

Д. В. Прошекальников, Е. И. Кульментьева, Р. Р. Рамазанов,
С. Д. Солодов

РАСЧЕТ КОЭФФИЦИЕНТОВ ТЕПЛО И МАССООТДАЧИ В СТВОЛЕ НЕФТЯНОЙ СКВАЖИНЫ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ $k-\epsilon$ МОДЕЛИ ТУРБУЛЕНТНОСТИ

Ключевые слова: гидродинамика, моделирование, теплообмен, скважина, очистка.

Произведен сравнительный анализ расчетов теплообмена при пульсационной очистке нефтяной скважины. Расчеты производились в рамках квазистационарной и стандартной $k-\epsilon$ модели турбулентности. Результаты по коэффициентам тепло-массоотдачи, полученные в расчетах по стандартной $k-\epsilon$ модели турбулентности свидетельствуют о том, что эффекты локальные эффекты, связанные с процессами диссипации кинетической энергии в турбулентном потоке жидкости и в пограничном слое диссипации кинетической энергии потока играют существенную роль для органических растворителей. Для воды эти эффекты незначительны. Здесь расхождение составляет около 20 %. Определена энергетическая эффективность очистки нефтяной скважины в пульсационном режиме для различных растворителей

Keywords: hydrodynamics, heat and mass transfer, simulation, well, cleaning.

The comparative analysis of calculations of a heatmass exchange is made at the pulsation cleaning of an oil well. Calculations were made within quasistationary and standard model of turbulence. Results on coefficients warm massооtдачи, poluchenenny in calculations for standard $k-\epsilon$ of model of turbulence testify that effects the local effects connected with processes of dissipation of kinetic energy in a turbulent stream of liquid and in an interface of dissipation of kinetic energy of a stream play an essential role for organic solvents. For water these effects are insignificant. Here the divergence makes about 20%. Power efficiency of cleaning of an oil well in the pulsation mode for various solvents is defined.

Введение

Очистка нефтяных скважин и призабойной зоны направлено на удаление асфальтеносмолопарафиновых отложений (АСПО) на внутрискважинном оборудовании, стенках НКТ и обсадной колонны, в порах коллектора, а также штангах и насосе.

Пульсационная очистка нефтяной скважины приводит к возникновению нестационарных переток в призабойной зоне пласта. Ее эффективность может быть повышена путем использования различных растворителей и технологий кислотной обработки [1].

Для определения скорости тепло-массообмена в работах [2-4] предложена квазистационарная модель расчета, в которой сначала рассчитывается гидродинамика движения жидкости по трубопроводной арматуре, а затем теплообмен.

В рамках этой модели коэффициент теплоотдачи α можно получить согласно уравнениям:

$$\alpha = \frac{\lambda}{\delta_T}, \quad \frac{\delta_T}{\delta} = \frac{1}{\sqrt[3]{Pr}}, \quad \delta = \xi \cdot \frac{v}{w_*}, \quad (1)$$

где δ_T - тепловой пограничный слой, $Pr = \frac{\nu}{a}$ - число Прандтля. Толщина гидродинамического пограничного слоя δ определяется через интегральный коэффициент сопротивления λ , [5]

$$\delta = \xi \cdot \frac{v}{w_*} = \xi \cdot v \sqrt{\frac{8}{\lambda}} \cdot \frac{1}{w} \quad (2)$$

Коэффициенты массоотдачи вычисляются по принципу аналогии теплообмена.

Однако приведенные выше уравнения не учитывают особенности локальных процессов диссипации кинетической энергии в турбулентном

потоке жидкости и в особенности в пограничном слое.

В связи с этим в работе поставлена задача - произвести расчеты теплообмена для пульсационной динамики движения жидкости в рамках $k-\epsilon$ модели турбулентности, где производится учет вышеизложенных особенностей.

Семейство $k-\epsilon$ моделей относится к двум параметрическим моделям турбулентности, в которых решаются два уравнения переноса определяющие турбулентную скорость и масштаб длины. Выбор модели турбулентности зависит от характера турбулентного потока, требуемой точности, доступных вычислительных ресурсов, и временных затрат необходимых на процесс моделирования. Для адекватного выбора модели турбулентности необходимо четко представлять свойства и ограничения каждой модели турбулентности.

Традиционно считается, что стандартная $k-\epsilon$ модель турбулентности Лаундера-Сполдинга пригодна для высокорейнольдсовых течений (порядка $Re=10^5$) и обеспечивает хорошие результаты при моделировании течений с малыми градиентами скоростей, а также с использованием расчетной сетки, разрешающей только логарифмический подслой. А ее низкорейнольдсовые модификации: "RNG" и "Realizable" $k-\epsilon$ модели учитывают конечную скорость турбулентной диссипации ϵ и улучшает точность решения высоконапряженных потоков с циркуляцией турбулентности, что улучшает точность расчета течений с закруткой потока. «RNG» теория предлагает аналитическую формулу турбулентных чисел Прандтля, в то время, как в стандартной $k-\epsilon$ модели данный параметр является константой.

Практические исследования показали, что "RNG" и "Realizable" $k-\epsilon$ модели турбулентности за-

вышают либо занижают значение турбулентной вязкости. Поэтому для расчетов в работе использовалась стандартная k-ε модель турбулентности.

1. Пульсационная гидродинамика в призабойной зоне скважины

На рис. 1 схематически показана структура потоков в призабойной зоне скважины. На концевике НКТ расположен высокочастотный индукционный нагреватель ВИН, способный за 2-3 мин нагреть поверхность НКТ до температуры 70-80°C [6]. Хвостовик насосно-компрессорной трубы имеет изоляционное фланцевое соединение от основной части НКТ, так, что поток тепла не распространяется вдоль поверхности металла, а также опущен ниже интервала перфорации на длину равную L, порядка 10-15 метров

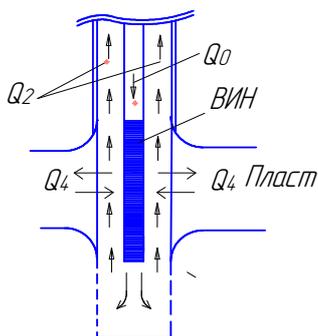


Рис. 1 - Потоки рабочей жидкости в призабойной зоне скважины с высокочастотным индукционным нагревом на концевике

Согласно [3] средняя температура потока жидкости растет согласно закону

$$\vartheta = 1 - \exp\left[-\frac{t}{\tau}\right], \quad (3)$$

где $\vartheta = \frac{T - T_0}{T_c - T_0}$, T_0 - начальная температура (порядка 20-25°C), $\tau = \frac{(d_2^2 - d_1^2)\rho C_p}{4\alpha d_1}$ - характерное время нагрева до температуры стенки T_c .

Поток по НКТ подается сверху и возвращается по затрубному пространству. После переключения клапана управления на устье, направления потоков меняются на противоположные. На рис. 2 представлена динамика изменения объемного расхода в затрубье для воды.

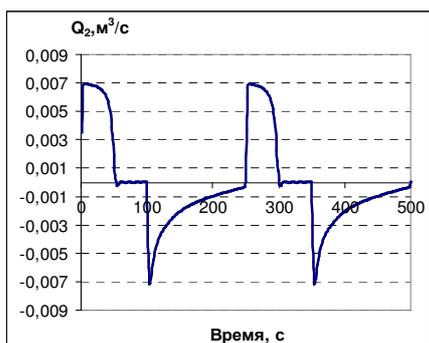
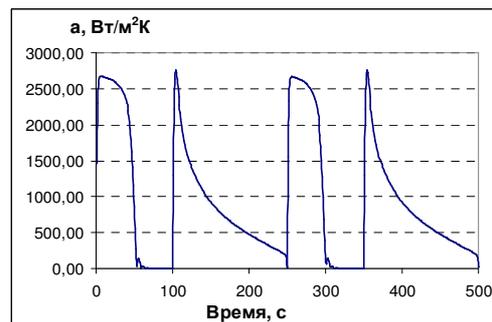
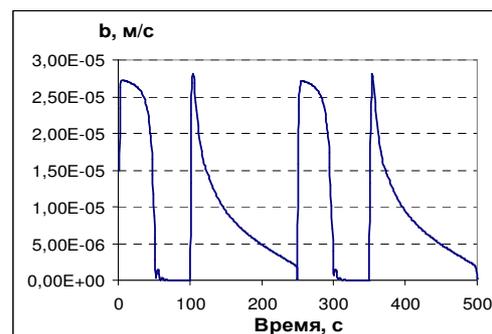


Рис. 2 - Динамика изменения потока в затрубье

Соответствующие этой динамике мгновенные значения коэффициентов тепло α Вт/м²К и массоотдачи β м/с, рассчитанные по квазистационарной модели (КСМ) (1), (2) показаны на рис. 3 а, б.



а



б

Рис. 3 - Мгновенные значения коэффициентов тепло и массоотдачи для воды по КСМ модели

2. Расчет коэффициентов теплоотдачи по стандартной k-ε модели турбулентности

Расчет коэффициентов теплоотдачи по стандартной k-ε модели турбулентности производился в программном комплексе FLUENT, где используется метод конечных элементов (МКЭ). Геометрическая модель объекта задавалась в виде круглой цилиндрической трубы с длиной равной зоне интервала перфораций (l=2-4 м) со стандартным диаметром НКТ (d=145 мм). Математическое описание задавалось системой дифференциальных уравнений Навье Стокса, дополненных уравнениями неразрывности и энергии, с заданными краевыми условиями переноса тепла. Коэффициенты массоотдачи вычислялись из условий подобия. В качестве растворителей были выбраны нефрас, пластовая вода, газойль, керосин. Расчет производился по двум методам:

Метод 1 « Wall Func. Heat Tran. Coef.»

Коэффициент теплоотдачи определяется из соотношения

$$\alpha = \frac{\rho c_p C_\mu^{1/4} k_p^{1/2}}{T^*} \quad (4)$$

где ρ - плотность, c_p - теплоемкость, k_p - турбулентная кинетическая энергия в точке p. Согласно стандартной k-ε модели турбулентная вязкость μ_t выражается через величины k (турбулентная энергия) и ε (скорость диссипации турбулентной энергии k) сле-

дующим образом $\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon}$, C_μ - константа $k - \varepsilon$ модели турбулентности, T^* определяется по следующему выражению [7], [8]:

$$T^* = \frac{(T_w - T_p) \rho_p C_p^{1/4} k_p^{1/2}}{\dot{q}} = \begin{cases} Pr y^* + \frac{1}{2} \rho Pr \frac{C_\mu^{1/4} k_p^{1/2}}{\dot{q}} U_p^2 & (y^* < y_T^*) \\ Pr \left[\frac{1}{k} \ln(Ey^*) + P \right] + \\ + \frac{1}{2} \rho \frac{C_\mu^{1/4} k_p^{1/2}}{\dot{q}} [Pr U_p^2 + (Pr - Pr_c) U_c^2] & (y^* > y_T^*) \end{cases}$$

Метод 2 «Surface Heat Transfer Coef.»

В этом методе коэффициент теплоотдачи определяется из соотношения

$$\alpha = \frac{q}{T_{wall} - T_{ref}}, \quad (5)$$

где q – конвективный тепловой поток, T_{wall} – температура стенки, T_{ref} – температура жидкости вдали от стенки, задается в программе как постоянная величина.

Мгновенные значения коэффициентов теплоотдачи α Вт/м²К для воды, рассчитанные по методам 1 и 2 показаны на рис. 4

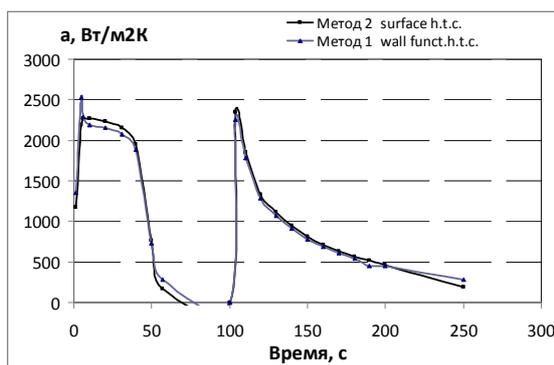


Рис. 4 - Мгновенные значения коэффициентов теплоотдачи для воды по $k - \varepsilon$ модели турбулентности

В таблицах 1, 2 приведены средние (по периоду пульсаций) значения коэффициентов тепло и массоотдачи для различных растворителей

Таблица 1 Средние по периоду коэффициенты теплоотдачи при тепловой очистке скважины для различных моделей и растворителей

Растворитель	Модель КСМ	Модель $k - \varepsilon$ турбулентности	
		Метод 1	Метод 2
Газойль	49	201	202
Керосин	80	37	38
Нефрас	152	49	51
Вода	961	1210	1211

Таблица 2 - Средние по периоду коэффициенты массоотдачи при тепловой очистке скважины для различных моделей и растворителей

Растворитель	Модель КСМ	Модель $k - \varepsilon$ турбулентности	
		Метод 1	Метод 2
Газойль	1,64E-06	4,60E-06	4,63E-06
Керосин	3,14E-06	9,70E-07	1,00E-06
Нефрас	6,55E-06	9,18E-07	9,55E-07
Вода	9,79E-06	1,09E-05	1,09E-05

Из расчетов видно, что данные по коэффициентам тепло-массоотдачи, полученные в расчетах по стандартной в $k - \varepsilon$ модели имеют лучшее совпадение (см. метод 1 и 2). Эффекты диссипации энергии играют существенную роль для органических растворителей. Для воды эти эффекты незначительны. Здесь расхождение составляет около 20 %, что вполне приемлемо

3. Эффективность очистки

Для эффективного прогрева призабойной зоны необходимо опускать хвостовик на длину L порядка 20-30 метров ниже интервала перфорации. Ее значение определяется из соотношения [3]

$$L = \frac{\tau \cdot \bar{W}}{2}, \quad (6)$$

где \bar{W} - средняя скорость растворителя. Мощность ВИН определяется экспериментально из расчета 4 кВт на метр длины ВИН [5].

Для оценки эффективности $\varepsilon = N/M$ ($N = N_{CP} + N_{ВИН}$) использования растворителей приводится энергия, затраченная на растворение единицы массы АСПО при пульсации (см. табл 3)

Таблица 3 - Эффективность тепловой очистки скважины для различных растворителей

Растворитель	α , Вт/м ² К	β , м/с	$\varepsilon = N/M$, кДж/г
Газойль	200,5	4,6E-06	668,04
Керосин	36,58	9,7E-07	118,41
Нефрас	48,7	9,18E-07	24,01
Вода	1209,5	1,09E-05	12,31

Из расчетов эффективности очистки можно сделать вывод, что она слабо зависит от растворимости рабочей жидкости, а главным образом определяется коэффициентами тепло и массоотдачи. Массоотдача определяет скорость растворения, а теплоотдача мощность ВИН. Для воды эти показатели наилучшие и приемлемые длины ВИН. Близким к воде является нефрас, у которого большая скорость растворения за счет его собственной растворимости, однако по энергозатратам вода превосходит нефрас в два раза.

Литература

1. *Насырова А.М., Куряшов Д.А., Баширцева Н.Ю., Идрисов А.Р.* Повышение эффективности солянокислотных обработок нефтяных скважин в карбонатных коллекторах // Вестник КГТУ. 2013. №8 с. 290-292.
2. *Гурьянов А.И., Фассахов Р.Х., Файзуллин И.К., Сахапов Я.М., Розенцвайг А.К., Процекальников Д.В.* Структуросберегающая технология импульсного дренирования нефтяных пластов // Нефтяное хозяйство. 2004.- № 11, с. 12-13.
3. *Фассахов Р.Х., Файзуллин И.К., Сахапов Я.М., Бадретдинов А.М., Елдашев Д.А., Процекальников Д.В., Гурьянов А.И.* Пульсационный способ повышения эффективности теплового воздействия на призабойную зону пласта // Нефтяное хозяйство. 2005.- №10.- с. 64-65.
4. *Процекальников Д.В., Рамазанов Р.Р., Солодов С.Д., Иванов Б.Н.* Моделирование гидродинамики и тепло-массообмена для определения эффективности очистки нефтяной скважины органическими растворителями в частотном режиме // Вестник КГТУ. 2012. №20 с. 196-198
5. *Марон, В.И.* О частоте турбулентных выбросов в сдвиговом течении. Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов. № 5, 2002, с.14-16
6. *Шилов А.А., Дрягин В.В., Опошнян В.И.* Тепловое воздействие на призабойную зону пласта с применением индукционного высокочастотного нагревателя. // Каротажник. - № 64. - С. 53-55.
7. *J. R. Viegas, M. W. Rubesin, and C. C. Horstman.* On the Use of Wall Functions as Boundary Conditions for Two-Dimensional Separated Compressible Flows. Technical Report AIAA-85-0180, AIAA 23rd Aerospace Sciences Meeting, Reno, Nevada, 1985.
8. *C. Jayatilleke.* The Influence of Prandtl Number and Surface Roughness on the Resistance of the Laminar Sublayer to Momentum and Heat Transfer. *Prog. Heat Mass Transfer*, 1:193-321, 1969.

© **Д. В. Процекальников** - доцент каф. ПАХТ КНИТУ, raduga_60@mail.ru; **Е. И. Кульментьева** – доцент той же кафедры, elena_kulmenteva@mail.ru; **Р. Р. Рамазанов** - руководитель проекта ООО "Миррико", ramazanov_r_r@mirrico.com; **С. Д. Солодов** - менеджер проекта ООО "Миррико", solodov_s_d@mirrico.com.