МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ УСЛОВИЙ К ХАРАКТЕРНЫМ РЕЖИМАМ ТЕЧЕНИЯ ДВУХФАЗНЫХ КРИОГЕННЫХ СРЕД В ТРУБАХ И КОЛЬЦЕВЫХ КАНАЛАХ

MODELING TRANSITIONAL CONDITIONS TO CHARACTERISTIC MODES OF THE COURSE OF TWO-PHASE CRYOGENIC MEDIA IN PIPES AND RING CHANNELS

М. Я. Хабибуллин
Marat Ya. Khabibullin

Уфимский государственный
нефтяной технический
университет, филиал,
г. Октябрьский,
Российская Федерация

Ufa State Petroleum
Technological University,
Branch, Oktyabrsky,
Russian Federation

В криогенной технике широко распространены адиабатные и диабатные двухфазные течения. Организация вынужденной циркуляции кипящей жидкости в каналах различной ориентации является одним из эффективных способов охлаждения многочисленных теплообменных устройств. Однако для создания рациональной конструкции теплообменных каналов необходимо знание условий, соответствующих переходу к нежелательным режимам течения, при наличии которых значительно ухудшается интенсивность теплообмена по периметру горизонтального канала.

В УГНТУ на специальном экспериментальном стенде проведено комплексное исследование гидродинамики и теплообмена при вынужденном движении двухфазных потоков гелия (а также азота) в трубах и кольцевых каналах с визуальным наблюдением режимов течения. Условно можно выделить несколько характерных по гидравлическому сопротивлению и теплообмену режимов течения двухфазного потока в горизонтальном канале. Это стратифицированное течение, включающее расслоенное и волновое течения, снарядное и волновое с перемычками течения, а также режимы течения, мало зависящие от ориентации канала – пузырьковый и кольцевой, включающий волнисто-кольцевое и дисперсно-кольцевое течения. В кольцевом канале режимы течения качественно согласуются с указанными режимами течения в трубе. Однако одним из определяющих параметров для выявления условий стратификации двухфазного потока в кольцевом канале является его наружный диаметр. При снарядном и волновом с перемычками режимах течения пленка жидкости у верхней образующей стенки канала поддерживается за счет жидкостных перемычек. При этом приведенное сопротивление (в виде функции паросодержания) в среднем близко к расчетному для гомогенной модели. Интенсивность теплоотдачи у верхней образующей стенки (при малых толщине и теплопроводности стенки) зависит от соотношения между скоростью испарения пристенной пленки жидкости и гидродинамическими характеристиками снарядного и волнового с перемычками течений. Так, при небольших значениях плотности теплового потока интенсивность теплоотдачи на верхней образующей стенки близка к интенсивности теплоотдачи на нижней образующей. При значениях плотности теплового потока, соответствующих области развитого пузырькового кипения, как правило, у верхней образующей стенки происходит переход к пленочному кипению (точнее, к конвективному теплообмену в газо-

Ключевые слова

адиабатный; процесс;
канал; перемычки; пульсация;
кольцевой; течение

вой фазе), и теплоотдача по сравнению с теплоотдачей на нижней образующей уменьшается примерно на порядок. Возникающие жидкостные перемычки вызывают значительную пульсацию температуры на верхней образующей стенки. При достижении условий, соответствующих переходу к кольцевому течению, происходит интенсификация теплообмена на верхней образующей стенки.

Adiabatic and diabatic two-phase flows are widespread in cryogenic technology. The organization of the forced circulation of boiling liquid in channels of various orientations is one of the effective ways of cooling numerous heat exchangers. However, to create a rational design of heat-exchange channels, it is necessary to know the conditions corresponding to the transition to undesirable flow regimes, in the presence of which the heat transfer intensity along the perimeter of the horizontal channel is significantly impaired.

A comprehensive study of hydrodynamics and heat transfer during forced movement of a two-phase flow of helium (as well as nitrogen) in pipes and annular channels with visual observation of flow regimes was conducted at a special experimental bench at USPTU. Conventionally, it is possible to distinguish several flow patterns of a two-phase flow in the horizontal channel that are characteristic of hydraulic resistance and heat transfer. This is a stratified flow, including stratified and wave flows, slug and wave flows with jumpers, as well as flow regimes that are little dependent on the channel orientation — bubble and ring, including wave-ring and dispersed-ring flows. In the annular channel, the flow regimes are in qualitative agreement with the indicated flow regimes in the pipe. However, one of the determining parameters for identifying the conditions for stratification of a two-phase flow in an annular channel is its outer diameter.

In the projectile and wave modes with jumpers, liquid jumpers support the flow of a liquid at the upper forming channel wall. In this case, the reduced resistance (as a function of the vapor content) is on average close to the calculated one for the homogeneous model. The heat transfer intensity near the upper generatrix of the wall (for small thickness and heat conductivity of the wall) depends on the ratio between the rate of evaporation of the near-wall liquid film and the hydrodynamic characteristics of the projectile and wave flow with jumpers. So, at small values of the heat flux density, the heat transfer intensity on the upper generatrix of the wall is close to the heat transfer intensity on the lower generatrix. When the values of the heat flux density correspond to the region of developed bubble boiling, as a rule, the upper generatrix of the wall undergoes a transition to film boiling (more precisely, convective heat transfer in the gas phase), and heat transfer compared to heat transfer to lower generatrix decreases by about an order of magnitude. The resulting liquid jumpers cause a significant temperature pulsation on the upper forming wall. When the conditions corresponding to the transition to the annular flow are reached, the heat exchange intensifies on the upper forming wall.

В криогенной технике широко распространены адиабатные и диабатные двухфазные течения. Организация вынужденной циркуляции кипящей жидкости в каналах различной ориентации является одним из эффективных способов охлаждения многочисленных теплообменных устройств. Однако для создания рациональной конструкции теплообменных каналов необходимо знание условий, соответствующих переходу к нежелательным режимам течения, при наличии которых значительно ухудшается интенсивность теплообмена по периметру горизонтального канала [1].

Key words

adiabatic; process; channel; jumpers; ripple; annular; flow

В УГНТУ на специальном экспериментальном стенде проведено комплексное исследование гидродинамики и теплообмена при вынужденном движении двухфазных потоков гелия (а также азота) в трубах и кольцевых каналах с визуальным наблюдением режимов течения [2].

Условно можно выделить несколько характерных по гидравлическому сопротивлению и теплообмену режимов течения двухфазного потока в горизонтальном канале. Это стратифицированное течение, включающее расслоенное и волновое течения, снарядное и волновое с перемычками течения, а также ре-

жимы течения, мало зависящие от ориентации канала — пузырьковый и кольцевой, включающий волнисто-кольцевое и дисперсно-кольцевое течения. В кольцевом канале режимы течения качественно согласуются с указанными режимами течения в трубе. Однако одним из определяющих параметров для выявления условий стратификации двухфазного потока в кольцевом канале является его наружный диаметр. Величина кольцевого зазора оказывает влияние на структуру потока при волнисто-кольцевом течении. Так, уменьшение кольцевого зазора приводит к соприкосновению между собой вершин отдельных волн на поверхности жидкостных пленок у обеих стенок канала с образованием винтообразных взаимоперечных жидкостных перемычек. Расстояние, или шаг между этими перемычками, составляет около четырех наружных диаметров кольцевого канала. Следует отметить, что у внутренней стенки канала средняя толщина пристенной пленки меньше, чем у наружной стенки, и соответственно при дисперсно-кольцевом течении высыхание пристенной пленки происходит раньше на внутренней стенке. Проведенный литературный анализ и обобщение полученных результатов по парожидкостным течениям гелия и азота в кольцевом и круглом каналах, а также известных карт режимов течения для двухфазных потоков воды и фреона позволили предложить расчетные соотношения для определения переходных условий к характерным по сопротивлению и теплообмену режимам течения [3]:

— переход от стратифицированного течения к снарядному и волновому с перемычками:

$$Fr_{l1}/Y + Fr_v R_{*2} = (\sigma_*)^{0.1}; \quad (1)$$

— переход от снарядного и волнового с перемычками течений к мало зависящим от ориентации канала:

$$Fr_{l1} Y R_{*2} + Fr_v = (\sigma_*)^{0.1}; \quad (2)$$

— в частности, переход к пузырьковому течению:

$$Fr_{l1} Y R_{*2} = (\sigma_*)^{0.1}; \quad (3)$$

— переход от волнисто-кольцевого к дисперсно-кольцевому течению:

$$Fr_v = \left(\frac{K_p}{Y}\right)^2 R_{*1} D_*^{0.5} + Fr_{l2}/Y (\sigma_*)^{0.1}, \quad (4)$$

где

$$Fr_{l1} = \frac{\omega(1-x)}{[\rho_l g D (\rho_l - \rho_v)]^{0.5}}; \quad (5)$$

$$Fr_v = \frac{\omega x}{[\rho_v g d_3 (\rho_l - \rho_v)]^{0.5}}; \quad (6)$$

$$Y = (\rho_v/\rho_l)^{0.35} (\mu_l/\mu_v)^{0.2}; \quad (7)$$

$$\sigma_* = \sigma_B/\sigma; \quad (8)$$

$$R_{*1} = 1 + \frac{4\sigma}{D^2 g (\rho_l - \rho_v)}; \quad (9)$$

$$K_p = \frac{0.02 + (\rho_v/\rho_l)^{0.5}}{0.1 + 2 (\rho_v/\rho_l)}. \quad (10)$$

В приведенных соотношениях в числа Fr_{l1} и R_{*1} вместо наибольшего диаметра D_* кольцевого канала входит эквивалентный гидравлический диаметр d_3 ; для круглой трубы $D_* = d_3 = d$, $Fr_{l1} = Fr_{l2}$ и $R_{*1} = R_{*2}$; ω — массовая скорость, кг/(м²·с); $x = x_i + x_*$ — массовое паросодержание; x_i — паросодержание на входе в канал; x_* — текущее генерируемое в канале паросодержание; ρ_v, ρ_l — плотности жидкости и пара (газа), кг/м³; μ_l, μ_v — вязкость жидкости и пара (газа), Па·с; σ_*, σ_g — поверхностное натяжение жидкости и воды ($\sigma_g = 73 \cdot 10^{-3}$ Н/м).

Для каналов с любой другой ориентацией в пространстве, кроме горизонтальной, соотношение (2) удовлетворительно обобщает имеющиеся данные по условиям перехода от пульсационных течений с нисходящими токами жидкости (пробковое и вспененное течения) к течениям, мало зависящим от ориентации, для которых переходные условия рассчитывают по соотношениям (2)–(4).

В выражениях (1)–(4) термодинамические свойства двухфазного потока учитываются соотношениями (7)–(9). Параметр R_* учитывает влияние диаметра канала, когда его значение близко к капиллярной постоянной двухфазного потока. По зависимостям (1)–(10) можно проследить влияние различных факторов, например приведенного давления, массовой скорости, паросодержания потока и диаметра канала, на режимы течения двухфазного потока. В целом влияние этих факторов удовлетворительно согласуется с имеющимися литературными данными. Карты режимов, построенные по уравнениям (1)–(4), имеют безразмерные координаты согласно выражениям (5), (6) в виде отношения инерционных сил жидкой и газовой фаз к силам тяжести, т.е. в виде модифицированного параметра Фруда для каждой фазы. Например, карта парожидкостных течений гелия (рисунок 1) при давлении $1,1 \cdot 10^5$ Па наглядно показывает, что с увеличением приведенного давления уменьшается область существования горизонтальных снарядного и волнового с перемычками течений (кривые 1 и 2 приближаются друг к другу,

см. рисунок 1) [4], а также область существования волнисто-кольцевого течения. В случае приближения диаметра канала и капиллярной постоянной двухфазного потока область существования снарядного и волнового с перемычками режимов течений расширяется в

результате уменьшения области стратифицированного течения; при меньших числах Fr_{l1} происходит переход к пузырьковому течению, при больших числах Fr_v — к дисперсно-кольцевому течению.

1, 2, 3, 4 — растут соответственно по зависимостям (1)–(4); a, b — изменение характера течения с ростом паросодержания в трубе и горизонтальном кольцевом канале при $W = \text{const}$, $R_* = 1$ и $(D/d_э)^{0.5} = 2,5$
Рисунок 1. Карта характерных парожидкостных течений гелия ($p = 1,1 \cdot 10^5$ Па)

Характер влияния различных режимов течения двухфазного потока на теплообмен и приведенные потери давления на трение $\Delta p_{\text{тр}}/\Delta p_{l_0}$ (здесь Δp_{l_0} — потери давления за счет трения, рассчитываемые для жидкости при суммарном расходе смеси) заключаются в следующем [5–8].

Стратифицированный режим течения [граничное условие (1)] объединяет расслоенное и волновое течения, когда жидкость не дости-

гает верхней образующей стенки канала. При этом режиме течения и объемном расходе паросодержании $\beta < 0,8$ приведенное сопротивление $\Delta p_{\text{тр}}/\Delta p_{l_0}$ близко 1. Разница в значениях приведенного сопротивления при адиабатном и диабатном течениях незначительна. Интенсивность теплоотдачи у верхней образующей стенки канала определяется условиями конвективного теплообмена в газовой фазе (в этом случае она несколько меньше,

чем при пленочном кипении в большом объеме), а у нижней образующей стенки — теплоотдачей при пузырьковом кипении в большом объеме. Следует отметить, что малейшее отклонение (угол γ) канала от горизонтали (например при $tg\gamma > D/l$, где D, l — наибольший диаметр и длина участка канала) приводит к возникновению значительных пульсаций расхода и давления из-за нисходящих перетоков жидкости и периодических проскакиваний жидкостных перемычек. При стратифицированном течении с увеличением паросодержания уровень жидкости в канале уменьшается, а волнение на поверхности жидкости увеличивается [9–11].

При снаряжном и волновом с перемычками режимах течения [между граничными условиями (1) и (2)] пленка жидкости у верхней образующей стенки канала поддерживается за счет жидкостных перемычек. При этом приведенное сопротивление (в виде функции паросодержания) в среднем близко к расчетному для гомогенной модели. Интенсивность теплоотдачи у верхней образующей стенки (при малых толщине и теплопроводности стенки) зависит от соотношения между скоростью испарения пристенной пленки жидкости и гидродинамическими характеристиками снаряжного и волнового с перемычками течений. Так, при небольших значениях плотности теплового потока интенсивность теплоотдачи на верхней образующей стенки близка к интенсивности теплоотдачи на нижней образующей. При значениях плотности теплового потока, соответствующих области развитого пузырькового кипения, как правило, у верхней образующей стенки происходит переход к пленочному кипению (точнее, к конвективному теплообмену в газовой фазе), и теплоотдача по сравнению с теплоотдачей на нижней образующей уменьшается примерно на порядок. Возникающие жидкостные перемычки вызывают значительную пульсацию температуры на верхней образующей стенки. При достижении условий, соответствующих переходу к кольцевому течению [граничное условие (3)], происходит интенсификация теплообмена на верхней образующей стенки.

Различие примерно на порядок в интенсивности теплоотдачи у верхней и нижней образующих стенок канала при стратифицированном течении и возможно такое же различие при снаряжном и волновом с перемычками течениях делает нежелательным наличие этих

течений в теплонапряженных устройствах. Достижение примерно одинаковой интенсивности теплоотдачи по периметру канала вплоть до кризиса пузырькового кипения будет иметь место только при переходе к течениям, мало зависящим от ориентации канала [условие (2)].

При пузырьковом течении значения приведенного сопротивления в виде функции паросодержания несколько больше, чем рассчитанные для гомогенной модели. В diabатном потоке могут возникать две характерные по механизму теплообмена области пузырькового кипения — это области неразвитого и развитого кипения. Интенсивность теплоотдачи на нижней и верхней образующих стенки одинакова.

Кольцевой режим течения [граничное условие (3)] охватывает наибольшую область по массовому паросодержанию и скорости потока: $\omega x > [\rho_v g d_3 (\rho_l - \rho_v)]^{0.5}$. Такой режим часто встречается на практике. При этом наибольший интерес представляют условия перехода от волнисто-кольцевого к дисперсно-кольцевому течению [граничное условие (4)], при котором у стенки канала находится тонкая пленка жидкости с практически гладкой поверхностью, а в центральной части канала — относительно мелкодисперсная парожидкостная среда. В адиабатных условиях эта пленка очень устойчива и сохраняется практически при любых скоростях парового ядра потока. При подводе теплового потока к стенке канала жидкость испаряется с поверхности пристенной пленки в паровое ядро потока, т.е. имеет место область испарения при вынужденной конвекции. В этой области, также как и в области неразвитого кипения, решающее влияние на теплообмен оказывает вынужденная конвекция (с учетом паросодержания и скольжения фаз), но в отличие от области неразвитого кипения, в которой с ростом паросодержания интенсивность теплоотдачи увеличивается, в этом случае рост паросодержания приводит к уменьшению теплоотдачи в основном за счет увеличения скорости скольжения парового ядра относительно пристенной пленки [12]. При волнисто-кольцевом течении могут наблюдаться области неразвитого и развитого кипения соответственно с редкими центрами парообразования и с относительно большой плотностью центров парообразования, определяющей интенсивность теплоотдачи в области развитого кипения аналогично

известным закономерностям при кипении в большом объеме. Вынужденная конвекция и паросодержание в ядре потока (например при изменении на два порядка скорости потока) практически не влияют на интенсивность теплоотдачи в области развитого пузырькового кипения. Влияние тепловой нагрузки на приведенное сопротивление при кольцевом течении в целом незначительно при условии, что плотность теплового потока меньше критической во всем диапазоне паросодержаний (т.е. когда пристенная жидкостная пленка не высыхает).

Влияние других факторов на приведенное сопротивление при кольцевом течении можно оценить, рассмотрев условия перехода от волнисто-кольцевого к дисперсно-кольцевому течению. Этому переходу практически соответствуют как кризис гидравлического сопротивления, связанный с уменьшением сопротивления при прекращении волнообразования на поверхности пристенной жидкостной пленки, так и кризис пузырькового кипения,

связанный с переходом к области испарения, когда толщина пристенной жидкостной пленки становится меньше отрывного диаметра пузырей. Из условия (4) получим соотношение для расчета граничного паросодержания в удобном для анализа виде [13]:

$$x_{гр} = \frac{Y/(\sigma_*^{0.1}) + K_p^2 R_{*1} D_*^2 [\rho_l g d_3 (\rho_l - \rho_v)]^{0.5} / \omega}{Y(\sigma_*)^{0.1} + Y^2 (\rho_l / \rho_v)^{0.5}}. \quad (11)$$

Коэффициент K_p отражает влияние приведенного давления на переходные условия от возмущенной к гладкой поверхности пристенной жидкостной пленки [наличие экстремума в зависимости $x_{гр} = f(p/p_{кр})$ при небольших массовых скоростях (см. рисунок 2).

Из рисунка 2 и соотношения (8) видно, что с ростом массовой скорости граничное паросодержание уменьшается. При значениях $\omega > 10 K_p^2 R_{*1} D_*^2 [\rho_l g d_3 (\rho_l - \rho_v)]^{0.5}$ зависимость от массовой скорости [при $\omega > 4000$ кг/(м²·с)] несущественна и граничное паросодержание определяется соотношением $(x_{гр})_{min} = [1 + Y(\sigma_*)^{0.1} (\rho_l / \rho_v)^{0.5}]^{-1}$. (12)

- Ряд 1 — при $\omega = 500$ кг/(м²·с) расчет по зависимости работы [6];
- Ряд 2 — при $\omega = 500$ кг/(м²·с) расчет по соотношению (8);
- Ряд 3 — при $\omega = 500$ кг/(м²·с) расчет по зависимости С.С. Кутателадзе;
- Ряд 4 — при $\omega = 1000$ кг/(м²·с) расчет по зависимости работы [6];
- Ряд 5 — при $\omega = 1000$ кг/(м²·с) расчет по зависимости С.С. Кутателадзе;
- Ряд 6 — при $\omega = 1000$ кг/(м²·с) расчет по соотношению (8);
- Ряд 7 — при $\omega = 2000$ кг/(м²·с) расчет по зависимости работы [6];
- Ряд 8 — при $\omega = 2000$ кг/(м²·с) расчет по соотношению (8);
- Ряд 9 — при $\omega = 2000$ кг/(м²·с) расчет по зависимости С.С. Кутателадзе;
- Ряд 10 — при $\omega = 4000$ кг/(м²·с) и более расчет по зависимости С.С. Кутателадзе;
- Ряд 11 — при $\omega = 4000$ кг/(м²·с) и более расчет по зависимости работы [6];
- Ряд 12 — при $\omega = 4000$ кг/(м²·с) и более расчет по соотношению (8);
- Ряд 13 — при $\omega = 4000$ кг/(м²·с) и более расчет по соотношению (3)

Рисунок 2. Зависимость граничного паросодержания $x_{гр}$ от приведенного давления $p/p_{кр}$ при различных массовых скоростях ω пароводяного потока в трубе $\varnothing 8$ мм

На рисунке 2 для наглядности приведены (штрихпунктирная линия) значения массового паросодержания, соответствующие переходу к волнисто-кольцевому течению при $\omega > 20 \times [\rho_l g d_3 (\rho_l - \rho_v)]^{0.5}$. Можно видеть, что разница между x_{cp} и паросодержанием при переходе к кольцевому течению уменьшается с ростом приведенного давления. Следует отметить, что при малых массовых скоростях зависимости приведенного гидравлического сопротивления и критического теплового потока от паросодержания имеют резкий излом при x_{cp} . С увеличением массовой скорости приведенное сопротивление и критический тепловой поток в зависимости от паросодержания (до x_{cp}) изменяются более плавно. Влияние диаметра канала на x_{cp}

носит более сложный характер. При относительно небольших массовых скоростях значение x_{cp} увеличивается с уменьшением диаметра и приближением его к капиллярной постоянной, что учитывается в соотношении (8) параметром R_* . При приведенном диаметре D_* , примерно равном $2\pi [\sigma/g(\rho_l - \rho_v)]^{0.5}/D = 1$, имеет место минимум x_{cp} . С ростом массовой скорости влияние диаметра на x_{cp} уменьшается и прекращается при выполнении условия (12). На рисунке 3 сопоставлены расчетные значения x_{cp} по соотношению (11) и экспериментальные, полученные авторами и другими исследователями, при двухфазных течениях гелия, азота и воды в трубах и кольцевых каналах разных диаметров.

для гелия: Ряд 1 — при $D = 9,7$ мм; $d = 1,7$ мм; $\omega = 20 \dots 160$ кг/(м²·с);
 Ряд 2 — при $D = 9,7$ мм; $d = 1,6$ мм; $\omega = 92 \dots 305$ кг/(м²·с);
 Ряд 3 — при $D = 9,7$ мм; $d = 0,47/0,77$ мм; $\omega = 42 \dots 275$ кг/(м²·с);
 Ряд 4 — при $D = 9,7$ мм; $d = 2,13/2,73$ мм; $\omega = 100 \dots 160$ кг/(м²·с);
 Ряд 5 — при $D = 9,7$ мм; $d = 0,54$ мм; $\omega = 100 \dots 255$ кг/(м²·с);
 для азота: Ряд 6 — при $D = 9,7$ мм; $d = 1,7$ мм; $\omega = 50 \dots 300$ кг/(м²·с);
 для воды: Ряд 7 — при $D = 14/20$ мм; $d = 4/10$ мм; $\omega = 500 \dots 5000$ кг/(м²·с);
 Ряд 8 — при $D = 14/20$ мм; $d = 12,7$ мм; $\omega = 500 \dots 4000$ кг/(м²·с);
 Ряд 9 — средние значения всех показателей

Рисунок 3. Сопоставление расчетного опытного граничных паросодержаний x_{cp} в трубах и кольцевых каналах

Как видно из рисунка 3, предложенное соотношение (11) обобщает практически все данные по x_{cp} с точностью $\pm 0,05$. Характер изменения приведенного сопротивления от массовой скорости и диаметра канала аналогичен описанному в работах [12, 13].

Выводы

При волнисто-кольцевом течении могут наблюдаться области неразвитого и развитого кипения соответственно с редкими центрами парообразования и с относительно большой плотностью центров парообразования, опре-

деляющей интенсивность теплоотдачи в области развитого кипения аналогично известным закономерностям при кипении в большом объеме. Вынужденная конвекция и паросодержание в ядре потока (например, при изменении на два порядка скорости потока) практически не влияют на интенсивность теплоотдачи в области развитого пузырькового

кипения. Влияние тепловой нагрузки на приведенное сопротивление при кольцевом течении в целом незначительно при условии, что плотность теплового потока меньше критической во всем диапазоне паросодержаний (т.е. когда пристенная жидкостная пленка не высыхает).

СПИСОК ИСПОЛЪЗУЕМЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Уоллис Г. Одномерные двухфазные течения. М.: Мир, 1972. 440 с.
2. Khabibullin M.Ya., Suleimanov R.I. Selection of Optimal Design of a Universal Device for Nonstationary Pulse Pumping of Liquid in a Reservoir Pressure Maintenance System // *Chemical and Petroleum Engineering*. 2018. Vol. 54. Issue 3–4. P. 225–232. DOI: 10.1007/s10556-018-0467-2.
3. Яицких Г.С., Мельников Ю.А., Шакимов С.Л. Проектирование трубопроводов технологических установок // *Трубопроводная арматура и оборудование*. 2015. № 1 (76). С. 80–83.
4. Хабибуллин М.Я. Исследование процессов, происходящих в колонне труб при устьевой импульсной закачке жидкости в скважину // *Нефтегазовое дело*. 2018. Т. 16. № 6. С. 34–39. DOI: 10.17122/ngdelo2018-6-34-39.
5. Васильев Л.Л. Использование возобновляемых источников энергии и вторичных энергоресурсов с помощью тепловых труб // *Энергоэффективность*. 2016. № 11 (228). С. 28–31.
6. Хабибуллин М.Я. Систематизированный подход к методам закачки воды в нагнетательные скважины // *Нефтегазовое дело*. 2019. Т. 17. № 3. С. 80–86. DOI: 10.17122/ngdelo-2019-3-80-86.
7. Васильев Л.Л., Журавлев А.С. Утилизация возобновляемых и вторичных энергоресурсов с помощью тепловых труб и термосифонов // *Энергетика и ТЭК*. 2017. Т. 167. № 2. С. 20–22.
8. Кузнецов Г.В., Ни А.Э. Исследование турбулентного теплопереноса в замкнутой прямоугольной области с теплопроводными ограждающими конструкциями в условиях лучистого нагрева внутренних границ // *Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики*. 2015. № 7–8. С. 60–68. DOI: 10.30724/1998-9903-2015-0-7-8-60-68.
9. Хабибуллин М.Я., Сулейманов Р.И. Повышение надежности сварных соединений трубопроводов в системе поддержания пластового давления // *Нефтегазовое дело*. 2019. Т. 17. № 5. С. 93–98. DOI: 10.17122/ngdelo-2019-5-93-98.
10. Кузнецов Г.В., Нагорнова Т.А., Ни А.Э. Численное моделирование сопряженного теплопереноса в замкнутой прямоугольной области в условиях радиационного подвода теплоты к горизонтальной и вертикальным поверхностям ограждающих конструкций // *Инженерно-физический журнал*. 2015. Т. 88. № 1. С. 165–174.
11. Александров А.А., Акатьев В.А., Тюрин М.П., Бородин Е.С. Решение внешней и внутренней задач теплообмена для закрытого двухфазного термо-

сифона // *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Естественные науки*. 2017. № 4 (73). С. 109–121. DOI: 10.18698/1812-3368-2017-4-109-121.

12. Хабибуллин М.Я., Сидоркин Д.И. Определение параметров колебаний колонны насосно-компрессорных труб при импульсной закачке жидкости в скважину // *Научные труды НИПИНефтегаз ГНКАР*. 2016. № 3. С. 27–32. DOI: 10.5510/OGP20160300285.

13. Тюрин М.П., Бородин Е.С., Кочетов Л.М., Бельданова О.Г. Теоретическое моделирование процессов теплообмена в двухфазном закрытом термосифоне // *Дизайн и технологии*. 2014. № 41 (83). С. 55–59.

REFERENCES

1. Wallis G. *Odnomernye dvukhfaznye techeniya* [One-Dimensional Two-Phase Flows]. Moscow, Mir Publ., 1972. 440 p. [in Russian].
2. Khabibullin M.Ya., Suleimanov R.I. Selection of Optimal Design of a Universal Device for Nonstationary Pulse Pumping of Liquid in a Reservoir Pressure Maintenance System. *Chemical and Petroleum Engineering*, 2018, Vol. 54, Issue 3–4, pp. 225–232. DOI: 10.1007/s10556-018-0467-2.
3. Yaitskikh G.S., Melnikov Yu.A., Shakimov S.L. *Proektirovanie truboprovodov tekhnologicheskikh ustanovok* [Design of Pipelines of Technological Installations]. *Truboprovodnaya armatura i oborudovanie — Pipeline Valves and Equipment*, 2015, No. 1 (76), pp. 80–83. [in Russian].
4. Khabibullin M.Ya. *Issledovanie protsessov, proiskhodyashchikh v kolonne trub pri ust'evoi impul'snoi zakachke zhidkosti v skvazhinu* [Research of Processes in a Pipe String at a Wellhead Pulse Injection of Liquid to a Well]. *Neftegazovoe delo — Petroleum Engineering*, 2018, Vol. 16, No. 6, pp. 34–39. DOI: 10.17122/ngdelo2018-6-34-39. [in Russian].
5. Vasilev L.L. *Ispolzovanie vozobnovlyayemykh istochnikov energii i vtorichnykh energoresursov s pomoshch'yu teplovykh trub* [Use of Renewable Energy and Secondary Energy Using Heat Pipes]. *Energoeffektivnost' — Energy Efficiency*, 2016, No. 11 (228), pp. 28–31. [in Russian].
6. Khabibullin M.Ya. *Sistematizirovannyi podkhod k metodam zakachki vody v nagnetatel'nye skvazhiny* [Systematization of Methods of Water Injection in Wells]. *Neftegazovoe delo — Petroleum Engineering*, 2019, Vol. 17, No. 3, pp. 80–86. DOI: 10.17122/ngdelo-2019-3-80-86. [in Russian].
7. Vasilev L.L., Zhuravlev A.S. *Utilizatsiya vozobnovlyayemykh i vtorichnykh energoresursov s pomoshch'yu teplovykh trub i termosifonov* [Utilization of Renewable and Secondary Energy Resources Using Heat Pipes and

Thermosiphons]. *Energetika i TEK — Energy and Fuel and Energy Complex*, 2017, Vol. 167, No. 2, pp. 20–22. [in Russian].

8. Kuznetsov G.V., Ni A.E. Issledovanie turbulentnogo teploperenosa v zamknutoi pryamougol'noi oblasti s teploprovodnymi ograzhdayushchimi konstruktsiyami v usloviyakh luchistogo nagreva vnutrennikh granits [Investigation of Turbulent Heat Transfer in a Closed Rectangular Area with Thermally Conductive Enclosure Structures in Conditions of Radiant Heating of Internal Boundaries]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Problemy energetiki — Power Engineering: Research, Equipment, Technology*, 2015, No. 7–8, pp. 60–68. DOI: 10.30724/1998-9903-2015-0-7-8-60-68. [in Russian].

9. Khabibullin M.Ya., Suleimanov R.I. Povyshenie nadezhnosti svarynykh soedinenii truboprovodov v sisteme podderzhaniya plastovogo davleniya [Increasing the Reliability of Welded Pipeline Connections in Reservoir Pressure Maintenance System]. *Neftegazovoe delo — Petroleum Engineering*, 2019, Vol. 17, No. 5, pp. 93–98. DOI: 10.17122/ngdelo-2019-5-93-98. [in Russian].

10. Kuznetsov G.V., Nagornova T.A., Ni A.E. Chislennoe modelirovanie sopryazhennogo teploperenosa v zamknutoi pryamougol'noi oblasti v usloviyakh radiatsionnogo podvoda teploty k gorizontol'noi i vertikal'nym poverkhnostyam ograzhdayushchikh konstruktsii [Computational Modeling of Conjugate Heat Transfer in a Closed Rectangular Domain under the Conditions of Radiant

Heat Supply to the Horizontal and Vertical Surfaces of Enclosure Structures]. *Inzhenerno-fizicheskii zhurnal — Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2015, Vol. 88, No. 1, pp. 165–174. [in Russian].

11. Aleksandrov A.A., Akatev V.A., Tyurin M.P., Borodina E.S. Reshenie vneshnei i vnutrennei zadach teplo-massoobmena dlya zakrytogo dvukhfaznogo termosifona [Solution to External and Internal Heat and Mass Transfer Problems for Closed Two-Phase Thermosyphon]. *Vestnik MGTU im. N.E. Baumana. Ser. Estestvennye nauki — Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Series Natural Sciences*, 2017, No. 4 (73), pp. 109–121. DOI: 10.18698/1812-3368-2017-4-109-121. [in Russian].

12. Khabibullin M.Ya., Sidorkin D.I. Opredelenie parametrov kolebani kolonny nasosno-kompressornykh trub pri impul'snoi zakachke zhidkosti v skvazhinu [Determination of Tubing String Vibration Parameters under Pulsed Injection of Fluids into the Well]. *Nauchnye trudy NIPi Neftegaz GNKAR — SOCAR Proceedings*, 2016, No. 3, pp. 27–32. DOI: 10.5510/OGP20160300285. [in Russian].

13. Tyurin M.P., Borodina E.S., Kochetov L.M., Beldanova O.G. Teoreticheskoe modelirovanie protsessov teplomassoperenosa v dvukhfaznom zakrytom termosifone [The Theoretical Modeling of Heat-and-Mass Transfer Processes in the Two-Phase Closed Thermosyphon]. *Dizain i tekhnologii — Design and Technology*, 2014, No. 41 (83), pp. 55–59. [in Russian].

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

ABOUT THE AUTHOR

Хабибуллин Марат Яхиевич, канд. техн. наук, доцент кафедры «Нефтепромысловые машины и оборудование», УГНТУ, филиал, г. Октябрьский, Республика Башкортостан, Российская Федерация

Marat Ya. Khabibullin, Candidate of Engineering Sciences, Assistant Professor of Oil and Gas Field Machines and Equipment Department, Branch, USPTU, Oktyabrsky, Republic of Bashkortostan, Russian Federation

e-mail: m-hab@mail.ru