 20 мин нагрева разница температур жидкости составляет $0,75 \text{ К}$, при расходе $50 \text{ м}^3/\text{сут}$ — $0,08 \text{ К}$ (см. рис. 11*a*). Через 20 мин после остановки нагрева разница температур для расходов 5 и $50 \text{ м}^3/\text{сут}$ составляет $0,32$ и $0,001 \text{ К}$ соответственно. Относительная разница температур (приведенная к температуре для модели с учетом естественной тепловой конвекции) для расходов 5 и $50 \text{ м}^3/\text{сут}$ составляет 25 и 28 % для фазы нагрева, 313 и 9 % для фазы охлаждения после остановки соответственно.

Для колонны также наблюдается снижение разницы температур между моделями с учетом и без учета естественной тепловой конвекции при увеличении расхода (рис. 12). При расходе $5 \text{ м}^3/\text{сут}$ после 20 мин нагрева разница температур колонны составляет около 22 К , при расходе $50 \text{ м}^3/\text{сут}$ — около $0,9 \text{ К}$ (рис. 12*a*). Через 20 мин после остановки нагрева разница температур колонны для расходов 5 и $50 \text{ м}^3/\text{сут}$ составляет $5,9$ и $0,03 \text{ К}$ соответственно. Относительная разница температур при увеличении расхода от 5 до $50 \text{ м}^3/\text{сут}$ снижается с 181 до 9 % для фазы нагрева и с 720 до 9 % для фазы охлаждения после остановки соответственно.

Таким образом, погрешность расчета температуры для жидкости и колонны (за счет пренебрежения влиянием естественной тепловой конвекции) менее 10 % достигается только при объемном расходе $50 \text{ м}^3/\text{сут}$ и после остановки индуктора, что качественно согласуется с оценками, полученными на основе числа Ричардсона.

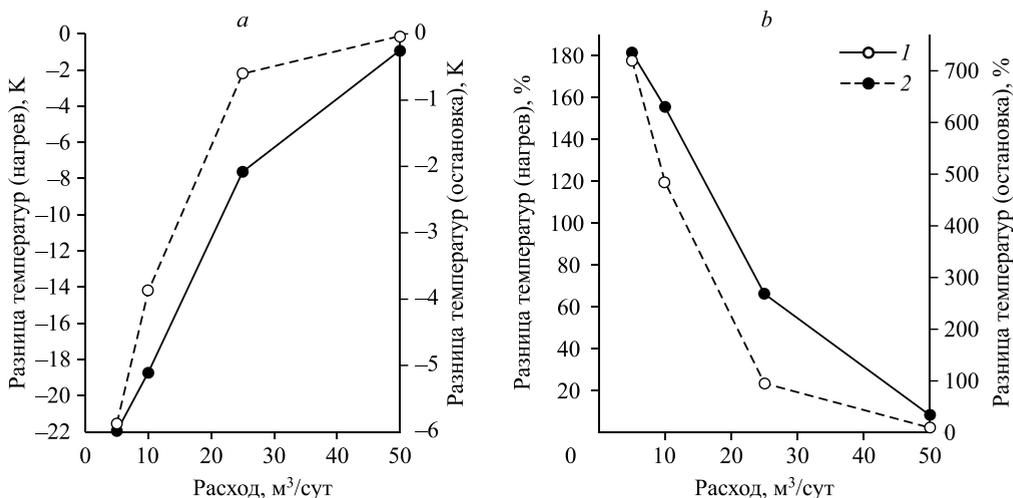


Рис. 12. Разница температур колонны для моделей с учетом и без учета естественной тепловой конвекции: абсолютная (а) и относительная (б) через 20 мин. нагрева (1) и через 20 мин. после остановки индуктора (2).

Выводы

1. На основе численного CFD-моделирования в программном пакете Ansys Fluent изучены особенности формирования нестационарного температурного поля в скважине в процессе индукционного нагрева обсадной колонны при различном объемном расходе потока. Установлено, что при увеличении расхода от 5 до 50 м³/сут для принятых в работе условий моделирования (мощность индуктора 1 кВт, длина участка нагрева 0,4 м, поток воды в колонне внутренним диаметром 127 мм и толщиной стенки 10 мм, длительность циклов нагрева и интервал между ними 20 мин) максимальный разогрев жидкости, определяемый изменением среднemasсовой по сечению температуры, снижается от 3,4 до 0,5 К (на 85 %), тогда как максимальный разогрев колонны снижается от 12,2 до 11,3 К (на 7 %), причем для малых расходов (5, 10 м³/сут) распределения температуры колонны в интервале индукционного нагрева практически совпадают. Вышесказанное связано с увеличением влияния естественной (свободной) конвекции, препятствующей возрастанию температуры колонны при снижении расхода.

2. Изучено влияние естественной тепловой конвекции на формирование температурного поля в жидкости и колонне. Показано, что естественная тепловая конвекция обуславливает смещение максимума температуры жидкости вверх на 0,4–0,6 м относительно интервала нагрева. Установлено, что при учете естественной тепловой конвекции колонна разогревается меньше, чем для модели без учета естественной тепловой конвекции. В частности, для объемного расхода в колонне 10 м³/сут погрешность расчета разогрева колонны вследствие пренебрежения естественной тепловой конвекцией составила около 158 %. Показано, что характер изменения температуры жидкости и колонны связан с тем, что для модели с естественной тепловой конвекцией учитывается перенос тепла в жидкости из-за различия температуры и плотности слоев жидкости, расположенных на разном расстоянии относительно нагреваемой стенки колонны.

3. Установлено, что при принятых в работе условиях моделирования влияние естественной тепловой конвекции остается значительным для фазы нагрева во всем интервале расходов 5–50 м³/сут. Для фазы охлаждения пренебрежение естественной тепловой конвекцией применимо (с погрешностью расчетов менее 10 %) только при объемном расходе порядка 50 м³/сут.

Список литературы

1. Баскаков П.А. Численное моделирование естественной конвекции в индукционно-резистивном нагревателе // Естеств. и техн. науки. 2015. № 8(86). С. 52–56.
2. Сухов С.А. Моделирование двумерной конвекции Рэлея–Хэдли // Изв. вузов. Сев.-Кавказ. регион. Естеств. науки. 2012. № 3. С. 32–37.
3. Демежко Д.Ю., Миндубаев М.Г., Хацкевич Б.Д. Температурные эффекты свободной тепловой конвекции в буровых скважинах // Геология и геофизика. 2017. Т. 58, № 10. С. 1602–1610.
4. Валиуллин Р.А., Яруллин Р.К. Особенности геофизических исследований действующих горизонтальных скважин // Вестн. АН Республики Башкортостан. 2014. № 1. С. 21–28.
5. Валиуллин Р.А., Шарафутдинов Р.Ф., Федотов В.Я., Закиров М.Ф., Шарипов А.М., Ахметов К.Р., Азизов Ф.Ф. Использование нестационарной термометрии для диагностики состояния скважин // Нефт. хоз-во. 2015. № 5. С. 93–96.
6. Валиуллин Р.А., Рамазанов А.Ш., Хабиров Т.Р., Садретдинов А.А., Шако В.В., Сидорова М., Котляр Л., Федоров В.Н., Салимгареева Э.М. Интерпретация термогидродинамических исследований при испытании скважины на основе численного симулятора // Рос. нефтегазовая техн. конф. SPE (Москва, Россия, 26–28 окт. 2015 г.) [Электронный ресурс]. S.l.: Soc. Petroleum Engrs, 2013. P. 176589.
7. Валиуллин Р.А., Шарафутдинов Р.Ф., Рамазанов А.Ш., Дрягин В.В., Адиев Я.Р., Шилов А.А. Способ активной термометрии действующих скважин (варианты): пат. РФ на изобретение № 2194160; 10.12.2002. Заявка № 2001102007/03 от 22.01.2001.
8. Валиуллин Р.А., Шарафутдинов Р.Ф., Федотов В.Я., Космылин Д.В., Канафин И.В. Исследование температурного поля в скважине с индукционным нагревом колонны при наличии каналов заколонного перетока жидкости // Вестн. Тюм. гос. ун-та. Физ.-матем. моделирование. Нефть, газ, энергетика. 2017. Т. 3, № 3. С. 17–28.
9. Henkes R.A.W.M., Van der Flugt F.F., Hoogendoorn C.J. Natural convection flow in a square cavity calculated with low-Reynolds-number turbulence models // Intern. J. Heat Mass Transfer. 1991. Vol. 34. P. 1543–1557.
10. Валиуллин Р.А., Шарафутдинов Р.Ф., Садретдинов А.А., Закиров М.Ф., Хабиров Т.Р., Шарипов А.М. Экологические вопросы контроля за эксплуатацией скважин подземных хранилищ газа // Изв. Самар. науч. центра РАН. 2015. Т. 17, № 5. С. 256–262.
11. Bergman Th.L., Lavine A.S., Incropera F.P., DeWitt D.P. Fundamentals of heat and mass transfer, 8th ed. Univ. of Notre Dame, USA, 2006. 1070 p.
12. Ansys 2022R1 Documentation. Ansys Fluent Theory Guide. Ansys Inc., Southpointe, 2022. 1036 p.
13. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. М.: Атомиздат, 1979. 416 с.
14. Spalart P.R. Strategies for turbulence modelling and simulation // Intern. J. Heat and Fluid Flow. 2000. Vol. 21, No. 3. P. 252–263.
15. Сентябов А.В., Гаврилов А.А., Дектерев А.А. Исследование моделей турбулентности для расчета закрученных течений // Теплофизика и аэромеханика. 2011. Т. 18, № 1. С. 81–93.

*Статья поступила в редакцию 6 июля 2022 г.,
после доработки — 7 декабря 2022 г.,
принята к публикации 2 марта 2023 г.*