

УДК 536.248.2

ТЕПЛООБМЕН ПРИ КИПЕНИИ В ТОНКОМ СЛОЕ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЖИДКОСТИ HFE-7100 НА КАПИЛЛЯРНО-ПОРИСТЫХ ПОКРЫТИЯХ

© 2024 г. Д. А. Швецов^{1,*}, А. Н. Павленко¹,
А. Д. Назаров¹, А. В. Михайлов¹, В. И. Жуков^{1,2}

¹Институт теплофизики им. С.С. Кутателадзе СО РАН, Новосибирск, Россия

²Новосибирский государственный технический университет, Новосибирск, Россия

*E-mail: shvetsov.kh301@ya.ru

Поступила в редакцию 10.06.2024 г.

После доработки 26.07.2024 г.

Принята к публикации 08.11.2024 г.

В работе представлено экспериментальное исследование теплообмена при кипении на капиллярно-пористых покрытиях с различной теплопроводностью в горизонтальных слоях диэлектрической жидкости HFE-7100. Образцы покрытий из нержавеющей стали и из бронзы изготовлены с помощью аддитивной технологии 3D-печати методом селективного лазерного плавления/спекания. С помощью высокоскоростной термографической съемки исследованы механизмы интенсификации теплообмена при кипении и динамика развития кризисных явлений в тонком слое диэлектрической жидкости HFE-7100. Показано, что вследствие активации действующих центров парообразования большего диапазона размеров на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали достигается более высокая интенсификация теплообмена при кипении, чем на покрытии из бронзы. Установлено, что при развитии кризисных явлений скорость распространения границы фронта осушения вдоль каналов 2D модулированных капиллярно-пористых покрытий примерно в два раза больше, чем в поперечном направлении.

DOI: 10.31857/S0040364424060088

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время процесс кипения диэлектрических жидкостей активно изучается как способ охлаждения микроэлектроники и микрочипов, в частности при иммерсионном двухфазном охлаждении, так как во время фазового перехода жидкость-пар может происходить отвод высоких тепловых потоков при низкой разнице температур между нагретой поверхностью и жидкостью [1, 2]. Использование тонких слоев жидкости позволяет уменьшить расход теплоносителя и снизить массогабаритные характеристики теплообменных аппаратов. Авторам не удалось найти исследования, направленные на изучение теплообмена при кипении в тонких горизонтальных слоях широко используемой диэлектрической жидкости HFE-7100.

Для большинства электронных устройств важно поддержание постоянного значения температуры, которое должно быть не выше 85°C

(температура насыщения HFE-7100 при атмосферном давлении составляет 61°C). Применение различных модифицированных поверхностей нагрева позволяет существенно уменьшить температурный напор при кипении [3–8]. Аддитивная технология 3D-печати дает возможность изготавливать практически любые покрытия и формировать различные структуры с заданной пористостью для исследования теплообмена при кипении. По технологии 3D-печати изделие изготавливается путем нанесения и укладки слоев порошка материала, причем каждый слой представляет собой тонкое поперечное сечение этого изделия [9]. Уменьшение рабочего давления снижает температуру насыщения жидкости T_s . Например, температура насыщения HFE-7100 при давлении 50 кПа составляет 41°C. В работах [10, 11] исследовано кипение HFE-7100 в условиях большого объема при различных давлениях, включая 50 кПа, на поверхностях с раз-

ной шероховатостью. На микроструктурированных поверхностях, в том числе изготовленных с применением аддитивных технологий, кипение HFE-7100 при пониженных давлениях практически не изучено.

В данной работе представлены результаты экспериментального исследования теплообмена при кипении HFE-7100 и давлении 50 кПа в широком диапазоне изменения высоты слоя на капиллярно-пористых покрытиях с различной теплопроводностью. Механизмы интенсификации теплообмена при кипении и динамика развития кризисных явлений в тонком слое жидкости изучены с использованием высокоскоростной ИК-термографии.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА

Детальное описание экспериментального стенда приведено в [12]. Стенд состоит из рабочей камеры, системы охлаждения, системы измерения давления и температуры, системы сбора и обработки данных испытаний, а также системы управления мощностью и питанием нагревателя (рис. 1). Рабочая камера выполнена в виде термосифона. Она представляет собой цилиндрический сосуд из стали 12Х18Н10Т с внутренним диаметром 120 мм, высотой 300 мм и толщиной вертикальной стенки цилиндра 1 мм. Между дном и нагревателем мощностью 3 кВт помещалась высокотеплопроводная медная пластина толщиной 30 мм для выравнивания температуры нижнего торца поверхности нагрева. Зазор между дном камеры и пластиной заполнялся специальной высокотеплопроводной пастой для уменьшения контактного термического сопротивления. По бокам рабочая камера оборудована окнами из кварцевого стекла для визуальных наблюдений. Для измерений с помощью высокоскоростной термографической камеры использовалось окно из монокристалла германия с нанесенным просветляющим покрытием.

Температура насыщения T_s рассчитывалась по давлению пара в рабочей камере. Давление в рабочей камере поддерживалось постоянным. Для измерения давления использовался мембранно-деформационный датчик давления ASG Edwards. Вакуумметр ASG представляет собой деформационный датчик и контроллер, объединенные в один компактный прибор. Диапазон измерений ASG-2000 (использовавшегося в данной работе) составляет 2000–1 мбар. Давление определяется по деформации (прогибу) диафрагмы — мембраны из нержавеющей стали. Таким образом, измерения абсолютно не зависят от рода газа. В приборе давление под диафрагмой — 180 мбар. Для подстройки нуля имеется на корпусе резистор, в паспорте на прибор даны со-

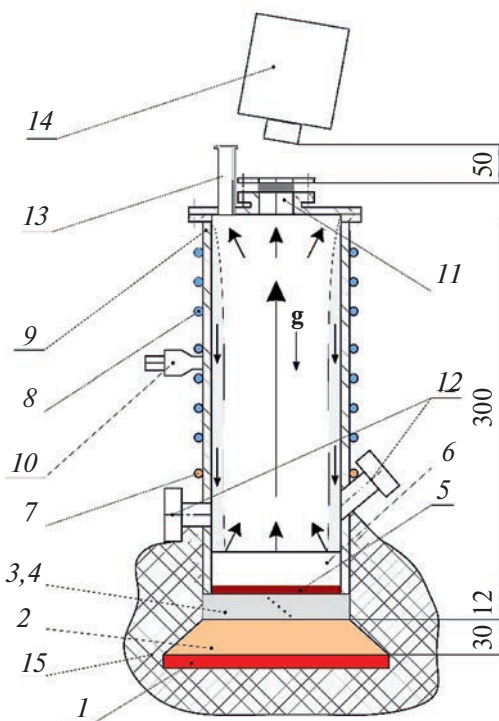


Рис. 1. Схема экспериментальной установки: 1 — трубчатый электронагреватель; 2 — медная пластина; 3, 4 — дно установки с отверстиями для термопар; 5 — капиллярно-пористое покрытие; 6 — слой жидкости; 7 — змеевик нагрева; 8 — змеевик охлаждения; 9 — корпус; 10 — патрубок для крепления системы измерения давления; 11 — горизонтальное смотровое окно из монокристалла германия с нанесенным просветляющим покрытием; 12 — боковые смотровые окна из кварцевого стекла; 13 — патрубок для крепления системы откачки давления; 14 — ИК-камера; 15 — теплоизоляция.

ответствующие указания, как выполнять операцию по подстройке. Прибор имеет аналоговый выходной сигнал 0–10 В постоянного тока, связанный с давлением линейным образом.

В качестве вторичного прибора для считывания аналогового сигнала использовался измерительный модуль NI 9205. Сигнал считывался программой Signal Express, входящей в комплект поставки пакета программ LabVIEW. Точность измерений давления равнялась $\pm 0.2\%$ от всей шкалы, поэтому при полной шкале 2000 мбар точность измерения давления — ± 400 Па. При $T_s = 41^\circ\text{C}$ для HFE-7100 это составляет неопределенность измерения температуры насыщения $\pm 0.43^\circ\text{C}$. Показания давления ASG Edwards сравнивались с показаниями более точного деформационно-ионизационного вакуумметра Setra-730 (диапазон рабочих давлений — от 0.033 до 1.2 кПа) в области перекрытия их диапазонов измерения. Неопределенность измерения Setra-730 составляет $\pm 0.25\%$ от текущего значе-

ния. Различия показаний вакуумметров находятся в пределах неопределенности измерений, которые обусловлены шумовыми характеристиками датчиков. На датчик Setra-730 получен калибровочный сертификат.

Для измерения тепловых потоков в днище рабочей камеры толщиной 12 мм сбоку на различной высоте просверлено пять отверстий диаметром 1.5 мм с шагом 2 мм. В эти отверстия вставлены медь-константановые термопары в нержавеющей капиллярах диаметром 1.5 мм. Расстояние от оси отверстия под верхнюю термопару до теплоотдающей поверхности составляет 2 мм. Качественные требования к измерительным преобразователям температуры (ИПТ), их монтажу, направленные на уменьшение методической погрешности измерения, изложены в [13]: «объем и размеры ИПТ следует выбирать минимальными; теплофизические свойства ИПТ по возможности должны быть близки к теплофизическим свойствам исследуемого тела; измеритель должен располагаться в изотермической области, что особенно важно при исследовании поля температуры в непосредственной близости от границ тела. Если измеритель температуры расположен достаточно далеко от поверхности исследуемого тела, то вносимые им температурные возмущения не достигают границ тела. Такое тело по отношению к ИПТ может рассматриваться как неограниченный массив (неограниченное пространство)».

Капилляры кабельных медь-константановых термопар, как правило, заполнены порошком двуокиси алюминия или магния, имеющим весьма низкую теплопроводность. В необходимом диапазоне температур 300–400 К теплопроводность двуокиси алюминия уменьшается с 40 до 28 Вт/(м К), а теплопроводность оксида магния — с 59 до 35 Вт/(м К). В то же время теплопроводность нержавеющей стали 12Х18Н10Т увеличивается от 15 до 16.5 Вт/(м К). Это значит, что теплопроводность днища, в котором измеряется градиент температур, меньше теплопроводности кабельной термопары. Такое сочетание теплопроводностей выбрано с целью уменьшения искажения поля температур, которым в данном случае можно пренебречь. Спай кабельных термопар располагается по центру канала, в котором расположена термопара, поэтому погрешность, вызываемая эксцентриситетом расположения термопары в канале, равна нулю. Кроме того, отверстия для термопар в днище просверлены по радиусам со смещением. Глубина погружения термопар внутрь достаточна, чтобы не учитывать перетечки по длине термопары из точки, где расположен спай, наружу.

Градиент температуры в днище определялся по показаниям пяти термопар, установленных на

различной высоте по толщине днища. Значения температуры с соответствующими координатами интерполировались прямой линией методом наименьших квадратов с использованием модели линейной регрессии. Все значения температуры принимались равновзвешенными. Распределение температур по толщине днища составляет

$$T = \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) x + T_w, \quad (1)$$

где x — расстояние, на котором располагаются термопары по толщине дна рабочей камеры, отсчитывается от поверхности нагрева.

Температура поверхности нагрева T_w также определялась по линейной экстраполяции профиля температур в днище по методу наименьших квадратов из (1). Температурный напор ΔT вычислялся как разница между температурой поверхности нагрева T_w и температурой насыщенных паров T_s .

Неопределенность измерения температуры поверхности днища ΔT_w складывалась из приборной неопределенности измерения температуры термопарой $\pm 0.3^\circ\text{C}$ и неопределенности измерения значения градиента температур, выражаемой остаточной дисперсией для определения параметра T_w из формулы (1). Неопределенность измерения температуры поверхности нагрева рассчитывалась по формуле

$\Delta T_w = \sqrt{(\theta_{\text{пр}})^2 + (\sigma_{T_w})^2}$, где $\theta_{\text{пр}}$ — приборная неопределенность измерения температуры термопарой, $^\circ\text{C}$; σ_{T_w} — остаточная дисперсия определения параметра T_w по градиенту температур (1). Суммарная неопределенность измерения температуры поверхности нагрева не превышала $\pm 0.8^\circ\text{C}$ при $q = 10^5 \text{ Вт/м}^2$.

Неопределенность измерения разности температур между поверхностью нагрева и температурой насыщения рассчитывалась по следующей формуле:

$$\delta(\Delta T) = \sqrt{(\Delta T_w)^2 + (\Delta T_s)^2}.$$

Относительная неопределенность измерения данной разности температур $(\delta(\Delta T)/\Delta T)$ не превышала $\pm 7\%$.

Коэффициент теплопроводности стали 12Х18Н10Т рассчитывается по формуле, приведенной в [14]:

$$\lambda = 10 \pm 0.47 + (0.0164 \pm 0.2 \times 10^{-3})(T_w + 273). \quad (2)$$

По данным, приведенным в [14], неопределенность измерения коэффициента теплопроводности не превышает 4% в диапазоне температур 300–1300 К. Результаты измерений, полученные в работе [15], в пределах неопределенности измерений совпадают с [14].

Тепловой поток рассчитывается по температурному градиенту по уравнению Фурье

$$q = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right).$$

Неопределенность измерения теплового потока рассчитывается с учетом абсолютного значения неопределенности измерения коэффициента теплопроводности (2) по следующей формуле:

$$\Delta q = \sqrt{\left(\frac{\partial q}{\partial \lambda} \Delta \lambda \right)^2 + \left(\frac{\partial q}{\partial T} \Delta \frac{\partial T}{\partial x} \right)^2},$$

где $\Delta \lambda$ — неопределенность измерения коэффициента теплопроводности из (2); $\Delta(\partial T/\partial x)$ — остаточная дисперсия определения градиента температуры $\partial T/\partial x$. Относительная среднеквадратичная погрешность определения плотности теплового потока уменьшается с увеличением теплового потока. Расчетная погрешность составила около $\pm 16\%$ при тепловом потоке $q = 10^3$ Вт/м², около $\pm 10\%$ при $q = 10^4$ Вт/м² и $\pm 4\%$ при $q = 10^5$ Вт/м². При расчете теплового баланса между подаваемой нагрузкой и снимаемым тепловым потоком установлено, что в области перехода к развитому кипению тепловые потери составляют $\sim 10\%$, а при переходе к кризису потери уменьшаются до $\sim (4-5)\%$.

Исследование теплообмена при испарении и кипении в тонких горизонтальных слоях жидкости проводилось с использованием микроструктурированных 2D модулированных капиллярно-пористых покрытий. Покрытия наносились на дно специально изготовленных камер с использованием аддитивной технологии лазерной 3D-печати методом селективного лазерного плавления/спекания (SLM/SLS). Подробно технология нанесения покрытия описана в [12, 16]. В настоящей работе рассмотрены 2D модулированные структуры с синусоидальной зависимостью локальной толщины покрытия от горизонтальной координаты с целью обеспечения свободного и организованного удаления паровой фазы с поверхности нагрева для лучшей подпитки жидкостью. Максимальная высота гребней $\delta = 550$ мкм, минимальная высота (остаточный слой) $\delta_0 = 50$ мкм, амплитуда $A = \delta - \delta_0 = 500$ мкм, пористость $\varepsilon = 44\%$. Уравнение, задающее профиль покрытия, имеет вид

$$z = (A/2) \sin(2\pi x/\lambda_m) + A/2 + \delta_0,$$

где z — вертикальная координата, x — горизонтальная координата. Для отладки метода ИК-измерений использовались покрытия с длиной волны модуляции $\lambda_m = 3.5$ мм, составляющей ве-

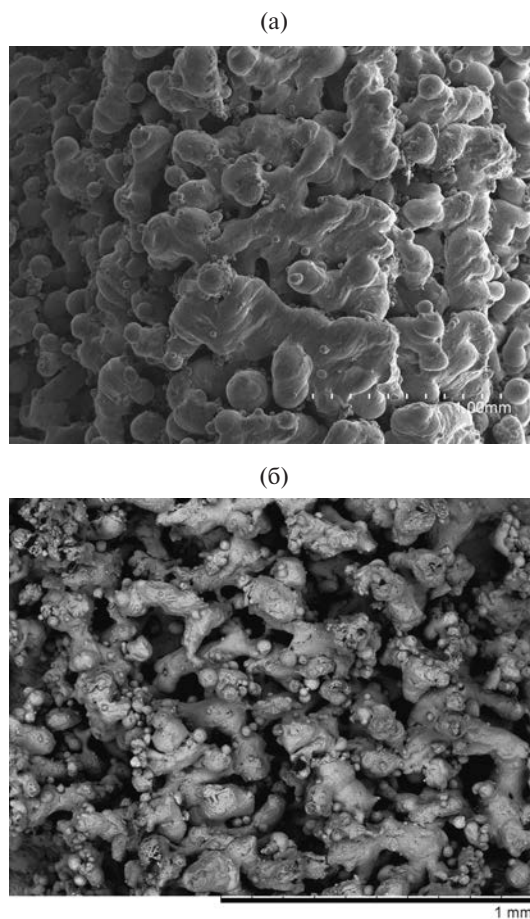


Рис. 2. Изображения капиллярно-пористых покрытий: (а) — из нержавеющей стали, (б) — из бронзы.

личину около четырех капиллярных постоянных для рабочей жидкости. Капиллярно-пористые покрытия различаются по коэффициентам теплопроводности материала металлического порошка. Теплопроводность материала покрытия из нержавеющей стали LPW 155 (15-5PH) составляет $\lambda \approx 20$ Вт/(м К) [17], теплопроводность материала покрытия из бронзы AISI C836000 — $\lambda \approx 89$ Вт/(м К) [18]. Морфология образца из нержавеющей стали анализировалась с помощью сканирующего электронного микроскопа Hitachi S-3400N, а морфология образца из бронзы — с помощью Hitachi TM1000 (рис. 2). Внутри пор и на поверхности оплавленных участков структур находятся мелкие частицы. Размер частиц, из которых изготовлены покрытия, составляет в среднем 20–40 мкм. Пористость определялась весовым методом путем измерения плотности образцов размером $10 \times 10 \times 5$ мм³ и сравнения результатов с плотностью материала, из которого изготовлены покрытия.

В качестве рабочей жидкости использовалась диэлектрическая жидкость HFE-7100, широко применяемая в современных систе-

мах охлаждения микро- и силовой электроники. Эксперименты проводились при давлении $P_s (P_s/P_{cr}) = 50$ кПа (2.2×10^{-2}), где P_s и P_{cr} — давление насыщения и критическое давление соответственно. В экспериментах на поверхности без покрытий исследовались слои HFE-7100 высотой 1.5, 2.5, 6.0, 10, 16, 25 и 35 мм. В экспериментах на капиллярно-пористых покрытиях рассматривались слои HFE-7100 высотой 1.5, 2.5, 6.0 и 25 мм.

Поле температуры теплоотдающей поверхности измерялось тепловизором FLIR x6530sc. Он имеет матрицу из теллурида кадмия-ртути, способную регистрировать излучение с длиной волны от 1.5 до 5.1 мкм. Чувствительность сенсора, эквивалентная шуму, равна 25 мК. Съемка проводилась при частоте кадров 250 Гц и размере кадра 320×256 пкс². Объектив ИК-камеры был установлен на расстоянии 50 мм от горизонтального смотрового окна из монокристалла германия с нанесенным просветляющим покрытием. Для устранения паразитных отражений от смотрового окна и свободной поверхности жидкости объектив камеры был установлен под углом 10° относительно вертикальной оси установки. Диапазон измеряемых температур находится в пределах от 5 до 150°C . Значения поля температуры были откалиброваны по осредненным во времени и по пространству показаниям трех термопар на теплоотдающей поверхности с учетом результатов проведенного анализа по ИК-спектрам поглощения HFE-7100.

На рис. 3 представлены ИК-спектры поглощения для HFE-7100, снятые при различной температуре жидкости. По оси абсцисс отложена температура, соответствующая волновому вектору и пересчитанная по закону смещения Вина. ИК-луч проходил через слой жидкости толщи-

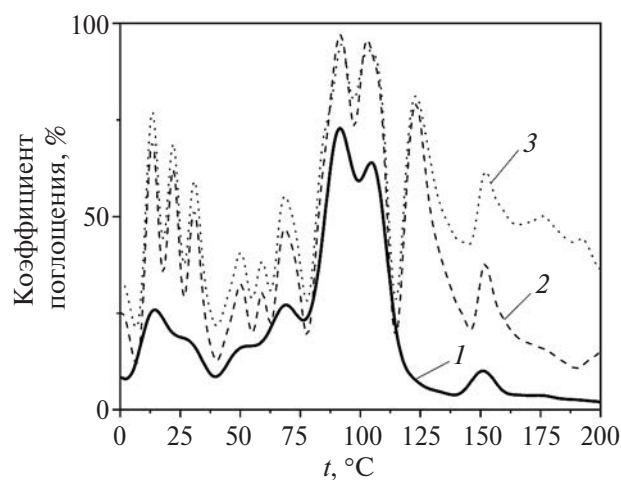


Рис. 3. Спектр поглощения HFE-7100 в зависимости от температуры жидкости: 1 — 20°C , 2 — 40°C , 3 — 50°C .

ной 2–3 мм. На основе их анализа установлено, что в диапазоне температур от 15 до 40°C поглощается от 30 до 80% ИК-излучения. В рабочем диапазоне температур от 41 до 65°C поглощается от 10 до 40%. В режиме пузырькового кипения, соответствующем $T_s = 41^\circ\text{C}$ ($P_s = 50$ кПа), поглощается около 10% излучения. Необходимо отметить, что при температурах ниже 41°C поглощение ИК-излучения резко увеличивается. В ходе методических измерений были получены калибровочные зависимости температуры поверхности нагрева, измеренной тепловизором, от показаний контактных датчиков, установленных в центре экспериментального участка на поверхность пористого материала. Прямые калибровочные измерения позволили учесть поглощение ИК-излучения теплонагруженной поверхности слоем жидкости, парами жидкости внутри установки и смотрового окна. Калибровка ИК-камеры проводилась в идентичных условиях рабочих экспериментов по давлению и степени нагрева поверхности.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

На рис. 4 представлена экспериментальная зависимость значений критического теплового потока (КТП) от высоты слоя HFE-7100 на капиллярно-пористых покрытиях и на поверхности без покрытий при давлении $P_s = 50$ кПа. На поверхности без покрытий в слоях HFE-7100 высотой 1.5 и 2.5 мм реализовывался кризис осушения поверхности, когда в центре поверхности возникало сухое пятно, распространяющееся к стенкам рабочей камеры. Этот кризис возникал до достижения значений КТП, рассчитанных по формулам Кутателадзе [19] и Ягова [20], полученным для условий кипения в большом объеме. С увеличением высоты слоя жидкости с 1.5 до 16 мм значения КТП возрастали на порядок, а кризис осушения поверхности сменялся на гидродинамический кризис, при котором на поверхности возникала паровая пленка, а над ней образовывался взвешенный парожидкостный слой. Значения КТП, полученные в слоях жидкости высотой 10, 16, 25 и 35 мм на поверхности без покрытий, находятся между расчетными значениями по формулам [19, 20]. В слое жидкости высотой 16 мм на поверхности без покрытий получено максимальное значение КТП (рис. 4). При высотах слоя жидкости 25 и 35 мм величина КТП остается практически постоянной. Таким образом, при сравнении значений КТП установлено, что в слоях HFE-7100 выше 16 мм происходит переход режима теплообмена от кипения в тонких слоях жидкости к кипению в большом объеме. При давлении 50 кПа значение капиллярной постоянной для HFE-7100 составля-

ет $b \sim 0.9$ мм. Соответственно, при высоте слоя HFE-7100 более $18b$ величину КТП на поверхности без покрытий можно оценить по формулам [19, 20].

На капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали в слоях жидкости высотой 1.5, 2.5 и 6.0 мм кризис осушения поверхности также возникал до достижения расчетных значений КТП по формулам [19, 20]. На покрытии из бронзы величина КТП достигала расчетных значений по формуле [20] уже в слое жидкости высотой 6 мм. В целом значения КТП, полученные на капиллярно-пористом покрытии из бронзы, были выше, чем на покрытии из нержавеющей стали во всем исследованном диапазоне высот слоя жидкости. В слое HFE-7100 высотой 25 мм по сравнению с поверхностью без покрытий на образце из нержавеющей стали значение КТП больше на 226%, а на покрытии из бронзы — на 248%. Более высокие значения КТП на покрытии из бронзы по сравнению с покрытием из нержавеющей стали получены также в работе [21] в большом диапазоне приведенных давлений с использованием n -додекана в качестве рабочей жидкости.

На капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали достигались более высокие значения коэффициента теплоотдачи, чем на покрытии из бронзы во всем исследованном диапазоне высот слоя жидкости. На рис. 5 представлено сравнение кривых кипения, полученных на капиллярно-пористых покрытиях и на поверхности без покрытий в слое HFE-7100 высотой 25 мм. При плотности теплового потока $q \sim 190$ кВт/м² значение коэффициента теплоотдачи на покрытии из нержавеющей стали составило 27.4 кВт/(м² К), а на покрытии из бронзы только 6.1 кВт/(м² К). В предкризисном режиме на поверхности без покрытий при $q \sim 102$ кВт/м² значение коэффициента теплоотдачи равно 3.1 кВт/(м² К). Если учесть, что температура насыщения HFE-7100 при 50 кПа составляет 41°C, то на покрытии из нержавеющей стали в предкризисном режиме при $q \sim 230$ кВт/м² температура поверхности $\sim 50^\circ\text{C}$. Это обеспечивает значительный запас по росту рабочей температуры, например, для условий эксплуатации различных электронных устройств с использованием данной охлаждающей жидкости.

На рис. 6 представлено сравнение кривых кипения, полученных в слое высотой 2.5 мм. Количественные соотношения между значениями температурного напора в слоях высотой 25 (рис. 5) и 2.5 мм (рис. 6) отличаются, но вывод по сравнительным оценкам сохраняется: на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали значения температурного напора

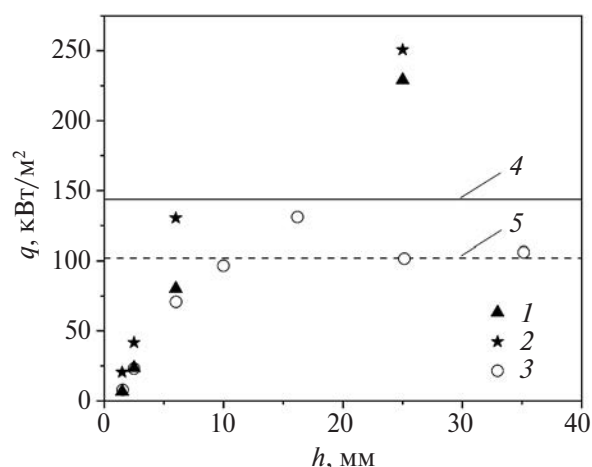


Рис. 4. Влияние высоты слоя HFE-7100 на значения КТП при 50 кПа: 1 — данные, полученные на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали; 2 — на покрытии из бронзы; 3 — на поверхности без покрытия; 4 — результаты расчета по формуле [19]; 5 — по [20].

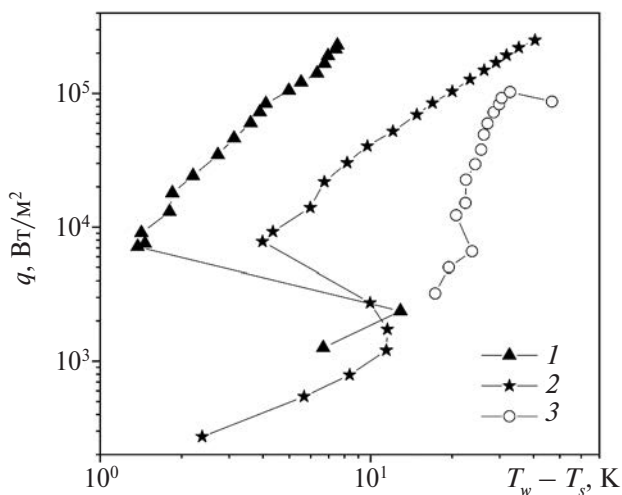


Рис. 5. Зависимости плотности теплового потока от температурного напора в слое HFE-7100 высотой 25 мм при 50 кПа: 1 — данные, полученные на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали; 2 — на покрытии из бронзы; 3 — на поверхности без покрытия.

ра ниже, чем на покрытии из бронзы. Причиной интенсификации теплообмена при кипении является то, что в отличие от покрытия из бронзы на покрытии из нержавеющей стали возникали обширные участки, покрытые пузырями диаметром менее миллиметра (рис. 7). По мере увеличения плотности теплового потока данные пузыри возникали на большей площади поверхности покрытия. Образование пузырей диаметром менее миллиметра на покрытии из нержавеющей

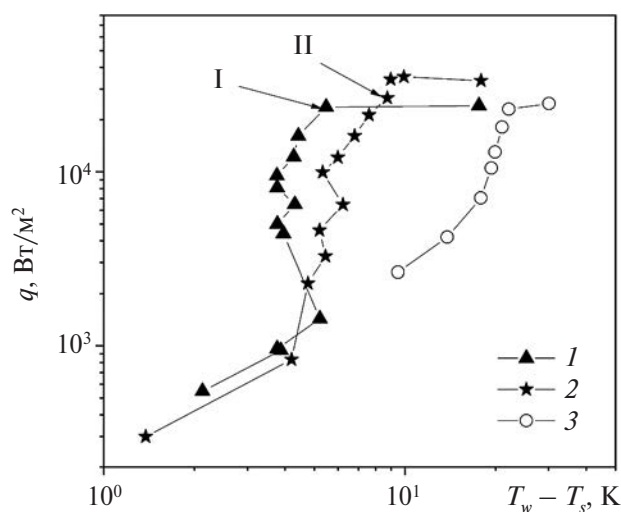


Рис. 6. Зависимости плотности теплового потока от температурного напора в слое HFE-7100 высотой 2.5 мм при 50 кПа: 1 – данные, полученные на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали; 2 – на покрытии из бронзы; 3 – на поверхности без покрытия.

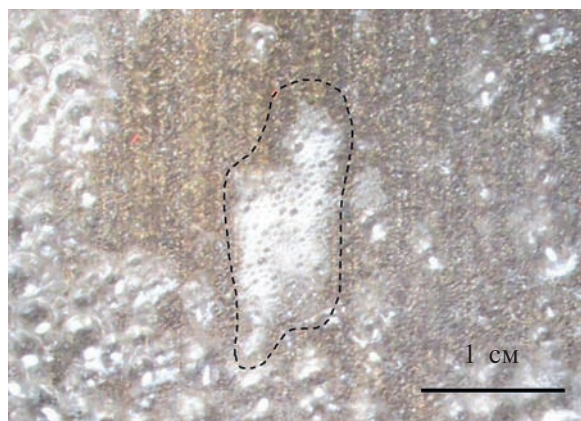


Рис. 7. Фрагмент процесса кипения на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали при $q = 6.5 \text{ кВт/м}^2$, $T_w - T_s = 4.3 \text{ К}$: штриховой линией выделен участок поверхности, покрытый пузырями диаметром менее 1 мм.

стали наблюдалось также в [16] с использованием *n*-додекана в качестве рабочей жидкости. Таким образом, на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали образуются очень мелкие пузырьки пара с большой плотностью заселения поверхности, которые существенно интенсифицируют теплообмен при кипении.

Исследования процессов кипения слоя жидкости высотой 25 мм с применением ИК-термографии в данной работе не проводились. На рис. 8, 9 представлены поля температуры вдоль теплоотдающей поверхности при кипении в слое HFE-7100 высотой 2.5 мм на капиллярно-

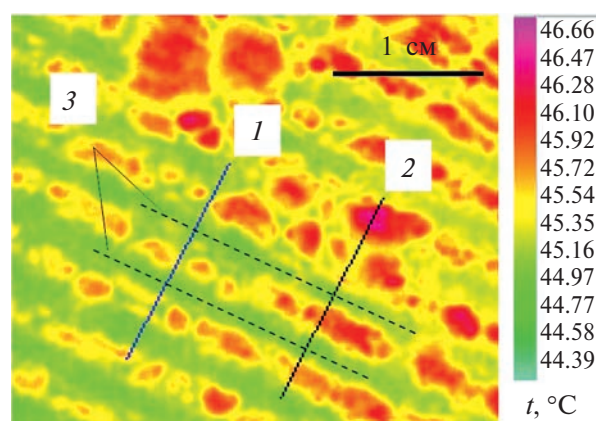
пористых покрытиях при близких плотностях теплового потока (для покрытия из нержавеющей стали $q = 23.6 \text{ кВт/м}^2$, из бронзы $q = 26.6 \text{ кВт/м}^2$). Точки, для которых проводился анализ поля температуры, на рис. 6 обозначены как I и II для покрытия из нержавеющей стали и из бронзы соответственно. Оценки перепада температур для заданного теплового потока по высоте гребня покрытия выполнены по формуле

$$T_w - T_\delta = q\delta/\lambda_{\text{eff}}, \quad (3)$$

где T_δ – температура верхней точки гребня покрытия, К; $\delta = 0.55 \times 10^{-3} \text{ м}$ – высота гребня. Расчет эффективной теплопроводности покрытия λ_{eff} осуществлялся по формуле

$$\lambda_{\text{eff}} = (2 - 3\varepsilon)\lambda/2, \quad (4)$$

(а)



(б)

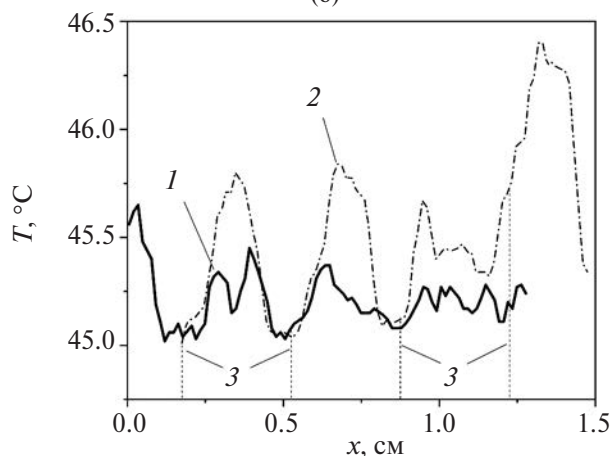


Рис. 8. Поля температуры на теплоотдающей поверхности при кипении в слое HFE-7100 высотой 2.5 мм на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали при $q = 23.6 \text{ кВт/м}^2$, $T_w - T_s = 5.5 \text{ К}$ в точке I (рис. 6): (а) – изображение поля температуры; (б) – зависимости температуры от длины среза; 1 – срез 1 в поперечном направлении (без пузырей); 2 – срез 2 в поперечном направлении (с пузырями); 3 – вершины гребней покрытий (длина волны модуляции $\lambda_m = 3.5 \text{ мм}$).

где ε — пористость покрытия; λ — теплопроводность материала покрытия, Вт/(м К). В работе [22] формула (4) получена для случаев, когда теплопроводность жидкости намного меньше теплопроводности материала покрытия.

Для покрытия из нержавеющей стали ($\lambda_{\text{eff}} = 6.8$ Вт/(м К)) оценки по формуле (3) показывают, что разница температур по высоте покрытия $T_w - T_\delta$ составляет $\sim 0.95^\circ\text{C}$ при $q = 23.6$ кВт/м². На срезе 1 без пузырей (рис. 8) температура в зоне впадин между гребней и тем-

пература на вершинах гребней покрытия из нержавеющей стали отличаются на $\sim 0.5\text{--}0.6^\circ\text{C}$. Это почти в два раза меньше приведенной выше оценки по формуле (3). Сильный перегрев у основания покрытия из нержавеющей стали (в зоне впадин между гребней) приводит к активации большого диапазона размеров и, соответственно, большого количества центров парообразования, что обуславливает образование множества мелких пузырьков (рис. 7), которые не видны на кадрах термографической съемки. В результате поверхность впадины охлаждается, разность температур во впадине и на вершине гребня покрытия уменьшается и вследствие развития активного кипения становится существенно меньше оценок по уравнению (3), обеспечивая температурный напор $T_w - T_s = 5.5$ К при $q = 23.6$ кВт/м².

Для покрытия из бронзы ($\lambda_{\text{eff}} = 30.6$ Вт/(м К)) оценка разницы температур по высоте составляет $\sim 0.24^\circ\text{C}$ при $q = 26.6$ кВт/м². Поскольку эффективный коэффициент теплопроводности у покрытия из бронзы высокий, температурное поле на различных участках поверхности сравнительно однородное. Температура в зоне впадин между гребней и температура на вершинах гребней покрытия из бронзы в области без пузырей (срез 1 на рис. 9) отличается всего на $\sim 0.2\text{--}0.3^\circ\text{C}$, и это согласуется с оценкой по формуле (3).

В области, где образуются крупные пузыри, как на покрытии из нержавеющей стали, так и на покрытии из бронзы перепад температур выше, чем по оценкам (3). В области с более плотным расположением пузырей (срез 2, рис. 8) температура между зоной впадин и вершинами гребней на покрытии из нержавеющей стали может отличаться на $\sim 1.2\text{--}1.5^\circ\text{C}$. Это объясняется тем, что в оболочке пузырей (в тонкой пленке жидкости) происходит преломление ИК-излучения, из-за чего отображаемые значения температуры поверхности в зонах интенсивного кипения по величине выше, чем в зонах с отсутствием пузырей. Реальная локальная температура под каждым пузырем может быть намного ниже, что иллюстрируется данными на рис. 10, полученными на поверхности без покрытий при тех же условиях. На рис. 10 видно, что температура поверхности под лопающимся пузырем ниже, чем при наличии тонкой пленки жидкости над пузырем. Это обстоятельство определяет необходимость корректного решения возникающих вопросов, связанных с восстановлением температурных полей на теплоотдающей поверхности в зоне растущих паровых пузырей при кипении в тонких пленках диэлектрической жидкости. Важно отметить, что при анализе полученных экспери-

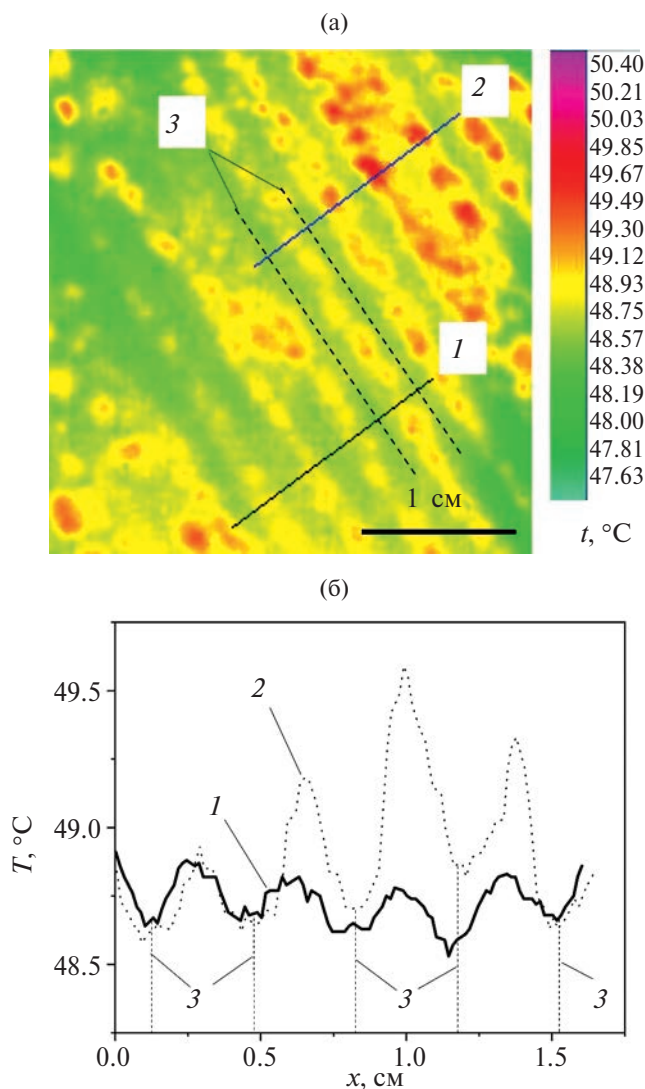


Рис. 9. Поля температуры на теплоотдающей поверхности при кипении в слое HFE-7100 высотой 2.5 мм на капиллярно-пористом покрытии из бронзы при $q = 26.6$ кВт/м², $T_w - T_s = 8.7$ К в точке II (рис. 6): (а) — изображение поля температуры; (б) — зависимости температуры от длины среза; 1 — срез 1 в поперечном направлении (без пузырей); 2 — срез 2 в поперечном направлении (с пузырями); 3 — вершины гребней покрытий (длина волны модуляции $\lambda_m = 3.5$ мм).

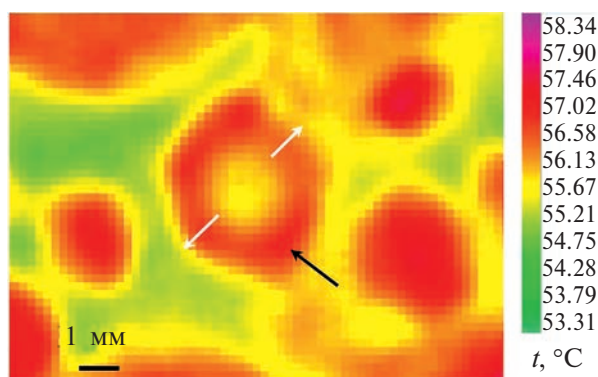


Рис. 10. Поля температуры на теплоотдающей поверхности без покрытий при кипении в слое HFE-7100 высотой 2.5 мм при $q = 22.9$ кВт/м², $T_w - T_s = 22.1$ К: черная стрелка — лопающийся пузырь, белые стрелки — направления разрыва оболочки пузыря.

ментальных данных по распределению активных центров парообразования при кипении и по соответствующим температурным полям необходимо учитывать возникающую неравномерность распределения толщины пленки жидкости (на микро- и макромасштабах) на протяженных по размерам теплоотдающих поверхностях, в особенности при наличии используемых микроструктурированных капиллярно-пористых покрытий.

Пузыри, образующиеся на покрытии из нержавеющей стали, имеют сферическую форму с радиусом $R \sim 1.3\text{--}1.5$ мм. Одиночные пузыри на покрытии из нержавеющей стали существуют относительно недолго (около 30–50 мс), затем происходит коалесценция соседних пузырей. В рамках проведенного анализа были обработаны экспериментальные данные по нескольким пузырям и для зависимости радиуса пузырей от времени получено соотношение $R_{st} = 1.85 \times 10^{-3} t^{0.08}$, для скорости роста — $\dot{R}_{st} = 1.38 \times 10^{-4} t^{-0.92}$. В промежутке времени от 4 до 16 мс скорость роста изменялась от 0.023 до 6.28×10^{-3} см/с. Для покрытия из бронзы в области, где пузыри расположены наиболее плотно (срез 2 на рис. 9), температура между зоной впадин и вершинами гребней отличается на $\sim 0.6\text{--}0.8^\circ\text{C}$. Пузыри, образующиеся на покрытии из бронзы, имеют преимущественно форму эллипса с эквивалентным радиусом $R_s \sim 2\text{--}2.3$ мм (рис. 9). При тепловом потоке $q = 26.6$ кВт/м² коалесценция пузырей наблюдается сравнительно редко. Для зависимости радиуса пузырей от времени было получено соотношение $R_{br} = 0.019 t^{0.54}$, для скорости роста — $\dot{R}_{br} = 0.01 t^{-0.46}$. В промежутке времени 4–16 мс скорость роста изменялась от 0.129 до 0.069 см/с.

Более высокая скорость роста пузырей на покрытии из бронзы приводит к интенсивным микроконвективным течениям между ними, способствуя выравниванию поля температуры и создавая более однородное распределение плотности отводимого теплового потока по поверхности. По этой причине на покрытии из бронзы кризис осушения поверхности возникает при более высоких тепловых потоках, чем на покрытии из нержавеющей стали (рис. 4).

Низкая скорость роста пузырей на поверхности с покрытием из нержавеющей стали приводит к возникновению менее интенсивных микроконвективных течений, чем на поверхности с покрытием из бронзы. В результате на поверхности во впадинах покрытия образуются зоны с высоким локальным перегревом, которые приводят к образованию сухих пятен и кризису осушения поверхности при меньших тепловых потоках, чем на покрытии из бронзы (рис. 4).

С помощью высокоскоростной ИК-термографии была изучена динамика развития кризисных явлений в слое жидкости высотой 2.5 мм (рис. 11). За время t_1 на рис. 11 взят момент, когда в центре сухого пятна четко видно осушенную поверхность нагрева. Момент времени t_2 — произвольный. Граница фронта осушения имеет ячеистую структуру, при которой наблюдаются регулярные «языки» перегрева теплоотдающей поверхности, распространяющиеся вдоль впадин микроструктурированных каналов. Спустя некоторое время после возникновения сухого пятна наблюдается существенная разница в скоростях распространения фронта осушения вдоль впадин микроструктурированных каналов и поперек каналов. Обработка экспериментальных данных (рис. 12) показывает, что спустя ~ 340 с скорость распространения границы сухих пятен вдоль каналов (~ 0.12 мм/с) примерно в два раза выше, чем в поперечном направлении (~ 0.06 мм/с). Как только внутри участка одного гребня покрытия полностью испаряется жидкость, фронт осушения быстро охватывает гребень покрытия в продольном направлении. В поперечном направлении соседние гребни покрытия остаются смоченными жидкостью, из-за чего фронт осушения движется и захватывает их постепенно по мере роста температуры.

На рис. 13 показано, что «языки» перегрева теплоотдающей поверхности на покрытии из нержавеющей стали не так ярко выражены, поскольку скорости распространения фронта осушения вдоль впадин микроструктурированных каналов и поперек каналов слабо различаются. Градиент температур на срезах от области покрытия, смоченной жидкостью, к центру сухого пятна составляет $\sim 20^\circ\text{C}$ (рис. 13). Разница

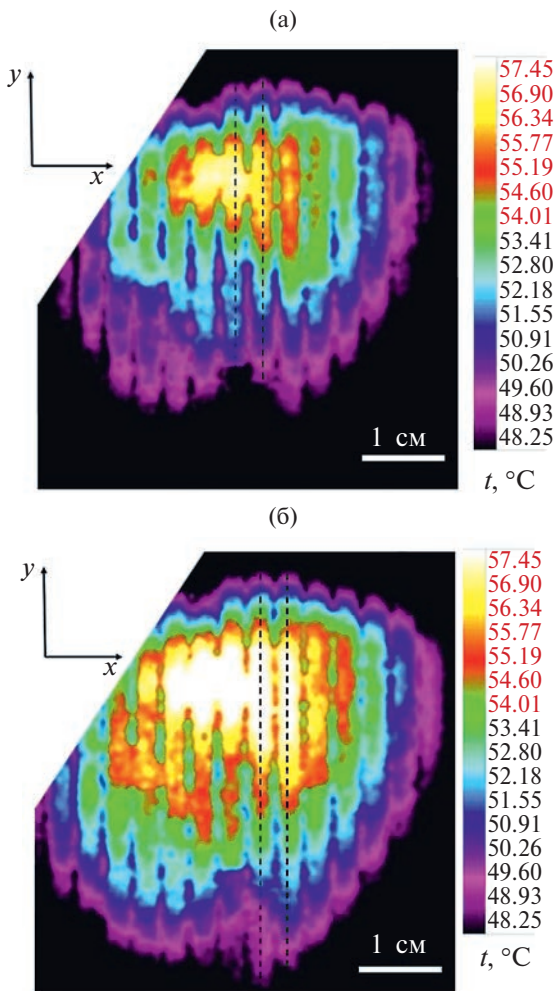


Рис. 11. Динамика распространения сухого пятна на капиллярно-пористом покрытии из бронзы при высоте слоя жидкости 2.5 мм, $q \sim 40$ кВт/м² за промежуток времени $t_2 - t_1 = 67$ с: (а) – сухое пятно, соответствующее времени t_1 ; (б) – времени t_2 ; штриховые линии – вершины гребней покрытия.

температур в зоне, смоченной жидкостью, между вершиной гребня покрытия и более горячей впадиной $\sim 0.5^\circ\text{C}$. В области сухого пятна разница температур между вершиной гребня покрытия и впадиной незначительна. Для сравнения на рис. 14 показано, что фронт осушения на покрытии из бронзы имеет выраженную ячеистую структуру с резкими границами. Градиент температур на срезах от области покрытия, смоченной жидкостью, к центру сухого пятна составляет $\sim 7^\circ\text{C}$ (рис. 13). Разница температур в зоне, смоченной жидкостью, между вершиной гребня покрытия и более горячей впадиной также $\sim 0.5^\circ\text{C}$, а в области сухого пятна разница температур незначительна. По срезу 1 (рис. 14б) видны границы ячеистой структуры фронта осушения на капиллярно-пористом покрытии из бронзы.

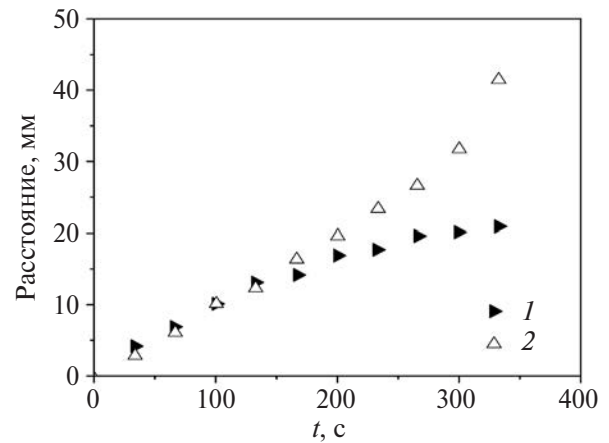


Рис. 12. Эволюция распространения границы фронта осушения по двум направлениям координат (1 – поперек каналов, 2 – вдоль) на капиллярно-пористом покрытии из бронзы при высоте слоя жидкости 2.5 мм, $q \sim 40$ кВт/м².

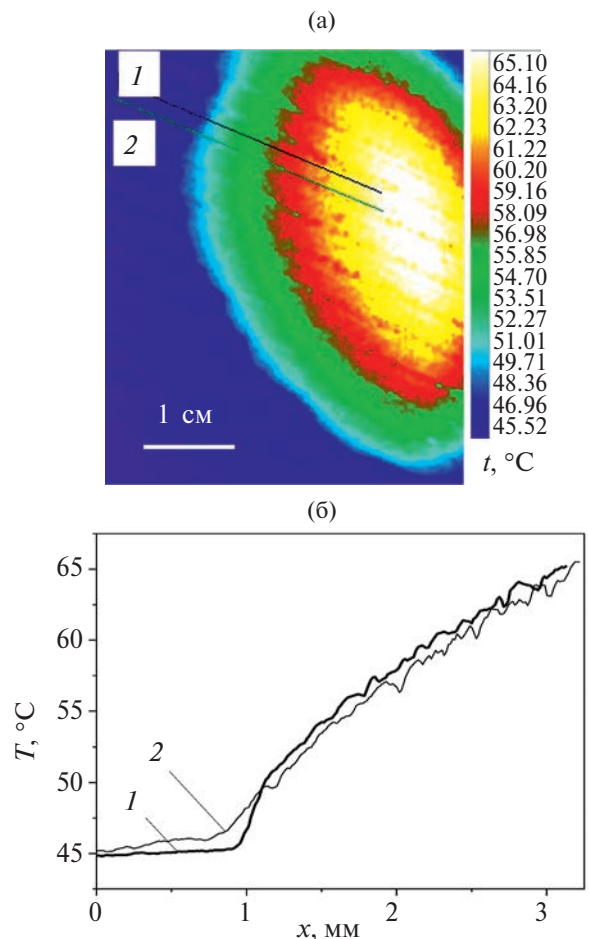


Рис. 13. Поля температуры на теплоотдающей поверхности в области сухого пятна на капиллярно-пористом покрытии из нержавеющей стали: (а) – изображение поля температуры; (б) – зависимости температуры от длины среза; 1 – срез 1 в области вершины гребня покрытия, 2 – срез 2 в области остаточного слоя между гребней покрытия.

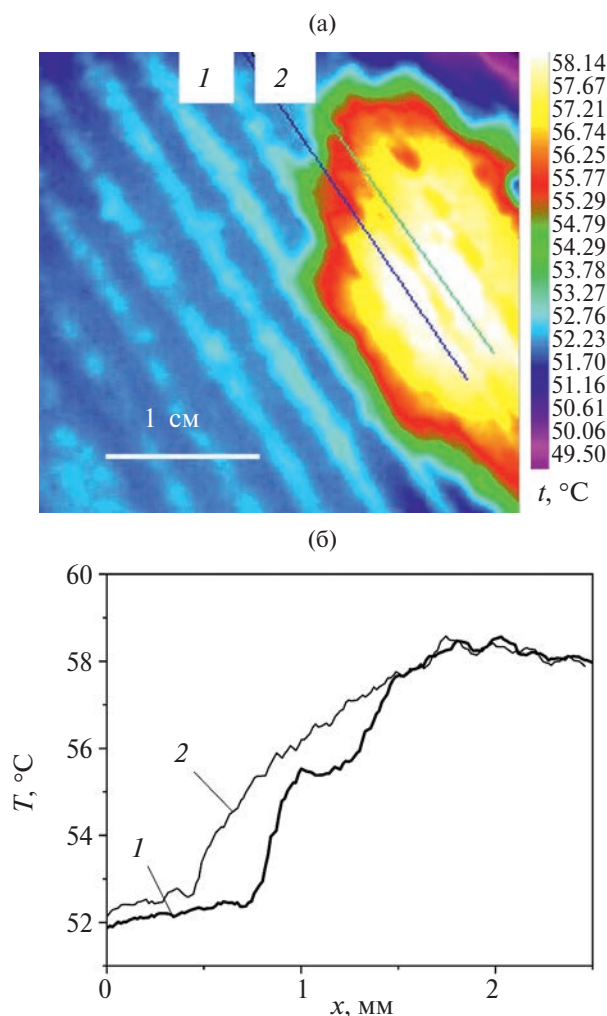


Рис. 14. Поля температуры на теплоотдающей поверхности в области сухого пятна на капиллярно-пористом покрытии из бронзы: (а) — изображение поля температуры; (б) — зависимости температуры от длины среза; 1 — срез 1 в области вершины гребня покрытия, 2 — срез 2 в области остаточного слоя между гребней покрытия.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе представлены результаты экспериментального исследования теплообмена при кипении тонкого горизонтального слоя HFE-7100 при давлении 50 кПа на капиллярно-пористых покрытиях с различной теплопроводностью. Показано, что расчетные зависимости значений КТП, разработанные для условий кипения в большом объеме жидкости, применимы для слоев HFE-7100 высотой ориентировочно более 18 б. На покрытии из бронзы величина КТП достигала расчетных значений по зависимостям для большого объема уже в слое жидкости высотой 6 мм (около 7 б). В слое HFE-7100 высотой 25 мм

на образце из нержавеющей стали значение КТП больше на 226%, а на покрытии из бронзы — на 248% по сравнению с поверхностью без покрытий.

Установлено, что при плотности теплового потока $q \sim 190$ кВт/м² в слое жидкости высотой 25 мм значение коэффициента теплоотдачи на покрытии из нержавеющей стали составляет 27.4 кВт/(м² К), а на покрытии из бронзы — 6.1 кВт/(м² К). С помощью высокоскоростной ИК-термографии показано, что на покрытии из нержавеющей стали по высоте от основания до вершины гребня устанавливается значительный температурный градиент, приводящий к активации действующих центров парообразования с большим диапазоном размеров, чем на покрытии из бронзы. Обработка данных по динамике развития кризисных явлений, полученных с использованием ИК-термографии, показывает, что скорость распространения границы сухих пятен вдоль каналов капиллярно-пористых покрытий примерно в два раза больше, чем в поперечном направлении. Таким образом, можно заключить, что методика высокоскоростной ИК-термографии характеризуется хорошей работоспособностью, возможностями для регистрации целого ряда микрохарактеристик кипения и динамических параметров развития переходных процессов и кризисных явлений при теплообмене в тонких слоях жидкостей. При обработке данной методики и анализе экспериментальных данных определен ряд проблемных вопросов, связанных с восстановлением температурных полей на теплоотдающей поверхности в зоне растущих паровых пузырей при кипении в тонких пленках диэлектрической жидкости, в особенности при наличии микроструктурированных капиллярно-пористых покрытий.

Авторы выражают благодарность В.П. Бесмельцеву, С.Г. Баеву за помощь в изготовлении капиллярно-пористых покрытий и В.В. Головахину за анализ ИК-спектров поглощения HFE-7100.

Все исследования по теплообмену и развитию кризисных явлений поддержаны Российским научным фондом (грант № 23-19-00245). Отладка метода ИК-измерений и проведение соответствующих калибровочных экспериментов применительно к диэлектрической жидкости HFE-7100 выполнены в рамках госзадания ИТ СО РАН (№121031800216-1).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Leong K.C., Ho J.Y., Wong K.K. A Critical Review of Pool and Flow Boiling Heat Transfer of Dielectric Fluids on Enhanced Surfaces // Appl. Therm. Eng. 2017. V. 112. P. 999.

2. Zhang C., Sun X., Han Z., Li X., Dong J. Energy Saving Potential Analysis of Twophase Immersion Cooling System with Multi-mode Condenser // *Appl. Therm. Eng.* 2023. V. 219. 119614.
3. Васильев Н.В., Вараксин А.Ю., Зейгарник Ю.А., Ходаков К.А., Эпельфельд А.В. Характеристики кипения воды, недогретой до температуры насыщения, на структурированных поверхностях // *TBT.* 2017. Т. 55. № 6. С. 712.
4. Дедов А.В., Забиров А.Р., Слива А.П., Федорович С.Д., Ягов В.В. Влияние углеродистого покрытия поверхности на теплообмен при нестационарном пленочном кипении // *TBT.* 2019. Т. 57. № 1. С. 72.
5. Aksyanov R.A., Kokhanova Y.S., Kuimov E.S., Gortyshev Y.F., Popov I.A. Recommendations for Improving the Efficiency of Radio-Electronic Equipment Cooling Systems // *Russ. Aeronautics.* 2021. V. 64. P. 291.
6. Chinnov E.A., Khmel S.Ya., Vladimirov V.Yu., Safonov A.I., Semionov V.V., Emelyanenko K.A., Emelyanenko A.M., Boinovich L.B. Boiling Heat Transfer Enhancement on Biphilic Surfaces // *Energies.* 2022. V. 15. № 19. P. 7296.
7. Dedov A.V., Khaziev I.A., Laharev D.A., Fedorovich S.D. Study of Nucleate Pool Boiling Heat Transfer Enhancement on Surfaces Modified by Beam Technologies // *Heat Transfer Eng.* 2022. V. 43. № 7. P. 598.
8. Kuzma-Kichta Y.A., Ivanov N.S., Lavrikov A.V., Chungunov D.V. Intensification of Heat Transfer During Boiling and Condensation by Means of Micro- and Nanoparticle Coatings // *J. Eng. Phys. Thermophys.* 2023. V. 96. P. 345.
9. Gao B., Zhao H., Peng L., Sun Z. A Review of Research Progress in Selective Laser Melting (SLM) // *Micromachines.* 2022. V. 14. № 1. P. 57.
10. Alvarino P.F., Simón M.L.S., dos Santos Guzella M., Paz J.M.A., Jabardo J.M.S., Gómez L.C. Experimental Investigation of the CHF of HFE-7100 under Pool Boiling Conditions on Differently Roughened Surfaces // *Int. J. Heat Mass Transfer.* 2019. V. 139. P. 269.
11. Fan X., Gu S., Lei J., Luo G., Meng F., Wu L., Gu S. Experimental and Analytical Study on the Influence of Saturation Pressure and Surface Roughness on Pool Boiling CHF of HFE-7100 // *Int. J. Chem. Eng.* 2022. V. 2022. <https://doi.org/10.1155/2022/4875208>
12. Zhukov V.I., Pavlenko A.N., Shvetsov D.A. The Effect of Pressure on Heat Transfer at Evaporation/Boiling in Horizontal Liquid Layers of Various Heights on a Microstructured Surface Produced by 3D Laser Printing // *Int. J. Heat Mass Transfer.* 2020. V. 163. 120488.
13. Ярышев Н.А. Теоретические основы измерения нестационарной температуры. 2-е изд., перераб. Л.: Энергоатомиздат, 1990. 255 с.
14. Олейник Б.П., Сурин В.Г., Петрова О.К. Исследование теплопроводности нержавеющей и низкоуглеродистой сталей // *TBT.* 1985. Т. 23. № 3. С. 500.
15. Станкус С.В., Савченко И.В., Багинский А.В., Верба О.И., Прокопьев А.М., Хайрулин Р.А. Коэффициент теплопроводности нержавеющей стали 12Х18Н10Т в широком интервале температур // *TBT.* 2008. Т. 46. № 5. С. 795.
16. Бессмельцев В.П., Павленко А.Н., Жуков В.И. Разработка технологии создания структурированных капиллярно-пористых покрытий методом 3D-печати для интенсификации теплообмена при кипении // *Автометрия.* 2019. Т. 55. № 6. С. 25.
17. Зубченко А.С., Колосков М.М., Каширский Ю.В. и др. Марочник сталей и сплавов. 2-е изд., доп. и испр. / Под ред. Зубченко А.С. М.: Машиностроение, 2003. 784 с.
18. Осинцев О.Е., Федоров В.Н. Медь и медные сплавы. Отечественные и зарубежные марки. Спр. М.: Машиностроение, 2004. 336 с.
19. Кутателадзе С.С. Гидромеханическая модель кризиса теплообмена в кипящей жидкости при свободной конвекции // *ЖТФ.* 1950. Т. 20. № 11. С. 1389.
20. Yagov V.V. Is a Crisis in Pool Boiling Actually a Hydrodynamic Phenomenon? // *Int. J. Heat Mass Transfer.* 2014. V. 73. P. 265.
21. Shvetsov D.A., Pavlenko A.N., Brester A.E., Zhukov V.I. Experimental Study of Heat Transfer During Boiling in a Thin Layer of Liquid on Surfaces with Structured Porous Coatings // *J. Phys.: Conf. Ser.* 2021. V. 2119. № 1. 012082.
22. Bodla K.K., Murthy J.Y., Garimella S.V. Direct Simulation of Thermal Transport Through Sintered Wick Microstructures // *J. Heat Transfer.* 2012. V. 134. 012602.