

Федеральное государственное бюджетное учреждение  
науки Институт теплофизики им. С. С. Кутателадзе  
Сибирского отделения Российской академии наук

На правах рукописи

Кузнецов Денис Владимирович

**ВЛИЯНИЕ ПОРИСТЫХ ПОКРЫТИЙ НА ТЕПЛООБМЕН И  
РАЗВИТИЕ КРИЗИСНЫХ ЯВЛЕНИЙ ПРИ КИПЕНИИ АЗОТА,  
ВКЛЮЧАЯ РЕЖИМЫ НЕСТАЦИОНАРНОГО НАГРЕВА И  
ОХЛАЖДЕНИЯ**

1.3.14. Теплофизика и теоретическая теплотехника

Диссертация на соискание ученой степени  
кандидата физико-математических наук

Научный руководитель:  
доктор физико-математических наук,  
член-корреспондент РАН  
Павленко Александр Николаевич

Новосибирск — 2025

## Оглавление

|                                                                                                             |     |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Введение .....                                                                                              | 3   |
| Глава 1. Обзор литературы .....                                                                             | 12  |
| 1.1. Динамика парообразования при кипении (модели) .....                                                    | 15  |
| 1.2. Экспериментальные исследования теплообмена при кипении .....                                           | 25  |
| 1.3. Модели теплообмена и кризиса теплоотдачи .....                                                         | 30  |
| 1.4. Интенсификация теплообмена при кипении .....                                                           | 35  |
| 1.5. Выводы к первой главе .....                                                                            | 46  |
| Глава 2. Описание экспериментальной установки и методик измерения .....                                     | 50  |
| 2.1. Экспериментальная установка .....                                                                      | 50  |
| 2.2. Рабочие участки и методики получения экспериментальных данных ..                                       | 53  |
| 2.3. Анализ параметров пористых покрытий .....                                                              | 60  |
| 2.4. Неопределенности измерений .....                                                                       | 70  |
| Глава 3. Теплообмен и критические тепловые потоки при кипении в условиях стационарного тепловыделения ..... | 75  |
| 3.1. Бронзовые покрытия, полученные методом направленного плазменного напыления .....                       | 75  |
| 3.2. Покрытия, полученные методом 3D-печати .....                                                           | 86  |
| 3.3. Покрытия, полученные методом микродугового оксидирования .....                                         | 93  |
| 3.4. Выводы к третьей главе .....                                                                           | 102 |
| Глава 4. Развитие кризисных явлений при нестационарном нагреве и охлаждении .....                           | 108 |
| 4.1. Динамика развития кризиса при ступенчатом тепловыделении .....                                         | 108 |
| 4.2. Охлаждение сильно перегретой пластины пленкой жидкого азота ....                                       | 116 |
| 4.3. Выводы к четвертой главе .....                                                                         | 122 |
| Условные обозначения .....                                                                                  | 127 |
| Список литературы .....                                                                                     | 130 |

## Введение

Как известно, кипение жидкости является одним из наиболее эффективных способов отвода тепла от теплонапряженной поверхности. В связи с этим процессы кипения широко используются в различных отраслях промышленности, таких как атомная и теплоэнергетика, химическая и пищевая промышленность. В последнее время отдельное внимание исследователей в данной области уделяется изучению диэлектрических жидкостей, которые могут быть использованы при охлаждении электронных систем. Кроме того, с расширением приложений высокотемпературной сверхпроводимости, непосредственный интерес представляет развитие исследований кипения криогенных жидкостей, в частности жидкого азота для термостабилизации ВТСП-устройств.

Интенсивность теплоотдачи является результатом взаимосвязи внутренних характеристик кипения, таких как плотность центров парообразования, отрывные диаметры пузырей, критический радиус зародышеобразования и т.д. Наиболее сильное влияние на внутренние характеристики пузырькового кипения и, как следствие, на коэффициенты теплоотдачи оказывает изменение давления. Исследователями отмечается, что влияние увеличения давления носит лишь количественный характер, в то время как при кипении жидкости в области субатмосферных давлений процесс теплообмена претерпевает значительные качественные изменения. В то же время, количество систематизированных работ по изучению теплообмена при кипении в области как атмосферных, так и пониженных давлений относительно невелико, особенно для криогенных жидкостей.

Одной из наиболее важных величин для практических приложений при исследовании теплообмена является значение критического теплового потока (КТП) при заданных параметрах системы. На сегодняшний день для оценки данной величины используется модель Кутателадзе-Зубера, хорошо

зарекомендовавшая себя при кипении широкого спектра различных жидкостей. Однако, модель справедлива при кипении в условиях стационарного тепловыделения. В то же время в реальных теплообменных аппаратах могут возникать достаточно мощные возмущения и колебания того или иного режимного параметра во времени. Для ряда жидкостей (в частности, жидкого азота) при резком набросе тепла наступление кризиса может возникать при существенно меньших тепловых потоках, чем в условиях стационарного тепловыделения. По этой причине также важны исследования процесса кипения жидкости при нестационарном тепловыделении.

Стремительное развитие технологий способствует увеличению значений тепловых потоков, которые необходимо снимать с поверхности теплонапряженного оборудования. В связи с этим широко ведутся исследования по поиску методов интенсификации теплообмена и увеличению критических тепловых потоков в системах с фазовыми переходами. На сегодняшний день одними из наиболее перспективных методов в данной области, являются пассивные методы, связанные с прямой модификацией теплообменных поверхностей за счет создания на них различных структур и покрытий. Несмотря на широкое разнообразие технологий создания функциональных поверхностей, в настоящее время ведётся активный поиск наиболее оптимальных методов модификации, а также морфологии поверхности и геометрических параметров структур при заданных параметрах системы. Кроме того, на сегодняшний день практически отсутствуют исследования по влиянию таких модификаций на развитие кризисных явлений при кипении жидкости в условиях нестационарного тепловыделения.

**Целью диссертационной работы** является экспериментальное исследование влияния пористых покрытий, полученных различными методами, на теплообмен и величину критического теплового потока при пузырьковом кипении жидкого азота в условиях стационарного тепловыделения, а также на развитие теплообмена и кризисных явлений при импульсной подаче тепловой нагрузки и в режимах повторного смачивания при пленочном течении. Для достижения поставленной цели решались следующие **задачи**:

1. Разработка и изготовление отдельных узлов экспериментальной установки для проведения опытов на различных типах нагревателей в широком диапазоне приведенных давлений.
2. Анализ микроструктурных характеристик пористых покрытий, полученных с использованием метода направленного плазменного напыления, 3D-печати и микродугового оксидирования (МДО).
3. Исследование интенсивности теплообмена и величины критического теплового потока при кипении на гладких и модифицированных нагревателях в условиях стационарного тепловыделения при атмосферном и пониженных давлениях.
4. Изучение влияния трехмерных капиллярно-пористых (ТКП) покрытий, полученных методом направленного плазменного напыления, на динамику парообразования и развитие кризиса теплоотдачи в условиях ступенчатого тепловыделения.
5. Исследование влияния ТКП-покрытия на динамику повторного смачивания сильно перегретой пластины при пленочном течении азота.
6. Проведение сравнительного анализа полученных экспериментальных данных с существующими моделями и данными других авторов.

**Научная новизна** изложенных в работе результатов заключается в следующем:

1. Проведено комплексное изучение теплообмена и критических тепловых потоков (КТП) при кипении жидкого азота в диапазоне давлений (0.017–0.1) МПа на поверхностях с пористыми покрытиями, полученными тремя методами: направленным плазменным напылением, 3D-печатью и микродуговым оксидированием (МДО) с существенно различающимися микроструктурными параметрами.

2. Получены новые данные по интенсивности теплоотдачи в широком диапазоне тепловых потоков вплоть до кризисных значений на модифицированных нагревателях при кипении азота в условиях стационарного тепловыделения. Показано влияние отдельных микроструктурных параметров пористых покрытий на степень интенсификации теплообмена и увеличение КТП относительно гладких нагревателей. На основе данных высокоскоростной видеосъемки предложены основные механизмы, влияющие на интенсификацию теплообмена.

3. Показано, что существенное снижение давления может приводить к уменьшению степени интенсификации теплообмена на исследованных пористых покрытиях по сравнению с гладким нагревателем и даже к отсутствию эффекта от модификации поверхности для метода микродугового оксидирования.

4. Получены новые опытные данные по динамике парообразования и развития кризиса теплоотдачи в условиях ступенчатого тепловыделения на нагревателях, модифицированных методом направленного плазменного напыления. Впервые показано, что наличие ТКП-покрытий на теплоотдающей поверхности приводит вырождению нестационарного критического теплового потока, а быстрый переход к режиму устойчивого пленочного кипения, минуя стадию развитого пузырькового кипения, для модифицированных образцов наблюдается при тепловых потоках, более чем

в 2 раза превышающих величину критического теплового потока при стационарном тепловыделении.

5. Получены новые экспериментальные данные по динамике повторного смачивания сильно перегретой пластины с ТКП-покрытием при пленочном охлаждении жидким азотом. Показано значительное сокращение (более чем в 3 раза) времени полного охлаждения модифицированной пластины относительно гладкого нагревателя.

#### **Теоретическая и практическая значимость.**

Полученные в работе новые экспериментальные данные важны в первую очередь для разработки и изготовления функциональных поверхностей применительно к задаче интенсификации теплообмена и увеличения критических тепловых потоков при кипении жидкости. Исследование различных методов модификации, а также микроструктурных параметров покрытий, позволяет выработать рекомендации для определения наиболее оптимальных геометрических параметров структур и морфологии поверхностей при заданных приведенных давлениях в системах с фазовыми превращениями. Изучение азота в качестве рабочей жидкости позволяет использовать полученные экспериментальные данные при разработке систем охлаждения и термостабилизации высокотемпературных сверхпроводящих устройств. Особенно актуальными в данной области являются результаты, полученные на МДО-покрытиях ввиду их высоких электроизоляционных и прочностных свойств. Кроме того, полученное вырождение нестационарного критического теплового потока при кипении азота на ТКП-покрытиях позволяет разрабатывать теплообменные системы, в которых отсутствует более раннее наступление кризиса теплоотдачи (и, как следствие, термическое разрушение оборудования) по сравнению с рассчитанными значениями в условиях стационарного тепловыделения.

**Достоверность результатов** подтверждается использованием сертифицированного и калиброванного измерительного оборудования,

современных АЦП плат с соответствующим программным обеспечением, высокоскоростных методов измерения, анализом неопределенностей, сравнением с экспериментальными результатами и моделями других авторов, а также воспроизводимостью опытных данных.

**Защищаемые результаты:**

1. Результаты экспериментального исследования теплообмена, величины критического теплового потока и динамики парообразования при кипении азота на гладких и модифицированных методом направленного плазменного напыления трубчатых нагревателях различного диаметра при стационарном тепловыделении и атмосферном давлении.

2. Результаты экспериментального исследования теплообмена и величины критического теплового потока при кипении азота на гладких плоских нагревателях из меди и дюралюминия, а также на модифицированных методами 3D-печати и микродугового оксидирования при стационарном тепловыделении в условиях атмосферного и пониженных давлений.

3. Результаты экспериментального исследования развития кризисных явлений при кипении азота в условиях ступенчатой подачи тепловой нагрузки на гладких трубчатых нагревателях и нагревателях с покрытиями, полученными методом направленного плазменного напыления.

4. Результаты экспериментального исследования динамики повторного смачивания сильно перегретой гладкой медной пластины и пластины с плазменным покрытием при пленочном охлаждении жидким азотом.

**Личный вклад автора.** Постановка задач исследований проводилась автором как лично, так и совместно с научным руководителем чл.-корр. РАН Павленко А.Н. и с.н.с., к.ф.-м.н. Суртаевым А.С. Автор участвовал в подготовке и проведении всех представленных в работе экспериментов, лично провел модернизацию стенда для проведения опытов в условиях

субатмосферных давлений, а также разрабатывал и изготавливал рабочие области для проведения опытов на нагревателях с различной геометрией. Все экспериментальные данные, их обработка и анализ получены либо лично автором, либо при непосредственном участии в составе научного коллектива. Публикация в научных журналах и представление на конференциях результатов исследования осуществлялась соискателем совместно с Павленко А. Н. и Суртаевым А.С.

**Апробация работы.** Основные результаты диссертации докладывались и обсуждались на следующих конференциях: Всероссийская конференция «Сибирский теплофизический семинар» (г. Новосибирск, 2024, 2023, 2022, 2021, 2020, 2018, 2017 г. Получены: диплом II степени в 2017 г., диплом I степени в 2018 г., диплом II степени в 2023 г.); Российская национальная конференция по теплообмену (РНКТ-8) (г. Москва, 2022 г.); Школа-семинар молодых ученых и специалистов под руководством академика РАН А.И. Леонтьева «Проблемы газодинамики и тепломассообмена в энергетических установках» (г. Екатеринбург, г. Санкт-Петербург, 2021, 2017г.); Проблемы механики: теория, эксперимент и новые технологии: Всероссийская школа-конференция молодых ученых (г. Новосибирск – г. Шерегеш, 2020); International Seminar «Topical issues of heat and mass transfer at phase transformations and multiphase flows in modern chemical technology apparatuses and energy equipment» (г. Новосибирск, Россия, 2016, 2017, 2018 г.); International Heat Transfer Conference (ИHTC-16) (г. Пекин, Китай, 2018 г.); Всероссийская школа-конференция молодых ученых с международным участием «Актуальные Вопросы Теплофизики и Физической Гидрогазодинамики» (г. Новосибирск, 2016 г.); Школа-семинар молодых ученых и специалистов академика РАН В.Е. Алемасова (г. Казань, 2016 г.); Минский международный форум по тепломассообмену (г. Минск, Беларусь, 2016 г.); 9-th International Symposium on Heat Transfer (ISHT-9) (г. Пекин, Китай, 2016 г.).

**Публикации.** Материалы диссертации полностью изложены в 14 публикациях, 14 из которых изданы в журналах, рекомендованных ВАК.

Результаты научных исследований, представленных в данной диссертационной работе, были получены в рамках выполнения следующих проектов:

1. РФФИ № 15-08-03221 А. Исследование нестационарного теплообмена и переходных процессов при кипении и испарении на микроструктурированных поверхностях и поверхностях с покрытиями (исполнитель);

2. РФФИ № 15-38-20982 мол\_а\_вед. Экспериментальное исследование теплообмена и механизмов развития кризисных явлений при кипении жидкостей на поверхностях с пористым покрытием (исполнитель);

3. РФФИ № 18-08-00402 А. Исследование гидродинамики, теплообмена, переходных процессов и кризисных явлений при кипении и испарении при пленочных течениях на новых микроструктурированных поверхностях (исполнитель);

4. РФФИ № 18-38-00726 мол\_а. Исследование механизмов интенсификации и кризиса теплообмена при кипении жидкости на нагревателях различного диаметра с трехмерными капиллярно-пористыми покрытиями (руководитель);

5. РНФ № 19-19-00180. Комплексные исследования по разработке наиболее эффективных методов теплообмена при кипении и испарении с использованием микротекстурирования теплоотдающей поверхности (исполнитель);

6. Минобрнауки РФ № 075-15-2020-770. Фундаментальные основы расчета и принципов построения энергетических систем, основанных на эффекте сверхпроводимости (исполнитель);

7. Проект РАН III.18.2.3: Высокоэффективные режимы тепломассообмена и кризисные явления при кипении, испарении жидкостей

и их смесей при различных законах тепловыделения, дистилляции, в т.ч. на модифицированных поверхностях (Гос. рег. 01201350441, исполнитель);

8. Проект РАН Ш.18.2.3: Разработка методов интенсификации тепломассообмена при кипении, испарении жидкостей и их смесей при различных законах тепловыделения, дистилляции, в т.ч. с использованием новых микроструктурированных поверхностей и покрытий (Гос. рег. АААА-17-117030310025-3, исполнитель);

9. Проект РАН Ш.18.2.3: Развитие научных основ по разработке высокоэффективных методов интенсификации тепломассообмена при кипении, испарении жидкостей, гидратообразовании и разделении смесей при дистилляции (Гос. рег. 121031800216-1, исполнитель).

**Структура и объем диссертации.** Диссертация состоит из введения, четырех глав и заключения. Полный объем диссертации составляет 145 страниц, содержит 38 рисунков и 3 таблицы. Список литературы состоит из 141 наименования.

## Глава 1. Обзор литературы

Процесс кипения жидкости широко используется в практических приложениях в качестве эффективного способа отвода тепла от теплонапряженных поверхностей. По этой причине на сегодняшний день опубликовано огромное количество экспериментальных и теоретических работ, посвященных изучению основных закономерностей и механизма теплообмена при кипении. Общеизвестно характеризовать режимы кипения зависимостью плотности теплового потока  $q$ , отводимого жидкостью от твердой поверхности, от температурного напора  $\Delta T$ , определяемого как разность температуры поверхности нагрева  $T_n$  и температуры насыщения жидкости  $T_{\text{нас}}$  при заданном значении давления. Такая зависимость, схематично представленная на рисунке 1.1, называется кривой кипения или кривой Нукияма и характерна для кипения всех жидкостей, в том числе, криогенных, в условиях свободной конвекции.

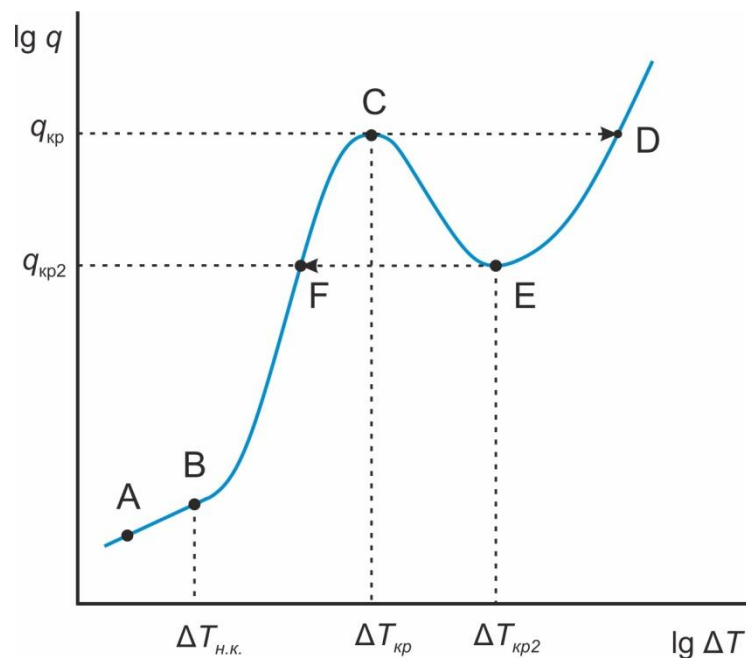


Рисунок 1.1 – Характерный вид кривой кипения жидкости в большом объеме

На кривой кипения можно выделить несколько характерных областей, соответствующих определенному режиму теплообмена. Первая зона (отрезок АВ на рисунке) является режимом малоинтенсивного теплообмена за счет

свободной конвекции жидкости. При достижении температурного напора начала кипения  $\Delta T_{н.к.}$  на поверхности нагревателя возникает первый паровой пузырь / группа пузырей. С этого момента отвод тепла от твердой стенки осуществляется в режиме пузырькового кипения (область ВС на рисунке), являющимся наиболее интересным в прикладных задачах за счет высоких интегральных коэффициентов теплоотдачи (КТО)  $\alpha = q/\Delta T$  при относительно небольших перегревах поверхности относительно температуры насыщения жидкости. Стоит отметить, что при малых температурных напорах и, соответственно, малых плотностях теплового потока (начальный участок отрезка ВС) количество активных центров парообразования на нагревателе достаточно мало и конвективная составляющая вносит существенный вклад в общую долю отвода тепла. Структура двухфазного потока на этом участке представляет собой зачастую нестабильные одиночные центры парообразования с отрывающимися пузырьками сферической формы. Именно в данном режиме индивидуальных пузырей обычно проводят исследования, связанные с изучением динамики парообразования и количественного определения основных характеристик кипения, таких как плотность центров ( $NSD$ ), отрывные диаметры пузырей ( $D_{отр}$ ), время ожидания ( $\tau$ ), частота отрыва и т. д. Увеличение мощности тепловыделения приводит к существенному росту количества активных центров и их стабилизации по всей поверхности теплоотдачи, что соответствует развитому пузырьковому кипению, которое сопровождается изломом кривой и значительным увеличением угла наклона. Для технических нагреваемых поверхностей в таком режиме  $q \sim (\Delta T)^3$  [1]. Последующее увеличение температурного напора приводит к взаимодействию и слиянию пузырей от соседних центров как в горизонтальном (во время роста на поверхности нагрева), так и вертикальном (после отрыва) направлениях с формированием паровых конгломератов, форма межфазной поверхности которых может существенно отличаться от сферической. При этом интенсивность

теплообмена остается достаточно высокой, поскольку между конгломератами и твердой стенкой остается тонкий “микрослой” жидкости, в котором реализуется интенсивное испарение, а трехфазная граница наблюдается в местах формирования “паровых ножек” с малой площадью сухих пятен. На конечном отрезке кривой ВС в области высоких (предкризисных) тепловых потоков на нагревательной поверхности формируются локальные неустойчивые паровые пленки за счет расширения сухих областей и теплоотдача может заметно снижаться.

Если кривая кипения исследуется при непосредственном изменении плотности теплового потока (например, электрический обогрев рабочего участка), то при достижении предельного значения  $q_{кр}$  и соответствующего ему  $\Delta T_{кр}$  (точка С на рисунке 1.1) по всей поверхности нагревателя образуется сплошная паровая пленка, изолирующая его от жидкости, что приводит к резкому ухудшению теплоотдачи и росту температурного напора. Данное значение  $q_{кр}$  называется первым критическим тепловым потоком (КТП) и соответствует переходу от режима пузырькового кипения к пленочному (переход CD на кривой). Отвод тепла в режиме пленочного кипения реализуется за счет теплопроводности и конвекции пара, а также излучением. При этом коэффициенты теплоотдачи лежат на порядок ниже, чем в режиме пузырькового кипения, а достигаемые температуры поверхности нагревателя при данном переходе могут привести к ее термическому разрушению. Стабильное пленочное кипение может существовать как при  $q > q_{кр}$  и ограничено в данном случае механической прочностью поверхности, так и при  $q < q_{кр}$ . Снижение плотности теплового потока приводит к уменьшению перегрева стенки относительно температуры насыщения и при достижении  $\Delta T_{кр2}$ , в общем случае соответствующего предельному перегреву жидкости, происходит кризис пленочного кипения (переход EF на рисунке) т. е. переход в режим пузырькового кипения. Соответствующее значение  $q_{кр2}$  называется вторым критическим тепловым

потоком. Последний участок кривой кипения СЕ характеризуется переходным режимом кипения, при котором на поверхности нагрева одновременно существуют области как с пузырьковым кипением жидкости (наблюдается контакт жидкости и теплоотдающей стенки), так и локальным пленочным. Устойчивый режим переходного кипения может быть получен при непосредственном управлении температурой стенки нагревателя, например, за счет обогрева циркулирующей жидкостью.

Как можно видеть, кривая кипения состоит из различных режимов теплообмена с существенно различающимися коэффициентами теплоотдачи и механизмами отвода тепла от нагреваемой поверхности. Настоящая работа в основном посвящена исследованию влияния покрытий, полученных различными методами, на теплообмен при пузырьковом кипении жидкости в широком диапазоне тепловых нагрузок вплоть до первого кризиса теплоотдачи. Однако интенсивность теплообмена является результатом локальной и интегральной динамики парообразования на твердой обогреваемой стенке, что требует их более детального рассмотрения.

### **1.1. Динамика парообразования при кипении (модели)**

Начало кипения характеризуется возникновением паровых зародышей в слое перегретой (метастабильной) жидкости относительно температуры насыщения при заданном давлении. В настоящее время общепризнанно, что зарождение паровой фазы является следствием флуктуаций плотности при хаотическом тепловом движении молекул. Фазовый переход определяется вероятностью возникновения зародышей некоторого критического размера, находящихся в неустойчивом равновесии с окружающей жидкостью [2]:

$$R_{\text{кр}} = \frac{2\sigma}{\Delta p}, \quad (1.1)$$

где  $\Delta p$  – разность давлений в жидкости и пузыре,  $\sigma$  – коэффициент поверхностного натяжения. При этом для образования зародыша в условиях гомогенного вскипания необходимо совершить работу, равную приращению потенциала Гиббса:

$$A = -\Delta p V_{\text{п}} + \sigma S_{\text{п}}, \quad (1.2)$$

где  $V_{\text{п}}$  и  $S_{\text{п}}$  – объем и площадь поверхности сферического зародыша. С учетом ряда приближений и уравнения Клапейрона-Клаузиуса [3]:

$$R_{\text{кр}} = \frac{2T_{\text{нас}}\sigma}{r\rho_{\text{п}}\Delta T}, \quad (1.3)$$

$r$ ,  $\rho_{\text{п}}$  – удельная теплота парообразования и плотность пара при температуре метастабильной жидкости,  $\Delta T$  – разность температуры в пузыре и насыщения. Данная величина называется критическим радиусом зародышеобразования – пузыри больше этого размера будут расти, меньше – схлопываться.

При наличии в жидкости плоской твердой поверхности работу образования зародыша на ней можно оценить согласно [4] следующим образом:

$$A^* = -\Delta p V_{\text{п}} + \sigma S_{\text{п}} - \sigma S_{\text{н}}(1 - \cos \theta), \quad (1.4)$$

где  $S_{\text{н}}$  – площадь парового зародыша, образуемая твердой поверхностью,  $\theta$  – краевой угол смачивания. Считая форму зародыша сферической с радиусом  $R$ , можно преобразовать выражение в виде:

$$A^* = \frac{\pi}{3} R^2 \sigma (1 + \cos \theta)^2 (2 - \cos \theta). \quad (1.5)$$

Как можно видеть,  $A^* \leq A$ , т. е. при наличии твердой обогреваемой поверхности в жидкости реализуется гетерогенное зародышеобразование. В условиях, когда  $\theta = 180^\circ$  (если жидкость не смачивает твердое тело), поверхность является идеальным катализатором парообразования, и зародыши появляются практически при температуре насыщения. Кроме того, из анализа последнего соотношения следует, что на вогнутой поверхности работа по формированию сферического зародыша ниже, чем на выпуклой, и

наиболее вероятно образование паровой фазы именно во впадинах нагревательной поверхности. Считается, что активными центрами парообразования на нагревателе являются различные типы микронеровностей его поверхности (поры, микротрещины, углубления и т. д.). Анализ влияния различных типов углублений, которым в основном приписывается простая геометрическая форма (коническая или цилиндрическая), на процесс парообразования достаточно подробно приведен в труде [5]. Стоит, однако, отметить, что работа образования зародыша на твердой поверхности существенно ниже, чем при гомогенном парообразовании только при достаточно больших краевых углах смачивания. В то же время для криогенных жидкостей  $\theta$  близок  $0^\circ$  [6, 7] (максимальные углы наблюдаются для жидкого азота и достигают для металлических поверхностей значений  $\sim 10^\circ$ ), при этом, например, в работе [8] кипение азота и водорода на поверхностях с искусственными центрами парообразования наблюдалось во впадинах. Такое поведение связано с тем, что в глубине даже небольших микровпадин температура несколько выше, чем на теплоотдающей поверхности, что облегчает образование зародышей.

Начало кипения является одним из наименее изученных процессов в теории теплообмена. Образование и рост паровых пузырей, как было показано, облегчается при наличии твердой поверхности в объеме жидкости. Однако гетерогенное вскипание происходит в гораздо более сложных условиях по сравнению с гомогенным, определяемых как геометрическими, так и теплофизическими свойствами теплоотдающей поверхности, существенными температурными неоднородностями, физико-химическим взаимодействием жидкость-твердое тело и т. д. В настоящее время общепринято, что первые паровые зародыши образуются в микроуглублениях нагреваемой поверхности, в которых до кипения присутствовала газовая или паровая фаза. Стоит отметить, что формула (1.3), полученная для случая однородного температурного поля в жидкости,

позволяет определить минимальные размеры активной впадины при замене температуры в пузыре на температуру нагревателя. Паровой пузырь, образованный из жизнеспособного центра, растет в процессе теплообмена, достигая определенного размера, после чего отрывается от поверхности и всплывает в общий объем жидкости. При этом после отрыва небольшая часть пара остаётся во впадине, а остальной объем замывается более холодной жидкостью. После её нагрева в течение некоторого времени (время ожидания) вновь создаются условия для роста пузыря, и весь цикл повторяется с определенной периодичностью.

Интенсивность теплообмена при пузырьковом кипении определяется динамикой зарождения, роста и отрыва паровых пузырей от нагреваемой поверхности. Экспериментальное исследование внутренних характеристик кипения помогает более детально выявить влияние различных параметров на интегральную теплоотдачу при кипении и разрабатывать более точные методики расчета. Первые теоретические описания скорости роста парового пузыря начались достаточно давно, в частности, в работе [9] Н. Зубер предположил, что пузырь приподнимает окружающий слой перегретой жидкости, и тепло поступает к нему по окружающей его границе жидкость-пар. Радиус пузыря во времени в этом случае может быть описан зависимостью:

$$R \sim Ja\sqrt{at}, \quad (1.6)$$

где  $a$  – температуропроводность жидкости. Такой подход, однако, как было отмечено в работах Д.А. Лабунцова [10, 11] не жизнеспособен при числах Якоба  $Ja < 1$ , поскольку избыточной энтальпии в пограничном слое не достаточно для роста пузыря до размера большего этой толщины. Предложенная Лабунцовым модель предполагает, что основное испарение, определяющее рост пузыря, происходит непосредственно вблизи теплоотдающей стенки через кольцевой клиновидный микрослой жидкости у

его основания. Выражение, полученное при использовании данного подхода, имеет вид:

$$R = C\sqrt{atJa}, \quad (1.7)$$

где  $C$  – варьируется в диапазоне  $\sqrt{12} - \sqrt{20}$  [10, 12].

Модель, учитывающая как испарение микрослоя жидкости у основания пузыря, так и теплоотдачу через внешний его контур в слое перегретой жидкости была рассмотрена в более поздней совместной работе Д.А. Лабунцова и В.В. Ягова [13]. Полученное выражение, по сути, является суперпозицией двух предыдущих выражений:

$$R = (\gamma Ja + \sqrt{\gamma^2 Ja^2 + 2\beta Ja})\sqrt{at}, \quad (1.8)$$

и имеет соответствующие асимптотические решения при  $Ja \ll 1$  (условия, когда подвод тепла от перегретой жидкости пренебрежимо мал) и  $Ja \gg 1$  (преобладает подвод тепла от слоя метастабильной жидкости). При коэффициентах  $\beta = 6$  и  $\gamma = 0.3$  данное выражение позволяет удовлетворительно описать экспериментальные кривые роста парового пузыря в широком диапазоне изменения давления ( $Ja = 0.1 - 500$ ).

Еще одной важной внутренней микрохарактеристикой кипения, дающей более полную информацию о процессе, является диаметр пузыря в момент отрыва от теплоотдающей поверхности  $D_{отр}$ . При аналитическом определении данной величины большинство авторов используют ряд приближений, позволяющих получить расчетные зависимости, справедливые для определенных условий. Подавляющее количество моделей основано на рассмотрении баланса сил, действующих на паровой пузырь, имеющий, как правило, сферическую форму. При таком подходе рассматриваются силы поверхностного натяжения, подъемная сила, вязкость, а также силы, обусловленные конвективной составляющей вблизи пузыря, и инерционные силы, возникающие при его росте. Очевидно, что такое разнообразие сил не позволяет провести комплексный анализ данной величины и представить аналитическое решение задачи, что обуславливает использование

приближений и оперирование лишь отдельными параметрами для конкретного случая.

Одной из первых работ, в которой было получено выражение для определения размера пузыря в момент отрыва от теплоотдающей поверхности в квазистатическом режиме (медленный рост пузыря, когда динамическими силами можно пренебречь), является работа Фритца [14]. На основе баланса сил поверхностного натяжения и сил тяжести, автором было получено значение максимальных объемов пузырей при фиксированных углах смачивания в гидростатических условиях. При этом, считая, что максимальный объем пузыря достигается именно в момент отрыва:

$$D_{\text{отр}} = 0.02\theta \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}})}}. \quad (1.9)$$

В течение достаточно длительного времени считалось, что формула Фритца является вполне применимой в качестве оценки отрывного размера пузыря при кипении жидкостей в реальных условиях. При атмосферном давлении выражение удовлетворительно предсказывало отрывные диаметры пузырей для кипения воды. Однако уже в 60-х годах двадцатого века были опубликованы одни из первых работ, показывающие значительное расхождение экспериментальных данных с расчетом по вышеупомянутой формуле [15-18]. В частности, при повышенных относительно атмосферного давлениях (1 МПа) наблюдаемые размеры пузырей в момент отрыва при кипении воды были практически на порядок меньше расчетных, а при пониженных – существенно больше. Несостоятельность формулы Фритца в первую очередь связана с тем, что условия процесса пузырькового кипения в значительной степени отличаются от допущений решенной гидростатической задачи.

Последующие теоретические исследования в данной области были в основном направлены на модифицирование формулы Фритца для получения моделей, в том числе полуэмпирических, позволяющих более точно

определять отрывные диаметры пузырей в различных условиях (при варьировании давления, шероховатости поверхности, типа жидкости и т. д). Так, например, в работе [19] было получено выражение типа:

$$D_{\text{отр}} = 0.04Ja \sqrt{\frac{2\sigma}{g(\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}})}}, \quad (1.10)$$

включающее в себя число Якоба и исключающее угол смачивания. В последующем исследовании [20] на основе баланса сил авторами была получена усовершенствованная зависимость такого типа, включающая модифицированное число Ja (определяемое исходя из критической температуры жидкости) и переменный коэффициент, соответствующий типу жидкости. Такая зависимость хорошо описывает экспериментальные данные для большого числа различных жидкостей при атмосферном давлении.

На основе анализа результатов видеосъемки процесса кипения, авторами [21] было показано, что отрывные диаметры пузырей и частота отрыва существенно зависят от шероховатости поверхности теплообмена. Ими была предложена зависимость, включающая в себя число Якоба, температуропроводность и диаметр каверн на поверхности нагревателя в качестве важного параметра. В совместной работе Кутателадзе и Гогонина [22] было предложено дифференциальное уравнение, соответствующее условию равновесия сил в момент отрыва пузыря, учитывающее гидродинамическое сопротивление росту пузыря на стенке и инерционную силу. Из анализа широкого массива экспериментальных данных по величине отрывного диаметра пузыря для различных жидкостей (из различных источников для 7 жидкостей) и с учетом приближения  $\rho_{\text{ж}} \gg \rho_{\text{п}}$  была получена аппроксимационная зависимость, включающее в себя безразмерную группу критериев подобия  $K$  (число Прандтля –  $Pr$ , Якоба –  $Ja$  и Архимеда –  $Ar^*$ ):

$$D_{\text{отр}} = 0.25 \sqrt{(1 + 10^5 K) \frac{\sigma}{g\rho_{\text{ж}}}}, \quad (1.11)$$

$$K = \left( \frac{Ja}{Pr} \right)^2 Ar^{*-1}.$$

При значении определяющего параметра  $10^{-8} \leq K \leq 10$ , как отмечают авторы, такая зависимость позволяет обобщить опытные данные, однако разброс отдельных точек достигает  $\pm 100\%$ .

На сегодняшний день в литературе представлен достаточно обширный спектр моделей для определения диаметра пузыря в момент отрыва от теплоотдающей поверхности при кипении жидкости, однако ни одна из них не может удовлетворительно описать экспериментальные данные в широком диапазоне варьирования параметров опытов (давление, тип жидкости, теплофизические свойства и шероховатость поверхности и т. д.). Наиболее полный список полуэмпирических моделей, охватывающий большое количество библиографических источников, представлен в обзорной работе [23].

Одной из наименее изученных как экспериментально, так и теоретически характеристик пузырькового кипения, которая оказывает существенное влияние на теплообмен, является плотность активных центров парообразования  $NSD$ . Первые экспериментальные исследования [24, 25] показали линейную зависимость между плотностью теплового потока и  $NSD$ . Согласно опытным данным [26, 27] коэффициент теплоотдачи при пузырьковом кипении пропорционален  $NSD^{1/3}$ , при этом, как отмечают авторы, на данную зависимость не влияет ни материал нагревателя, ни шероховатость поверхности и её загрязнение, ни свойства рабочей жидкости. Такой вывод, очевидно, выглядит не физическим, поскольку, как отмечалось ранее, активные центры кипения образуются во впадинах и микронеровностях теплоотдающей поверхности, количество и размер которых напрямую связаны с технической подготовкой поверхности нагревателя перед проведением экспериментов. Кроме того, как следует из

работ [28, 29], плотность активных центров парообразования существенно зависит от теплофизических свойств материала стенки.

Опытные данные, полученные различными авторами, свидетельствуют о чрезвычайно сложной зависимости  $NSD$  от целого комплекса поверхностных условий [30]. Изменение шероховатости поверхности, её смачиваемости, теплофизических свойств материала стенки и жидкости и т. д. могут приводить к различным зависимостям этой величины от режимных параметров и, как следствие, к большому количеству различных моделей, в основном эмпирического характера. Так, в частности, Лабунцов [31] предположил, что плотность активных центров парообразования пропорциональна удельному количеству впадин и микронеровностей поверхности нагрева, которые имеют размеры, сопоставимые с критическим радиусом зародыша. В результате чего, была получена зависимость вида:

$$NSD = C_1 \left( \frac{r \rho_{\text{п}} \Delta T}{\sigma T_{\text{нас}}} \right)^2, \quad (1.12)$$

где константа  $C_1 \approx 10^{-7} - 10^{-8}$ . Позднее К.А. Жохов [32] на основе анализа большого массива экспериментальных данных показал более сильную зависимость  $NSD$  от температурного напора и свойств жидкости, модернизировав данное соотношение:

$$NSD = C_2 \left( \frac{r \rho_{\text{п}} \Delta T}{\sigma T_{\text{нас}}} \right)^3, \quad (1.13)$$

которое содержало размерную константу  $C_2 = 625 \cdot 10^{-16}$  м. В [28] было показано, что при кипении бензола и этилового спирта плотность центров парообразования выше на нагревателях из материалов с более высокими коэффициентами тепловой активности  $\sqrt{\lambda c \rho}$ . При этом, полученные опытные данные удовлетворительно описываются схожей зависимостью:

$$NSD = C_3 \left( \frac{r \rho_{\text{п}} \Delta T}{\sigma T_{\text{нас}}} \right)^2 \left[ 1 - \left( \frac{\Delta T_{\text{н.к.}}}{\Delta T} \right)^2 \right], \quad (1.14)$$

которая отличается от предыдущих наличием дополнительного множителя, учитывающего температурный напор начала кипения, и эмпирического коэффициента  $C_3$ , определяемого из сочетания параметров системы «жидкость – материал нагревателя».

Как было отмечено, величина плотности центров парообразования зависит от смачиваемости теплоотдающей поверхности исследуемой жидкостью, а также от теплофизических свойств жидкости и стенки нагревателя. Попытки введения краевого угла смачивания в качестве параметра в полуэмпирических моделях были предприняты в более поздних работах. Так, например, авторами [33] на основе данных при кипении воды в условиях большого объема была получена зависимость вида:

$$NSD^* = f(\rho^*) R_{кр}^{*-4.4}, \quad (1.15)$$

где  $NSD^* \equiv D_{отр}^2 NSD$ ,  $f(\rho^*) = 2.157 \times 10^{-7} \rho^{*-3.2} (1 + 0.0049 \rho^*)^{4.13}$ ,  $\rho^* \equiv (\Delta\rho / \rho_{п})$  и  $R_{кр}^* \equiv (2R_{кр} / D_{отр})$ . Угол смачивания в данном выражении фигурирует в качестве параметра для отрывного диаметра пузыря, который авторы вычисляют, используя модифицированную формулу Фритца:

$$D_{отр} = 2.5 \times 10^{-5} \rho^{*0.9} \theta \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta\rho}}. \quad (1.16)$$

Авторами [34] была предложена эмпирическая зависимость на основе собственных данных по кипению воды при атмосферном давлении на медных нагревателях с различной смачиваемостью, включающая в себя угол смачивания. Эксперименты проводились на полированных образцах, а форма и размеры неровностей исследовались с помощью оптического микроскопа. Смачиваемость изменялась за счет изменения степени окисления поверхности, в результате чего была получена формула:

$$NSD = 7.81 \times 10^{-29} (1 - \cos \theta) R_{кр}^{-6}, \quad (1.17)$$

которая описывала собственные данные авторов с точностью  $\pm 60\%$  при углах смачивания от  $18^\circ$  до  $90^\circ$ .

Попытка учесть влияние свойств жидкости и материала нагревателя на плотность центров парообразования была предпринята в работе [35]. На основе проведенных экспериментов при кипении различных жидкостей (вода, тетрахлорметан, н-гексан, ацетон) на образцах из нержавеющей стали и алюминия при низких и средних тепловых потоках ими предложено выражение, учитывающее шероховатость поверхности, поверхностное натяжение, теплофизические свойства жидкости и нагревателя, а также температурный напор:

$$NSD = 218.8 \text{Pr}^{1.63} \left( \frac{1}{\gamma} \right) \Theta^{-0.4} \Delta T^3, \quad (1.18)$$

где  $\gamma \equiv \left( \frac{\lambda_n \rho_n c_{pn}}{\lambda_j \rho_j c_{pj}} \right)^{1/2}$  и  $\Theta = 14.5 - 4.5 \left( \frac{R_a p}{\sigma} \right) + \left( \frac{R_a p}{\sigma} \right)^{0.4}$  – безразмерные параметры взаимодействия поверхность-жидкость (отношение коэффициентов тепловой активности) и шероховатости соответственно.

Приведённые выше работы по вычислению величины плотности активных центров парообразования при кипении жидкости представляют лишь небольшой часть существующих на сегодняшний день моделей. Их разнообразие, представленное, например, в [3632], а также в значительной степени их эмпирический характер, свидетельствуют о чрезвычайно сложной постановке задачи для аналитического решения, учитывающего огромное количество параметров системы, влияющих на данную величину.

## 1.2. Экспериментальные исследования теплообмена при кипении

Как можно видеть, внутренние характеристики пузырькового кипения и, как следствие, интегральный теплообмен в значительной степени зависят как от режимных (давление, температурный напор, плотность теплового потока и т. д.), так и от внутренних (свойства жидкости, материал нагревателя, смачиваемость и т. д.) параметров системы. В настоящее время

в литературе представлено широкое разнообразие экспериментальных работ, посвященных изучению влияния отдельных параметров на теплообмен при кипении жидкости в большом объеме. Ниже кратко рассмотрено влияние некоторых из перечисленных параметров на теплообмен.

Анализ литературы показывает, что свойства материала теплоотдающей поверхности оказывают заметное влияние на перенос теплоты при пузырьковом кипении жидкостей [16, 37-41]. Некоторые авторы связывают такое влияние с физико-химическими взаимодействиями контактирующей жидкости и поверхности нагревателя – с шероховатостью и уровнем смачивания. В то же время, как отмечается в монографии [29], микроструктура греющей поверхности может быть не одинаковой для разных материалов при одной и той же обработке, а контактный угол смачивания зависит от таких трудно поддающихся учету факторов, как загрязнение поверхности, время её приработки, наличие оксидных пленок и т. д. Поскольку в большинстве работ данные поверхностные характеристики не учитываются при проведении экспериментов, то объяснение влияния материала нагревателя на интенсивность кипения лишь за счет различия в поверхностных условиях выглядит не достаточно обоснованным. В этой связи повышенный интерес представляют аналогичные работы при кипении криогенных жидкостей, поскольку, как отмечалось ранее, они обладают крайне высоким уровнем смачиваемости и малое изменение угла  $\theta$  практически не оказывает влияния на теплообмен, что приводит к более “чистым” экспериментальным данным.

Иная точка зрения о влиянии материала нагревателя на теплообмен при кипении заключается в том, что определяющую роль играют теплофизические свойства материала. Так, в монографиях [3, 29], посвященных кипению криогенных жидкостей, наряду с другими факторами отмечается влияние комплекса  $\sqrt{\lambda c \rho}$  на теплообмен. Авторами [29] было проведено комплексное экспериментальное исследование теплообмена при

кипении азота на нагревателях из различных металлов (медь, латунь, бронза, нержавеющая сталь). Для исключения влияния шероховатости все поверхности обрабатывались по техническому классу чистоты. Было показано, что чем выше коэффициент тепловой активности материала, тем интенсивнее теплообмен. Так, в частности, для медных нагревателей коэффициент теплоотдачи был более чем в 10 раз выше, чем для нагревателей из нержавеющей стали при одном и том же температурном напоре. В то же время, например, в одной из современных работ [42] при кипении жидкого азота в большом объеме наблюдались более низкие коэффициенты теплоотдачи для алюминия по сравнению с нержавеющей сталью, несмотря на его более высокий коэффициент тепловой активности. При этом все исследованные образцы имели близкие значения параметров шероховатости, что исключает влияние данного фактора на теплообмен. Влияние теплофизических свойств материала нагревателя на теплообмен при кипении было показано также в обзорной работе [43]. Авторы отмечают, что ключевым параметром, влияющим на теплообмен, является теплопроводность материала, поскольку она напрямую влияет на эффективный подвод тепла к активным центрам парообразования.

Как отмечалось ранее, при пузырьковом кипении жидкости паровые пузыри зарождаются и растут в микронеровностях поверхности нагрева, в которых до кипения присутствовала газовая или паровая фаза. Очевидно, что изменение шероховатости теплоотдающей стенки приводит к изменению количества и микрогеометрии углублений, которые потенциально могут являться центрами парообразования. Интерес экспериментаторов к теме влияния шероховатости на теплообмен при кипении возник достаточно давно (60-е года прошлого века) в первую очередь за счет простоты изменения данного параметра для создания коммерчески доступных интенсифицирующих поверхностей.

К одной из первых работ можно отнести исследование [44], в котором было достигнуто увеличение коэффициентов теплоотдачи до 600% при кипении n-пентана на шероховатых поверхностях. Достаточно широкий библиографический список ранних работ (экспериментальных и теоретических), посвященный влиянию обработки поверхности на теплообмен при кипении обычных и криогенных жидкостей, представлен в монографии [29]. В целом, исследователи сходятся во мнении, что увеличение шероховатости облегчает образование паровой фазы и интенсифицирует теплообмен при кипении, в том числе, за счет увеличения плотности активных центров парообразования при фиксированных режимных параметрах. В подавляющем большинстве случаев наклон кривой кипения уменьшается с увеличением микрошероховатости поверхности, при этом сама кривая смещается в область меньших температурных напоров (активация центров парообразования при меньших перегревах стенки). Также почти во всех работах отмечается, что существует предел, когда дальнейшее увеличение шероховатости не приводит к интенсификации теплоотдачи.

Джонсом с соавторами [45] было показано существенное влияние типа рабочей жидкости на получаемую интенсификацию за счет изменения шероховатости поверхности в диапазоне среднего арифметического отклонения профиля  $R_a = (1.08-10.00)$  мкм. Для FC-77 наибольшее увеличение коэффициентов теплоотдачи составило 210% в сравнении с полированной поверхностью, тогда как для воды этот показатель составил 100% для аналогичной пары нагревателей. В работе [46] при изучении влияния шероховатости поверхности нагрева на теплообмен при кипении фреонов увеличение значения  $R_a$  до 10.5 мкм приводило к снижению теплоотдачи по сравнению с полированным рабочим участком. Такое поведение, как отмечают авторы, ссылаясь на выводы исследования [43], связано с тем, что впадины слишком большого размера полностью заполняются жидкостью и не могут служить в качестве активных центров

парообразования. Стоит также отметить, что ряд исследователей, например [47, 48], критикуют использование среднеквадратичной шероховатости в качестве единственного определяющего параметра, поскольку способ обработки поверхности, геометрическая форма впадин и характер их распределения могут приводить к существенно различающимся результатам при одинаковом значении  $R_a$ .

Наиболее сильное влияние на внутренние характеристики пузырькового кипения и, как следствие, коэффициенты теплоотдачи оказывает изменение давления. Как при кипении обычных, так и криогенных жидкостей, увеличение давления приводит к интенсификации теплообмена и смещению кривых кипения в область меньших температурных напоров при фиксированных параметрах системы. Такой сдвиг объясняется уменьшением критического радиуса зародышеобразования (снижение поверхностного натяжения и увеличение плотности пара) и, как следствие, увеличением плотности активных центров парообразования при кипении за счет большего количества микронеровностей, способных генерировать пузыри. Исследователями отмечается, что увеличение давления носит лишь количественный характер, при этом все закономерности и характер кипения остаются неизменными. В то же время при кипении жидкости в области субатмосферных давлений помимо ухудшения теплоотдачи и снижения критических тепловых потоков процесс претерпевает значительные качественные изменения. По данной теме опубликован относительно небольшой массив теоретических и экспериментальных работ, который продолжает увеличиваться и на сегодняшний момент. Такой интерес исследователей в первую очередь связан с практической значимостью, поскольку снижение давления позволяет уменьшить температуры кипения жидкости и, как следствие, снимать необходимые тепловые потоки с энергонапряженных устройств, не опасаясь перегрева оборудования. Достаточно подробный анализ динамики парообразования при кипении

обычных жидкостей в области субатмосферных давлений с обширным списком литературных источников, а также собственные новые опытные данные, представлены в работе [49]. Стоит также отметить, что для кипения криогенных жидкостей список экспериментальных работ при варьировании приведенного давления очень ограничен и представлен в основном исследованиями второй половины прошлого века. Наиболее полный массив опытных данных (в основном полученных во ФТИНТ АН УССР) для азота, водорода, гелия и кислорода приведен в монографии [3].

### **1.3. Модели теплообмена и кризиса теплоотдачи**

Несмотря на давний и неугасающий интерес исследователей к теме кипения жидкостей, а также достигнутые результаты, отраженные в многотысячных публикациях [1], на сегодняшний день не существует общепринятой теории теплообмена при кипении. Такой закономерный итог является результатом чрезвычайной сложности описания процесса тепломассопереноса, связанной с его многогранностью, влиянием большого количества системных параметров, а также нестационарностью протекающих процессов. Очевидно, что практически за вековой период интенсивных исследований накопилась большая база аналитических и полуэмпирических моделей теплообмена при пузырьковом кипении жидкости. Широкий список популярных и физически обоснованных моделей для определения коэффициентов теплоотдачи представлен в монографиях и обзорных статьях [3, 29, 50-52]. Стоит отметить зависимость, полученную Д.А. Лабунцовым [31], которую часто используют для описания кипения криогенных жидкостей. Данная работа была одной из первых, построенных на модели микрослоевого испарения. Автором было выдвинуто предположение, что существуют следующие основные пути теплопередачи от нагревательной поверхности:

- теплопроводностью через пограничный слой к объему жидкости;
- поддержание кипения на поверхности, когда тепло подводится к пузырям через тонкий микрослой жидкости у их основания.

Непосредственно из оценочных соотношений получено уравнение, описывающее теплоотдачу при пузырьковом кипении:

$$q = C_1 \frac{\lambda_{\text{ж}}^2 \Delta T^3}{\sigma T_{\text{нас}} \nu_{\text{ж}}} + C_2 \frac{\lambda_{\text{ж}} r \rho_{\text{п}} \Delta T^2}{\sigma T_{\text{нас}}}, \quad (1.20)$$

где  $C_1 \approx 10^{-3} - 10^{-4}$ ,  $C_2 \approx 10 C_1$ ,  $\nu_{\text{ж}}$  – кинетическая вязкость жидкости. Наибольшее распространение среди зарубежных исследователей получило эмпирическое уравнение подобия Розеноу [53] для описания теплообмена при пузырьковом кипении:

$$\frac{c_{\text{рж}} \Delta T}{r} = C_{\text{SF}} \left( \frac{q}{\mu_{\text{ж}} r} \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}})}} \right)^{0.33} \left( \frac{c_{\text{рж}} \mu_{\text{ж}}}{\lambda_{\text{ж}}} \right)^n, \quad (1.21)$$

которое содержит динамическую вязкость жидкости  $\mu_{\text{ж}}$  и константу  $C_{\text{SF}}$ , зависящую от сочетания «жидкость-теплоотдающая поверхность», и определяется эмпирически, а также показатель степени  $n$ , равный 1 для воды и 1.7 для других жидкостей. На сегодняшний день накопилось большое количество данных по величине константы  $C_{\text{SF}}$  для различных сочетаний поверхность/жидкость [52, 54]. Многообразие полуэмпирических моделей для вычисления коэффициента теплоотдачи при кипении жидкостей, зачастую приводящих к существенно различающимся результатам при одинаковых режимных параметрах [50], свидетельствует о необходимости дальнейшего экспериментального изучения процесса пузырькового кипения при варьировании различных параметров системы.

Как отмечалось в начале главы, при достижении плотности теплового потока  $q_{\text{кр}}$  пузырьковое кипение в большом объеме сменяется режимом плёночного кипения, переход к которому сопровождается резким ухудшением теплоотдачи в жидкость и распространением паровой пленки по всей нагревательной поверхности. Данная величина является одной из

важнейших при использовании кипения для отвода тепла в практических приложениях, поскольку определяет максимально возможные мощности, при которых теплонапряженные устройства могут функционировать при заданных условиях. Наиболее известной зависимостью, описывающей величину первого критического теплового потока, является модель Кутателадзе-Зубера. В своей работе, впервые опубликованной в [55], С. С. Кутателадзе использовал гидродинамический подход описания кризиса теплоотдачи (потеря устойчивости двухфазного пограничного слоя), а также аналогию между пузырьковым кипением и барботажем жидкости газом. Предполагая, что потеря устойчивости граничного слоя происходит при достижении предельного значения средней скорости парообразования на стенке, линейный размер поверхности парообразования значительно превышает внутренние масштабы пузырькового кипения, а силы вязкости в системе несущественны, из анализа размерностей было получено выражение:

$$q_{кр} = kr \sqrt{\rho_{п}} \sqrt[4]{g \sigma (\rho_{ж} - \rho_{п})}, \quad (1.22)$$

где  $k$  – некоторая константа для несжимаемого двухфазного граничного слоя. Позднее, в работе [56] Н. Зубер представил аналитическое решение задачи вычисления величины плотности теплового потока, соответствующего переходу от режима пузырькового кипения к пленочному. В модели была рассмотрена паровая пленка, сформированная над поверхностью нагрева, которая является неустойчивой по Релею-Тейлору. Предполагая, что характерные длины волн этой неустойчивости определяют центры расположения «паровых струй» (центров парообразования), а также предельная (критическая) скорость пара, при которой происходит разрушение струй и формирование сплошной пленки, определяется условием неустойчивости Кельвина-Гельмгольца, автором было получено уравнение:

$$q_{кр} = kr \sqrt{\frac{\rho_{ж} + \rho_{п}}{\rho_{ж}}} \sqrt{\rho_{п}} \sqrt[4]{g \sigma (\rho_{ж} - \rho_{п})}, \quad (1.23)$$

при этом  $\sqrt{\frac{\pi}{128\sqrt{3}}} < k < \sqrt{\frac{\pi}{128}}$ , т. е. лежит в диапазоне 0.119 – 0.157.

Очевидно, что первое подкоренное слагаемое этого уравнения существенно отличается от единицы лишь при околокритических давлениях, во всех остальных случаях формула (1.22) полностью идентична (1.23). Выражение для определения первой критической плотности теплового потока, полученное С.С. Кутателадзе и теоретически подтвержденное Н. Зубером, хорошо описывает широкий массив экспериментальных данных [1,57] при кипении большинства жидкостей, в том числе, криогенных [30], в области атмосферных и повышенных давлений.

Уравнение Кутателадзе-Зубера справедливо при кипении жидкостей в большом объеме в условиях стационарного тепловыделения. Однако в реальных теплообменных аппаратах могут возникать достаточно мощные возмущения и колебания того или иного режимного параметра во времени. В этом случае поверхность нагрева находится в нестационарных условиях теплообмена с жидкостью, что создает специфические условия для развития кризиса теплоотдачи по сравнению с квазистационарными процессами. Вопрос теплообмена и развития кризисных явлений при резком нарастании мощности тепловыделения начал изучаться в пятидесятых годах прошлого столетия. Достаточно подробные описания процесса кипения жидкости при нестационарном тепловыделении с широким библиографическим списком представлены, например, в работах [57, 58]. В таких условиях режимы теплообмена по очередности следования повторяют квазистационарные, а именно: теплообмен путем теплопроводности, естественной конвекции, теплообмен при пузырьковом кипении и далее – при пленочном режиме кипения. В зависимости от параметров системы некоторые из режимов теплоотдачи могут быть недостаточно развиты, либо вообще отсутствовать. Как отмечается авторами, в ряде случаев минимальное значение плотности теплового потока  $q_{кр}^{н.мин.}$ , при котором наблюдается переход к пленочному

режиму кипения, может быть значительно меньше  $q_{кр}$ . Данную величину в литературе принято называть нестационарным критическим тепловым потоком.

На основе анализа собственных экспериментальных данных и данных других работ, авторами [59, 60] была предложена модель расчета минимального критического теплового потока  $q_{кр}^{н.мин.}$ , при котором происходит быстрый переход к устойчивому пленочному режиму кипения в условиях нестационарной подачи тепловой мощности с учетом аккумуляции части тепла в нагревателе при закипании на готовых центрах парообразования:

$$q_{кр}^{н.мин.} = 1.2 \times 10^5 \frac{(k^*)^{1.8} (\tau^*)^{0.36} (\sigma T_{нас})^{0.79} (\lambda_{ж})^{1.37}}{(D_{отр})^{2.51} (r \rho_n)^{0.59} (c_{ж} \rho_{ж})^{0.56}}, \quad (1.24)$$

$$k^* = 0.9 \left( 1 + 0.9 \frac{D_{отр}}{D_n} \right), \quad \tau^* = \frac{4(c_n)^2 (\rho_n)^2 (\delta_n)^2}{\pi \lambda_{ж} c_{ж} \rho_{ж}}.$$

Основным условием наступления кризиса является полное испарение жидкости в двухфазном слое у теплоотдающей поверхности в период роста паровых пузырей до их отрыва, когда подтекание и интенсивное перемешивание жидкости отсутствует. Условие теплового баланса в этом случае представляется следующим образом:

$$E_1 + E_2 \geq k^* r \rho_n D_{отр},$$

где  $E_1, E_2$  – количества тепла, выделившиеся в жидкость с единичной площадки за промежутки времени от начала тепловыделения до момента закипания жидкости и от момента закипания до момента отрыва паровых пузырей от теплоотдающей поверхности.

#### 1.4. Интенсификация теплообмена при кипении

Как известно, для стабильной работы различного энергонапряженного оборудования в атомной энергетике, химической промышленности, в теплонасосной технике и т. д. необходимо поддержание их элементов в определенном температурном диапазоне. Зачастую на практике в теплообменниках для решения данной проблемы используются различные жидкости с фазовыми превращениями, в том числе при кипении, являющимся одним из наиболее эффективных способов отвода тепла от теплонапряженной поверхности. Тем не менее, стремительное развитие технологий способствует увеличению удельных тепловых потоков (в том числе, за счет снижения массогабаритных параметров устройств), которые необходимо снимать с поверхности эксплуатируемого оборудования. В связи с этим в последние десятилетия широко ведутся исследования по поиску разнообразных методов интенсификации теплообмена и увеличению критических тепловых потоков в системах с фазовыми переходами. На сегодняшний день одними из наиболее перспективных методов в данной области, о чем свидетельствует большое количество современных обзорных работ [61-66], являются пассивные методы, связанные с прямой модификацией теплообменных поверхностей за счет создания на них различных структур и покрытий на микро/нано масштабах. Несмотря на огромное количество разнообразных жидкостей, отдельное внимание исследователей в данной области уделяется диэлектрическим жидкостям, которые могут быть использованы при охлаждении электронных систем [67]. Кроме того, в связи с развитием темы высокотемпературной сверхпроводимости и открытием новых материалов, способных функционировать при относительно высоких температурах, непосредственный интерес представляет исследование интенсификации теплообмена при кипении таких криогенных жидкостей как азот (наиболее

актуален на данный момент), аргон и кислород, однако на сегодняшний день количество современных работ в данной области, особенно системных, крайне ограничено.

В настоящее время существует достаточно большое количество различных физико-химических методов модификации поверхностей, таких как травление [68], литография [69], механическая обработка образцов [70], нанесение сеточных покрытий [71], электроосаждение [72], спекание частиц на теплоотдающей поверхности [73] и др., каждый из которых имеет свои преимущества и недостатки. Для наглядности на рисунке 1.2 представлены фотографии интенсифицирующих поверхностей, полученных перечисленными выше принципиально отличающимися способами. Широкое распространение в промышленности получил метод механической обработки для создания интенсифицирующих структурированных поверхностей (в том числе микроканалов [74]) за счет своей простоты, относительной дешевизны, масштабируемости и воспроизводимости структур. Одними из первых работ, посвященных влиянию структурированных поверхностей с полужакрытыми каналами и порами на интенсивность теплоотдачи при кипении воды, азота и фреона R11, являются исследования Накаямы с соавторами [75, 76]. Авторами было показано, что важную роль в увеличении интенсивности теплообмена играет испарение с поверхности жидких плёнок и менисков, покрывающих стенки нагревателя, особенно в углах, в процессе роста паровой фазы внутри каналов структуры. Дальнейшие исследования подобных поверхностей были направлены на варьирование различных параметров системы, таких как форма (круглые, треугольные и прямоугольные) и геометрические параметры каналов, диаметры пор, приведенное давление и тип жидкости. Подробный обзор и систематизация этих исследований, в том числе, с использованием коммерческих поверхностей типа Thermoexcel, GEWA, Turbo, представлены в работах [77, 78]. Одним из перспективных методов механической обработки является

метод деформирующего резания (МДР). Данная технология позволяет создавать сложные поверхности с формированием макро- и микрорельефа в виде ребер, шипов, ячеек или резьбовых профилей со сверхплотной упаковкой. Использование таких типов структур позволяет достигать 6-ти кратных показателей интенсификации теплообмена и увеличения критических тепловых потоков при кипении воды в условиях свободной конвекции [79]. Помимо пузырькового кипения в большом объеме, МДР-структуры показали хорошие результаты интенсификации теплообмена при пленочном течении смеси фреонов [80].

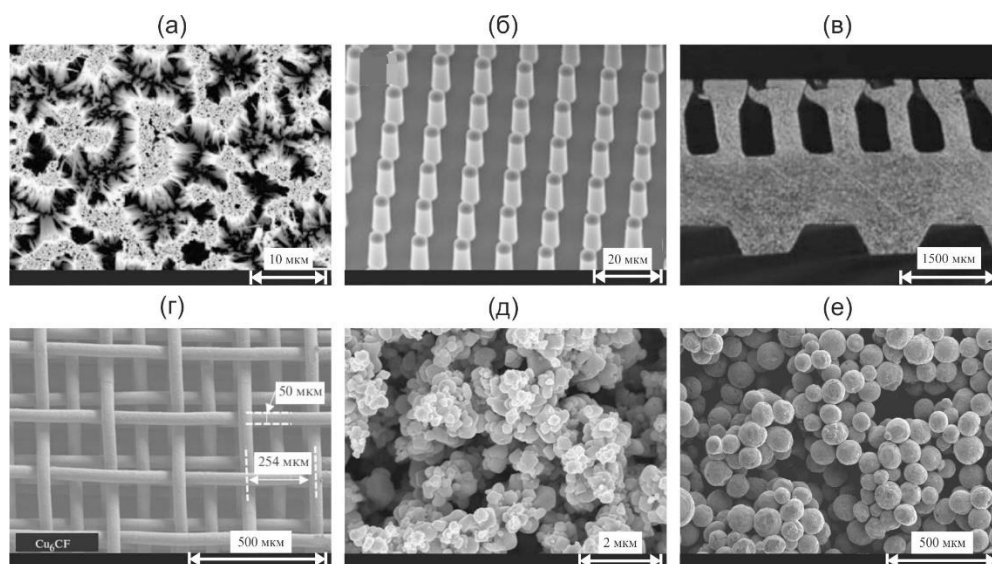


Рисунок 1.2 – Фотографии модифицированных различными методами поверхностей: (а) травление [68]; (б) литография [69]; (в) механическая обработка [70] (поперечный разрез стенки трубы); (г) сеточные покрытия [71]; (д) электроосаждение [72]; (е) спекание частиц [73]

Другими методами модификации поверхности, позволяющими существенно интенсифицировать теплообмен при кипении, являются методы создания микроструктурированных и микропористых покрытий, такие как спекание [81-83], электроосаждение [84, 85], термическое (плазменное) напыление [86-88] и др. В задачах интенсификации теплообмена при кипении наиболее часто встречается метод спекания порошков высокотеплопроводных металлов (медь, бронза). Одним из важнейших

преимуществ данных покрытий является высокая пористость, что позволяет увеличить не только эффективную площадь поверхности теплообмена, но и облегчить процесс зародышеобразования – инициировать появление новой фазы при меньших перегревах, увеличить плотность центров парообразования. В частности, на основе анализа результатов экспериментального исследования теплообмена при кипении фреона R134a на коммерческих поверхностях типа High-Flux, Gewa-B, Turbo-CSL и Turbo-BII HP, авторы [77] показали, что максимальная интенсификация (до 20 раз) достигается при использовании поверхностей, модифицированных методом спекания (High-Flux). Также во многих исследованиях, например в [83, 89], было показано, что пористые покрытия из спечённых частиц приводят к увеличению КТП при кипении. Другим преимуществом метода спекания является возможность создания высокопористых анизотропных покрытий различной геометрии. Так, например, в цикле работ [89-91] исследовалось влияние пористых покрытий в виде конусов и гребней, равномерно распределённых по поверхности нагревателя, при различных микроструктурных параметрах покрытия. Авторам удалось достичь 10-ти кратного увеличения коэффициентов теплоотдачи и 3-х кратного увеличения критического теплового потока по сравнению с гладким нагревателем при кипении n-пентана. На основе гидродинамической модели Кутателадзе-Зубера, описывающей развитие кризиса при кипении, было получено аналитическое выражение, предсказывающее величину КТП на подобных структурированных покрытиях в зависимости от длины волны модуляции структур, и которое количественно описывало собственные данные авторов. Несмотря на эффективность использования пористых покрытий, полученных методом спекания, он также обладает рядом недостатков, к которым относятся: сложность нанесения покрытий на поверхности различной формы, а также сложность изготовления в виду необходимости создания высоких температур и давлений.

Одним из альтернативных способов создания пористых покрытий является метод плазменного напыления. Этот метод известен достаточно давно, обладает рядом преимуществ (возможность нанесения на поверхности сложной геометрии, хорошая адгезия, широкий спектр материалов напыления и т. д.) и в настоящий момент существует ряд исследований, например [86-88, 92-94], посвящённых изучению влияния плазменных покрытий на теплоотдачу при кипении жидкостей. Однако покрытия, полученные традиционным способом плазменного напыления, имеют существенный недостаток – низкую пористость и оказывают незначительное влияние на теплообмен и критические тепловые потоки при кипении, особенно для высокосмачивающих жидкостей. Для повышения пористости некоторые авторы используют метод плазменного напыления с добавлением частиц легкоплавящихся материалов (например полиэстер, как в работе [87]) в порошок основного материала в процессе напыления, или с механическим структурированием уже после этапа осаждения [86]. Авторами работы [95] был предложен метод направленного плазменного напыления с формированием трёхмерной капиллярно-пористой (ТКП) структуры при варьировании угла наклона оси конуса напыляемых частиц к поверхности подложки. Уникальность покрытий, полученных с использованием данного метода, заключается в одновременном сочетании организации высокопористого (до 80%) покрытия и структурированности его поверхности в виде квазиупорядоченных гребней и каналов. В то же время влияние покрытий, полученных данным методом, на характеристики теплообмена и кризисные явления в настоящий момент слабо изучено.

В последние годы начинают активно развиваться исследования по разработке методов использования аддитивной технологии 3D-печати (селективное лазерное плавление/спекание SLM/SLS) для создания эффективного тепломассообменного оборудования. Основным преимуществом технологии SLM/SLS является легкость изготовления

сложных деталей и покрытий заданных геометрий, что устраняет необходимость в последующей их обработке. Кроме того, данный метод позволяет создавать как сплошные, так и пористые структуры различной формы из различных материалов с хорошей адгезией и точностью построения. Авторы работ [96, 97] впервые при проведении опытов по интенсификации теплообмена при кипении использовали технологию SLM/SLS для нанесения микроребер, создания микроуглублений и пористых структур на теплоотдающей поверхности. Используя FC-72 в качестве рабочей жидкости при атмосферном давлении, авторы этих работ по их опытным данным достигли почти 3-х кратного повышения коэффициента теплопередачи и 6-ти кратного повышения критического теплового потока по сравнению с гладкой поверхностью. Схожие результаты для аналогичной рабочей жидкости были получены в работе [98]. Авторы использовали метод 3D-печати для создания комбинированных структур на поверхности нагревателей, представляющих собой пористые покрытия (0.6 мм-е микро-поры и 2 мм-е макро-поры). Для таких композитных покрытий наблюдалось увеличение критических тепловых потоков, как по сравнению с гладкой пластиной, так и по сравнению с равномерным покрытием, что объясняется снижением сопротивления фильтрации пара за счет крупных пор и эффективной капиллярной подпиткой на порах меньшего размера. Также важную роль играла толщина покрытия, существенно влияющая на КТП при кипении. В противоположность вышеописанному, авторы вышедшей недавно работы [99] при проведении опытов по кипению воды в условиях насыщения и недогрева на структурированных поверхностях (углубления-каверны различных форм с характерным размером около 1 мм), создаваемых также методом SLM/SLS, не получили какой-либо интенсификации теплообмена. При использовании каверн с определенной заданной формой в опытах были обнаружены даже режимы с существенным снижением коэффициента теплоотдачи. Данный сравнительный пример показывает,

насколько важно проведение систематических комплексных исследований по изучению степени влияния микроструктурирования теплоотдающей поверхности на различных жидкостях при варьировании приведенного давления, недогрева жидкости с последующим сравнительным анализом. Так, например, влияние структурных параметров сетчатых покрытий, полученных методом 3D-печати, на теплообмен и критический тепловой поток при кипении насыщенной воды было рассмотрено в [100]. Эксперименты по теплообмену при испарении и пузырьковом кипении в горизонтальных слоях н-додекана при различных давлениях на структурированных капиллярно-пористых поверхностях, полученных с использованием данной аддитивной технологии, представлены в работах [101-103]. Авторы показали, что наличие покрытия может приводить к существенной интенсификации теплообмена (до 5 раз) по сравнению с гладким рабочим участком. Влияние схожих по своей структуре (упорядоченные пористые гребни и каналы) покрытий на теплообмен и динамику парообразования при кипении воды исследовалось в работе [104]. Отмечается, что наличие покрытий приводит к снижению температурного напора начала кипения и к увеличению теплоотдачи до 2-х раз по сравнению с нагревателем без покрытия. Кипение на структурированных поверхностях по сравнению с немодифицированным нагревателем отличалось меньшими диаметрами и более высокими частотами отрыва пузырьков пара, а также большей плотностью центров парообразования при одинаковой мощности тепловыделения. Несмотря на очевидные плюсы аддитивной технологии 3D-печати применительно к задаче интенсификации теплоотдачи, а также набирающий интерес исследователей в этой области, её существенным недостатком является сложность модификации поверхностей уже готовых изделий даже простой геометрии.

Одним из перспективных способов создания пористых покрытий с толщиной от долей до сотен микрометров является метод микродугового

оксидирования (МДО), известный с конца семидесятых годов прошлого века. Покрытия, полученные данным методом, представляют собой пористую керамику сложного состава, которая образуется за счет окисления поверхности металла и включения в состав покрытия элементов электролита. Технология широко используется в промышленности, поскольку получаемые оксидные пленки обладают хорошими электроизоляционными свойствами, стойкостью к коррозии и износостойкостью. Основными преимуществами метода МДО для создания функциональных поверхностей применительно к задаче интенсификации теплообмена и увеличения КТП является масштабируемость, возможность нанесения покрытий на подложки сложной геометрии, высокая степень адгезии покрытия, а также относительная дешевизна в производстве. Несмотря на это в литературе практически отсутствуют работы, посвященные исследованию особенностей теплообмена и развития кризисных явлений при кипении различных жидкостей на МДО-покрытиях при варьировании микроморфологических характеристик структуры. В частности, в работе [105] представлены результаты экспериментального исследования теплообмена при кипении жидкого азота и фреона 113 на сферах с керамическими покрытиями при атмосферном давлении в условиях свободной конвекции. Обнаружено, что формирование на поверхности пористых покрытий по методу микродугового оксидирования приводит к сокращению времени их охлаждения, деформации кривых кипения, увеличению температуры прекращения пленочного кипения. Коллектив авторов [106] исследовал теплообмен при кипении недогретой воды на титановой фольге, модифицированной методом микродугового оксидирования с осаждением частиц оксида алюминия из кипящей наножидкости. Наличие такого покрытия привело к интенсификации теплообмена на (20–30)%. Авторами [107] исследовался теплообмен при пленочном охлаждении массива горизонтальных труб с МДО-покрытиями, нанесенными при использовании различных

электролитов. Было достигнуто 3-х кратное увеличение коэффициентов теплоотдачи по сравнению с немодифицированными рабочими участками.

Стоит также отметить, что большое внимание сегодня уделяется разработке и исследованию анизотропных покрытий, сочетающих в себе зоны с контрастной смачиваемостью [108], различной теплопроводностью [109], а также с различной пористостью и многомасштабной структурированностью [110, 111], в том числе, за счет комбинирования различных методов модификации поверхностей. Основной целью таких работ является создание эффективной модуляции двухфазного потока при кипении применительно к задачам интенсификации теплоотдачи и увеличения критических тепловых потоков. Несмотря на широкое разнообразие различных технологий создания функциональных поверхностей за счет их постоянного усовершенствования в настоящее время ведётся активный поиск наиболее оптимальных для практического использования методов модификации, а также морфологии поверхности и геометрических параметров структур применительно к системам с фазовыми переходами различных жидкостей при заданных приведенных давлениях.

Как отмечалось ранее, в реальных теплообменных аппаратах могут возникать достаточно мощные возмущения режимных параметров во времени, при которых поверхность нагрева будет находиться в нестационарных условиях теплообмена с жидкостью, что создает специфические условия для развития кризиса теплоотдачи по сравнению со стационарными процессами. Так, например, в работах [112-116] отмечается, что переход от режима естественной конвекции к пленочному кипению для фреона R-21 в условиях резкого нарастания мощности тепловыделения происходит посредством распространения самоподдерживающихся фронтов испарения (см. рисунок 1.3). В данных работах подробно рассмотрено влияние различных параметров на динамику распространения фронтов. Выявлено, что наличие двух зон с различным темпом нарастания средней

скорости распространения фронта испарения при увеличении числа Якоба обусловлено значительным изменением амплитудно-частотных характеристик возмущений на межфазной поверхности. В цикле работ [117-119] было проведено изучение влияния наноразмерных добавок на динамику распространения самоподдерживающихся фронтов испарения. Показано существенное увеличение скорости фронта в присутствии наноразмерных добавок при высоких плотностях межфазного теплового потока. Данный эффект авторы связывают с изменением динамических характеристик развития возмущений на межфазной поверхности в условиях интенсивного испарения наножидкости. Кроме того, существует ряд моделей [120-123], описывающих динамику распространения самоподдерживающегося фронта испарения, но ни одна из них не может с удовлетворительной точностью описать весь массив экспериментальных данных для различных жидкостей в широком диапазоне изменения температурного напора.

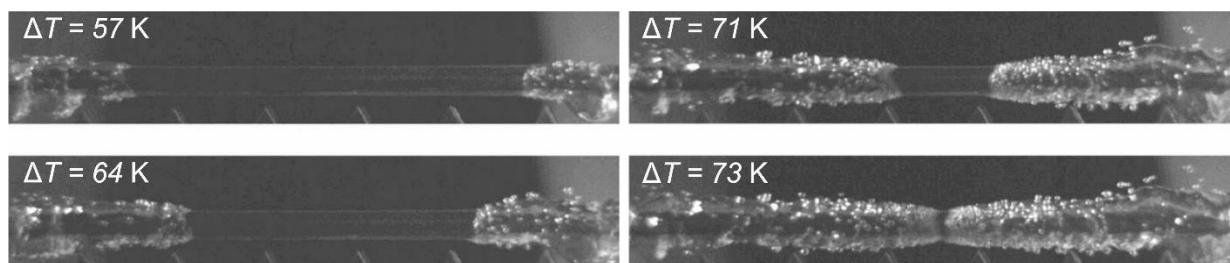


Рисунок 1.3 – Распространение фронтов испарения во фреоне R-21 при мощности импульса  $q = 179 \text{ Вт/см}^2$  в различные моменты времени [112]

В условиях нестационарного тепловыделения, в частности, при ступенчатой подаче тепловой нагрузки, КТП для широкого класса жидкостей (этанол, бензол, жидкий азот, фреоны и т.д.) может быть существенно меньше величины критического теплового потока, полученной в стационарном случае [124-128]. Причиной снижения величины КТП при нестационарном тепловыделении является следующее: при ступенчатом увеличении тепловой нагрузки конвективные токи не успевают развиваться и практически всё тепло аккумулируется в тонком слое перегретой жидкости

около поверхности нагрева. В этом случае паросодержание в непосредственной близости от поверхности нагревателя после резкого вскипания жидкости (появление самоподдерживающихся фронтов испарения) может быть значительно больше, чем при наличии стационарного пузырькового кипения при том же тепловом потоке. Повышенное паросодержание вблизи нагревателя обеспечивает переход к пленочному режиму кипения при меньших тепловых нагрузках по сравнению с квазистационарными условиями. Несмотря на определенное количество экспериментальных и теоретических работ, посвященных изучению динамики парообразования при нестационарном тепловыделении, в литературе практически отсутствует информация о влиянии микроструктуры поверхности, а также микропористых покрытий на динамику развития кризисных явлений и величину критического теплового потока в данных условиях.

Еще одним нестационарным процессом, зачастую возникающим в прикладных областях, таких, как металлургия, пищевая промышленность, металлообработка, атомная энергетика (при исследовании аварийных режимов в активных зонах) и т. д., является захлаживание сильно перегретых тел. К современным исследованиям, посвященным интенсификации данного процесса, можно отнести, например, цикл работ [129-131]. Авторы изучали теплообмен при охлаждении нагретых до высокой температуры металлических сфер в большом объеме различных жидкостей. Особое внимание было уделено режиму микропузырькового кипения, который наблюдался при использовании недогретой воды в качестве рабочей жидкости и характеризовался аномально высокими тепловыми потоками для пленочного кипения, отводимыми с теплоотдающей поверхности. Помимо типа жидкости, степени недогрева и материала охлаждаемой сферы было изучено влияние тонкодисперсного углеродистого покрытия на теплообмен [131]. Показано, что покрытие ведет к снижению температуры поверхности,

при которой осуществляется переход к интенсивному режиму охлаждения (микропузырьковое кипение). Также можно отметить работы [132, 133], где исследовалось влияние низкотеплопроводного покрытия и микроигольчатой структуры, полученной методом деформирующего резания, на процесс повторного смачивания сильно перегретой медной пластины при пленочном течении жидкого азота в широком диапазоне изменения степени орошения. Авторы показали, что модифицирование поверхностей такими способами приводит к существенному изменению динамики и формы фронта повторного смачивания, а также к значительному (более чем в 2 раза) снижению времени полного охлаждения пластин, которое с технической точки зрения является одним из важнейших параметров данного нестационарного процесса.

### **1.5. Выводы к первой главе**

Представлен обзор литературы, посвященный теоретическим и экспериментальным исследованиям теплообмена и развития кризисных явлений при кипении различных жидкостей, а также современным методам интенсификации процессов, позволяющий сделать следующие выводы:

1. Интенсивность теплообмена при кипении жидкости является результатом локальной и интегральной динамик парообразования на твердой обогреваемой стенке, таких как, критический радиус зародышеобразования, частота отрыва и отрывные диаметры пузырей, плотность активных центров парообразования и т.д. В то же время, несмотря на огромное количество работ, на сегодняшний день отсутствует единая теория тепломассопереноса, которая удовлетворительно описывала бы как внутренние характеристики, так и интегральную теплоотдачу при кипении различных жидкостей в широком диапазоне изменения параметров системы. Разнообразие моделей, представленных в литературе, а также в значительной степени их

эмпирический характер, свидетельствуют о чрезвычайно сложной постановке задачи для аналитического решения, учитывающего огромное количество параметров системы, влияющих на процесс кипения. В этой связи до сих пор ведется активное экспериментальное исследование внутренних характеристик пузырькового кипения при варьировании системных параметров (сочетание «жидкость/материал нагревателя», давление, шероховатость поверхности и т. д.) для верификации имеющихся моделей и разработки новых.

2. Наиболее сильное влияние на внутренние характеристики пузырькового кипения и, как следствие, коэффициенты теплоотдачи, оказывает изменение давления. Исследователями отмечается, что увеличение давления носит лишь количественный характер, при этом все закономерности и характер кипения остаются неизменными. В то же время при кипении жидкости в области субатмосферных давлений процесс претерпевает значительные качественные изменения. По данной теме опубликован относительно небольшой массив теоретических и экспериментальных работ, который продолжает увеличиваться на сегодняшний момент [49]. Такой интерес исследователей в первую очередь связан с практической значимостью, поскольку снижение давления позволяет уменьшить температуры кипения жидкости и, как следствие, снимать необходимые тепловые потоки с энергонапряженных устройств, не опасаясь критического перегрева элементов оборудования.

3. Несмотря на исследование теплообмена при кипении большого количества разнообразных жидкостей, отдельное внимание в последние годы уделяется диэлектрическим жидкостям, что, в первую очередь, связано с возможностью их использования при охлаждении электронных систем. Кроме того, в связи с развитием темы высокотемпературной сверхпроводимости и открытием новых материалов, способных функционировать при относительно высоких температурах,

непосредственный интерес представляет исследование теплообмена при кипении таких криогенных жидкостей, как азот. Однако на сегодняшний день количество современных работ в данной области, особенно системных, крайне ограничено.

4. Стремительное развитие технологий способствует увеличению удельных тепловых потоков (в том числе, за счет снижения массогабаритных параметров устройств), которые необходимо снимать с поверхности эксплуатируемого оборудования. В связи с этим в последние десятилетия широко ведутся исследования по поиску методов интенсификации теплообмена и увеличению критических тепловых потоков в системах с фазовыми переходами. На сегодняшний день одними из наиболее перспективных и популярных методов в данной области являются пассивные методы, связанные с прямой модификацией теплообменных поверхностей за счет создания на них различных структур и покрытий на микро/нано масштабах. Несмотря на широкое разнообразие технологий создания функциональных поверхностей за счет их постоянного усовершенствования, а также наличия определенных недостатков отдельно взятого метода, в настоящее время ведётся активный поиск наиболее оптимальных для практического использования методов модификации, а также морфологии поверхности и геометрических параметров структур применительно к системам с фазовыми переходами различных жидкостей при заданных приведенных давлениях.

5. В реальных теплообменных аппаратах могут возникать достаточно мощные возмущения режимных параметров во времени, при которых поверхность нагрева будет находиться в нестационарных условиях теплообмена с жидкостью, что создает специфические условия для развития кризиса теплоотдачи по сравнению со стационарными процессами. В частности, при ступенчатой подаче тепловой нагрузки, КТП для широкого класса жидкостей (этанол, бензол, жидкий азот, фреоны и т.д.) может быть

существенно меньше величины критического теплового потока, полученной в стационарном случае. Также к нестационарным процессам, зачастую возникающим в прикладных областях, относится захлаживание сильно перегретых тел. Несмотря на определенное количество экспериментальных и теоретических работ, посвященных изучению динамики парообразования при нестационарном тепловыделении, в литературе практически отсутствует информация о влиянии микроструктуры поверхности, а также микропористых покрытий на динамику развития кризисных явлений в данных условиях.

## Глава 2. Описание экспериментальной установки и методик измерения

### 2.1. Экспериментальная установка

На рисунке 2.1 приведена принципиальная схема экспериментальной установки для изучения теплообмена и развития кризисных явлений при кипении жидкого азота. Основным элементом стенда является криостат, представляющий собой колонну с внутренним диаметром 0.2 м и высотой 1.25 м. Для исключения притоков тепла через боковую поверхность криостата криогенная емкость защищена вакуумированной полостью, охлаждаемыми радиационными экранами и внешней азотной ванной. В качестве рабочей жидкости использовался жидкий азот, полученный с помощью ожижительной установки Cryomech LNP120, поставляющей жидкий азот с чистотой 99.9% и выше. Для обеспечения свободного выхода избыточных паров в верхней крышке криостата предусмотрено сквозное отверстие с трубчатым выводом, которое может быть перекрыто при помощи запорного вентиля.

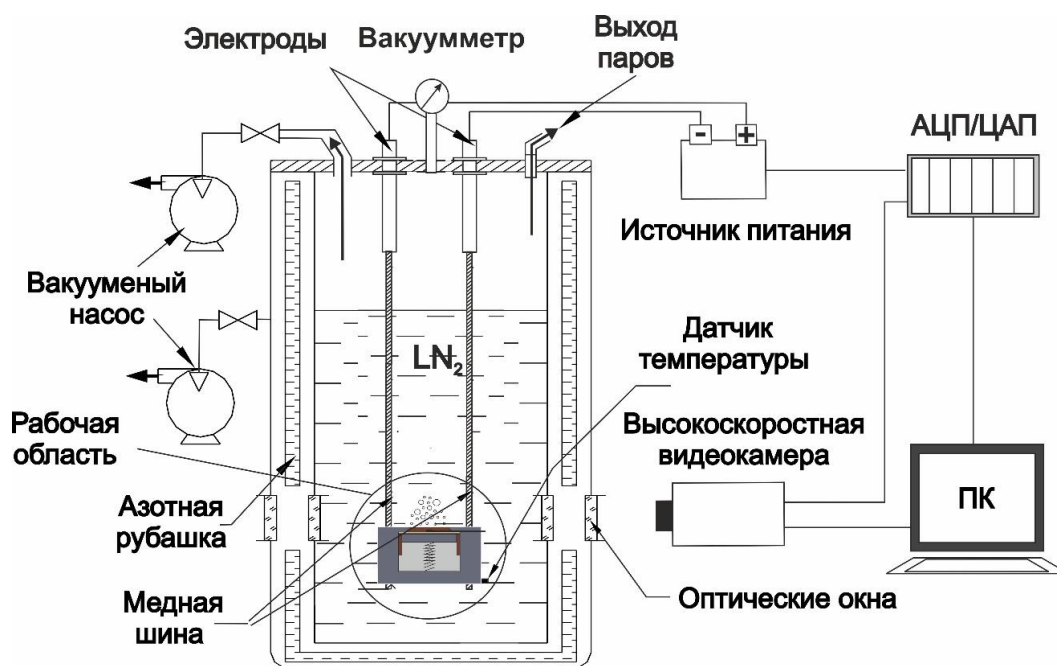


Рисунок 2.1 – Схема экспериментальной установки

Экспериментальный стенд позволяет проводить эксперименты как при атмосферном, так и при пониженных давлениях. Для создания субатмосферного давления рабочего объема криостата в верхнем фланце установлен разъем, к которому подсоединяется криогенный трубопровод, ведущий к вакуумному насосу, откачивающему пары жидкого азота. Контроль давления внутри криостата осуществлялся с использованием образцового вакуумметра, установленного в верхней части криогенной емкости. Поддержание заданного уровня пониженного давления при кипении азота во время экспериментов производилось за счет изменения скорости откачки паров при помощи вентиля тонкой настройки, установленного на насосе.

Нагрев рабочих участков осуществлялся либо непосредственным пропусканием электрического тока, либо косвенным методом через константановую фольгу, плотно прилегающую к образцам. Для этого в верхней крышке криостата вмонтированы два латунных электрода диаметром 8 мм и длиной 8 см с нарезанной резьбой на обоих концах и электрически развязанных с корпусом рабочей установки при помощи фторопластовых втулок и шайб, плотно прижатых гайками. Для минимизации падения напряжения, а также уменьшения тепловыделения в силовой цепи внутри криогенной емкости к латунным электродам подключаются медные шины длиной 1 м, которые в свою очередь подводятся к нагревательным элементам рабочей области. Нагрев рабочих участков во всех проведенных опытах осуществлялся с использованием программируемого импульсного источника питания ГОРН-К-12/600, обеспечивающем максимальную выходную мощность 7,2 кВт при токе до 600 А с фронтом нарастания не более 1 мс.

Высокоскоростная видеосъемка кипения и переходных процессов осуществлялась через оптические окна криостата с диаметром 45 мм с помощью цифровой видеокамеры Phantom VEO 410 высоких временного и

пространственного разрешений. Частота записи в экспериментах варьировалась в интервале от 200 до 15000 кадров в секунду с максимальным разрешением 1 pix.  $\sim 0.02$  мм. Высокие временное и пространственное разрешения камеры позволяли регистрировать динамику роста и отрыва паровых пузырей от теплоотдающей поверхности, поведение двухфазного слоя вблизи поверхности нагревателя при высоких тепловых нагрузках, динамику распространения самоподдерживающегося фронта испарения и развитие кризисных явлений при различных законах тепловыделения. Для освещения рабочей области использовалась система на основе светодиодов малой мощности (1–3 Вт), расположенных внутри криогенной емкости вблизи рабочего участка, а также дополнительных внешних ламп. Использование маломощных светодиодов позволило избежать дополнительного вклада в погрешность измерения температуры нагревателя за счет излучения.

Сбор опытных данных, управление источником питания, а также синхронизация видеосъемки и протекающих процессов в нестационарных условиях осуществлялись с использованием АЦП/ЦАП и соответствующего программного обеспечения, что позволяло регистрировать быстротекущие процессы и наблюдать “историю” показаний датчиков в процессе проведения экспериментов в условиях стационарного тепловыделения. Также, добавление внешних модулей (сосудов Дьюара с жидким азотом, криогенных трубопроводов, внешних насосов), изменение оснастки и конструкции рабочей области позволило провести эксперименты как в условиях кипения в большом объеме для нагревателей различной геометрии, так и при пленочном течении азота в режиме повторного смачивания.

## 2.2. Рабочие участки и методики получения экспериментальных данных

В качестве рабочих участков в экспериментах использовалось несколько нагревателей с различной геометрией, а именно: трубчатые из нержавеющей стали малого диаметра и медные большого диаметра, плоские медные и дюралюминиевые. Для каждого типа исследованного рабочего участка применялась своя система крепления и нагрева, а также условия проведения опытов. Более подробное описание нагревателей, рабочих областей при их использовании, а также измерительных методик представлено ниже.

Эксперименты по изучению теплообмена и кризисных явлений при кипении азота в условиях стационарного тепловыделения и импульсной подачи тепловой нагрузки проводились на нагревателях из нержавеющей стали марки 12X18H10T внешним диаметром 3 мм, толщиной стенки 0.5 мм и длиной тепловыделяющей зоны (30–40) мм. Концы нагревателей припаивались к медным токоподводящим клеммам, расположенным на текстолитовой рамке. Нагрев рабочих участков как в стационарных, так и импульсных режимах тепловыделения осуществлялся непосредственным пропусканием тока с использованием программируемого импульсного источника питания ГОРН-К-12/600. Мощность тепловыделения при заданном значении тока определялась за счет измерения разности потенциалов на токоподводящих клеммах (такой метод использовался для определения мощности для всех типов рабочих участков). Для измерения температуры тепловыделяющей поверхности внутри каждого нагревателя был установлен платиновый термометр сопротивления серии Nel-700, расположенный в центре тепловыделяющей зоны. Для обеспечения хорошего теплового контакта между внутренней стенкой рабочего участка и керамическим корпусом термометра был нанесен слой терморасты с высоким коэффициентом теплопроводности. Температура в объеме жидкого

азота контролировалась дополнительным датчиком температуры, расположенном на текстолитовой рамке. Сбор опытных данных с датчиков температуры осуществлялся с частотой 1 Гц для стационарного режима тепловыделения и с частотой 1 кГц при импульсной подаче тока. Запись текущих значений напряжения и тока на экспериментальном участке, синхронизация высокоскоростной видеосъемки и начала тепловыделения, а также управление источником питания нагревателя осуществлялись с использованием платы АЦП NI 6251 и программного пакета LabView.

На трубчатых нагревателях из меди внешним диаметром 16 мм, толщиной стенки 3 мм и длиной 50 мм проводилось исследование теплообмена и развития кризиса теплоотдачи при кипении азота в условиях стационарного тепловыделения. Для нагрева рабочих участков использовался нагревательный элемент, представляющий собой константовую ленту толщиной 50 мкм и шириной 3 мм, плотно намотанную на текстолитовый цилиндр диаметром 9.8 мм. Концы константовой ленты припаивались к медным электродам, через которые пропусклся электрический ток. Поверх константана наматывался слой тонкой фторопластовой ленты толщиной 90 мкм, который служил в качестве электроизолятора. Нагревательный элемент плотно вставлялся внутрь медной трубки. Дополнительная плотность прижатия обеспечивалась за счет теплового сжатия при понижении температуры до рабочего значения (температура насыщения азота при атмосферном давлении  $T_{\text{нас}} = 77.4 \text{ К}$ ). Для измерения температуры тепловыделяющей поверхности медной трубки использовались три предварительно откалиброванные заводские термопары L-типа. Для этого в стенке цилиндрического участка были просверлены отверстия диаметром 1 мм, два из которых расположены на расстоянии 13 мм от разных торцов и одно диаметрально противоположно в центре тепловыделяющей зоны (25 мм от торца нагревателя). Такое расположение термопар позволило контролировать температуру, как по длине трубки, так и по ее радиусу.

Холодные спаи термопар находились в объеме жидкого азота вдали от тепловыделяющей поверхности. Температура насыщения жидкости контролировалась при помощи платинового термометра сопротивления серии Hel-700. Сбор опытных данных с датчиков температуры осуществлялся с частотой 10 Hz с использованием платы АЦП LTR 114 и программного пакета LGraph. Для исключения притоков жидкости внутрь медных участков, а также к спаям термопар, все стыковые элементы рабочей секции герметизировались эпоксидным клеем. Также эпоксидный клей использовался в качестве теплоизолятора торцов нагревателя.

Изучение теплообмена при кипении азота как в условиях атмосферного, так и пониженных давлений проводилось на квадратных рабочих участках из меди марки М1 и дюралюминия Д16Т с размерами ребер 22 мм и толщиной 3 мм. По периметру каждого образца был изготовлен паз шириной 1 мм и глубиной 1.5 мм для фиксации участка на текстолитовом корпусе (смотри схему рабочей области – рисунок 2.2). Текстолитовый корпус, состоящий из двух половин, соединяется с помощью четырех болтов. Для исключения притоков жидкости внутрь рабочей области все стыковые элементы, в том числе, стык текстолита с рабочим участком и болтами, герметизировались эпоксидным клеем. В центре рабочего участка предусмотрено отверстие диаметром 3 мм и глубиной 2.5 мм для установки предварительно откалиброванного платинового датчика температуры серии Hel-700. Между корпусом датчика и рабочим участком наносился тонкий слой высокотеплопроводной термопасты для обеспечения хорошего теплового контакта, а для жесткой фиксации датчика использовался эпоксидный клей. Аналогичным датчиком, расположенным на расстоянии порядка 5 см от теплоотдающей поверхности, контролировалась температура в объеме жидкого азота. Нагрев участка осуществлялся пропусканием электрического тока через константановую фольгу толщиной 50 мкм, припаянную к медным клеммам. Между константановой фольгой и рабочим

участком установлен электроизолятор – тонкая слюдяная прокладка толщиной 50 мкм. С обратной стороны константановой фольги расположена текстолитовая пластина толщиной 10 мм, прижатая с помощью пружинного механизма для обеспечения теплового контакта между рабочим участком и нагреваемой фольгой. Важно отметить, что особенность конструкции рабочей области приводит к возникновению краевых эффектов в области контакта эпоксидного герметика и рабочего участка, а именно, закипанию жидкости по периметру плоского нагревателя при низких тепловых потоках, что в совокупности с боковой видеосъемкой и большим количеством центров кипения на поверхности теплообмена существенно затрудняет набор статистики по величине отрывных диаметров отдельных пузырей и не позволило провести количественную оценку плотности активных центров парообразования.

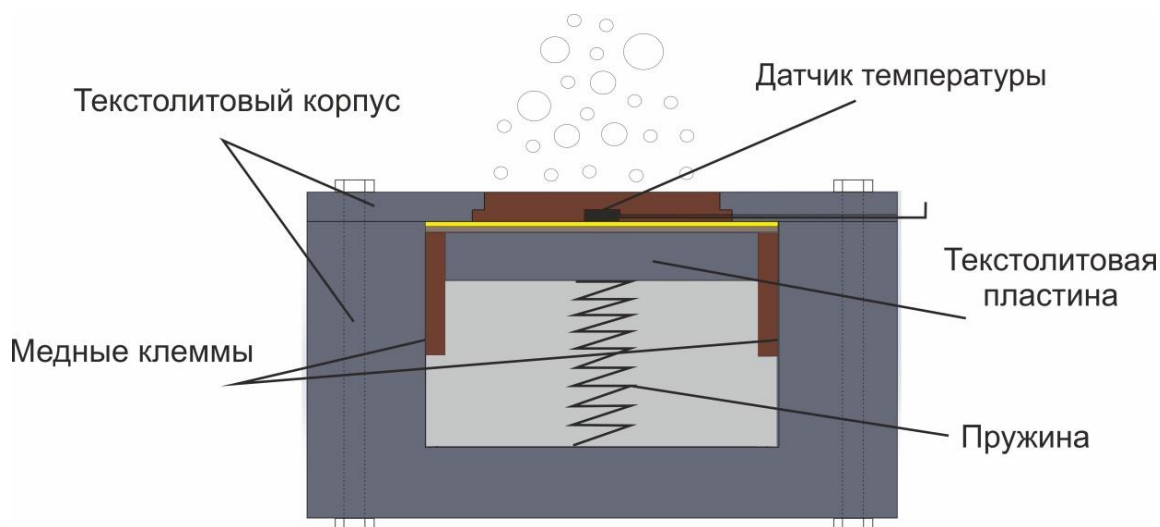


Рисунок 2.2 – Рабочая область для плоского нагревателя

Для реализации экспериментов по повторному смачиванию сильно перегретых тел при пленочном течении жидкого азота к криостату подключались дополнительные внешние модули в виде сосудов Дьюара с криогенными трубопроводами и существенно отличающаяся от условий кипения в большом объеме рабочая область (смотри рисунок 2.3).

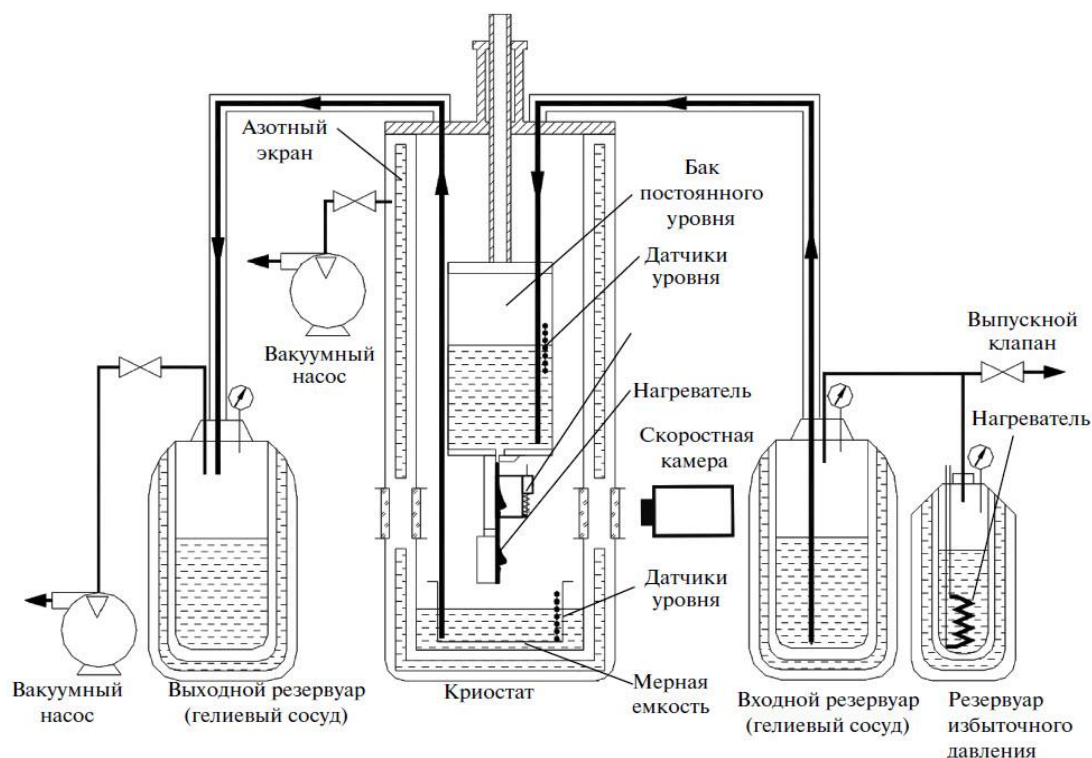


Рисунок 2.3 – Схема экспериментальной установки для реализации пленочного течения жидкого азота

Жидкость подавалась через запорный вентиль из азотного сосуда в расходный гелиевый сосуд, предназначенный для поддержания заданного уровня жидкого азота в баке постоянного уровня жидкости, размещенном во внутренней полости оптического криостата. Жидкий азот из бака постоянного уровня жидкости через щелевой распределитель стекал по вертикальной пластине из дюралюминия шириной 75 мм и поступал на рабочий участок, представляющий собой вертикальную поверхность, и далее стекал в мерный сосуд. Расстояние от пленкоформирователя до области локального нагрева, равное 160 мм, обеспечивало течение пленки жидкости по тепловыделяющей поверхности в режиме гидродинамической стабилизации. Из внутренней полости криостата жидкий азот через криогенный трубопровод откачивался в гелиевый сосуд. Расход при стекании жидкой пленки определялся объемным методом с помощью мерной емкости, расположенной под экспериментальным участком. В баке постоянного

уровня и в мерной емкости температура жидкости, находящейся на линии насыщения, измерялась платиновыми термометрами сопротивления. Откачка внутренней полости криостата осуществлялась вакуумным насосом через регулировочный вентиль. Постоянство расхода жидкого азота обеспечивалось заданным избыточным давлением во внутренней полости сосуда, которое задавалось испарением азота в гелиевом дополнительном сосуде. Система поддержания постоянного уровня для течения пленки в стабилизированном гидродинамическом режиме включала в себя: контроль уровня жидкости в баке постоянного уровня с помощью диодных датчиков; управление источником питания резистивного нагревателя, установленным в дополнительном гелиевом сосуде; контроль избыточного давления.

На рисунке 2.4 представлена схема рабочей области для создания пленочного течения жидкости. В качестве рабочего участка использовалась медная пластина толщиной 2.5 мм, высотой и шириной – 50 и 75 мм, соответственно. Нагрев рабочих участков производился фольгой из константана (25 мкм), прижатой к обратной стороне медной пластины, через которую пропусклся постоянный ток с контролируемыми параметрами с помощью управляемого источника питания. Между медной пластиной и фольгой была установлена диэлектрическая прокладка из обработанного по технологии микродугового оксидирования дюралюминия толщиной 0.5 мм. Для уменьшения стока тепла с обратной стороны константановой фольги установлен слой силиконовой резины толщиной 2 мм. Температура поверхности пластины измерялась четырьмя калиброванными термопарами Т-типа, запаянными заподлицо и расположенными вблизи кромки нагревателя на которую набегают поток, в центральной части и внизу нагревателя, что позволяло измерять распределение температуры по поверхности. Вторые спаи термопар были помещены в жидкий азот в измерительном сосуде. Температура азота в нем контролировалась термометром сопротивления типа He1-700. Измерение термоЭДС

осуществлялось с частотой 20 Гц, а пересчет в температурные значения проводился по стандартным таблицам с коррекцией градуировки в точке 77.4 К (температура насыщения жидкого азота при атмосферном давлении) и учетом калибровочных коэффициентов.

Пленочное число Рейнольдса  $Re = 4\Gamma/\nu$  в опытах изменялось в диапазоне от 250 до 1500 (здесь  $\Gamma$  – плотность орошения,  $\nu$  – кинематическая вязкость жидкости) путем регулирования количества жидкости в баке постоянного уровня. Уровень жидкости как в мерной емкости, так и в баке постоянного уровня измерялись сборками из термочувствительных диодов, в полупроводниковом элементе которых резко изменяется проводимость при переходе регистрирующих элементов из паровой фазы в жидкий азот. Для проведения опытов по изучению динамики повторного смачивания после подачи жидкого азота с заданным расходом поворачивался блокиратор потока, и течение азота по рабочему участку прекращалось. Расход жидкого азота, отводимого блокиратором, при этом сохранялся. Затем пластина подогревалась константановой фольгой до заданной максимальной (начальной) температуры. Для каждого числа  $Re$  эксперименты проводились при трех различных максимальных температурах (185 К, 200 К и 215 К). На следующем этапе нагреватель отключался и одновременно с этим блокиратор переходил в исходное положение. После чего возобновлялось равномерное пленочное течение жидкого азота и осуществлялся процесс повторного смачивания рабочего участка. Управление источником тока, измерение сигналов термопар и уровнемеров жидкости, определяющих расход, осуществлялось с использованием двух плат АЦП/ЦАП (NI 6251/LTR 114) и программы управления экспериментом LGraph/LabView.

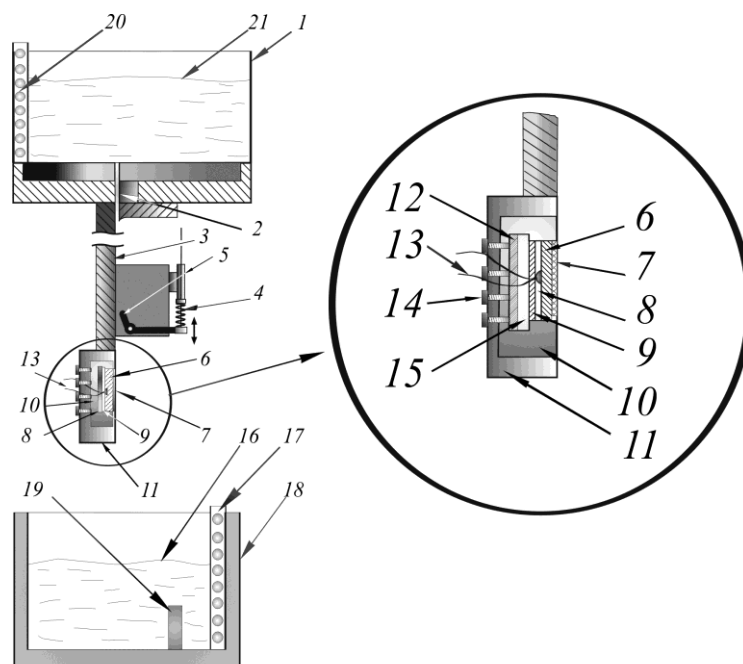


Рисунок 2.4 – Схема рабочей секции: 1 – бак постоянного уровня жидкости; 2 – щелевой формователь; 3 – участок гидродинамической стабилизации; 4, 5 – блок управления отсекателем пленки жидкого азота; 6 – медная пластина; 7 – пористое покрытие из бронзы; 8 – подогреватель (константановая фольга); 9 – диэлектрическая прокладка из оксидированного дюралюминия; 10 – прижимное устройство со слоем силиконовой резины; 11 – текстолитовый корпус опытного участка; 12 – прижимная пластина; 13 – термопары; 14 – прижимные винты; 15 – силиконовая резина; 16, 21 – жидкий азот; 17, 20 – уровнемеры жидкости; 18 – мерная емкость; 19 – образцовый термометр

### 2.3. Анализ параметров пористых покрытий

Трехмерные капиллярно-пористые покрытия (ТКП) на исходную поверхность трубчатых нагревателей различного диаметра, а также медной пластины в опытах с пленочным течением азота, наносились методом направленного плазменного напыления, подробное описание которого представлено в работе [95]. Суть данного метода заключается в следующем. В высокотемпературную плазменную струю подаётся порошок распыляемого

материала, который нагревается, плавится и в виде двухфазного потока направляется на подложку. В процессе напыления, когда траектория падающих частиц расположена под углом от 20 до 45° по отношению к подложке, осаждающиеся и затвердевающие частицы формируют выступы, за которыми образуются теневые зоны, в которые не могут попадать последующие частицы. Увеличение времени напыления ведёт к росту выступов, из которых образуются гребни и к формированию микроканалов в области теневых зон. Расстояние между гребнями, или по-другому, длина волны модуляции  $\lambda_m$ , зависят от выбранного угла напыления, а время экспонирования определяет толщину получаемого покрытия. Преимущество данного метода по сравнению с традиционными газотермическими заключается в том, что он позволяет получать покрытия с максимальной открытой пористостью (до 80%), высокими адгезией и степенью однородности.

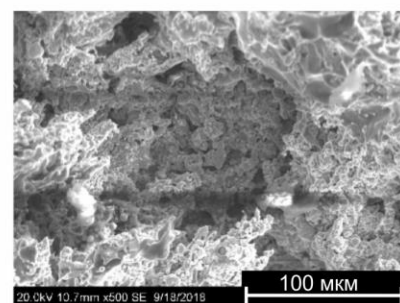
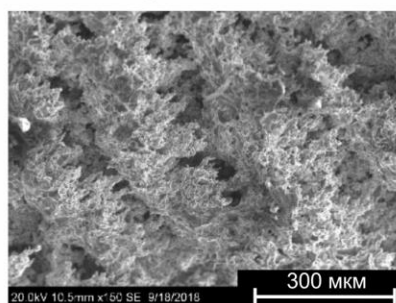
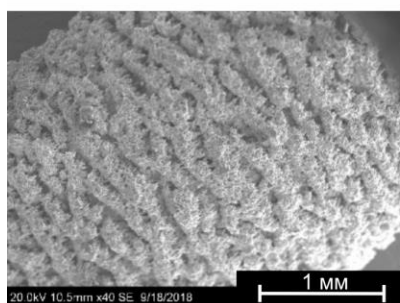
Для напыления использовался порошок бронзы, содержащей 9% алюминия и 2% марганца (БрАМц 9-2) трех фракционных составов с размерами частиц порошка (20–100) мкм. Анализ морфологии образцов проводился с использованием сканирующей электронной микроскопии Hitachi S-3400N и оптического микроскопа профилометра BRUKER Contour GT-K1 с разрешением по вертикальной оси 0.1 нм, и в латеральной плоскости 0.5 мкм. Характерные фотографии сканирующей электронной микроскопии (СЭМ) разработанных покрытий и топографическая карта поверхности с распределением толщины покрытий по длине тепловыделяющей поверхности (2D/3D-профили) приведены на рисунке 2.5 и рисунке 2.6, соответственно. Как можно видеть, покрытия, полученные методом направленного плазменного напыления, представляют собой квазиупорядоченные гребни и каналы. Следует отметить, что в поперечном направлении гребни имеют пологую поверхность с одной стороны и более крутую с отрицательным углом наклона с другой стороны (полузакрытые).

Для всех нагревателей с таким типом покрытий были проведены эксперименты по изучению теплообмена и величины первого критического теплового потока ( $q_{кр}$ ) при стационарном тепловыделении и атмосферном давлении. Для некоторых образцов дополнительно проводились опыты в условиях ступенчатого наброса тепла. Основные микроструктурные характеристики покрытий и условия проведения экспериментов представлены в таблице 1, где  $\lambda_m$  – среднее расстояние между соседними гребнями (длина волны модуляции структуры),  $\delta$  – средняя по высоте гребней толщина покрытия,  $h$  – толщина остаточного слоя (слой равномерного пористого покрытия),  $\varepsilon$  – пористость,  $l_{хар}$  – ширина каналов,  $q_{кр}$  – величина критического теплового потока. Также было проведено исследование влияния ТКП-покрытия (с толщиной 570 мкм, расстоянием между гребнями 220 мкм и пористостью 53%) на динамику повторного смачивания сильно перегретой медной пластины.

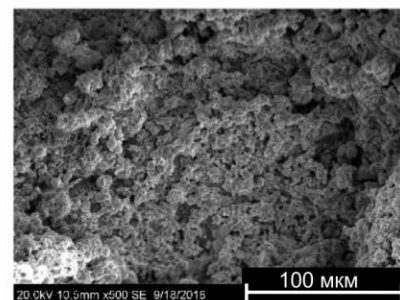
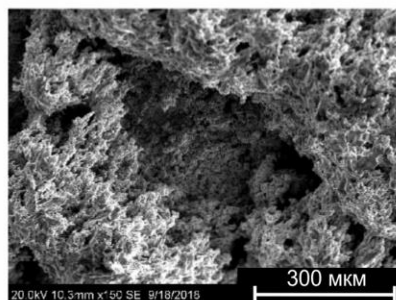
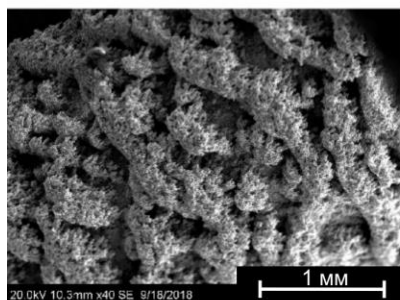
Таблица 1 – Параметры образцов с ТКП-покрытиями

| №       | $D$ ,<br>мм | $\delta$ ,<br>мкм | $\lambda_m$ ,<br>мкм | $h$ ,<br>мкм | $l_{хар}$ ,<br>мкм | $\varepsilon$ ,<br>% | $q_{кр}$ ,<br>Вт/см <sup>2</sup> | Экспериментальные<br>условия                   |
|---------|-------------|-------------------|----------------------|--------------|--------------------|----------------------|----------------------------------|------------------------------------------------|
| Гладкий | 3           | -                 | -                    | -            | -                  | -                    | 15.8                             |                                                |
| 3-1     | 3           | 200               | 330                  | -            | 110                | 55                   | 16.4                             | Стационарное<br>тепловыделение                 |
| 3-2     | 3           | 380               | 460                  | 30           | 240                | 76                   | 22.7                             |                                                |
| 3-3     | 3           | 700               | 1080                 | 200          | 510                | 48                   | 21.0                             |                                                |
| 3-4     | 3           | 1000              | 1600                 | 200          | 850                | 42                   | 14.9                             |                                                |
| 3-5     | 3           | 400               | 530                  | 50           | 320                | 59                   | 16.6                             | Стационарное/<br>ступенчатое<br>тепловыделение |
| 3-6     | 3           | 800               | 1800                 | 100          | 800                | 47                   | 17.8                             |                                                |
| 3-7     | 3           | 1390              | 2600                 | 250          | 890                | 55                   | 19.4                             |                                                |
| Гладкий | 16          | -                 | -                    | -            | -                  | -                    | 13.1                             |                                                |
| 16-1    | 16          | 200               | 350                  | 50           | 120                | 50                   | 18.2                             | Стационарное<br>тепловыделение                 |
| 16-2    | 16          | 350               | 460                  | 100          | 240                | 64                   | 23.2                             |                                                |
| 16-3    | 16          | 1270              | 1410                 | 700          | 450                | 30                   | 16.7                             |                                                |

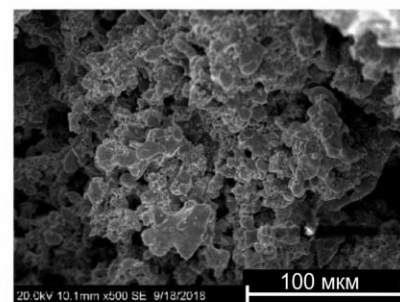
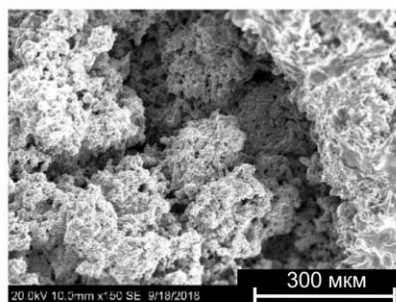
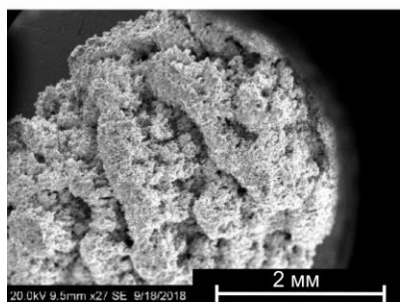
Образец №3-1



Образец №3-2



Образец №3-3



Образец №3-4

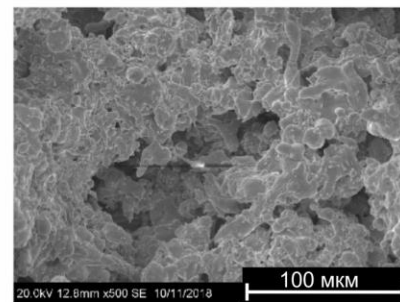
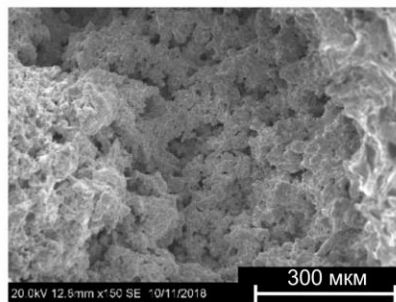
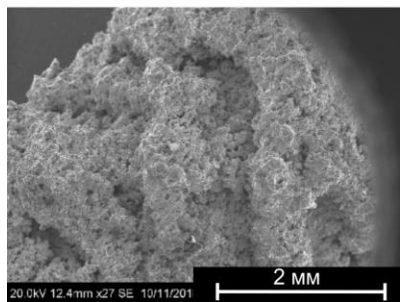
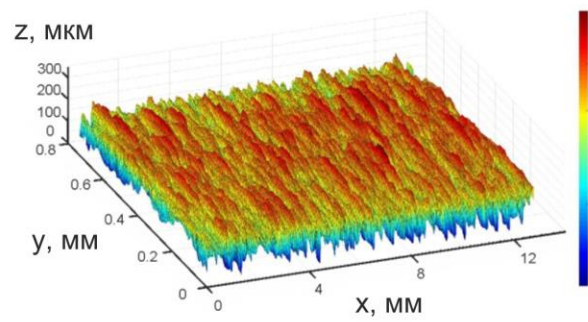
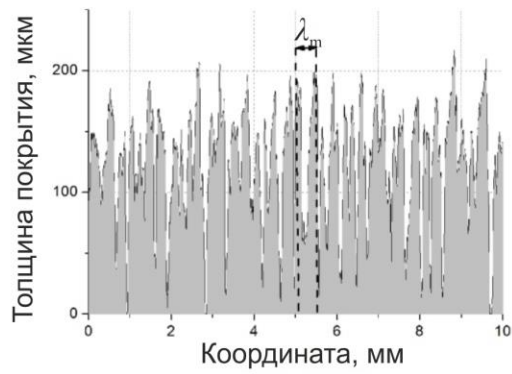
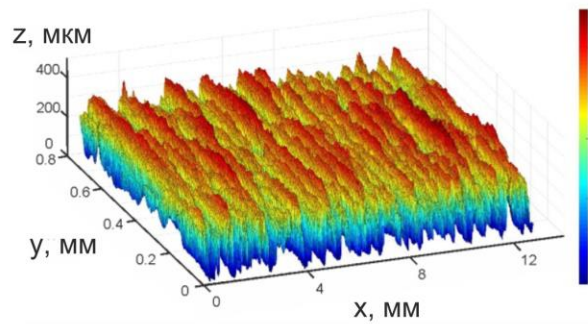
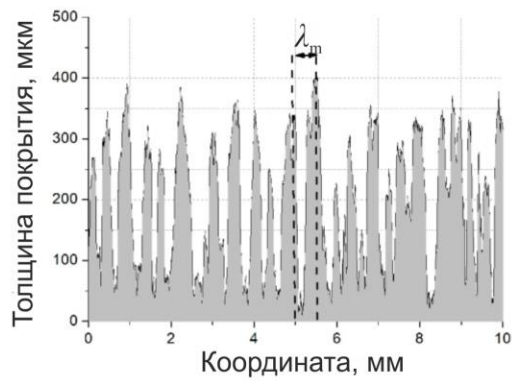


Рисунок 2.5 – СЭМ фотографии ТКП-покрытий

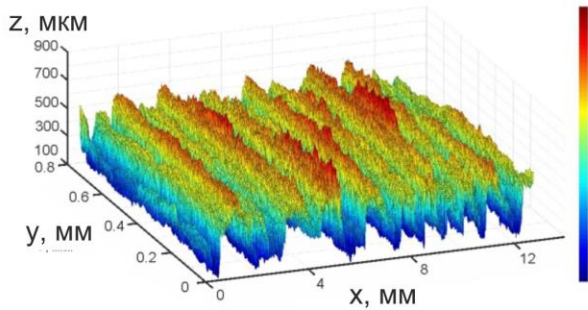
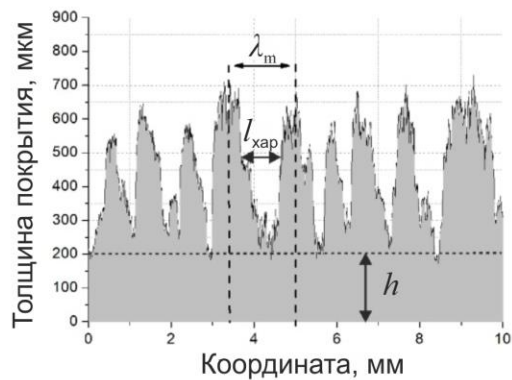
Образец №3-1



Образец №3-2



Образец №3-3



Образец №3-4

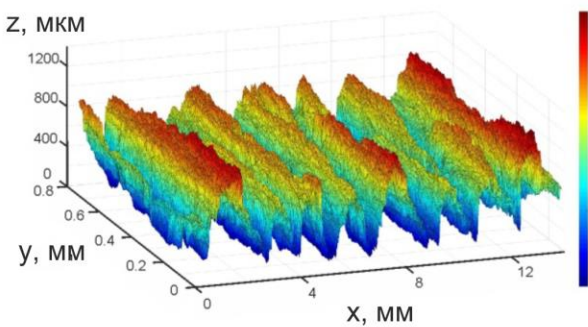
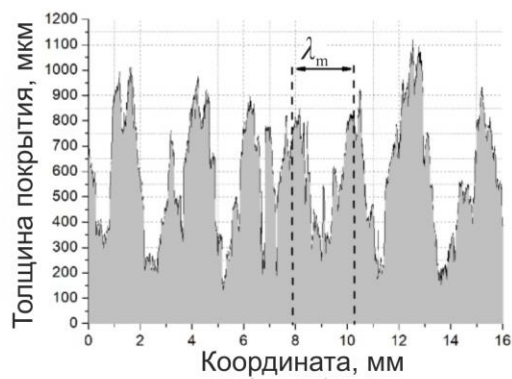
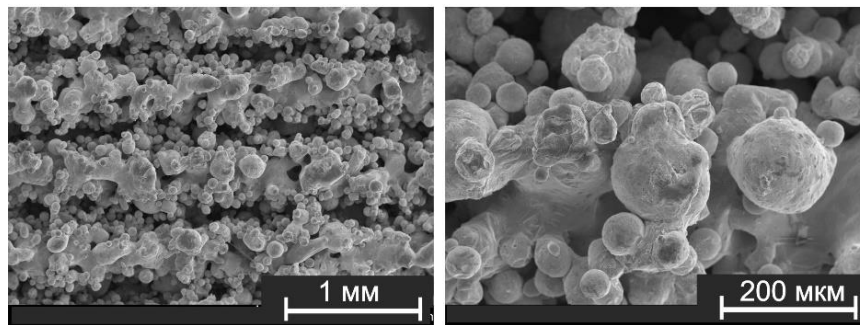


Рисунок 2.6 – 2D/3D профили ТКП-покрытий

Вторым способом модификации поверхностей нагревателей являлся аддитивный метод 3D-печати (селективное лазерное плавление/спекание SLM/SLS), описание которого представлено в [101]. Метод 3D-печати для создания пористых покрытий основан на послойном сплавлении металлического порошка с помощью мощного лазера: слой порошка наносится на поверхность детали, после чего лазер выборочно плавит его, формируя покрытие по цифровой модели, процесс повторяется слой за слоем до завершения. Данный метод отличается хорошей воспроизводимостью получаемых структур, а также высокой точностью при изменении различных микроструктурных параметров.

На плоские медные участки наносился порошок с содержанием меди более 98% и создавалась пористая структура с синусоидальной зависимостью распределения локальной толщины покрытия от поперечной координаты. Было изготовлено два модифицированных нагревателя, основное различие которых заключается в существенной разнице значений средней ширины каналов и расстояния между соседними гребнями структур. СЭМ фотографии покрытий представлены на рисунке 2.7, а 2D/3D профили на рисунке 2.8. Основные морфологические характеристики покрытий приведены в таблице 2. Стоит также отметить, что у нагревателя № 2 наблюдается наличие широких зон (более 1 мм) между гребнями со значительно более тонким слоем покрытия, сопоставимым с характерным размером сплавляемых друг с другом частиц порошка. Для данных типов нагревателей проводились эксперименты по исследованию теплообмена и величины КТП в условиях стационарного тепловыделения при атмосферном и пониженном давлениях. Указанные значения критических тепловых потоков соответствуют давлениям, при которых проводились опыты.

Образец №1



Образец №2

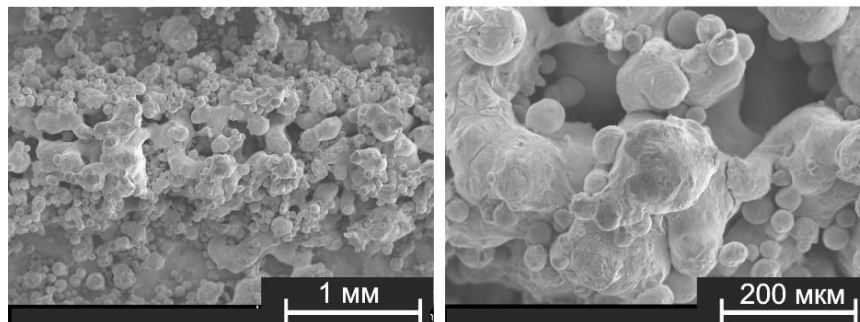
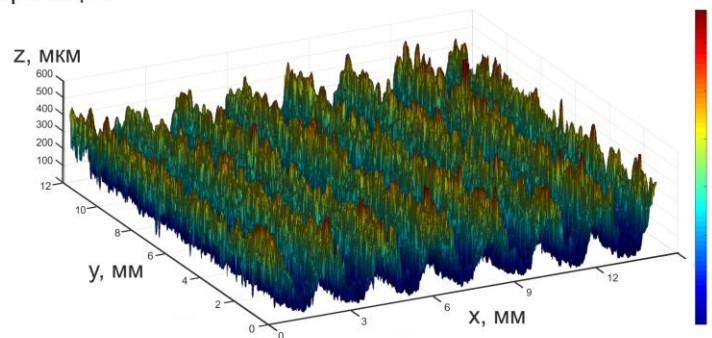
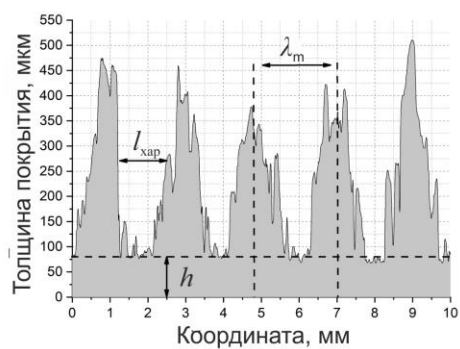


Рисунок 2.7 – СЭМ фотографии SLM-покрытий

Образец №1



Образец №2

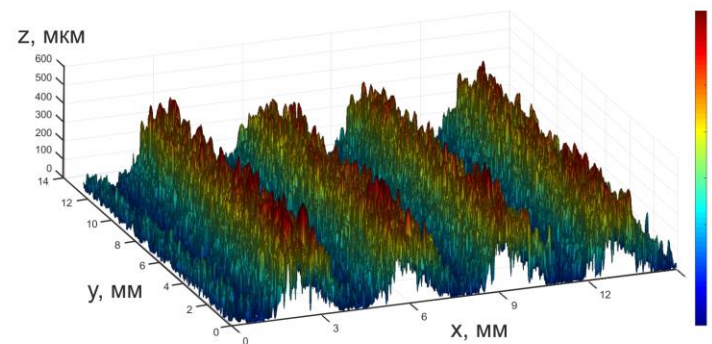
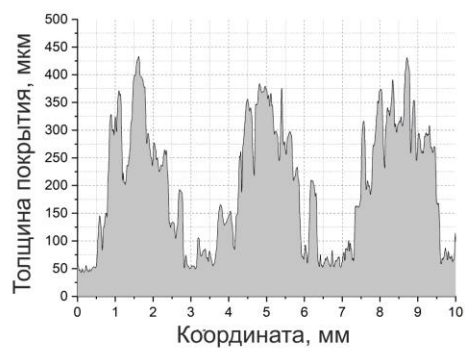


Рисунок 2.8 – 2D/3D профили SLM-покрытий

Таблица 2 – Параметры образцов с покрытиями,  
полученными методом 3D-печати

| №       | $\delta$ ,<br>мкм | $\lambda_m$ ,<br>мкм | $h$ ,<br>мкм | $l_{\text{хар}}$ , мкм | $\varepsilon$ ,<br>% | $q_{\text{кр}}$ , Вт/см <sup>2</sup> | Давление,<br>МПа |
|---------|-------------------|----------------------|--------------|------------------------|----------------------|--------------------------------------|------------------|
| Гладкий | -                 | -                    | -            | -                      | -                    | 16.9; 12.2                           | 0.1; 0.017       |
| 1       | 480               | 2010                 | 70           | 1140                   | 30                   | 21.7; 12.8                           |                  |
| 2       | 430               | 3510                 | 50           | 1820                   | 34                   | 16.8; 10.3                           |                  |

Для последнего типа пористых покрытий использовались плоские нагреватели из дюралюминия Д16Т, поверхность которых модифицировалась методом микродугового оксидирования (МДО) [134]. Покрытия, полученные данным методом, представляют собой пористую керамику сложного состава, которая образуется за счет окисления поверхности металла и включения в состав покрытия компонентов электролита. Технология широко используется в промышленности, поскольку получаемые оксидные пленки обладают хорошими электроизоляционными свойствами, стойкостью к коррозии и износостойкостью. Основными преимуществами метода МДО для создания функциональных поверхностей применительно к задаче интенсификации теплообмена и увеличения КТП является масштабируемость, возможность нанесения покрытий на подложки сложной геометрии, высокая степень адгезии покрытия, а также относительная дешевизна в производстве.

Суть данного метода заключается в том, что образцы из металлов (Al, Mg, Ti, Zr, Nb, Ta и т.д.) и их сплавов вместе с катодом погружаются в раствор электролита и подвергаются воздействию электрического тока высокой плотности (существенно большей, чем при анодировании). При прохождении такого тока через границу металл-электролит на поверхности детали создаются хаотичные микроплазменные разряды с высокими температурами. Эти микроразряды оказывают на покрытие и электролит плазмохимическое и термическое воздействия. В месте разряда формируется пленка из окисленных форм металла-основы и компонентов электролита. За

счет изменения состава электролита, плотности тока, длительности импульсов, времени обработки и т. д. с использованием данного метода было создано два покрытия с различной микроструктурой и толщиной:

образец №1: электролит – КОН 4 г/л + жидкое стекло 8 г/л; токи анодный/катодный 24/24 А/дм<sup>2</sup>; частота импульсов 1500 Гц; время обработки 10 мин;

образец №2: электролит – Na<sub>5</sub>P<sub>3</sub>O<sub>10</sub> 20 г/л; токи анодный/катодный 5/3 А/дм<sup>2</sup>; частота импульсов 500 Гц; время обработки 40 мин.

СЭМ фотографии структуры поверхности как нагревателя без покрытия, так и модифицированных методом МДО образцов, представлены на рисунке 2.9 слева. Толщина покрытий определялась методом энергодисперсионной рентгеновской спектроскопии (EDX) на поперечных срезах образцов. Для определения шероховатости образцов использовался оптический интерференционный профилометр BRUKER Contour GT-K1. Фазовые карты элементов в разрезе рабочих участков, позволяющие определить распределение толщины полученных покрытий по нагревателю, также представлены на рисунке 2.9 справа.

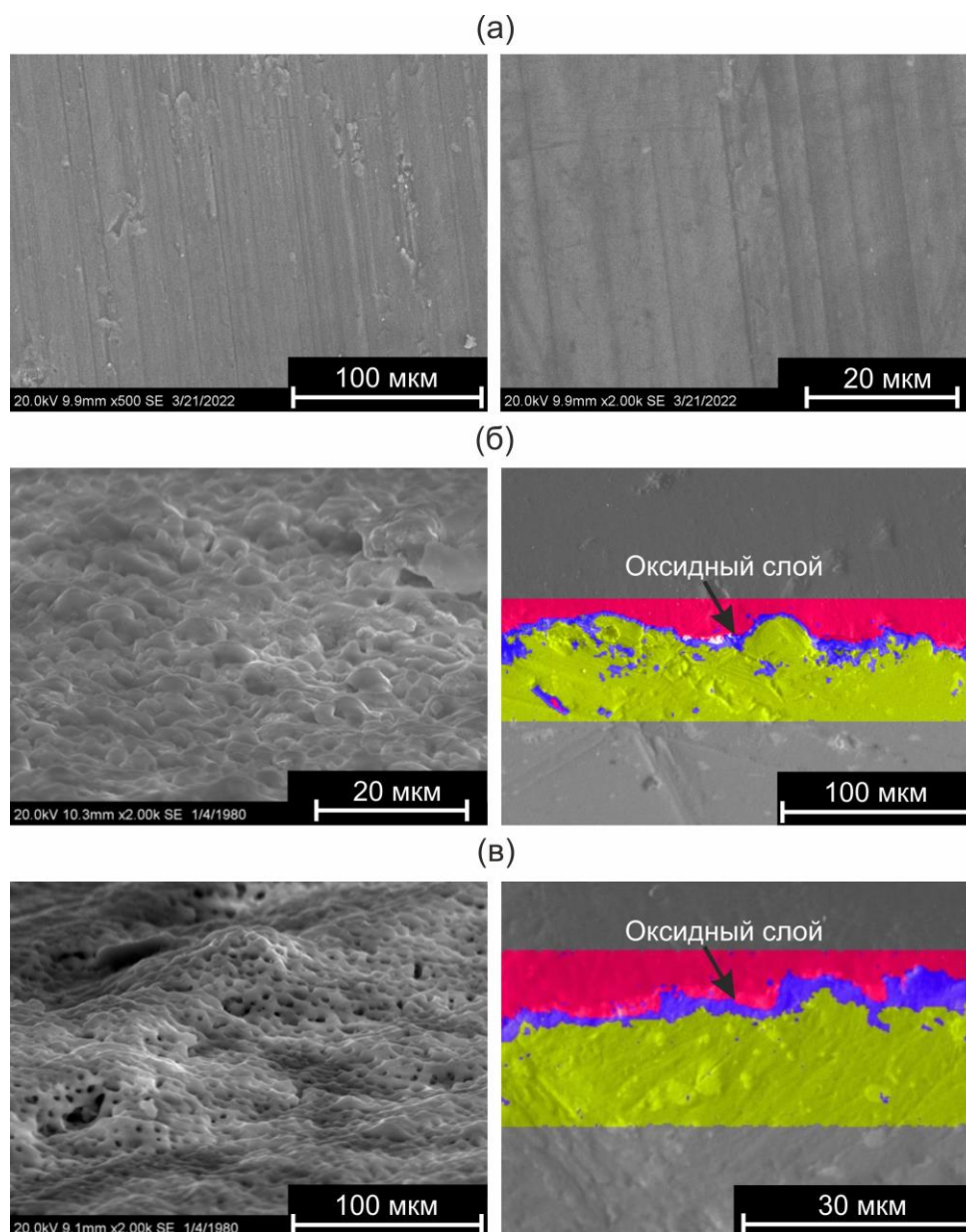


Рисунок 2.9 – Структура нагревателей: (а) СЭМ для гладкого образца; (б) СЭМ и EDX для МДО-покрытия № 1; (в) СЭМ и EDX для МДО-покрытия № 2

Как можно видеть, поверхность нагревателя без покрытия состоит из регулярно чередующихся канавок, сформированных фрезерным станком с параметрами шероховатости  $R_a = 1$  мкм,  $R_z = 7.1$  мкм. Покрытие образца № 1 представляет собой шероховатую поверхность ( $R_a = 3.4$  мкм,  $R_z = 26$  мкм) с отдельными порами диаметром (2–5) мкм, а толщина покрытия варьируется в диапазоне (2–20) мкм (на рисунке 2.9 синим цветом выделен оксидный слой, т.е. непосредственно слой образованного покрытия). Для образца № 2

наблюдается гораздо более ярко выраженная пористость на поверхности с высокой плотностью пор, однако их размеры существенно меньше, чем для участка № 1, и которые лежат в диапазоне (1–2) мкм, шероховатость  $R_a = 3.7$  мкм,  $R_z = 28$  мкм. Толщина покрытия также значительно ниже для образца № 2 и составляет (1–6) мкм. На данных типах модифицированных нагревателей были проведены эксперименты по изучению теплообмена и величины КТП в условиях стационарного тепловыделения при давлениях 0.1, 0.05 и 0.017 МПа, соответственно.

## 2.4. Неопределенности измерений

Для измерения давления во внутреннем объеме криостата использовался образцовый вакуумметр по ГОСТ 6521-60 с точностью измерения  $0.5 \times 10^{-2}$  кгс/см<sup>2</sup>, что составляет 2.9% от величины минимального исследованного давления 0.017 МПа. Постоянная откачка паров жидкого азота с использованием вентиля тонкой настройки позволяла поддерживать показания давления на одном уровне в течение проведения эксперимента. В то же время отсутствие конденсатора паров приводит к уменьшению уровня жидкости над нагревателями и, как следствие, к уменьшению гидростатического давления. Уровень рабочей жидкости контролировался визуально через оптические окна криостата с помощью меток, нанесенных на внутреннюю сторону рабочего объема. Максимальное изменение уровня во время экспериментов не превышало 5 см, что, в свою очередь, привело к максимальному снижению давления (при  $p = 0.017$  МПа) на 2,5%. Суммарная

максимальная погрешность измерения давления:  $\frac{\delta p}{p} = \sqrt{\frac{\delta p_d^2}{p} + \frac{\delta p_r^2}{p}} \approx 3.8\%$ .

Для определения мощности тепловыделения при заданном значении тока  $I$  проводилось измерение разности потенциалов  $U$  на концах медных клемм, припаянных либо к константановой фольге, либо напрямую к

нагревателю в случае экспериментов с трубками диаметром 3 мм из нержавеющей стали. Значение тока рассчитывалось по показаниям напряжения на эталонном шунте марки 75ШСМ с номинальным значением сопротивления  $R_{ш}=250$  мкОм, подключенном к источнику питания последовательно с рабочим участком. Тепловой поток рассчитывался по формуле:  $q = \frac{U \cdot I}{S}$ , где  $S$  – площадь поверхности нагревателя.

Стоит отметить, что при проведении вычислений плотности теплового потока для цилиндрических нагревателей с покрытиями площадь определялась с учетом толщины покрытия, т. е.  $S = \pi(D_0 + 2\delta)l$ . Как можно видеть из таблицы 1, такой подход вносит неопределенность в вычисления, в частности: для нагревателя № 3-7 при нормировании на площадь гладкой трубки величина критического теплового потока может быть практически в 2 раза выше полученной. Для минимизации этого эффекты опыты также проводились для трубок диаметром 16 мм (максимальная неопределенность для покрытия с наибольшей толщиной составляет 15.8%). При этом диаметры трубок лежат в диапазоне (2.83 и 15.09)  $\sqrt{\frac{\sigma}{\rho g}}$ , где согласно [135] отсутствует влияние размера нагревателя на величину критического теплового потока.

Основную погрешность в измерение плотности теплового потока для всех экспериментов вносит сток тепла через медные клеммы. Для оценки запишем стационарное уравнение теплопроводности для стержня при наличии объемных источников тепла:

$$\lambda \cdot \frac{\delta^2(\Delta T)}{\delta x^2} - \frac{\alpha \cdot (2\pi R) \cdot \Delta T}{S} + \frac{q}{l} = 0,$$

где  $S = \pi \cdot R^2$ . Решения данного уравнения представлены в виде графиков температуры трубки в зависимости от координаты вдоль ее

длины (рисунок 2.10). Отношение теплового потока, стекающего через клеммы при кипении, к полному тепловому потоку не превышает 9%.

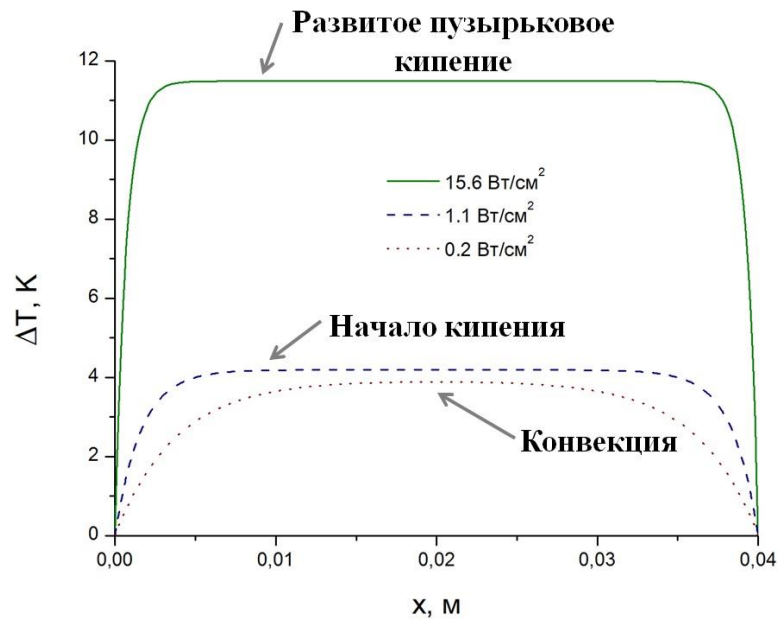


Рисунок 2.10 – Результаты расчета зависимости температуры трубки от координаты вдоль длины трубки

Аналогичные оценки проводились для константановой фольги и соответствующие корректировки учитывались при представлении результатов. Боковые стоки тепла через конструкцию рабочей области при проведении опытов на плоских нагревателях с учетом использования материалов, теплопроводность которых на несколько порядков ниже теплопроводности нагревателей, пренебрежимо малы.

Расчет погрешности теплового потока проводился по формуле:

$$\frac{\delta q}{q} = \sqrt{\left(\frac{\delta U}{U} + \frac{\delta I}{I}\right)^2 + \left(\frac{\delta S}{S}\right)^2}.$$

Измерение напряжений на участке и измерительном шунте проводилось с использованием платы АЦП NI 6251 с диапазоном входных сигналов от -5 до 5 В для участка тепловыделения и с диапазоном от -500 до 500 мВ для шунта. В соответствии со спецификацией платы, относительная погрешность измерения напряжения не более 1% и 1.5%. Погрешность измерения

площади поверхности нагревателя складывается из статистической погрешности измерения диаметра нагревателя равной 0.5% (абсолютная погрешность измерения микрометром составляет 1 мкм, что пренебрежимо мало по сравнению со статистической погрешностью) и погрешности измерения длины тепловыделяющей зоны. Погрешность измерения длины составляет не более 0.5 мм. Длины тепловыделяющих зон нагревателей, используемых в экспериментах, лежат в диапазоне (35–40) мм (при использовании трубок диаметром 3 мм) и 50 мм (для 16 мм трубок), следовательно, относительная погрешность составляет не более 1.6%. Для плоских нагревателей погрешность измерения площади составила 3.5%. Таким образом, суммарная погрешность измерения плотности теплового потока для трубчатых нагревателей не превышала 3%, а для плоских образцов 4.3%.

Для измерения температуры платиновыми термометрами сопротивления использовалась четырёхпроводная схема подключения датчиков с использованием константановых изолированных проводов диаметром 90 мкм, что позволило исключить погрешность измерения напряжения на датчиках, связанную с сопротивлением токоподводящих проводов. Тонкие константановые провода, а также использование прецизионного генератора тока REF200 для питания датчика, позволили минимизировать как сток тепла через измерительные провода, так и погрешность измерения сопротивления термометра, связанную с саморазогревом датчика. Величина сопротивления терморезистора HEL-700-102AAB-B00  $R_T$  рассчитывалась как отношение напряжения на датчике к току питания. Температура датчика  $T_d$  рассчитывалась из значения сопротивления при помощи градуировочного полинома:

$$R_T = R_0 \cdot (1 + 3.81 \cdot 10^{-3} \cdot T_d - 6.02 \cdot 10^{-7} \cdot T_d^2 + 6.0 \cdot 10^{-10} \cdot T_d^3 - 6.0 \cdot 10^{-12} \cdot T_d^4),$$

где  $R_0 = 1000 \text{ Ом}$  – сопротивление датчика при  $T = 0^\circ\text{C}$ . С учетом измерительного диапазона напряжения на плате для датчика температуры и

погрешности тока для прецизионного источника получаем суммарную погрешность 0.3%, что соответствует абсолютной погрешности 0.2 К. При использовании калиброванных термопар и АЦП LTR114 погрешность измерения температур не превышала 0.5 К. Для погрешности измерения

коэффициента теплоотдачи  $\frac{\delta\alpha}{\alpha} = \sqrt{\left(\frac{\delta q}{q}\right)^2 + \left(\frac{\delta T}{T}\right)^2}$ , а степень

интенсификации теплообмена  $\alpha/\alpha_0$  определялась с относительной погрешностью не более 6.1%.

Расход при стекании жидкой пленки определяется объемным методом с помощью мерной емкости, расположенной под экспериментальным участком. Использование калиброванного сосуда, а также системы датчиков уровня жидкости на основе чувствительных диодов позволяет контролировать расход с погрешностью 4%.

При определении основных микроструктурных характеристик покрытий для анализа погрешностей вычислялось среднее квадратическое отклонение. Максимальная относительная погрешность измерения длины волны модуляции  $\lambda_m$  не превышала 27%, ширины каналов 32% для ТКП-покрытий. Такие большие отклонения связаны с малым количеством крупных гребней, расположенных по длине тепловыделяющей зоны на трубчатых нагревателях и, как следствие, небольшим числом измерений для статистики. Для толщины покрытия погрешность не превышала 4%.

### **Глава 3. Теплообмен и критические тепловые потоки при кипении в условиях стационарного тепловыделения**

В главе представлены результаты экспериментального исследования теплообмена и кризиса теплоотдачи при пузырьковом кипении азота в большом объеме на гладких и модифицированных различными методами нагревателях в условиях стационарного тепловыделения при атмосферном и пониженных давлениях. Для всех типов пористых покрытий при стационарном тепловыделении в той или иной степени наблюдался гистерезис кривой кипения. В то же время при снижении мощности тепловыделения данные, полученные для отдельно взятого образца, с хорошей точностью совпадали друг с другом. По этой причине анализ результатов проводился при уменьшении плотности теплового потока.

#### **3.1. Бронзовые покрытия, полученные методом направленного плазменного напыления**

На рисунке 3.1а представлены кривые кипения и критические тепловые потоки (указаны стрелочками) для гладкого нагревателя и нагревателей с трехмерными капиллярно-пористыми покрытиями, полученными методом направленного плазменного напыления, малого диаметра (3 мм). Для сравнения также приведена теоретическая зависимость теплообмена, рассчитанная по модели Лабунцова [31], и модель кризиса кипения Кутателадзе-Зубера [55, 56] при коэффициенте  $k = 0.14$ , которые с хорошей точностью описывают данные, полученные на гладком рабочем участке. Можно заметить характерный излом кривой кипения при тепловом потоке порядка  $2 \text{ Вт/см}^2$ , соответствующий переходу от конвективного режима теплообмена к развитому пузырьковому кипению. Для всех модифицированных участков данный излом отсутствует, а наклон кривой

кипения существенно ниже по сравнению с не модифицированным нагревателем. Это говорит о том, что показатель в степени выражения типа  $\alpha \sim C_1 \cdot q^n$ , которое широко используется для аппроксимации опытных данных по теплообмену при кипении, существенно ниже при использовании покрытий. Обычно для нагревателей без покрытий общепринято, что показатель в степени  $n = 0.75-0.8$ . Практически для всех нагревателей с покрытием наблюдалось увеличение кризиса теплоотдачи относительно гладкого. При этом максимальная величина КТП наблюдалась для образца № 3-2 с максимальной пористостью (76%). Для данного образца величина  $q_{кр}$  была практически в 1.8 раз выше соответствующего значения  $q_{кр}$  для гладкой трубки без покрытия.

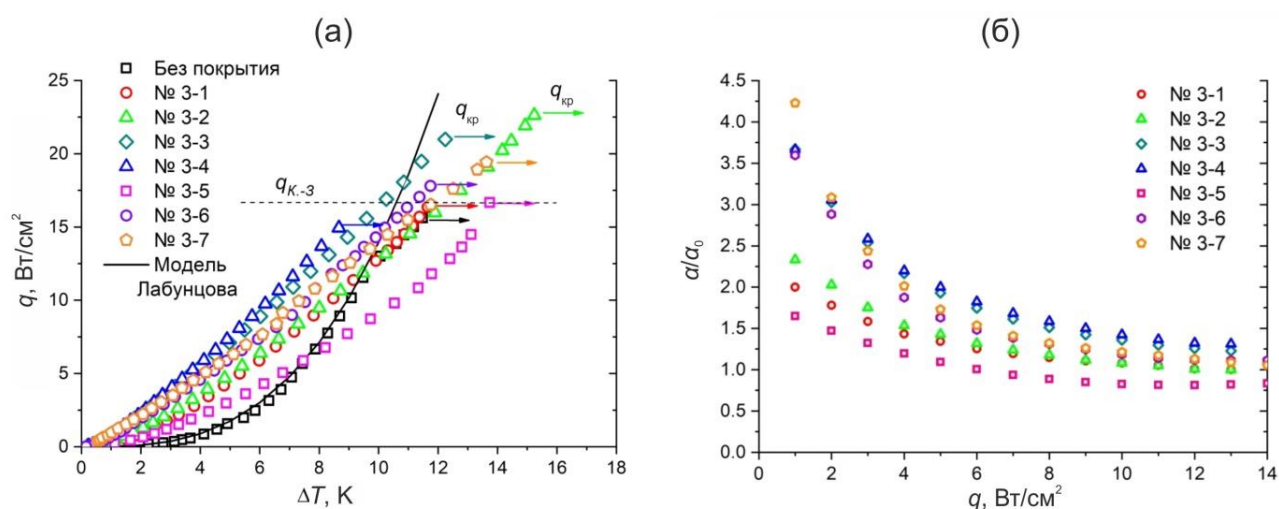


Рисунок 3.1 – Экспериментальные данные для трубок диаметром 3 мм:

(а) кривые кипения, (б) степень интенсификации

На рисунке 3.1б представлена зависимость степени интенсификации теплообмена ( $\alpha/\alpha_0$ ) для нагревателей с ТКП-покрытиями, полученная как отношение коэффициентов теплоотдачи на нагревателях с покрытиями к аналогичной величине для гладкого участка при заданном значении теплового потока. Как видно, для всех исследованных участков с покрытиями из бронзы наблюдается существенная интенсификация теплообмена в широком диапазоне тепловых нагрузок. При малых плотностях теплового потока наблюдаются два характерных тренда:

максимальная интенсификация теплообмена (более чем в 3.5 раза) – для нагревателей № 3-3, № 3-4, № 3-6, № 3-7 с «большой» шириной каналов покрытия, и более низкая интенсификация (до 2.5 раз) – для образцов № 3-1, № 3-2 и № 3-5. Кроме того, наблюдается тенденция уменьшения степени интенсификации теплообмена по мере приближения плотности теплового потока к значениям  $q_{кр}$  для гладкого нагревателя. Для участка № 3-5 в области умеренных и высоких тепловых потоков интенсивность теплообмена незначительно снижается ( $\sim 15\%$ ) относительно немодифицированного образца.

Количественные оценки плотности центров парообразования ( $NSD$ ), полученные на основе данных высокоскоростной видеосъемки (рисунок 3.2), в области тепловых потоков до  $3 \text{ Вт/см}^2$ , где была возможность визуально определить одиночные центры, показали, что для гладкого нагревателя наблюдается практически линейный рост  $NSD$  при увеличении мощности тепловыделения, в то время как на нагревателях с покрытиями эта величина остается практически постоянной (рисунок 3.3). Отсутствие последующего существенного увеличения плотности центров при росте  $q$  на модифицированных образцах может являться одной из причин снижения степени интенсификации теплообмена при увеличении плотности теплового потока. Кроме того, весьма важно отметить, что уже при тепловом потоке порядка  $1 \text{ Вт/см}^2$  плотность активных центров для гладкой трубки выше, чем для модифицированных образцов. Исключением является образец № 3-2, что связано со значительно более высокой пористостью относительно остальных капиллярно-пористых покрытий.

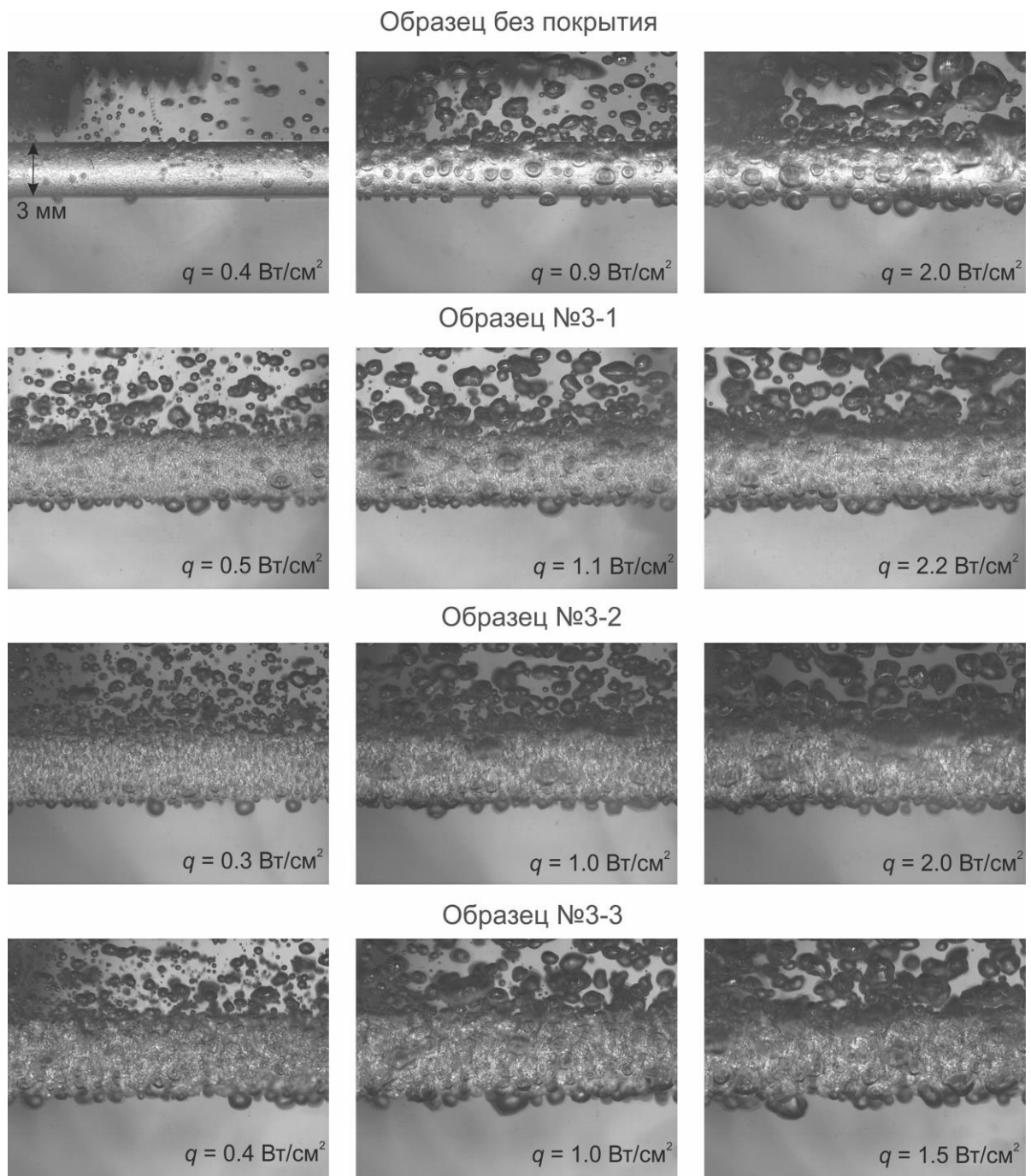


Рисунок 3.2 – Кадры высокоскоростной видеосъемки кипения азота на трубчатых нагревателях малого диаметра (3 мм)

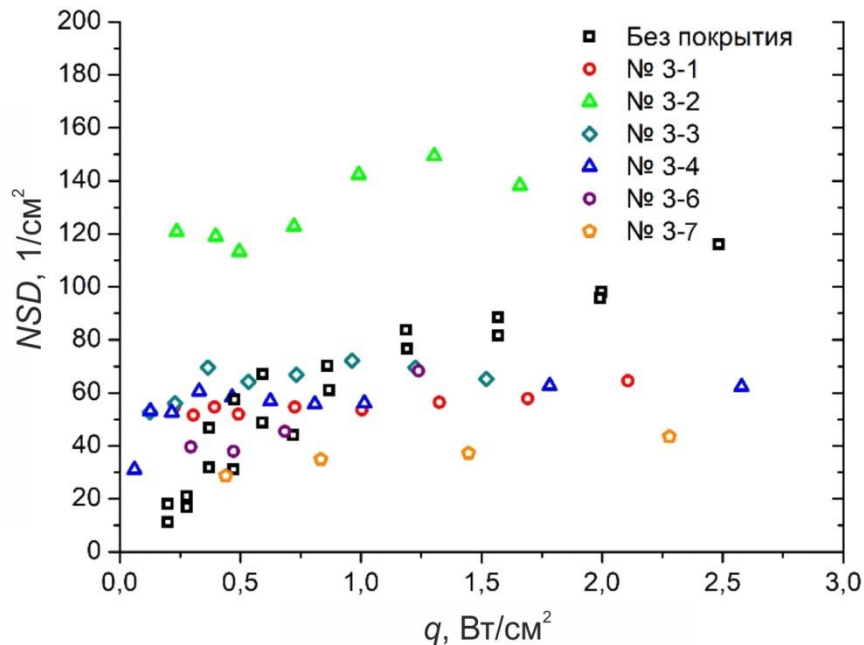


Рисунок 3.3 – Плотность центров парообразования  
для трубок диаметром 3 мм

Исходя из вышесказанного, можно сделать вывод о том, что плотность центров парообразования не является единственным определяющим фактором интенсификации теплообмена при кипении жидкого азота на исследованных образцах. Данные высокоскоростной видеосъемки показали, что кипение азота на ТКП-покрытиях осуществляется исключительно в каналах покрытий. В связи с этим очевидно, что степень дальнейшей активации центров парообразования с ростом температурного напора при использовании покрытий ограничена по сравнению с гладким нагревателем. Видимо этот факт в совокупности с высокой плотностью центров парообразования даже при  $q < 1 \text{ Вт/см}^2$  (высокая степень активации центров) и приводит к тому, что показатель степени в выражении  $\alpha \sim C_1 \cdot q^n$  для нагревателей с покрытием существенно снижается.

На рисунке 3.4а приведены кривые кипения и критические тепловые потоки для гладкого медного образца и образцов с ТКП-покрытиями с внешним диаметром 16 мм. Также представлены данные [75, 92] по

теплообмену при кипении жидкого азота на плоском и проволочном (диаметром 1.6 мм) медных нагревателях с гладкой поверхностью, которые, как видно из рисунка, хорошо согласуются с результатами, полученными в настоящей работе.

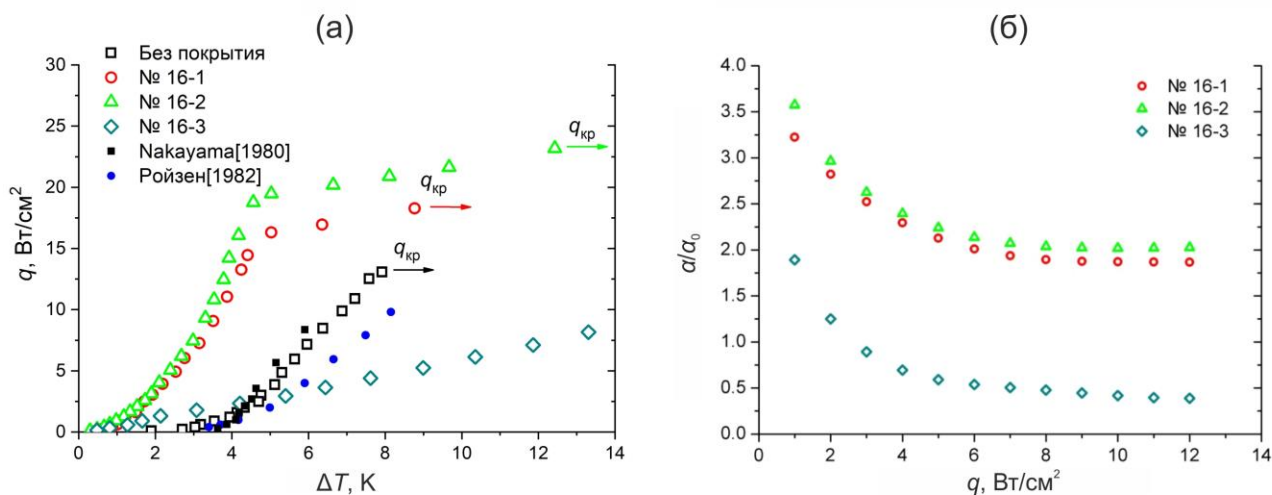


Рисунок 3.4 – Экспериментальные данные для трубок диаметром 16 мм:

(а) кривые кипения, (б) степень интенсификации

Из таблицы 1 можно видеть, что величина критического теплового потока для гладкой медной трубки удовлетворительно согласуются с  $q_{кр}$  на гладком нагревателе из нержавеющей стали с внешним диаметром 3 мм. В соответствии с [135] внешние диаметры исследованных гладких образцов (для 3 и 16 мм, соответственно) лежат в зоне отсутствия влияния размеров нагревателя на величину критического теплового потока при кипении азота, что объясняет полученные результаты. При этом максимальная величина  $q_{кр}$  наблюдается для образца № 16-2, имеющего максимальную пористость, и практически совпадает с  $q_{кр}$  для ТКП-покрытия № 3-2 со схожими микроструктурными параметрами, но нанесенного на трубку малого диаметра (3 мм). Полученный результат важен для анализа неоднозначности в интерпретации данных для трубок малого диаметра. А именно: толщина покрытия в проведенных исследованиях на трубке диаметра 3 мм была соизмерима с внешним диаметром гладкой стальной трубки, на которую

проводилось напыление, что вносит некоторую неопределенность в вычислении плотности теплового потока через внешнюю поверхность теплообмена. В частности, степень интенсификации теплообмена и величина критического теплового потока могут быть почти в 1.7 раз выше для нагревателя № 3-4 с максимальной толщиной покрытия при нормировании мощности тепловыделения на площадь внешней поверхности гладкого нагревателя (в работе плотность теплового потока вычислялась с учетом толщины покрытия). Стоит также отметить, что для участков № 16-1 и № 16-2 в области высоких тепловых потоков наблюдается ярко выраженный излом кривой кипения, связанный с переходом в предкризисный режим кипения, и который сопровождается значительными периодическими колебаниями температуры поверхности амплитудой (1–2) К и характерными частотами пульсаций (100–200) мГц. Схожие пульсационные эффекты при кипении жидкостей в кризисных и переходных режимах с детальным анализом спектральных характеристик были показаны в цикле работ коллектива авторов [136].

На рисунке 3.4б представлена степень интенсификации теплообмена для образцов с ТКП-покрытиями на трубках большого диаметра. Для образцов № 16-1 и № 16-2 наблюдается интенсификация теплообмена до 3.5 раз в области малых тепловых потоков, которая снижается до 2 раз при тепловых потоках, близких к  $q_{кр}$  на нагревателе без покрытия. В то же время для образца № 16-3 увеличение коэффициентов теплоотдачи относительно гладкого рабочего участка наблюдается лишь при тепловых потоках до 2 Вт/см<sup>2</sup>. Дальнейшее увеличение мощности тепловыделения приводит к весьма существенной деградации коэффициентов теплоотдачи. Для данного рабочего участка № 16-3 толщина остаточного слоя  $h$  составляет порядка 700 мкм. Это важное отличие, по-видимому, приводит к значительному увеличению гидравлического сопротивления при фильтрации пара из нижних слоев покрытия и фактически лимитирует интенсивность

теплопередачи режимом эффективной теплопроводности структуры при условии ее заполнения паровой фазой.

Данные по плотности активных центров парообразования в зависимости от мощности тепловыделения, а также кадры высокоскоростной видеосъемки кипения на рабочих участках большого диаметра (16 мм) представлены на рисунке 3.5 и рисунке 3.6, соответственно. Полученные результаты по  $NSD$  качественно совпадают с аналогичными данными на трубчатых нагревателях малого диаметра при малых тепловых потоках (до 3 Вт/см<sup>2</sup>). Видно, что плотность центров на гладком участке становится выше, чем на модифицированных образцах уже при тепловых потоках (1–2) Вт/см<sup>2</sup>. Соответственно, сформулированные выше выводы по влиянию активных центров парообразования на интенсивность теплообмена при росте  $q$  для образцов малого диаметра, справедливы и в данном случае.

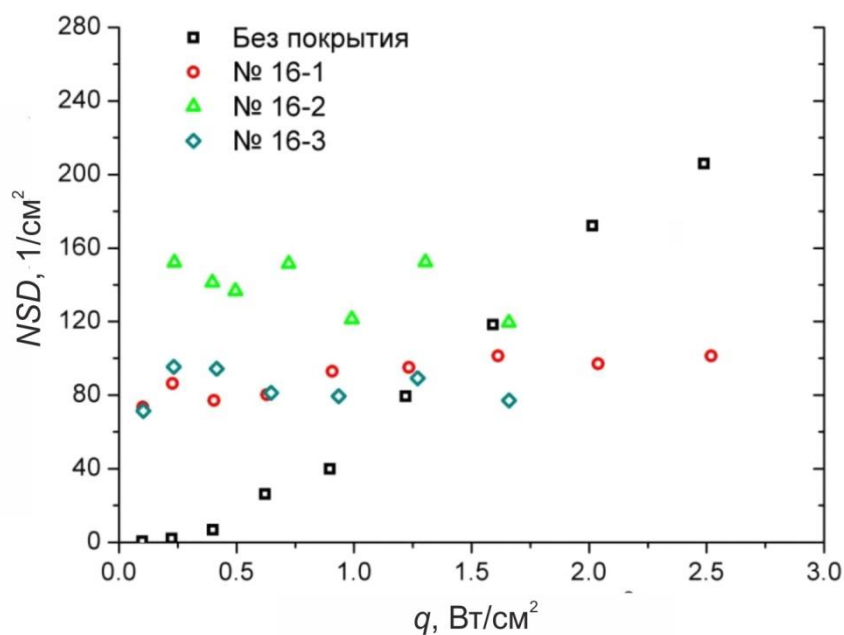


Рисунок 3.5 – Плотность центров парообразования  
для трубок диаметром 16 мм

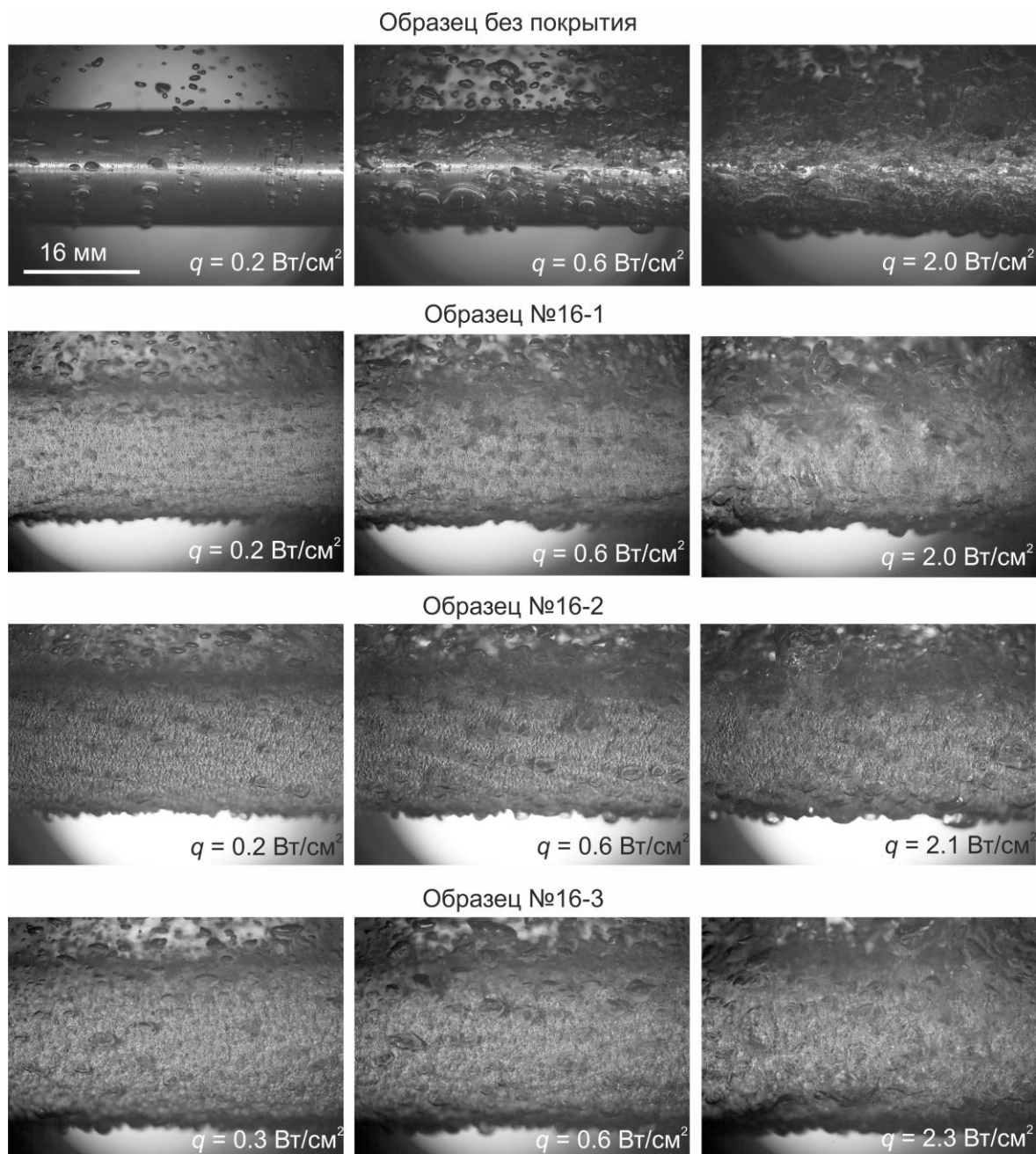


Рисунок 3.6 – Кадры высокоскоростной видеосъемки кипения азота на трубчатых нагревателях диаметром 16 мм

Ниже представлен краткий анализ механизмов интенсификации теплообмена при пузырьковом кипении азота на структурированных капиллярно-пористых покрытиях.

Как было отмечено выше, кипение азота на ТКП-покрытиях осуществляется в каналах покрытий, поэтому увеличение эффективной площади теплообмена не является причиной интенсификации теплоотдачи. В

то же время, на основе анализа данных высокоскоростной видеосъемки было обнаружено, что центры парообразования при кипении на гладких участках в области малых тепловых потоков не являются стабильными. Так, в частности, наблюдалась периодическая деактивация в течение длительного времени (относительно времени роста и отрыва парового пузыря) отдельных центров. В то же время на всех ТКП-покрытиях наблюдалась непрерывная парогенерация. Поры выступают в роли ловушек пара и увеличивают количество остаточного пара после отрыва пузыря, облегчая зарождение новой фазы и обеспечивая стабильность центров парообразования, что и приводит к существенной интенсификации теплообмена при малых тепловых потоках. Также для модифицированных участков с шириной каналов больше отрывного диаметра пузыря на гладком участке (250–300 мкм при  $q < 3 \text{ Вт/см}^2$ ) характерно формирование крупных паровых конгломератов в каналах между гребнями покрытия до момента отрыва паровой фазы от теплоотдающей поверхности. Формирование крупных паровых образований в каналах покрытия приводит к общему увеличению областей тонких менисков жидкости между паровой и твёрдой фазами и, как следствие, к значительному увеличению доли тепла, передаваемого за счёт интенсивного испарения в макрослое в указанных зонах. Данный эффект объясняет максимальную степень интенсификации, полученную на образцах № 3-3, № 3-4, № 3-6 и № 3-7. При этом, такие высокопористые структуры, полученные методом направленного плазменного напыления, обеспечивают эффективную капиллярную подпитку криогенной жидкости в зоны макрослоя, тем самым приводя к значительной интенсификации теплообмена в широком диапазоне тепловых потоков вплоть до  $q_{\text{кр}}$ .

Кадры высокоскоростной видеосъемки кипения на модифицированном нагревателе при высоких мощностях тепловыделения (выше критического теплового потока для гладкого образца) представлены на рисунке 3.7а. Как отмечалось, в этой области тепловых потоков наблюдались существенные

колебания температуры поверхности нагрева. Анализ кадров видеосъемки кипения показал схожий пульсирующий характер поведения межфазной границы. По всей поверхности нагревателя образовывались толстые «паровые чулки», которые периодически отрывались от поверхности нагрева, обеспечивая последующий подток жидкости к теплоотдающей поверхности. Далее наблюдалась интенсификация парообразования с последующим периодическим формированием новых паровых конгломератов. Зависимость частоты отрыва пара от плотности теплового потока представлена на рисунке 3.76. Аналогичное поведение межфазной поверхности отмечалось и для гладкого нагревателя вблизи кризисных значений теплового потока, однако существенного изменения наклона кривой кипения в этом случае не было. Частота отрыва паровой фазы в таком режиме кипения слабо зависит от мощности тепловыделения и составляет 23–28 Гц. При этом минимальные значения плотности теплового потока, при которых происходил этот периодический процесс, лежат вблизи точек изменения наклонов кривых кипения для модифицированных нагревателей. Именно этот периодический процесс, сопровождающийся соответствующими изменениями паросодержания в пристенном двухфазном слое и доли общей смоченной поверхности, определяет снижение теплоотдачи в предкризисных режимах для тепловыделяющих поверхностей с покрытиями. Следует также отметить существенное различие в частотах пульсаций температуры и межфазной поверхности. Такое различие, вероятно, связано с тем, что наибольшие амплитуды колебаний температуры поверхности нагревателя соответствуют, как правило, моментам слияния паровых конгломератов от нескольких близлежащих друг к другу областей и образования более крупного «парового чулка» на тепловыделяющей поверхности. При этом за счет тепловой инерционности исследованных образцов высокочастотные пульсации температуры, очевидно, «сглаживаются» и не имеют столь выраженного характера. Так, согласно [137] характерное время стабилизации

температурного профиля в режиме пузырькового кипения определяется следующим образом:

$$\tau = \frac{c_n \rho_n \delta_n}{\alpha},$$

где  $c_n$ ,  $\rho_n$ ,  $\delta_n$  – теплоемкость, плотность и толщина нагревателя соответственно,  $\alpha$  – линеаризованный коэффициент теплоотдачи. По оценкам, сделанным в областях с меньшими углами наклона кривых кипения (в предкризисных режимах), эта величина лежит в диапазоне (2–4) с, что хорошо согласуется с полученными данными для пульсаций температуры в этих предкризисных режимах.

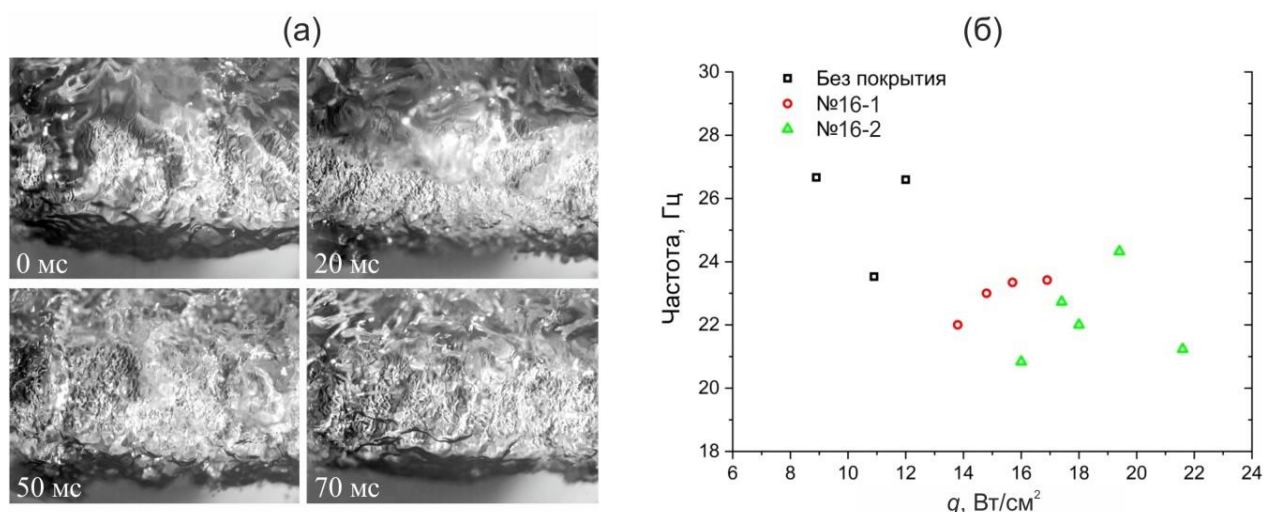


Рисунок 3.7 – (а) Фотографии кипения на образце № 16-2 при  $q = 22.7 \text{ Вт/см}^2$ ; (б) зависимость частоты отрыва паровых конгломератов от плотности теплового потока

### 3.2. Покрытия, полученные методом 3D-печати

На рисунке 3.8а приведены кривые кипения и критические тепловые потоки (указаны стрелочками) для гладкого медного образца и образцов с медными капиллярно-пористыми покрытиями, полученными методом 3D-печати, при атмосферном давлении. Для гладкого образца наблюдается

характерный излом кривой при тепловом потоке порядка  $(1-2) \text{ Вт/см}^2$ , соответствующий переходу между режимами конвекции и развитого пузырькового кипения. Величина критического теплового потока, определяемая в экспериментах как по резкому росту температуры теплоотдающей поверхности, так и из визуализации кипения по образованию сплошной паровой пленки на поверхности нагревателя, для данного рабочего участка составила  $q_{\text{кр}} = 16.9 \text{ Вт/см}^2$ , и которая хорошо согласуется с моделью Кутателадзе-Зубера. Как видно из графика, наличие капиллярно-пористых покрытий существенно влияет на интенсивность теплообмена и характер зависимостей теплового потока от перегрева стенки. Для обоих модифицированных образцов также отсутствуют ярко выраженные изломы кривой теплообмена. Кроме того, для образца № 1, характеризующегося меньшим расстоянием между соседними регулярными гребнями, наблюдается увеличение критического теплового потока почти на 30% относительно гладкого участка. По-видимому, наличие такого покрытия на поверхности нагревателя приводит к эффективной модуляции двухфазного противоточного потока, уменьшая сопротивление фильтрации пара и обеспечивая хорошую регулярную капиллярную подпитку жидкостью по длине пористого покрытия, что может объяснить наступление кризиса теплоотдачи при более высоких тепловых потоках. Для нагревателя № 2 критический тепловой поток совпадает с  $q_{\text{кр}}$  гладкого образца. Этот факт может быть объяснен наличием у данного участка широких зон (более 1 мм) между гребнями со значительно более тонким слоем покрытия (сопоставимым с характерным размером сплавляемых друг с другом частиц порошка), в которых, по-видимому, в первую очередь возникают очаги локального пленочного кипения при увеличении теплового потока, приводящие к распространению кризиса теплоотдачи по всей теплоотдающей поверхности.

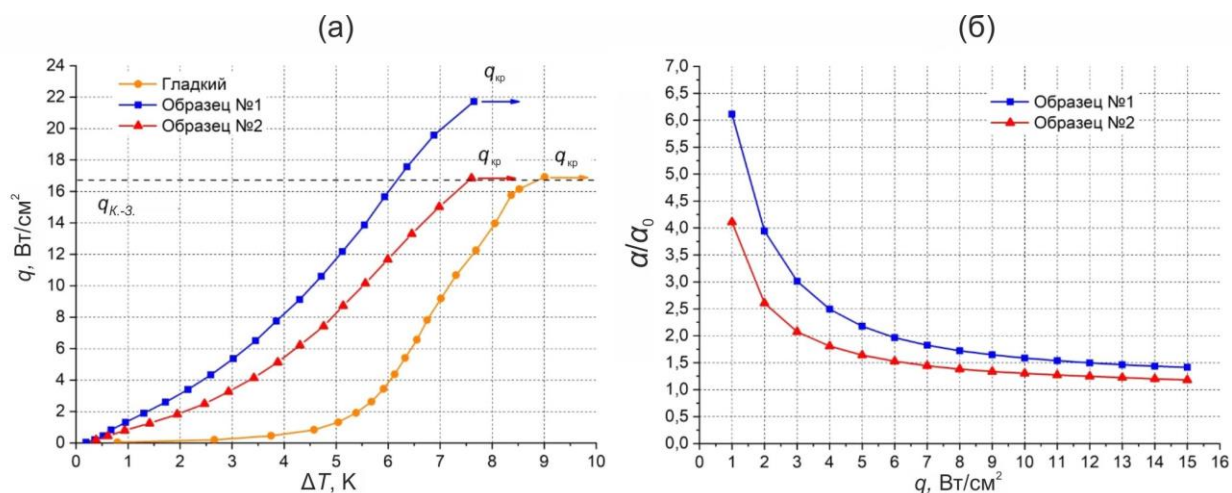


Рисунок 3.8 – Экспериментальные данные для плоских медных нагревателей при атмосферном давлении: (а) кривые кипения, (б) степень интенсификации

Степень интенсификации теплообмена при атмосферном давлении, представлена на рисунке 3.8б. Видно, что интенсивность теплообмена при пузырьковом кипении азота на участках с покрытиями лежит значительно выше во всем диапазоне тепловых нагрузок вплоть до кризиса теплоотдачи на гладком нагревателе. Максимальная интенсификация для данных типов покрытий (до 6 раз для нагревателя № 1 и до 4 раз для нагревателя № 2) наблюдается в области малых тепловых потоков и снижается по мере увеличения мощности тепловыделения. Такая тенденция снижения степени интенсификации теплообмена по мере увеличения мощности тепловыделения при кипении жидкого азота, как было показано ранее, аналогична поверхностям со схожими по морфологии покрытиями из бронзы, полученными методом направленного плазменного напыления.

Значительное снижение давления до 0.017 МПа ухудшает интенсивность теплообмена как для гладкого участка, так и для модифицированных образцов на (20–40)% относительно полученных данных при атмосферном давлении, равно как и снижает критические тепловые потоки (рисунок 3.9а). В то же время, расчетная зависимость Кутателадзе-Зубера в данном случае лежит ниже  $q_{кр}$  для всех исследованных образцов. Кроме того, излом кривой кипения для гладкого нагревателя при данном

давлении, как видно из рисунка, смещен в область более высоких температурных напоров. Для образца с покрытием № 2 наблюдается существенное изменение (уменьшение) наклона кривой кипения в область более высоких температурных напоров, что, по-видимому, связано с менее выраженной активацией центров парообразования и особенностями роста и эвакуации паровых пузырей/конгломератов, подтекания жидкости в пристенном слое для такой пористой структуры при таком низком давлении.

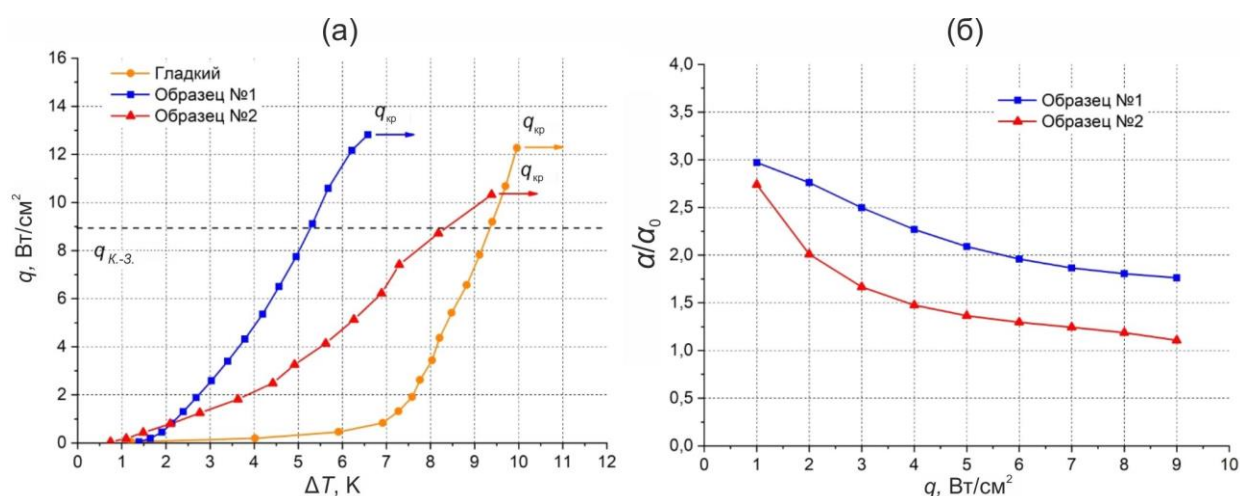


Рисунок 3.9 – Экспериментальные данные для плоских медных нагревателей при давлении 0.017 МПа: (а) кривые кипения, (б) степень интенсификации

Как и в случае атмосферного давления, для обоих модифицированных образцов наблюдается существенная интенсификация теплообмена относительно гладкого участка (рисунок 3.9б) в области малых тепловых потоков, при этом для участка № 2 данное значение приближается к единице в предкризисных режимах кипения. Максимальное увеличение коэффициентов теплоотдачи до 3-х раз было получено для образца № 1 с малым расстоянием между соседними гребнями.

Была проведена высокоскоростная визуализация процесса кипения для рабочих участков во всем исследованном диапазоне тепловых нагрузок, кадры которой при различных давлениях представлены на рисунках 3.10 и 3.11. Как показал качественный анализ полученных данных, для обоих давлений в области тепловых потоков  $q < 1$  Вт/см<sup>2</sup> плотность активных

центров парообразования на нагревателях с покрытием существенно превышает аналогичную величину для гладкого участка, при этом кипение реализуется преимущественно в порах регулярных гребней покрытия. Кроме того, для модифицированных образцов кипение наблюдалось вплоть до полного отключения тепловой нагрузки, что характерно при кипении азота на пористых покрытиях. Количественные оценки плотности активных центров парообразования, приведенные для бронзовых ТКП-покрытий, показывают аналогичные результаты. Однако, как было отмечено, кипение на них осуществляется преимущественно в крупных каналах покрытия в зонах между регулярными гребнями.

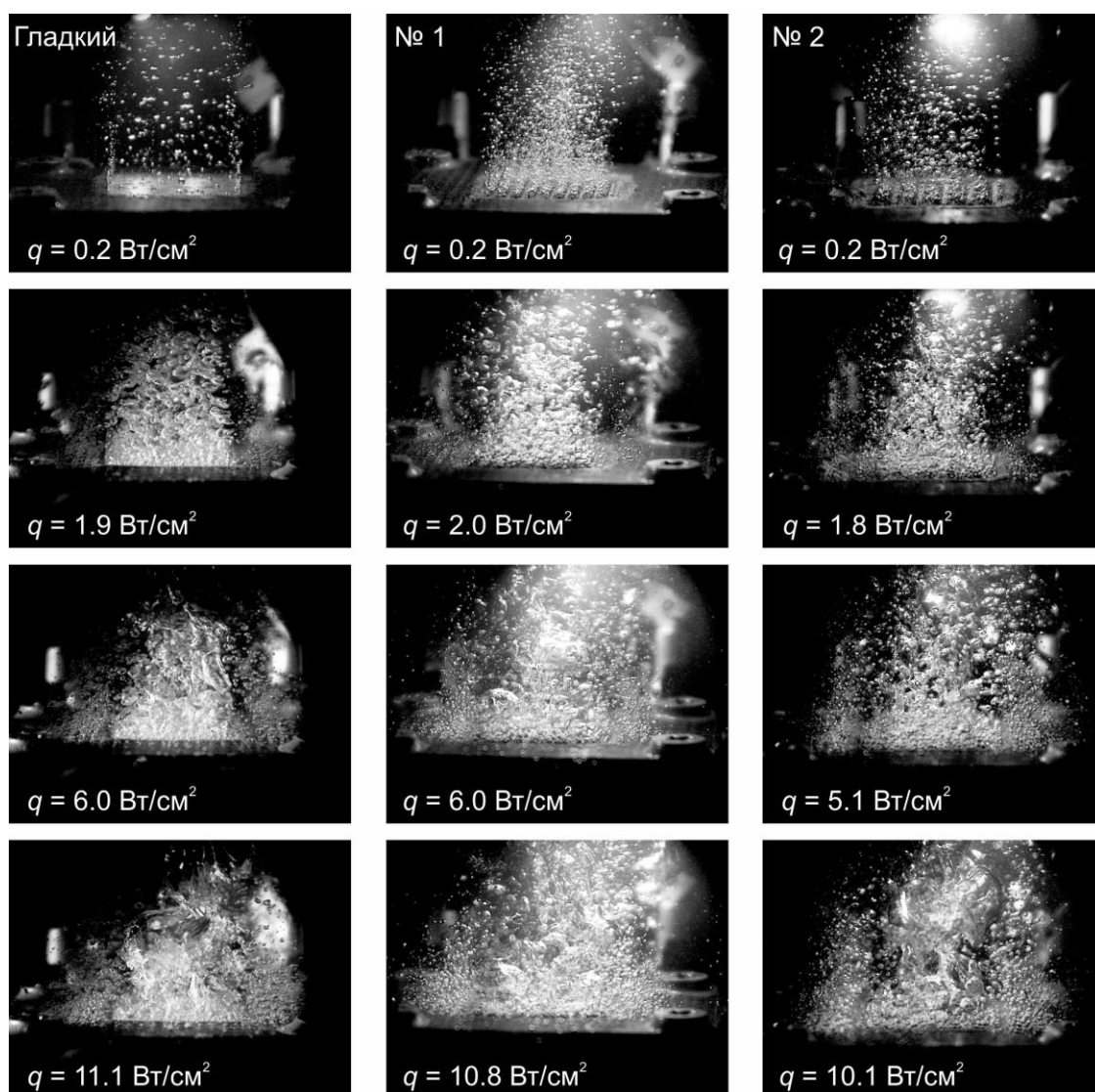


Рисунок 3.10 – Кадры высокоскоростной видеосъемки кипения азота на плоских медных нагревателях при атмосферном давлении

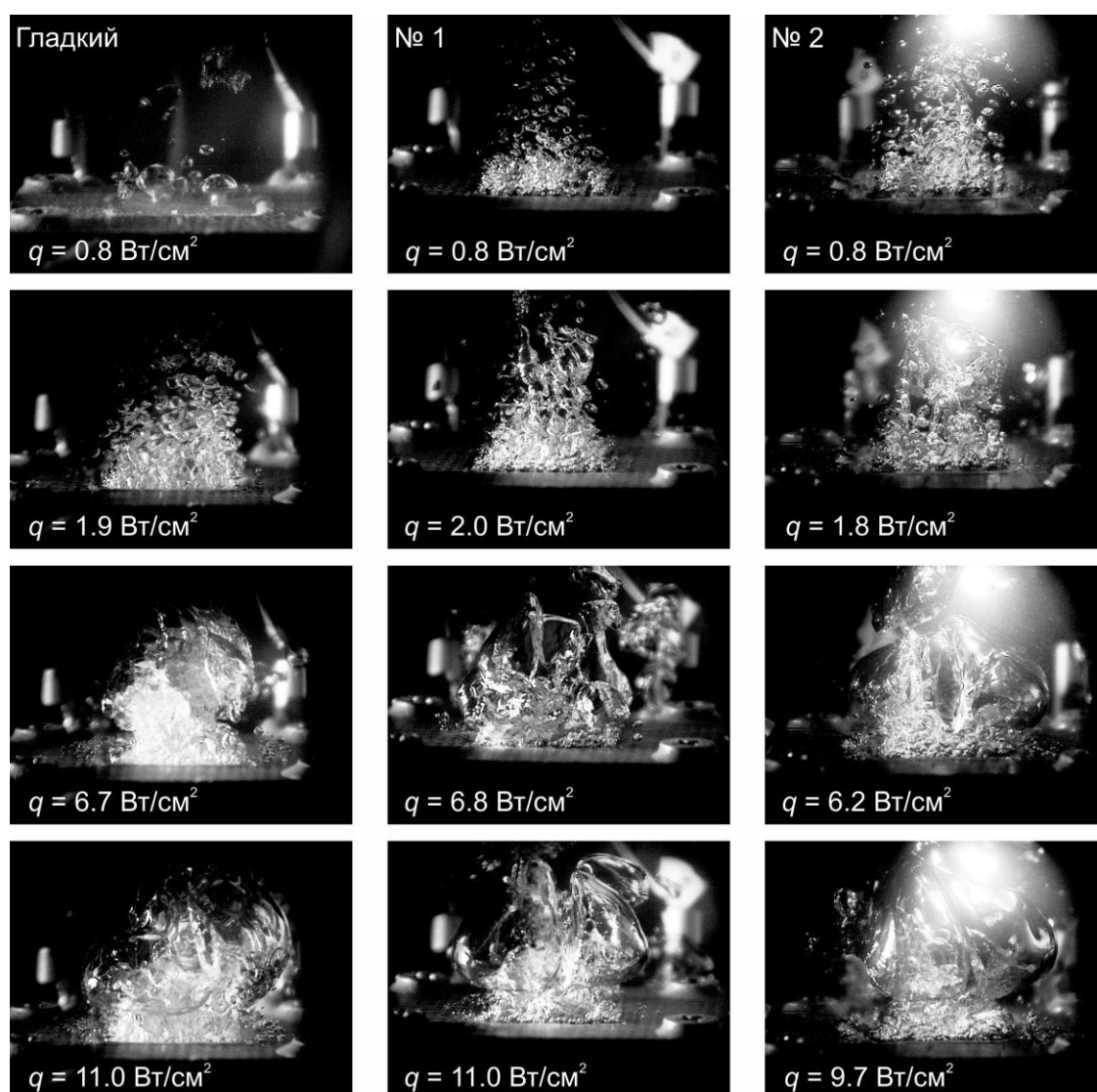


Рисунок 3.11 – Кадры высокоскоростной видеосъемки кипения азота на плоских медных нагревателях при давлении 0.017 МПа

С использованием макрообъектива были получены количественные оценки (ввиду затрудненного набора статистики, о чем было упомянуто во **второй главе**) по отрывному диаметру пузырей в зависимости от плотности теплового потока. Так, при атмосферном давлении для обоих модифицированных участков в диапазоне тепловых потоков  $q < 1$  Вт/см<sup>2</sup> отрывные диаметры пузырей остаются неизменными и составляют величину порядка 100 мкм. При больших тепловых нагрузках наблюдается рост данной величины по мере увеличения метастабильности жидкости вплоть до значений порядка 300 мкм при  $q = 3.6$  Вт/см<sup>2</sup>. В то же время для гладкого

участка прослеживается прямая пропорциональность роста отрывного диаметра пузыря (400–700 мкм) при увеличении плотности теплового потока в исследованном диапазоне  $q < 2 \text{ Вт/см}^2$ .

В условиях пониженного давления для гладкого нагревателя при тепловых потоках  $q < 1.3 \text{ Вт/см}^2$  наблюдается широкое разнообразие отрывных диаметров пузырей в диапазоне (1.2–4.5) мм, при этом на одном и том же центре могут образовываться пузыри различных размеров. Дальнейшее увеличение тепловой нагрузки приводит к повсеместному взаимодействию пузырей от соседних центров ввиду их больших размеров и отрыву паровых конгломератов от поверхности участка с формой, далекой от сферической, и зачастую напоминающей паровые столбы. Для нагревателей с покрытиями, в отличие от условий атмосферного давления, паровых пузырей, образующихся от одиночного центра и отрывающихся индивидуально от поверхности даже при низких тепловых нагрузках, не наблюдается. Ввиду высокой плотности активных центров парообразования, отрывающиеся пузыри образуются при слиянии нескольких соседних центров и имеют размеры в диапазоне (0.5–1.5) мм при тепловых потоках порядка  $1 \text{ Вт/см}^2$ , что существенно ниже данных, полученных на гладкой поверхности. Снижение отрывных диаметров пузырей при кипении жидкости на пористых поверхностях относительно данных, полученных на гладких рабочих участках, отмечается во многих работах, например в [71, 138, 139].

Качественные оценки плотности центров и динамики парообразования повторяют таковые для исследованных покрытий, полученных методом направленного плазменного напыления. Поэтому, вышеописанные выводы о механизмах интенсификации теплообмена справедливы и в данном случае. Однако отличительной особенностью кипения азота на высокотеплопроводных медных покрытиях являлось парообразование преимущественно в порах регулярных гребней покрытия структур. Такой

характер парогенерации увеличивает эффективную площадь теплообмена и может быть дополнительной причиной интенсификации теплообмена, приводящей к большим по сравнению с ТКП-покрытиями значениям  $\alpha/\alpha_0$ .

### 3.3. Покрытия, полученные методом микродугового оксидирования

Были проведены опыты по изучению теплообмена и кризиса теплоотдачи при кипении жидкого азота на линии насыщения при атмосферном и двух пониженных давлениях ( $p = 0.05$  и  $0.017$  МПа) в условиях стационарного тепловыделения на двух модифицированных методом МДО участках и нагревателе без покрытия. На рисунке 3.12 представлены кривые кипения и критические тепловые потоки для нагревателя без покрытия при всех исследованных давлениях. Дополнительно представлены данные [92] для алюминиевого гладкого нагревателя, полученные при атмосферном давлении. Для каждой зависимости наблюдается характерный излом кривой при тепловом потоке порядка  $1 \text{ Вт/см}^2$ , соответствующий переходу между режимами конвекции и развитого пузырькового кипения. Снижение давления в рабочей области приводит к смещению данного перехода в область более высоких температурных напоров. Величина критического теплового потока для данного рабочего участка для исследованных давлений составила  $q_{\text{кр}} = (18.2; 13.5; 11.5) \text{ Вт/см}^2$ , соответственно, и хорошо согласуется с моделью Кутателадзе-Зубера при коэффициенте 0.14 при значении давлений 0.1 и 0.05 МПа. При максимально сниженном в опытах давлении экспериментальные данные по критическому тепловому потоку лежат несколько выше теоретической зависимости. Кроме того, при 0.017 МПа наблюдается существенное снижение интенсивности теплообмена (до 30%) относительно атмосферного давления во всей области тепловых нагрузок. В то же время при 0.05 МПа снижение коэффициентов теплоотдачи не

превышает 10%, а в области умеренных и высоких тепловых потоков коэффициент теплоотдачи даже немного выше, чем при атмосферном давлении. Многократные повторные эксперименты для верификации данных показали аналогичные результаты. Такое anomальное поведение кривой кипения (немонотонная зависимость от давления) возможно связано с особенностями гидродинамики процесса на нагревателе со специфической микроструктурой поверхности (о которой упоминалось во второй главе при описании структуры поверхностей), однако определение более точных причин требует проведения отдельного исследования.

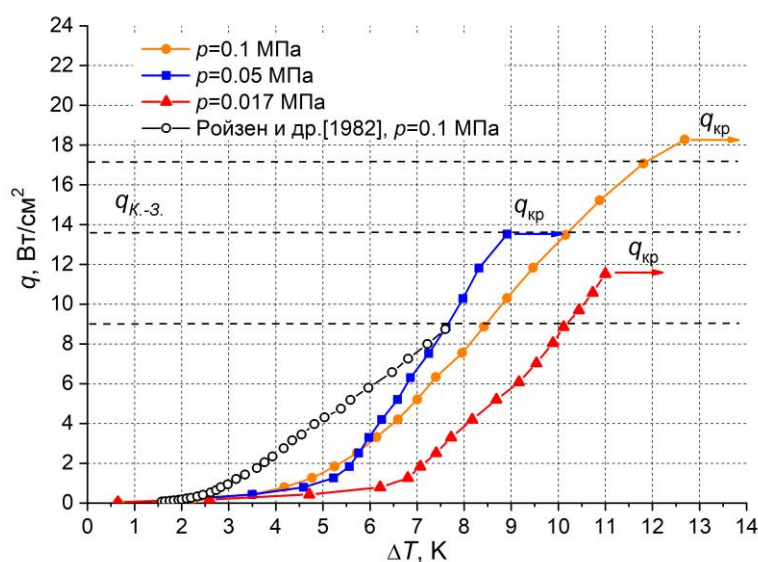


Рисунок 3.12 – Кривые кипения для дюралюминиевого нагревателя без покрытия при различных давлениях

На рисунке 3.13 представлены кривые кипения и критические тепловые потоки для модифицированных методом микродугового оксидирования образцов при всех исследованных давлениях. Для образца № 1 отсутствует ярко выраженный излом кривой при атмосферном давлении, что обусловлено, как будет показано ниже, наличием кипения с высокой плотностью центров парообразования даже при очень низких тепловых потоках (менее 0.4 Вт/см<sup>2</sup>). Также для данного образца критические тепловые потоки, полученные во время экспериментов, практически совпадают с КТП для участка без покрытия как при атмосферном, так и при пониженных

давлениях и составляют  $q_{кр} = (17.5; 13.4; 11.2)$  Вт/см<sup>2</sup>, соответственно. Для образца № 2 наблюдается небольшое снижение на 15% (15.4 Вт/см<sup>2</sup>) критического теплового потока относительно нагревателя без покрытия при атмосферном давлении, однако влияние покрытия на КТП практически отсутствует (12.7 и 11.6 Вт/см<sup>2</sup>) при давлениях 0.05 и 0.017 МПа. Снижение давления при проведении экспериментов приводит к ухудшению теплообмена на обоих модифицированных нагревателях и смещению перехода от режима естественной конвекции к развитому пузырьковому кипению в область более высоких температурных напоров. Максимальное снижение теплообмена при 0.05 МПа составило 30% для обоих рабочих участков, 55% и 45 % для образца № 1 и № 2 соответственно при 0.017 МПа.

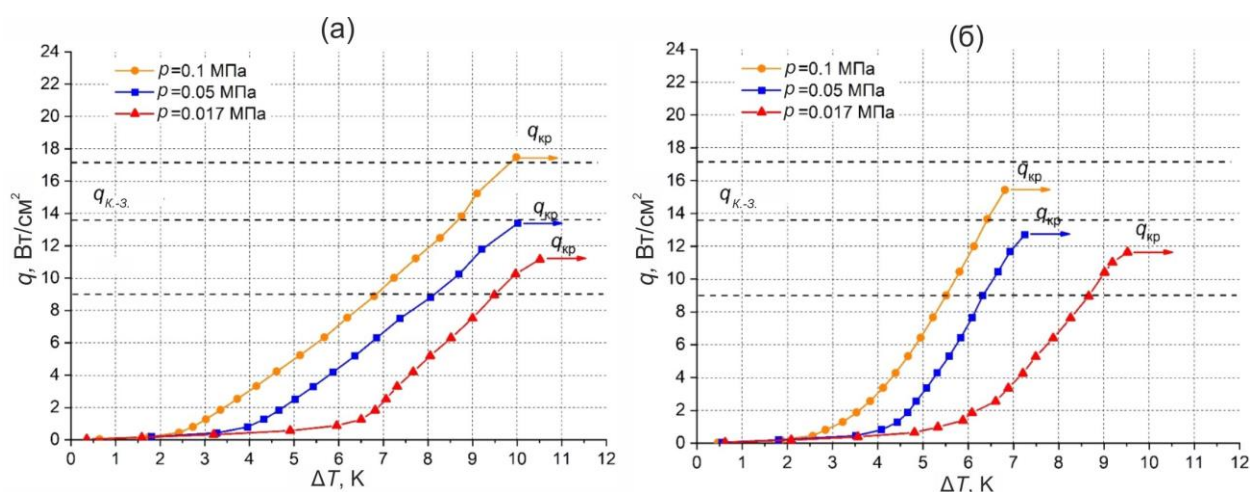


Рисунок 3.13 – Кривые кипения для дюралюминиевых нагревателей с МДО-покрытиями при различных давлениях: (а) образец № 1; (б) образец № 2

Степень интенсификации теплообмена представлена на рисунке 3.14. Так, для образца № 1 наблюдается существенная интенсификация теплообмена при атмосферном давлении вплоть до 60% в области малых тепловых потоков, которая снижается по мере увеличения мощности тепловыделения. При давлении 0.05 МПа максимальное увеличение коэффициентов теплоотдачи лежит значительно ниже (до 20%), приближаясь к погрешности измерения, и также было получено при малых тепловых потоках. При этом тенденция к снижению интенсификации теплообмена

сохраняется и при  $q > 6$  Вт/см<sup>2</sup> приводит при  $p = 0.05$  МПа даже к небольшому ухудшению теплообмена относительно участка без покрытия. При максимальном снижении рабочего давления наличие покрытия на поверхности нагревателя, полученного методом микродугового оксидирования при использовании гидроксида калия в качестве электролита, не влияет на теплообмен во всем исследованном диапазоне тепловых нагрузок вплоть до кризиса теплоотдачи. Иная зависимость коэффициентов теплоотдачи от плотности теплового потока наблюдалась для МДО-покрытия № 2. В условиях атмосферного давления наличие такого покрытия на теплоотдающей поверхности приводит к интенсификации теплообмена на (50–60)%, при этом данная величина практически не меняется при изменении теплового потока вплоть до кризиса теплоотдачи. Такая тенденция может быть связана с малыми диаметрами пор покрытия (порядка 2 мкм), которые активируются постепенно при достижении определенных перегревов теплоотдающей поверхности по мере увеличения теплового потока. Кроме того, образование парового пузыря на поверхности теплообмена снижает локальную температуру вблизи данного конкретного центра и, в связи с высокой плотностью пор такого покрытия, затрудняет активацию соседних для него пор. Для образца № 2 практически отсутствует интенсификация теплообмена при пониженных давлениях, степень изменения которой близка к погрешности измерения. Качественный анализ видеосъемки, представленный ниже, показал существенное увеличение плотности активных центров парообразования на МДО-покрытиях при атмосферном давлении в области тепловых нагрузок  $q < 1$  Вт/см<sup>2</sup>, что, по-видимому, является основной причиной интенсификации теплообмена. Как известно, активными центрами парообразования при кипении жидкости на твердой поверхности являются различные микровпадины (углубления, поры, трещины и т.д.). Величиной, определяющей минимальные размеры таких

неровностей, является критический радиус зародышеобразования (формула 1.3):

$$R_{кр} = \frac{2T_{нас}\sigma}{r\rho_{п}\Delta T},$$

где  $\sigma$  – коэффициент поверхностного натяжения,  $r$  – удельная теплота парообразования,  $\rho_{п}$  – плотность пара,  $\Delta T$  – температурный напор. Анализ выражения показал, что для жидкого азота при перегреве 1 К в условиях атмосферного давления данная величина составляет 1.5 мкм и сопоставима с размерами пор на МДО-покрытиях. Однако, снижение давления приводит к существенному росту данной величины (в 5 раз при давлении 0.017 МПа). Как следствие, поры таких размеров, как на исследованных покрытиях, в области низких давлений практически не влияют на процесс кипения, что объясняет отсутствие интенсификации теплообмена для нагревателей № 1 и № 2 при низких давлениях. Такое существенное увеличение размеров критического радиуса парообразования при максимальном снижении давления в экспериментах, по-видимому, также является причиной и снижения степени интенсификации теплообмена при кипении на медных SLM-покрытиях относительно значений, полученных для атмосферного давления.

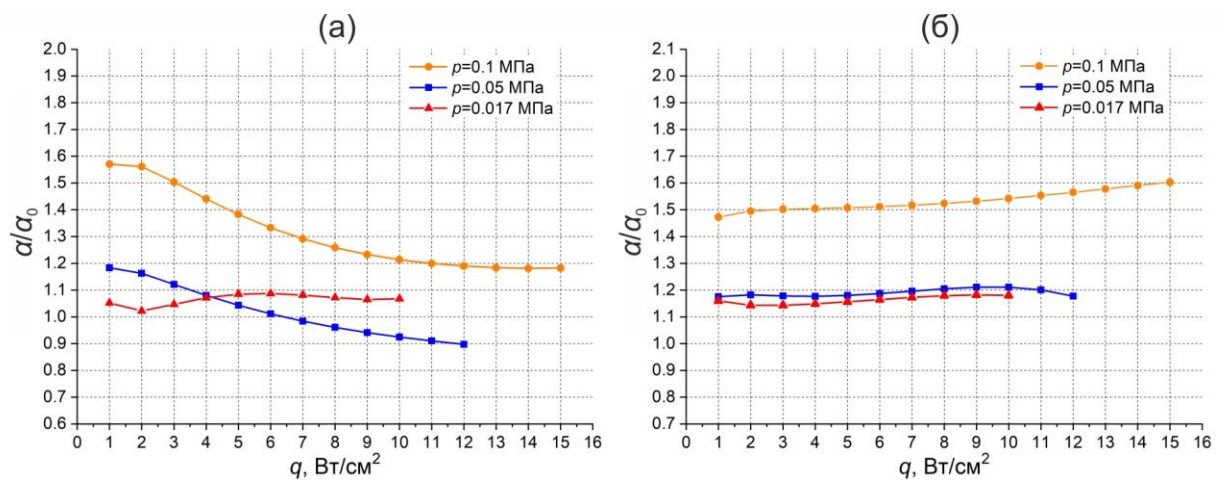


Рисунок 3.14 – Степень интенсификации теплообмена для дюралюминиевых нагревателей с МДО-покрытиями при различных давлениях: (а) образец № 1; (б) образец № 2

Была проведена высокоскоростная съемка процесса кипения при всех исследованных давлениях и тепловых потоках, кадры которой представлены на рисунках 3.15–3.17. Как показал качественный анализ полученных данных, в области тепловых потоков  $q < 1 \text{ Вт/см}^2$  при атмосферном давлении плотность активных центров парообразования на нагревателях с покрытиями существенно превышает аналогичную величину для гладкого участка. Также, для образца № 1 наблюдалось кипение с высокой плотностью активных центров парообразования даже при тепловом потоке  $0.4 \text{ Вт/см}^2$ , при этом отрывные диаметры пузырей составляли порядка 100 мкм. Это объясняет отсутствие излома кривой кипения для данного участка при атмосферном давлении. Для образца № 2 при этом тепловом потоке также наблюдалось кипение, однако с гораздо меньшей плотностью центров, в связи с чем конвективная составляющая вносит существенный относительный вклад в теплообмен. Отрывные диаметры пузырей от отдельных центров при данной мощности тепловыделения варьировались от 100 до 500 мкм. На нагревателе без покрытия при такой низкой тепловой нагрузке по всей поверхности теплообмена наблюдались лишь единичные активные центры (порядка 10–15) с отрывными диаметрами пузырей 350–600 мкм. При пониженных давлениях существенного различия в кипении на участке без покрытия и модифицированных образцах не наблюдалось во всем диапазоне тепловых нагрузок. При этом существенно возрастали отрывные диаметры пузырей (были зарегистрированы пузыри диаметром вплоть до 5 мм при 0.017 МПа) и снижалась плотность центров парообразования относительно значений для атмосферного давления при аналогичных фиксированных значениях теплового потока.

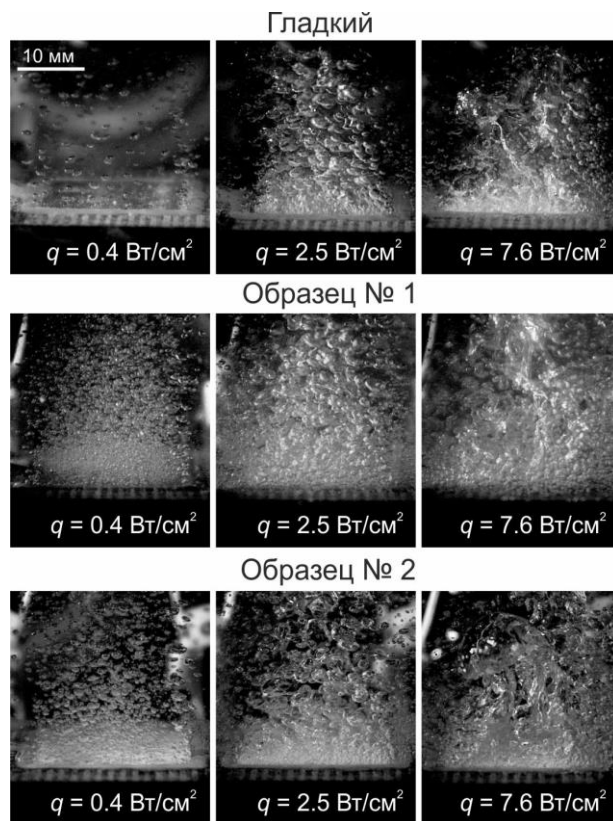


Рисунок 3.15 – Кадры высокоскоростной видеосъемки кипения азота на плоских дюралюминиевых нагревателях при атмосферном давлении

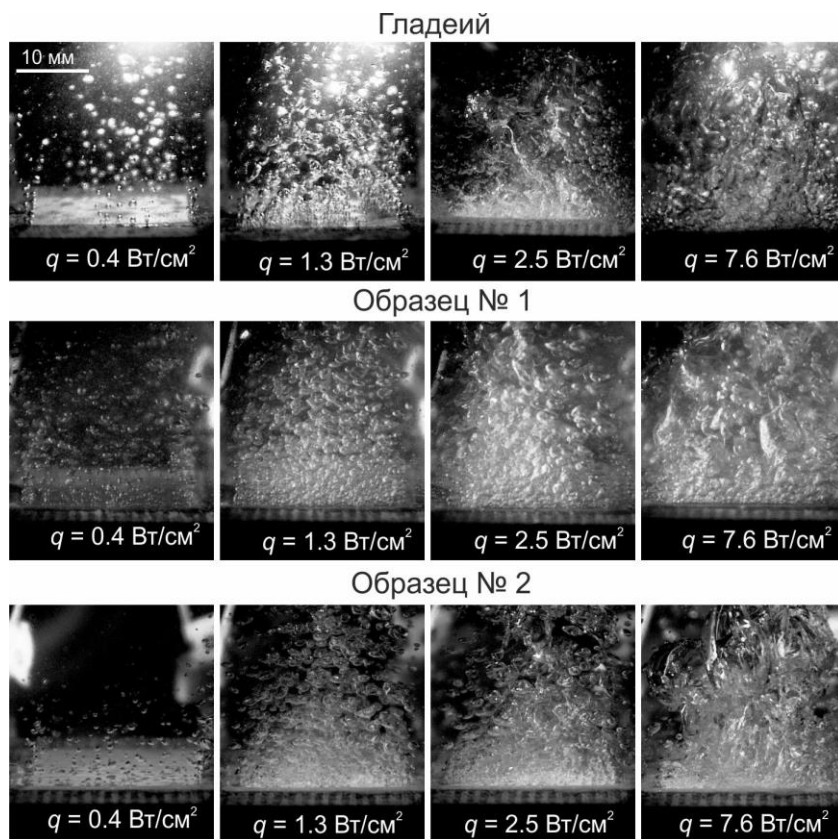


Рисунок 3.16 – Кадры кипения азота при давлении 0.05 МПа

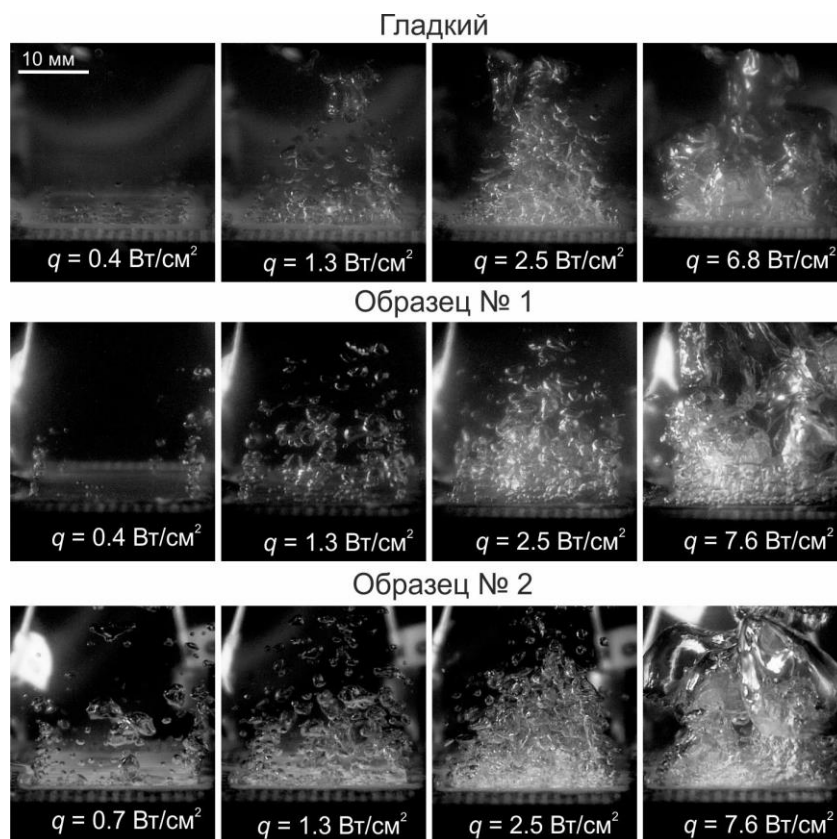


Рисунок 3.17 – Кадры кипения азота при давлении 0.017 МПа

Несмотря на гораздо более слабое влияние исследованных МДО-покрытий на интенсивность теплоотдачи при кипении азота, данный метод модификации поверхностей широко используется для создания износостойких, электроизолирующих и коррозионностойких покрытий и, в связи с этим, представляет непосредственный интерес для разработки систем термостабилизации при охлаждении ВТСП-устройств. На рисунке 3.18 представлено сравнение результатов по интенсификации теплообмена при кипении жидкого азота при атмосферном давлении настоящего исследования и других работ (на пористых поверхностях). Как можно видеть, данные, полученные в работе [92] на покрытиях из алюминия с пористостью (20–30)%, изготовленных традиционным методом плазменного напыления, лежат близко к результатам настоящей работы для МДО-покрытия в области низких тепловых потоков (максимальная интенсификация составляет порядка 50%). Используя аналогичный метод создания покрытий, гораздо более высоких показателей удалось достигнуть в работе [87], где авторы для

увеличения пористости в процессе напыления использовали смесь порошка алюминия и полиэстера. После напыления образцы выдерживались при высокой температуре для разложения и испарения полиэстера, в результате чего получались покрытия с высокой пористостью. Как максимальное увеличение коэффициентов теплоотдачи (до 6 раз), так и снижение степени интенсификации теплообмена по мере роста плотности теплового потока схожи с поведением опытных данных, полученных в настоящей работе для модифицированного методом 3D-печати медного плоского нагревателя.

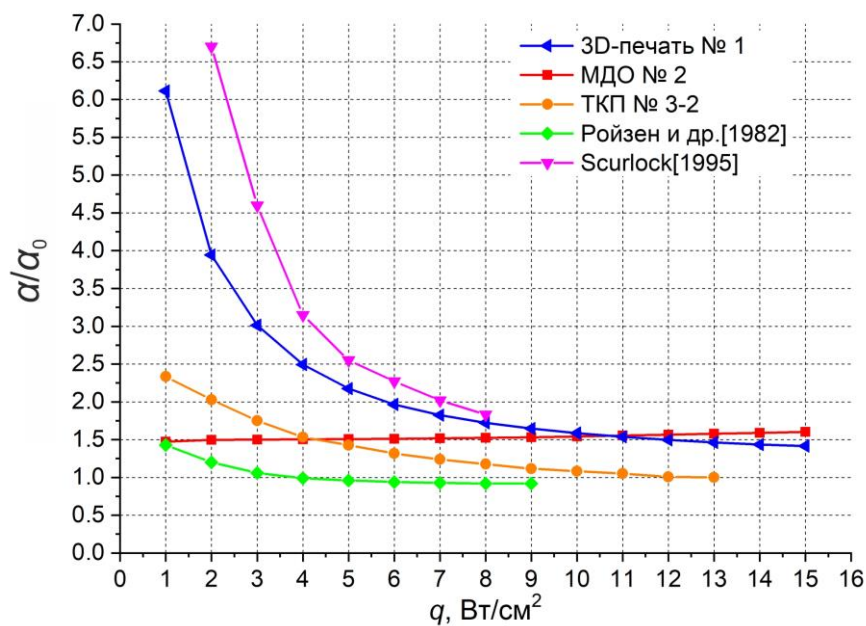


Рисунок 3.18 – Сравнение степени интенсификации теплообмена при кипении азота на пористых покрытиях с данными других авторов

Исходя из анализа полученных в настоящей работе экспериментальных данных, а также других работ можно выдвинуть предположение об оптимальных микроструктурных параметрах пористых покрытий применительно к задаче интенсификации теплообмена и увеличения критических тепловых потоков при кипении азота. Так, наличие сплошного пористого “остаточного” слоя до 250 мкм обеспечивает эффективную непрерывную парогенерацию по всей поверхности нагревателя и предотвращает более раннее развитие кризиса теплоотдачи при наличии широких зон (порядка 1 мм) без покрытия. Стоит отметить, что толщина

остаточного слоя  $\sim 700$  мкм приводит к увеличению гидравлического сопротивления при фильтрации пара и, как следствие, к существенной деградации коэффициентов теплоотдачи. Структурированность покрытий, в частности, наличие квазиупорядоченных гребней и каналов обеспечивает более высокие значения интенсивности теплоотдачи и КТП по сравнению с равномерным слоем покрытия за счет эффективной модуляции двухфазного противоточного потока. При этом ширина каналов в диапазоне 500–900 мкм обеспечивает максимальные значения  $\alpha$  при кипении на бронзовых покрытиях из-за задержки пара в крупных каналах между гребнями и увеличения доли тепла, передаваемого за счет интенсивного испарения в зоне менисков для данных областей. Использование высокотеплопроводных материалов для создания структурированных капиллярных покрытий приводит к увеличению эффективной площади теплообмена и максимальным значениям интенсификации теплоотдачи. Одним из наиболее важных параметров является высокая открытая пористость, обеспечивающая эффективную капиллярную подпитку жидкости к нижним слоям покрытия даже при высоких тепловых потоках, а также высокую плотность активных центров парообразования при малой мощности тепловыделения. Весьма важно отметить, что размеры пор покрытий должны лежать в определенном диапазоне, обеспечивая развитую активацию центров парообразования при изменении температурного напора в зависимости от приведенного давления.

### 3.4. Выводы к третьей главе

Представлены результаты экспериментального исследования теплообмена и критического теплового потока при кипении жидкого азота в большом объеме в условиях стационарного тепловыделения при атмосферном и пониженных давлениях на гладких и модифицированных различными методами нагревателях. Выявлено, что микроструктурные

параметры использованных покрытий существенно влияют на теплообмен и критические тепловые потоки. На основе данных высокоскоростной видеосъемки кипения проведен анализ основных механизмов интенсификации теплообмена.

Показано, что для бронзовых покрытий, полученных методом направленного плазменного напыления:

- Максимальное увеличение критического теплового потока до 1.8 раз относительно гладких нагревателей наблюдается для покрытий с наибольшей пористостью для обоих исследованных диаметров трубок.
- Максимальная степень интенсификации теплообмена (более чем в 3.5 раза) была получена для покрытий с большой шириной каналов в области малых тепловых потоков.
- При толщине остаточного слоя покрытия порядка 700 мкм наблюдается значительная деградация коэффициента теплоотдачи относительно гладкого нагревателя.
- Плотность активных центров парообразования на ТКП-покрытиях остается практически неизменной при увеличении мощности тепловыделения и при тепловых потоках выше  $(1-2) \text{ Вт/см}^2$  лежит ниже аналогичных значений для гладких участков. Это свидетельствует об отсутствии существенного относительного вклада увеличения  $NSD$  в интенсификацию теплообмена при развитом кипении для маловязких, высокосмачивающих жидкостей.
- Для модифицированных нагревателей диаметром 16 мм наблюдается резкое снижение угла наклона кривых кипения в предкризисных режимах, которое сопровождается существенными колебаниями температуры поверхности и определяется пульсирующим характером поведения межфазных границ с периодическим отрывом крупных паровых конгломератов.

Показано, что для медных покрытий, полученных методом 3D-печати (селективное лазерное плавление/спекание SLM/SLS):

- Для исследованных давлений (0.1 МПа и 0.017 МПа) наличие таких покрытий на поверхности нагревателей приводит к существенной интенсификации теплообмена (вплоть до 6 и 3 раз, соответственно) по сравнению с гладким рабочим участком, которая снижается по мере увеличения мощности тепловыделения. Увеличение коэффициентов теплоотдачи, по-видимому, связано с увеличением эффективной площади теплообмена и плотности активных центров парообразования.
- Отрывные диаметры пузырей на исследованных капиллярно-пористых поверхностях значительно меньше по сравнению с гладким участком как при атмосферном, так и при пониженном давлениях. Необходимо отметить, что данная динамика отмечается многими исследователями при анализе особенностей кипения различных жидкостей на пористых покрытиях.
- Микроструктурные параметры покрытий влияют на величину критического теплового потока. Для образца № 1 при атмосферном давлении наблюдается увеличение КТП в 1.3 раза относительно значений для гладкого нагревателя. В то же время для образца № 2 наличие более широких областей (более 1 мм) между гребнями с тонким слоем покрытия приводит к возникновению зон локального пленочного кипения при достижении  $q_{кр}$  для гладкого образца и соответствующему распространению кризиса теплоотдачи по всей теплоотдающей поверхности.
- Снижение давления до 0.017 МПа приводит к уменьшению коэффициентов теплоотдачи и КТП для всех исследованных образцов, а также к увеличению отрывных диаметров пузырей по сравнению с атмосферным давлением. При этом для обоих образцов с покрытиями степень интенсификации теплообмена также снижается и практически не наблюдается рост критического теплового потока.

Показано, что для модифицированных методом микродугового оксидирования нагревателей:

- При атмосферном давлении наличие таких покрытий приводит к интенсификации теплообмена на (50–60)% по сравнению с гладким образцом. При этом для покрытия с высокой плотностью пор, полученного при использовании триполифосфата натрия в качестве электролита, величина интенсификации практически не меняется при изменении теплового потока. В то время как для второго модифицированного образца (с использованием гидроксида калия в качестве электролита) наблюдалась тенденция снижения интенсификации при увеличении мощности тепловыделения.

- При всех исследованных давлениях отсутствует существенное влияние МДО-покрытий на величину критического теплового потока, равно как и на интенсивность теплообмена при пониженных давлениях (0.05 и 0.017 МПа) по сравнению с гладким участком.

- Основным механизмом увеличения коэффициентов теплоотдачи на модифицированных образцах при малых плотностях теплового потока в условиях атмосферного давления является увеличение плотности центров парообразования. Снижение давления приводит к отсутствию разницы в динамике парообразования на гладком и модифицированных нагревателях, увеличению температурного напора, при котором происходит переход от конвекции к развитому пузырьковому кипению, и к увеличению отрывных диаметров пузырей.

Полученные результаты в полном объеме представлены в следующих журнальных публикациях:

1. Кузнецов Д.В., Павленко А.Н. Особенности динамики кипения азота на микроструктурированных пористых покрытиях // Теплофизика и Аэромеханика. – 2024. – Т. 31, № 3. – С. 515–520.

2. Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N. The effect of porous coatings obtained by various methods on heat transfer and crisis phenomena during nitrogen

boiling including non-stationary heating and cooling // E3S Web of Conferences. – EDP Sciences. – 2024. – Vol. 578. – P. 01015.

3. Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N. Heat transfer during nitrogen boiling on surfaces modified by microarc oxidation // Energies. – 2022. – Vol. 15, № 16. – P. 5792.

4. Pavlenko A.N., Kuznetsov D.V., Bessmeltsev V.P. Heat transfer enhancement during pool boiling of nitrogen on porous coatings produced by selective laser melting/sintering (SLM/SLS) // Journal of Engineering Thermophysics. – 2022. – Vol. 31, № 1. – P. 1–10.

5. Pavlenko A.N., Kuznetsov D.V., Bessmeltsev V.P. Experimental study on heat transfer and critical heat flux during pool boiling of nitrogen on 3D printed structured copper capillary-porous coatings // Journal of Engineering Thermophysics. – 2021. – Vol. 30, № 3. – P. 341–349.

6. Pavlenko A.N., Kuznetsov D.V. Development of methods for heat transfer enhancement during nitrogen boiling to ensure the stabilization of HTS devices // Journal of Engineering Thermophysics. – 2021. – Vol. 30, № 4. – P. 526–562.

7. Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N. Intensification of heat transfer during pool boiling of nitrogen on surfaces with capillary-porous coatings produced by 3D-printing // Journal of Physics: Conference Series. – IOP Publishing. – 2021. – Vol. 2039, № 1. – P. 012013.

8. Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N., Chernyavskiy A.N., Radyuk A.A. Study of the effect of three-dimensional capillary-porous coatings with various microstructural parameters on heat transfer and critical heat flux at pool boiling of nitrogen // Journal of Physics: Conference Series. – IOP Publishing. – 2020. – Vol. 1677, № 1. – P. 012089.

9. Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N., Radyuk A.A., Komlev D.I., Kalita V.I. Features of heat transfer during pool boiling of nitrogen on surfaces with

capillary-porous coatings of various thicknesses // Journal of Engineering Thermophysics. – 2020. – Vol. 29. – P. 375–387.

10. Surtaev A. S., Pavlenko A. N., Kuznetsov D. V., Kalita V. I., Komlev D. I., Ivannikov A. Y., Radyuk A. A. Heat transfer and crisis phenomena at pool boiling of liquid nitrogen on the surfaces with capillary-porous coatings // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2017. – Vol. 108. – P. 146–155.

## **Глава 4. Развитие кризисных явлений при нестационарном нагреве и охлаждении**

В главе представлены результаты экспериментального исследования влияния структурированных капиллярно-пористых покрытий, полученных методом направленного плазменного напыления, на развитие кризиса теплоотдачи в большом объеме жидкости при ступенчатом тепловыделении и на динамику повторного смачивания сильно перегретой пластины в условиях пленочного течения азота. Во всех проведенных опытах длительность подачи тепловой нагрузки существенно превышала характерные времена развития переходных нестационарных процессов.

### **4.1. Динамика развития кризиса при ступенчатом тепловыделении**

На первой стадии опыты были проведены с использованием трубчатого нагревателя диаметром 3 мм без покрытия. Анализ видеоданных показал, что после подачи ступенчатого импульса тока уже при относительно низких тепловых потоках  $q \sim 0.5q_{кр}$  образуются быстрорастущие паровые пузыри, на границе которых возникают самоподдерживающиеся фронты испарения, распространяющиеся вдоль поверхности нагревателя с высокой скоростью. Появление и рост паровых пузырей и динамика распространения фронтов испарения при заданной плотности теплового потока представлена на рисунке 4.1. Анализ показал, что фронты распространяются практически с постоянной скоростью, величина которой зависит от плотности теплового потока и перегрева пристенного слоя и варьируется в диапазоне (0.3–1) м/с. Наиболее ярко развитие данных фронтов наблюдается при высоких тепловых потоках (рисунок 4.1б). В результате слияния фронтов от различных центров парообразования на нагревателе формируется пленка пара, которая впоследствии разрушается и устанавливается режим развитого пузырькового

кипения. Такая динамика развития нестационарного процесса наблюдалась при тепловых потоках меньше величины  $13.5 \text{ Вт/см}^2$ . При достижении данного значения в течении  $\sim 1.5 \text{ с}$  от начала импульса тепловыделения на нагревателе образуются устойчивые очаги плёночного кипения, границы которые медленно распространяются вдоль поверхности нагревателя по механизму продольной теплопроводности в стенке, вытесняя режим развитого пузырькового кипения. Данную пороговую величину плотности теплового потока в литературе принято называть минимальным нестационарным критическим тепловым потоком  $q_{\text{кр}}^{\text{н.мин.}}$ . Как можно видеть, для использованного нагревателя без покрытия это значение ниже величины  $q_{\text{кр}}$  (критический тепловой поток при стационарном тепловыделении) примерно на 15%. Как показывают оценки, скорость распространения границ между различными режимами теплообмена практически на два порядка ниже скорости распространения фронтов испарения.

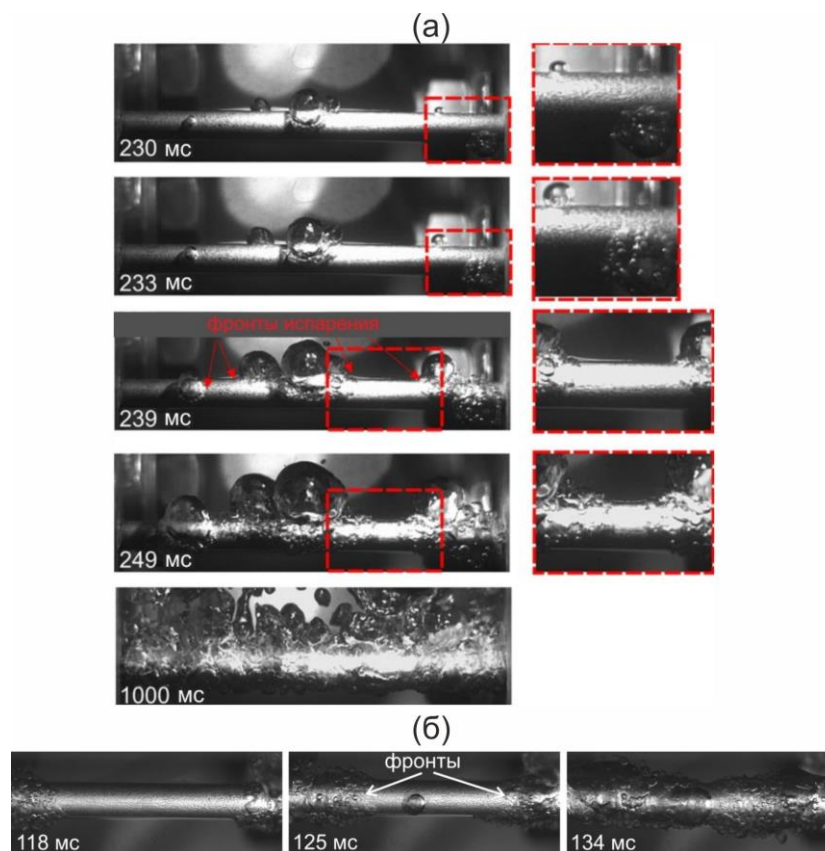


Рисунок 4.1 – Динамика парообразования при ступенчатом тепловыделении:

(а)  $q = 8.3 \text{ Вт/см}^2$ , (б)  $q = 20.5 \text{ Вт/см}^2$

Величина нестационарного критического теплового потока, рассчитанная по зависимости (1.24) равна  $16.2 \text{ Вт/см}^2$ , что незначительно превышает полученную экспериментально измеренную величину минимального критического теплового потока при нестационарном тепловыделении на нагревателе без покрытия. Авторами [126] было проведено исследование по изучению влияния шероховатости поверхности нагревателя на динамику переходных процессов и кризисных явлений при ступенчатом тепловыделении в жидком азоте. В этой работе было показано, что для нагревателей с шероховатостью  $R_a \sim 2\text{--}4 \text{ мкм}$  величина нестационарного критического теплового потока составляет порядка  $14 \text{ Вт/см}^2$ , что согласуется с результатами настоящего исследования

Данные измерений температуры нагревателей в зависимости от времени при ступенчатой подаче тепловой нагрузки различной мощности представлены на рисунке 4.2. Как видно из рисунка 4.2а, для гладкого нагревателя без покрытия при тепловом потоке меньше  $13.5 \text{ Вт/см}^2$  на начальном этапе происходит рост температуры, затем ее спад и выход на постоянное значение. Результаты сопоставления температурных измерений и данных высокоскоростной видеосъемки показали, что на временах, соответствующих росту температуры, происходит образование первых паровых пузырей и распространение самоподдерживающихся фронтов испарения, а выход температуры на постоянное значение соответствует переходу к режиму развитого пузырькового кипения при стационарном тепловыделении. При тепловой нагрузке, равной нестационарному критическому тепловому потоку, температура не выходит на постоянное значение, а продолжает постепенно расти, что свидетельствует об образовании и развитии локальных очагов пленочного кипения. При тепловых потоках, значительно превышающих  $13.5 \text{ Вт/см}^2$ , резкий рост температуры наблюдается на протяжении всей длительности импульса тепловыделения, что соответствует быстрому переходу от момента

образования паровых пузырей и инициации самоподдерживающихся фронтов испарения к режиму устойчивого пленочного кипения. Наблюдаемый на рисунке 4.2а спад температуры при  $q = 20.5 \text{ Вт/см}^2$  соответствует последующей стадии охлаждения перегретой поверхности после отключения импульса тепловой нагрузки.

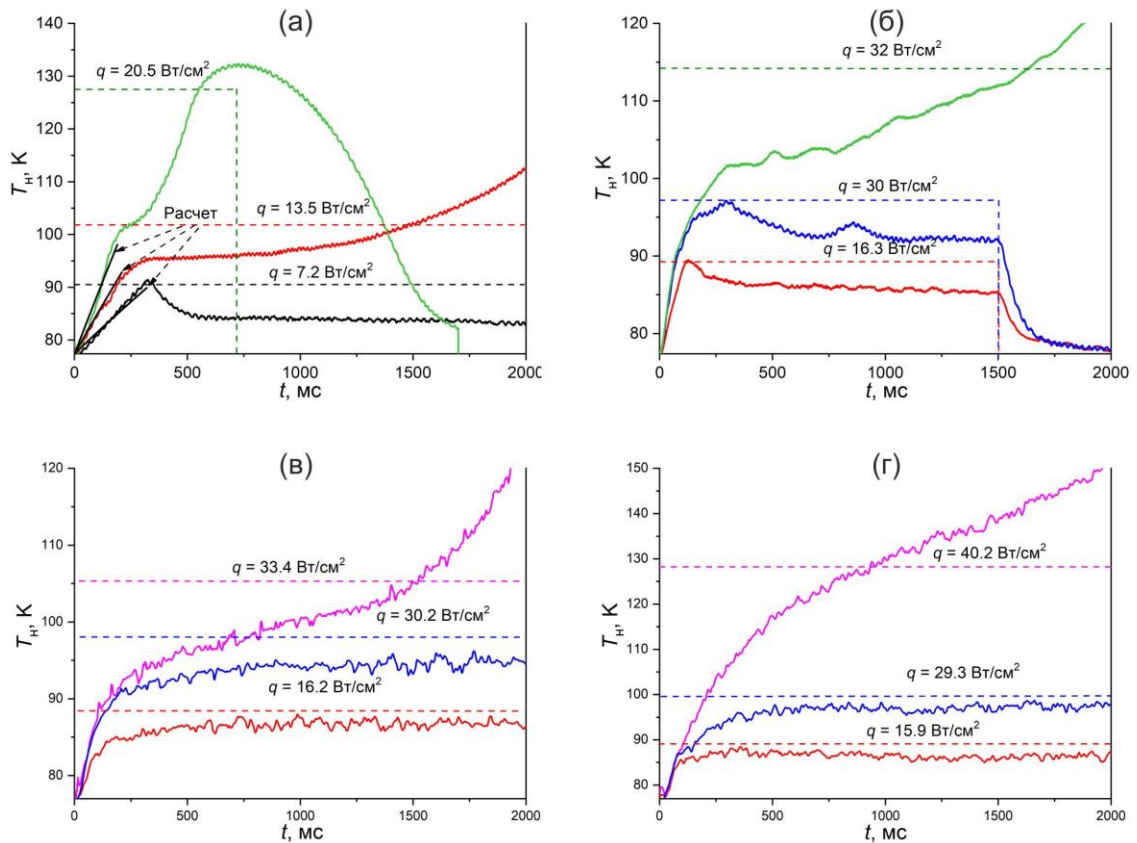


Рисунок 4.2 – Зависимость температуры нагревателя от времени при различных тепловых потоках: (а) гладкий, (б) № 3-5, (в) № 3-6, (г) № 3-7

Анализ проведенных экспериментальных исследований показывает, что наличие структурированных капиллярно-пористых покрытий на нагревателях приводит к существенному изменению динамики парообразования и развития кризиса теплоотдачи. Так, даже при величине теплового потока в импульсе, превышающего критический тепловой поток при стационарном тепловыделении, температура нагревателя после вскипания и формирования двухфазного слоя у теплоотдающей поверхности выходит на асимптотическое значение, соответствующее режиму развитого

пузырькового кипения (рисунок 4.2). Как показали опыты, при варьировании длительности импульса, переход к пленочному режиму кипения на нагревателях с ТКП-покрытиями при тепловых потоках, близких к  $q_{кр}$ , происходит через 10–15 секунд после подачи тепловой нагрузки, что существенно превышает время развития конвективных токов. Таким образом, для нагревателей со структурированными капиллярно-пористыми покрытиями происходит вырождение развития кризиса теплообмена в условиях нестационарного тепловыделения при  $q < q_{кр}$ , а величина минимального критического теплового потока совпадает с величиной  $q_{кр}$ . При этом, быстрый переход к режиму устойчивого пленочного кипения, минуя стадию развитого пузырькового кипения, не наблюдается вплоть до величины мощности тепловыделения в импульсе более чем в 2 раза превышающей значение  $q_{кр}$ . Как видно из сопоставления опытных данных на графиках, представленных на рисунке 4.2, наличие структурированных капиллярно-пористых покрытий значительно увеличивает времена перехода к закризисному теплообмену по сравнению со случаем гладкого нагревателя без покрытия (в ряде случаев, более чем на порядок).

Как показал анализ данных высокоскоростной видеосъемки (рисунок 4.3), вскипание жидкости на нагревателях со структурированными капиллярно-пористыми покрытиями наблюдается исключительно в больших каналах покрытия, где реализуются максимальные перегревы относительно температуры насыщения. Это приводит к тому, что образование и рост паровой фазы происходит в стесненных условиях и последующее распространение самоподдерживающихся фронтов испарения при достижении критических чисел Якоба [121] осуществляется главным образом вдоль крупных каналов. Гребни структурированного капиллярно-пористого покрытия, имеющие существенно более низкую локальную температуру поверхности, препятствуют распространению самоподдерживающихся фронтов испарения вдоль по длине нагревателя. Это

препятствует образованию сплошной паровой пленки и, как следствие, приводит к повышению критического теплового потока при нестационарном тепловыделении и к весьма значительному росту времени перехода к пленочному режиму кипения в закризисных режимах.

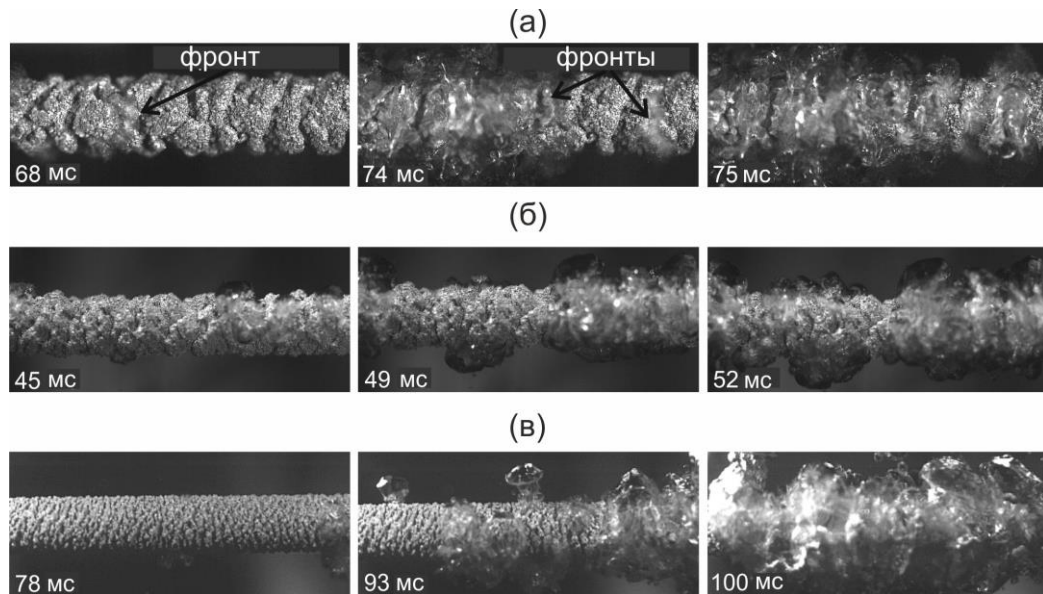


Рисунок 4.3 – Динамика парообразования на трубках с покрытиями: (а) № 3-7,  $q=15.9$  Вт/см<sup>2</sup>; (б) № 3-6,  $16.2$  Вт/см<sup>2</sup>; (в) № 3-5,  $16.3$  Вт/см<sup>2</sup>

Для определения температуры момента вскипания была проведена верификация температурных измерений путем численного расчёта температуры поверхности гладкого нагревателя в жидкости с использованием нестационарного уравнения теплопроводности в цилиндрических координатах с внутренним источником тепла. Конвективный теплообмен не учитывался, поскольку, как показывают проведенные оценки, времена развития конвекции в условиях данного эксперимента были больше, чем времена вскипания жидкости в исследованном диапазоне изменения теплового потока. Полученные экспериментальные данные по зависимости температуры нагревателя от времени на начальной стадии развития переходных процессов до вскипания жидкости хорошо согласуются с расчетными зависимостями (рисунке 4.2а). На рисунке 4.4 представлены опытные данные по зависимостям

температуры, соответствующей моменту вскипания (рисунке 4.4а), и времени ожидания вскипания (рисунке 4.4б) от плотности теплового потока при импульсном ступенчатом тепловыделении для гладкого нагревателя и нагревателей со структурированными капиллярно-пористыми покрытиями. Из рисунков видно, что как температура момента вскипания, так и время ожидания вскипания значительно ниже для нагревателей с покрытиями № 3-6 и № 3-6 по сравнению с гладким нагревателем без покрытия при одинаковых плотностях теплового потока. В то же время, для образца с покрытием № 3-5, имеющего наименьшие значения геометрических параметров структурированного капиллярно-пористого покрытия, различие для указанных характеристик переходного процесса по сравнению с гладкой поверхностью не столь существенно.

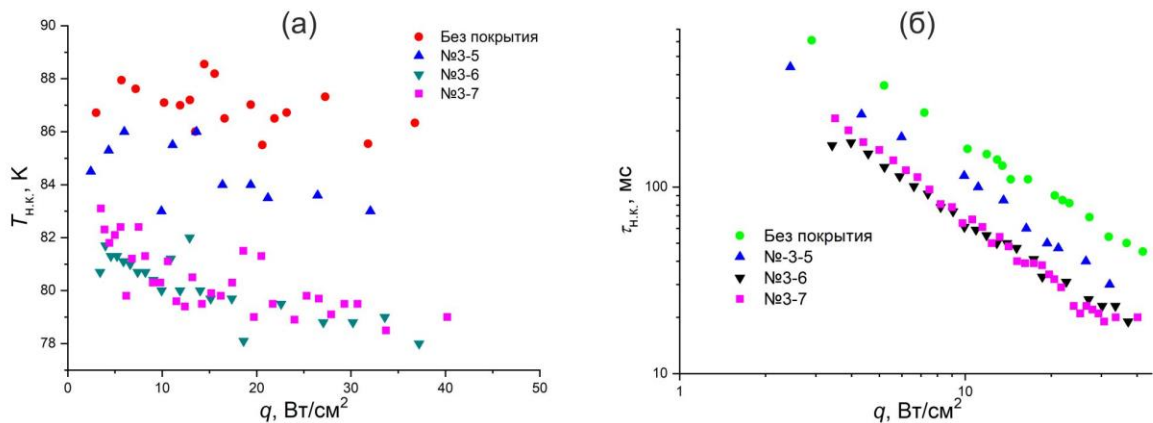


Рисунок 4.4 – (а) Температура начала вскипания на нагревателях при различных тепловых потоках; (б) Время ожидания вскипания ( $\tau_{н.к.}$ ) при различных тепловых потоках

Как было показано авторами в работах [59, 60], наступление кризиса при нестационарном тепловыделении происходит в результате полного испарения жидкости в двухфазном слое у теплоотдающей поверхности в период роста паровых пузырей до их отрыва, когда подтекание жидкости отсутствует. Условиями наступления кризиса кипения при нестационарном тепловыделении являются:

1) Достижение температуры вскипания жидкости в нестационарном по тепловыделению режиме. Из-за хорошей смачиваемости в криогенных жидкостях, фреонах при нестационарном тепловыделении на гладких поверхностях температура вскипания близка к температуре гомогенного зародышеобразования. При низких и умеренных приведенных давлениях вскипание жидкости, сопровождающееся быстрым распространением самоподдерживающихся фронтов испарения, может происходить и при меньших температурных напорах.

2) Количество тепла, выделившееся суммарно в жидкость за промежутки времени от начала тепловыделения до момента вскипания и от момента вскипания до момента отрыва паровых пузырей от теплоотдающей поверхности должно быть больше определенного критического значения.

Как было показано выше, первое условие для гладкого нагревателя без покрытия реализуется в процессе быстрого распространения самоподдерживающихся фронтов испарения вдоль тепловыделяющей поверхности, в то время как для структурированных капиллярно-пористых покрытий его выполнение затруднено ввиду вышеупомянутых особенностей динамики парообразования. При ступенчатом тепловыделении температура вскипания жидкости для гладкого нагревателя значительно выше, чем температура вскипания для нагревателей с ТКП-покрытиями. Это приводит к тому, что на момент вскипания для нагревателей с покрытием в пристенном слое запасается существенно меньше тепла по сравнению с критическим значением, что препятствует выполнению второго указанного условия. При этом, исходя из сравнения данных по температурам вскипания жидкости для покрытия № 3-5 и гладкого нагревателя, основную роль в вырождении кризиса играют выявленные особенности преимущественного распространения фронтов испарения по каналам покрытия. Распространение фронтов испарения только по каналам структурированного покрытия препятствует образованию сплошной паровой пленки вдоль всей

теплоотдающей поверхности и создает условия для регулярного подтекания жидкости в локальных зонах гребней капиллярно-пористой структуры. Таким образом, совокупность указанных выше факторов приводит к вырождению развития кризиса кипения при  $q < q_{кр}$  и значительному увеличению нестационарного критического теплового потока на нагревателях с ТКП-покрытиями при ступенчатом тепловыделении. При этом, само значение  $q_{кр}$  на пористых покрытиях, как было показано ранее (таблица 1), существенно выше, чем на гладком нагревателе.

#### **4.2. Охлаждение сильно перегретой пластины пленкой жидкого азота**

Проведена серия экспериментов по изучению динамики повторного смачивания гладкого медного пластинчатого нагревателя и нагревателя с покрытием, полученным методом направленного плазменного напыления, пленкой жидкого азота в широком диапазоне степени орошения, соответствующем ламинарно-волновому и началу турбулентного режимам течения, при различной величине начального (максимального) перегрева пластины. Эксперименты проводились как при прямой ориентации покрытия, когда пленка набегала на более пологую часть гребней, так и при обратной. На рисунке 4.5 приведено сравнение зависимостей температуры пластины без покрытия и пластины с покрытием от времени в процессе охлаждения стекающей пленкой жидкости при различных значениях числа Рейнольдса и фиксированной максимальной начальной температурой 215 К.

Видно, что характер и темп снижения температуры пластины (рисунок 4.5) существенно отличаются для нагревателя с покрытием и без покрытия. Наличие покрытия приводит к значительному снижению времени полного охлаждения нагревателя (более чем в три раза) от заданной температуры  $T_0 = 190$  К до температуры насыщения жидкого азота. Кроме того, минимальное время охлаждения наблюдается для ориентации

поверхности, при котором поток жидкости набегает на более крутую часть гребней (обратная ориентация). Как показал анализ полученных данных, величина максимального перегрева пластины с покрытием в исследованном диапазоне изменения начальной температуры слабо влияет на время охлаждения. В то же время наблюдается прямая пропорциональность во времени охлаждения гладкого нагревателя от заданной температуры в зависимости от начального (максимального) перегрева для всех  $Re$ . При этом разница во времени охлаждения от 180 К до температуры насыщения азота составляет порядка 50 секунд при максимальном нагреве 215 К и 185 К, соответственно, и фиксированном расходе жидкости. Увеличение степени орошения при использовании как гладкого нагревателя, так и нагревателя со структурированным капиллярно-пористым покрытием приводит к незначительному уменьшению времени полного охлаждения в исследованном диапазоне чисел  $Re$ .

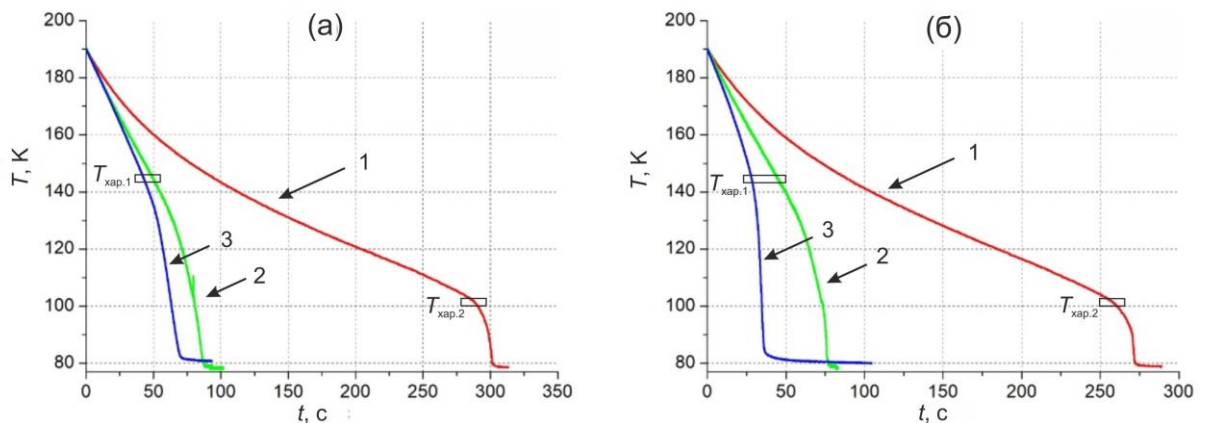


Рисунок 4.5 – Зависимость температуры нагревателя от времени в процессе охлаждения при максимальной температуре 215 К: (а) –  $Re=250$  (350 для гладкого), (б) –  $Re=1010$ ; 1 – гладкий нагреватель, 2 – с покрытием (прямая ориентация), 3 – с покрытием (обратная ориентация)

На всех температурных зависимостях наблюдаются изломы, отражающие смену режима теплообмена в процессе распространения фронта повторного смачивания. Характерные значения  $T_{хар.1}$ ,  $T_{хар.2}$  в точках изломов

соответствуют пороговым температурам пластин, при которых начинается переход от малоинтенсивного теплообмена на осушенной поверхности к ее смачиванию и развитию теплообмена в режиме развитого кипения в процессе распространения фронта при стекании пленки жидкости. Анализ высокоскоростной видеосъемки показал, что при достижении этих характерных значений температуры начинается процесс смачивания и развитие кипения в верхней части перегретой пластины в окрестности ее кромки. По экспериментальным данным предельные значения температур гладкого нагревателя и нагревателя со структурированным капиллярно-пористым покрытием, равные 102 и 145 К, соответственно, не зависят ни от величины степени орошения пластины, ни от максимальной начальной температуры нагрева (в диапазоне  $T_{\text{макс}} = (185\text{--}215)$  К). При этом температура  $T_{\text{хар.2}}$  близка к температуре достижимого предельного перегрева жидкого азота ( $\Delta T = 26$  К). Наблюдаемое в данных опытах значительное снижение общего времени охлаждения пластины со структурированным капиллярно-пористым покрытием обусловлено развитием высокоинтенсивного теплообмена в переходном и пузырьковом режимах кипения при более высоких значениях температуры пластины. Этот эффект может быть объяснен проникновением жидкости за счет капиллярных сил в поры и, как следствие, резким снижением температуры верхних слоев покрытия. Кроме того, для высокопористой структуры подвод тепла из медной пластины к верхним слоям покрытия лимитируется неплотной упаковкой нанесенных частиц. Очевидно, что количество запасенного тепла в пористом покрытии с низкой эффективной (каркасной) теплопроводностью относительно мало.

Влияние степени орошения (числа Рейнольдса) на переходный процесс при охлаждении гладкой пластины и пластины с капиллярно-пористым покрытием (прямая ориентация) показано в таблице 3, где представлены опытные данные для времен охлаждения  $t$  от  $T_{\text{хар.1}}$  и  $T_{\text{хар.2}}$  до температуры 80 К, соответствующей окончанию стадии развитого пузырькового кипения и

переходу к режиму испарения в стекающей пленке азота. Как можно видеть, степень орошения (число Рейнольдса) практически не влияет на данные характерные времена протекания переходных процессов. Значительное различие во времени охлаждения для гладкого нагревателя и нагревателя с покрытием связано со значительно более высокой предельной температурой  $T_{\text{хар.1}}$  по сравнению с  $T_{\text{хар.2}}$  в случае наличия покрытия на теплоотдающей поверхности. Основное различие времен полного охлаждения гладкого нагревателя и нагревателя со структурированным капиллярно-пористым покрытием от начальной (максимальной) температуры до предельной температуры  $T_{\text{хар}}$  наблюдается для стадии малоинтенсивного теплообмена.

Таблица 3 – Время охлаждения пластины от  $T_{\text{хар}}$  до 80 К

| Re                                     | 350 | 500 | 750 | 1010 | 1500 |
|----------------------------------------|-----|-----|-----|------|------|
| Гладкая пластина<br>( $t$ , с.)        | 15  | 14  | 14  | 16   | 18   |
| Пластина с<br>покрытием<br>( $t$ , с.) | 34  | 29  | 30  | 31   | 33   |

Анализ результатов высокоскоростной видеосъемки (рисунок 4.6) показал незначительные различия в структуре и форме фронта повторного смачивания для гладкого нагревателя и нагревателя с капиллярно-пористым покрытием. В случае малых значений Re (рисунок 4.6а) на пластине без покрытия на протяжении всего процесса повторного смачивания наблюдается искривление фронта, обусловленное периодическим отрывом капель и струй жидкости в зоне повторного смачивания. Это связано с влиянием интенсивных возмущений в виде набегающих регулярных крупных трехмерных волн. Как для гладкого нагревателя, так и для нагревателя с капиллярно-пористым покрытием фронт является квазиплоским, как отмечено в работе [140], в которой представлены опытные данные по повторному смачиванию гладкой медной пластины. Как показано на рисунке 4.6б, при высокой степени орошения исследованных нагревателей

пленкой жидкого азота процесс образования регулярных кипящих струй не столь ярко выражен и наблюдается лишь на начальной стадии распространения фронта повторного смачивания. Средние по высоте пластины локальные скорости фронта вдоль его границы, определенные как отношение разности координат точек фронта в вертикальном направлении к времени прохождения указанного расстояния, в значительной степени отличаются и лежат в диапазонах (7–10) см/с для гладкого нагревателя, (1–3) см/с для нагревателя с прямой ориентацией покрытия и (0.5–1) см/с для нагревателя с обратной ориентацией покрытия. При этом прослеживается тенденция увеличения скорости распространения фронта на данной стадии переходного процесса по мере повышения степени орошения. Данная более низкая скорость фронта для пластины с покрытием связана с более высокой температурой, при которой начинается процесс повторного смачивания, по сравнению с гладким нагревателем.

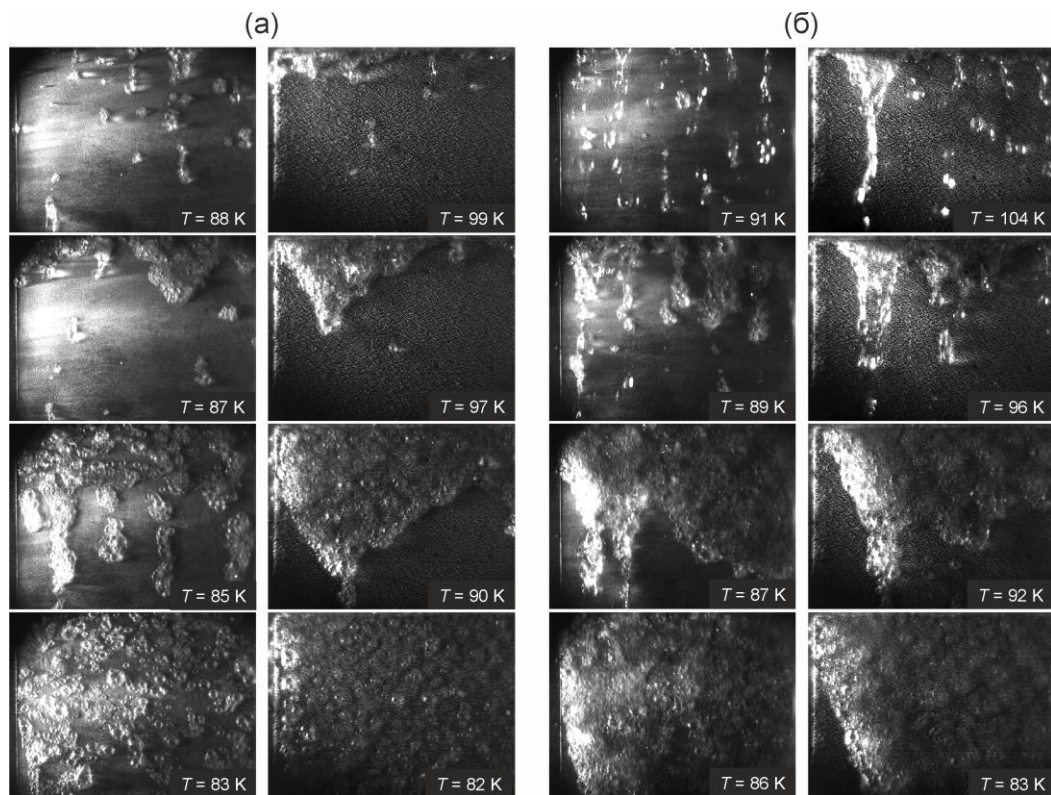


Рисунок 4.6 – Фрагменты высокоскоростной видеосъемки повторного смачивания нагретой пластины: (а) –  $Re = 350$ , (б) –  $1500$ , слева – гладкий нагреватель, справа – с покрытием

В работе [141] было представлено численное моделирование процесса повторного смачивания перегретой медной пластины с ТКП-покрытием стекающей плёнкой жидкого азота (рисунок 4.7). Разработанная двумерная модель основана на решении нестационарного уравнения теплопроводности с учётом особенностей теплообмена на структурированных капиллярно-пористых покрытиях поверхности. Численный алгоритм, реализованный методом поперечных направлений, позволил воспроизвести динамику распространения фронта смачивания и эволюцию температурных полей в охлаждаемом образце. Результаты моделирования продемонстрировали высокую степень согласования с экспериментальными данными, полученными с помощью синхронизированных измерений температуры охлаждаемой пластины термопарами и высокоскоростной видеосъёмки в настоящем исследовании. В частности, численно рассчитанные траектории движения фронта смачивания, его скорость и характерная клиновидная форма хорошо соответствуют наблюдаемым в эксперименте. Такое соответствие между расчётными и экспериментальными результатами оправдывает принятые в модели физические допущения, включая предположение о локальных контактах жидкости с перегретой поверхностью через выступы структурированного покрытия.

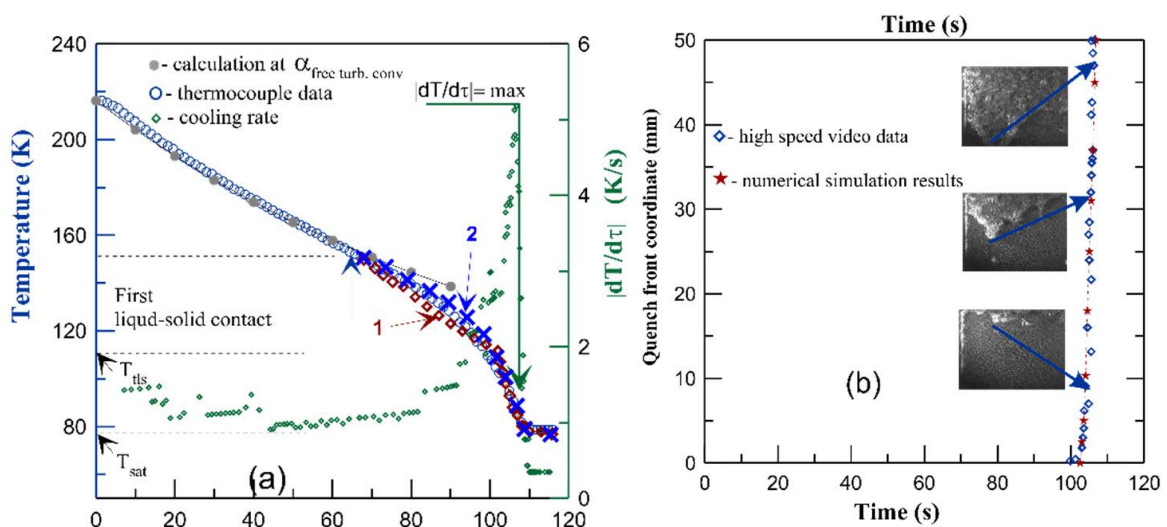


Рисунок 4.7 – Численное моделирование процесса повторного смачивания [141]

### 4.3. Выводы к четвертой главе

Представлены результаты экспериментального исследования влияния структурированных капиллярно-пористых покрытий, полученных методом направленного плазменного напыления, на развитие кризиса теплоотдачи при ступенчатом тепловыделении в условиях кипения в большом объеме жидкости и на динамику повторного смачивания сильно перегретой пластины в условиях пленочного течения азота. Наличие структурированных капиллярно-пористых покрытий оказывает существенное влияние на переходные процессы и развитие кризисных явлений, а именно

- Происходит вырождение нестационарного критического теплового потока при  $q < q_{кр}$ , значительное увеличение нестационарного критического теплового потока и величины  $q_{кр}$ . Быстрый переход к режиму устойчивого пленочного кипения, минуя стадию развитого пузырькового кипения, наблюдается при тепловых потоках, более чем в 2 раза превышающих величину критического теплового потока при стационарном тепловыделении  $q_{кр}$ ;

- Температура вскипания жидкости значительно снижается по сравнению с гладким нагревателем без покрытия при одинаковой мощности нестационарного тепловыделения. Вскипание жидкости происходит исключительно в каналах структурированного покрытия. Показано, что распространение самоподдерживающихся фронтов испарения осуществляется вдоль крупных каналов структурированного покрытия, что препятствует образованию сплошной паровой пленки вдоль всей теплоотдающей поверхности и создает условия для регулярного подтекания жидкости в локальных зонах гребней капиллярно-пористой структуры. Совокупность данных факторов и приводит к такому эффекту;

- Наличие такого покрытия оказывает существенное влияние на характер температурных кривых и уменьшает полное время охлаждения

сильно перегретой медной пластины более чем в три раза по сравнению с пластиной без покрытия. Из анализа полученных результатов следует, что значительно более быстрое охлаждение перегретой пластины со структурированным капиллярно-пористым покрытием обусловлено смачиванием теплоотдающей поверхности при более высоких температурных напорах и последующим быстрым возникновением и развитием зон переходного и пузырькового режимов кипения.

Полученные результаты в полном объеме представлены в следующих журнальных публикациях:

1. Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N. The effect of porous coatings obtained by various methods on heat transfer and crisis phenomena during nitrogen boiling including non-stationary heating and cooling // E3S Web of Conferences. – EDP Sciences. – 2024. – Vol. 578. – P. 01015.
2. Pavlenko A.N., Kuznetsov D.V. Development of methods for heat transfer enhancement during nitrogen boiling to ensure the stabilization of HTS devices // Journal of Engineering Thermophysics. – 2021. – Vol. 30, № 4. – P. 526–562.
3. Starodubtseva I.P., Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N. Experiments and modeling on cryogenic quenching enhancement by the structured capillary-porous coatings of surface // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2021. – Vol. 176. – P. 121388.
4. Pavlenko A.N., Kuznetsov D.V. Experimental study of the effect of structured capillary-porous coating on rewetting dynamics and heat transfer at film cooling by liquid nitrogen // Journal of Physics: Conference Series. – IOP Publishing. – 2018. – Vol. 1105, № 1. – P. 012053.
5. Pavlenko A.N., Kuznetsov D.V., Surtaev A.S. Experimental study of the influence of structured capillary-porous coatings on the dynamics of development of transient processes and the crisis phenomena at stepwise heat release // Journal of Engineering Thermophysics. – 2018. – Vol. 27. – P. 285–293.

6. Павленко А.Н., Цой А.Н., Суртаев А.С., Кузнецов Д.В. Экспериментальное исследование повторного смачивания перегретой пластины со структурированным капиллярно-пористым покрытием стекающей пленкой жидкости // Теплофизика высоких температур. – 2018. – Т. 56, № 3. – С. 424–430.

7. Surtaev A.S., Pavlenko A.N., Kuznetsov D.V., Kalita V.I., Komlev D.I., Ivannikov A.Y., Radyuk A.A. Heat transfer and crisis phenomena at pool boiling of liquid nitrogen on the surfaces with capillary-porous coatings // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2017. – Vol. 108. – P. 146–155.

## Заключение

В работе представлены основные результаты комплексного исследования по влиянию пористых покрытий, полученных различными методами, на теплообмен и кризисные явления при кипении азота, включая режимы нестационарного нагрева и охлаждения.

1. Показано, что наличие пористых покрытий на поверхности нагревателей приводит к существенному увеличению коэффициентов теплоотдачи (вплоть до 6 раз для метода 3D печати) в области малых тепловых потоков, а также к увеличению критических тепловых потоков (более чем на 70% для метода направленного плазменного напыления) в условиях стационарного тепловыделения и атмосферного давления. На основе анализа данных высокоскоростной видеосъемки предложены основные механизмы интенсификации теплообмена;

2. Показано, что существенное снижение давления может приводить к уменьшению степени интенсификации теплообмена на исследованных пористых покрытиях по сравнению с гладким нагревателем и даже к отсутствию эффекта от модификации поверхности для метода микродугового оксидирования. Такая тенденция связана с существенным увеличением (в 5 раз при давлении 0.017 МПа) критического радиуса зародышеобразования при кипении азота в области пониженных давлений и, как следствие, отсутствием вклада в теплоотдачу пор покрытий с меньшими размерами;

3. Впервые показано, что наличие капиллярно-пористых покрытий, полученных методом направленного плазменного напыления, на поверхности нагревателей приводит к вырождению развития кризиса кипения в области  $q < q_{кр}$  при резком нарастании мощности тепловыделения для жидкого азота. Более того, быстрый переход к режиму устойчивого пленочного кипения, минуя стадию развитого пузырькового кипения, для

модифицированных образцов наблюдается при тепловых потоках, более чем в 2 раза превышающих величину критического теплового потока при стационарном тепловыделении ( $q_{кр}$ ). Такой эффект связан с меньшим количеством тепла, запасённым в слое метастабильной жидкости на момент вскипания, а также ярко выраженной направленностью распространения фронтов испарения только вдоль регулярных каналов покрытий;

4. Показано значительное сокращение (более чем в 3 раза) времени полного охлаждения сильно перегретой платины с ТКП-покрытием относительно гладкого нагревателя в режиме повторного смачивания при пленочном охлаждении жидким азотом. Наблюдаемое в данных опытах значительное снижение общего времени охлаждения модифицированной пластины обусловлено развитием высокоинтенсивного теплообмена в переходном и пузырьковом режимах кипения при значительно более высоких значениях температуры.

### Условные обозначения

- $A$  – работа, Дж;  
 $a$  – температуропроводность,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  
 $C$  – константа;  
 $c$  – удельная теплоемкость,  $\text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{К})$ ;  
 $D$  – диаметр, м;  
 $D_{\text{отр}}$  – отрывной диаметр пузыря, м;  
 $g$  – ускорение свободного падения,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  
 $h$  – толщина остаточного слоя прим. к покрытиям, м;  
 $I$  – сила электрического тока, подводимого к нагревателю, А;  
 $l$  – характерный размер, м;  
 $NSD$  – плотность активных центров парообразования,  $1/\text{м}^2$ ;  
 $p$  – давление, Па;  
 $q$  – тепловой поток,  $\text{Вт}/\text{м}^2$ ;  
 $r$  – удельная теплота парообразования,  $\text{Дж}/\text{кг}$ ;  
 $R$  – радиус, м;  
 $R_a$  – среднее арифметическое отклонение профиля поверхности, м;  
 $R_z$  – высота максимальных неровностей профиля по десяти точкам, м;  
 $S$  – площадь,  $\text{м}^2$ ;  
 $t$  – время, с;  
 $T$  – температура, К;  
 $\Delta T$  – температурный напор, К;  
 $U$  – напряжение на нагревателе, В ;  
 $V$  – объем,  $\text{м}^3$ ;

### Греческие символы

- $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи,  $\text{Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$ ;  
 $\Gamma$  – плотность орошения,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  
 $\delta$  – толщина покрытия, м;  
 $\varepsilon$  – пористость, %;

$\theta$  – краевой угол смачивания, °;

$\lambda$  – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);

$\lambda_m$  – длина волны модуляции, м;

$\mu$  – динамическая вязкость, Па·с;

$\nu$  – кинематическая вязкость, м<sup>2</sup>/с;

$\rho$  – плотность, кг/м<sup>3</sup>;

$\Delta\rho = \rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}}$ , кг/м<sup>3</sup>;

$\sigma$  – поверхностное натяжение, Н/м;

$\tau$  – время ожидания вскипания, с;

### Индексы

г – гидростатическое прим. к давлению;

д – датчик;

ж – жидкость;

кр – критический;

н – нагреватель;

нас – насыщение;

н.к. – начало кипения;

н.мин. – нестационарный минимальный прим. к тепловому потоку;

п – пар/поверхность;

хар – характерный;

### Безразмерные параметры

$Ar^*$  – число Архимеда,  $Ar^* = \frac{g}{\nu^2} \left( \frac{\sigma}{\rho g} \right)^{3/2}$ ;

$Ja$  – число Якоба,  $Ja = \frac{\rho_{\text{ж}} c_p \Delta T}{\rho_{\text{п}} r}$ ;

$Pr$  – число Прандля,  $Pr = \frac{\nu}{a}$ ;

$Re$  – пленочное число Рейнольдса,  $Re = \frac{4\Gamma}{\nu}$ ;

### Аббревиатуры

КТП – критический тепловой поток;

МДО – микродуговое оксидирование;

СЭМ – сканирующий электронный микроскоп;

ТКП – трехмерные капиллярно-пористые прим. к покрытиям;

SLS/SLM – селективное лазерное спекание/плавление;

EDX – Energy-Dispersive X-ray Spectroscopy (энергодисперсионная рентгеновская спектроскопия);

### Список литературы

1. Ягов В.В. Теплообмен в однофазных средах и при фазовых превращениях. – Москва: Изд-во МЭИ, 2014. – 319 с.
2. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Статистическая физика. Ч. 1. – 5-е изд. – Москва: Наука, 1976. – 584 с.
3. Веркин Б.И., Кириченко Ю.А., Русанов К.В. Теплообмен при кипении криогенных жидкостей. – Киев: Наукова думка, 1987. – 232 с.
4. Скрипов В.П. Метастабильная жидкость. – Москва: Наука, 1972. – 312 с.
5. Присяжков В.Ф. Кинетика фазовых превращений. – Днепропетровск: ДГУ, 1980. – 168 с.
6. Bald W.B. Cryogenic heat transfer at Oxford // *Cryogenics*. – 1973. – Vol. 13, № 8. – P. 457–469.
7. Благой Ю.П., Руденко Н.С. Поверхностное натяжение растворов ожиженных газов  $N_2-O_2$ ,  $Ar-O_2$  // *Известия вузов. Физика*. – 1959. – № 2. – С. 22–28.
8. Blana M.E., Bailey C.A., Davey G. Boiling from metal surfaces immersed in liquid nitrogen and liquid hydrogen // *Cryogenics*. – 1973. – Vol. 13, № 1. – P. 651–657.
9. Zuber N. The dynamics of vapour bubbles in nonuniform temperature fields // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 1961. – Vol. 2, № 1–2. – P. 83–98.
10. Лабунцов Д.А. Механизм роста паровых пузырьков на поверхности нагрева при кипении // *Инженерно-физический журнал*. – 1963. – Т. 6, № 4. – С. 33–37.
11. Лабунцов Д.А. Современные представления о механизме пузырькового кипения жидкости // *Теплообмен и физическая газодинамика*. – Москва: Наука, 1974. – С. 98–115.

12. Лабунцов Д.А., Кольчугин Б.А., Головин В.С., Захарова Э.А., Владимирова Л.Н. Исследование при помощи скоростной киносъемки роста пузырьков при кипении насыщенной воды в широком диапазоне изменения давления // Теплофизика высоких температур. – 1964. – Т. 2, № 3. – С. 446–453.
13. Лабунцов Д.А., Ягов В.В. К вопросу о скорости роста паровых пузырей при кипении // Труды Московского энергетического института. – 1975. – № 268. – С. 3–15.
14. Fritz W. Berechnung des maximalvolumes von dampfblasen // Physikalische Zeitschrift. – 1935. – Vol. 36. – P. 379–384.
15. Толубинский В.И. Скорость роста паровых пузырей при кипении жидкостей // Известия вузов. Энергетика. – 1963. – № 10. – С. 77–83.
16. Лабунцов Д.А., Кольчугин Б.А., Головин В.С., Захарова Э.А., Владимирова Л.И. Теплообмен в элементах энергетических установок. – Москва: Наука, 1966. – 284 с.
17. Мамонтова Н.Н. Кипение некоторых жидкостей при пониженных давлениях // Журнал прикладной механики и технической физики. – 1966. – № 3. – С. 140–144.
18. Cole R., Shulman H.L. Bubble departure diameters at subatmospheric pressures // Chem. Eng. Prog. Symp. Ser. – 1966. – Vol. 62, № 64. – P. 6–16.
19. Cole R. Bubble frequencies and departure volumes at subatmospheric pressures // AIChE Journal. – 1967. – Vol. 13, № 4. – P. 779–783.
20. Cole R., Rohsenow W.M. Correlation of bubble departure diameters for boiling of saturated liquids // Chemical Engineering Progress Symposium Series. – 1969. – Vol. 65, № 92. – P. 211–213.
21. Hatton A.P., Hall I.S. Photographic study of boiling on prepared surfaces // International Heat Transfer Conference Digital Library. – Begel House Inc., 1966. – 12 p.

22. Кутателадзе С.С., Гогонин И.И. Скорость роста и отрывной диаметр парового пузыря при кипении насыщенной жидкости в условиях свободной конвекции // Теплофизика высоких температур. – 1979. – Т. 17, № 4. – С. 792–797.
23. Mohanty R.L., Das M.K. A critical review on bubble dynamics parameters influencing boiling heat transfer // Renewable and Sustainable Energy Reviews. – 2017. – Vol. 78. – P. 466–494.
24. Jakob M., Fritz W. Versuche über den Verdampfungsvorgang // Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens A. – 1931. – Vol. 2, № 12. – P. 435–447.
25. Jakob M. Local Temperature Differences as Occurring in Evaporation, Condensation, and Catalytic Reaction // Temperature, Its Measurement and Control in Science and Industry. — New York: Reinhold Publishing Corporation, 1941. – P. 789–798.
26. Kurihara H.M., Myers J.E. The effects of superheat and surface roughness on boiling coefficients // AIChE Journal. – 1960. – Vol. 6, № 1. – P. 83–91.
27. Nishikawa K., Yamagata K. On the correlation of nucleate boiling heat transfer // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1960. – Vol. 1, № 2–3. – P. 219–235.
28. Головин В.С. Экспериментальное исследование теплообмена, кризиса и механизма кипения органических жидкостей в условиях свободного движения: автореф. дис. канд. техн. наук. – Москва: ЭНИН, 1967. – 24 с.
29. Григорьев В.А., Павлов Ю.М., Аметистов Е.В. Кипение криогенных жидкостей. – Москва: Энергия, 1977. – 288 с.
30. Аметистов Е.В., Клименко В.В., Павлов Ю.М. Кипение криогенных жидкостей. – Москва: Энергоатомиздат, 1995. – 320 с.
31. Лабунцов Д.А. Приближенная теория теплообмена при развитом пузырьковом кипении // Известия АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1963. – № 1. – С. 58–71.

32. Жохов К.А. Число центров парообразования // Аэродинамика и теплообмен в рабочих элементах энергооборудования (Труды ЦКТИ). – 1969. – № 91. – С. 131–135.
33. Kocamustafaogullari G., Ishii M. Interfacial area and nucleation site density in boiling systems // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1983. – Vol. 26. – P. 1377–1387.
34. Wang C.H., Dhir V.K. On the gas entrapment and nucleation site density during pool boiling of saturated water // Journal of Heat and Mass Transfer. – 1993. – Vol. 115. – P. 670–679.
35. Benjamin R.J., Balakrishnan A.R. Nucleation site density in pool boiling of saturated pure liquids: effect of surface microroughness and surface and liquid physical properties // Experimental Thermal and Fluid Science. – 1997. – Vol. 15, № 1. – P. 32–42.
36. Hibiki T., Ishii M. Active nucleation site density in boiling systems // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2003. – Vol. 46, № 14. – P. 2587–2601.
37. Аверин Е.К. Влияние материала и механической обработки поверхности на теплоотдачу при кипении воды // Известия Академии наук СССР. Отделение технических наук. – 1954. – № 3. – С. 116–123.
38. Головин В.Е., Кольчугин Б.А., Лабунцов Д.А. Исследование теплообмена при кипении этилового спирта и бензола на поверхностях из различных материалов // Инженерно-физический журнал. – 1964. – Т. 7, № 6. – С. 35–39.
39. Головин В.Е., Кольчугин Б.А., Лабунцов Д.А. Исследование теплообмена и критических тепловых нагрузок при кипении жидкостей в условиях свободного движения на поверхностях из различных материалов // Труды ЦКТИ. – 1965. – № 58. – С. 35–46.

40. Стерман Л.С., Михайлов В.Д., Вилемас Ю.В. Критические тепловые потоки при кипении органических теплоносителей в трубах и большом объеме // Труды ЦКТИ. – 1965. – № 58. – С. 15–19.
41. Аметистов Е.В., Григорьев В.А., Павлов Ю.М. О влиянии теплофизических свойств материала поверхности нагрева на интенсивность теплоотдачи при кипении воды и этанола // Теплофизика высоких температур. – 1972. – Т. 10, № 4. – С. 908–910.
42. Bombardieri C., Manfletti C. Influence of wall material on nucleate pool boiling of liquid nitrogen // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2016. – Vol. 94. – P. 1–8.
43. Pioro I.L., Rohsenow W., Doerffer S.S. Nucleate pool-boiling heat transfer. I: Review of parametric effects of boiling surface // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2004. – Vol. 47, № 23. – P. 5033–5044.
44. Berenson P.J. Experiments on Pool-Boiling Heat Transfer // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1962. – Vol. 5, № 10. – P. 985–999.
45. Jones B.J., McHale J.P., Garimella S.V. The influence of surface roughness on nucleate pool boiling heat transfer // Journal of Heat Transfer. – 2009. – Vol. 131, № 12. – P. 121009.
46. Jabardo J. An overview of surface roughness effects on nucleate boiling heat transfer // The Open Conservation Biology Journal. – 2010. – Vol. 2, № 1. – P. 24–34.
47. Гогонин И.И. Зависимость теплообмена при кипении от свойств и геометрических параметров теплоотдающей стенки // Теплофизика высоких температур. – 2006. – Т. 44, № 6. – С. 918–925.
48. Kotthoff S., Gorenflo D. Heat transfer and bubble formation on horizontal copper tubes with different diameters and roughness structures // Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 45. – P. 893–908.
49. Сердюков В.С. Экспериментальное исследование микрохарактеристик и теплообмена при кипении жидкостей в условиях различных давлений: дис.

канд. физ.-мат. наук.: 01.04.14; – Новосибирск: Ин-т теплофизики СО РАН, 2020. – 185 с.

50. Pioro I.L., Rohsenow W., Doerffer S.S. Nucleate pool-boiling heat transfer. II: assessment of prediction methods // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2004. – Vol. 47, № 23. – P. 5045–5057.

51. Shekriladze I.G. Boiling heat transfer: mechanisms, models, correlations and the lines of further research // *The Open Mechanical Engineering Journal*. – 2008. – Vol. 2, № 1. – P. 1–20.

52. Ebdian M.A., Dong Z.F., Rohsenow W.M., Hartnett J.P., Cho Y.I. Handbook of heat transfer // *Forced convection, internal flow in ducts*. – New York: McGraw-Hill, 1998. – P. 67–68.

53. Rohsenow W.M. A method of correlating heat-transfer data for surface boiling of liquids // *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*. – 1952. – Vol. 74, № 6. – P. 969–975.

54. Pioro I.L. Experimental evaluation of constants for the Rohsenow pool boiling correlation // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 1999. – Vol. 42, № 11. – P. 2003–2013.

55. Кутателадзе С.С. Гидромеханическая модель кризиса теплообмена в кипящей жидкости при свободной конвекции // *Журнал технической физики*. – 1950. – Т. 20, № 11. – С. 1389–1392.

56. Zuber N. On the stability of boiling heat transfer // *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*. – 1958. – Vol. 80, № 3. – P. 711–714.

57. Толубинский В.И. Теплообмен при кипении. – Киев: Наукова думка, 1980. – 224 с.

58. Павленко А.Н. Переходные процессы при кипении и испарении: дис. д-ра. физ.-мат. наук.: 01.04.14; – Новосибирск: Ин-т теплофизики СО РАН., 2001. – 321 с.

59. Павленко А.Н., Чехович В.Ю. Критический тепловой поток при нестационарном тепловыделении // Известия СО АН СССР. Серия технических наук. – 1989. – № 2. – С. 3–9.
60. Pavlenko A.N., Chekhovich V.Yu. Heat transfer crisis at transient heat release // Russian Journal of Engineering Thermophysics. – 1991. – Vol. 1, № 1. – P. 73–92.
61. Dedov A.V. A review of modern methods for enhancing nucleate boiling heat transfer // Thermal Engineering. – 2019. – Vol. 66, № 12. – P. 881–915.
62. Liang G., Mudawar I. Review of pool boiling enhancement by surface modification // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2019. – Vol. 128. – P. 892–933.
63. Володин О.А., Печеркин Н.И., Павленко А.Н. Интенсификация теплообмена при кипении и испарении жидкостей на модифицированных поверхностях // Теплофизика высоких температур. – 2021. – Т. 59, № 2. – С. 280–312.
64. Mahmoud M.M., Karayiannis T.G. Pool boiling review: Part II – Heat transfer enhancement // Thermal Science and Engineering Progress. – 2021. – Vol. 25. – P. 101023.
65. Chen J., Ahmad S.L., Cai J., Liu H., Lau K.T., Zhao J. Latest progress on nanotechnology aided boiling heat transfer enhancement: a review // Energy. – 2021. – Vol. 215. – P. 119114.
66. Shojaeian M., Kosar A. Pool boiling and flow boiling on micro-and nanostructured surfaces // Experimental Thermal and Fluid Science. – 2015. – Vol. 63. – P. 45–73.
67. Sajjad U., Sadeghianjahromi A., Ali H.M., Wang C.C. Enhanced pool boiling of dielectric and highly wetting liquids: a review on surface engineering // Applied Thermal Engineering. – 2021. – Vol. 195. – P. 117074.

68. Chen R., Lu M.C., Srinivasan V., Carey V.P., Majumdar A. Nanowires for enhanced boiling heat transfer // *Nano Letters*. – 2009. – Vol. 9, № 2. – P. 548–553.
69. Chu K.H., Enright R., Wang E.N. Structured surfaces for enhanced pool boiling heat transfer // *Applied Physics Letters*. – 2012. – Vol. 100, № 24 – P. 241603.
70. Chen T. An experimental investigation of nucleate boiling heat transfer from an enhanced cylindrical surface // *Applied Thermal Engineering*. – 2013. – Vol. 59, № 1–2. – P. 355–361.
71. Zhang S., Jiang X., Li Y., Liu H., Wang G. Extraordinary boiling enhancement through micro-chimney effects in gradient porous micromeshes for high-power applications // *Energy Conversion and Management*. – 2020. – Vol. 209. – P. 112665.
72. Li J., Fu B., Li Y., Yang F., Zhang Z., Wang X., Zhao Y., Chen Y., Liu W. Ultrascalable three-tier hierarchical nanoengineered surfaces for optimized boiling // *ACS Nano*. – 2019. – Vol. 13, № 12. – P. 14080–14093.
73. Byon C., Choi S., Kim S.J. Critical heat flux of bi-porous sintered copper coatings in FC-72 // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2013. – Vol. 65. – P. 655–661.
74. Kaniowski R., Pastuszko R. Pool boiling of water on surfaces with open microchannels // *Energies*. – 2021. – Vol. 14, № 11. – P. 3062.
75. Nakayama W., Daikoku T., Kuwahara H., Nakajima T. Dynamic model of enhanced boiling heat transfer on porous surfaces. Part I: Experimental investigation // *Journal of Heat Transfer*. – 1980. – Vol. 102, № 3. – P. 445–450.
76. Nakayama W., Daikoku T., Kuwahara H., Nakajima T. Dynamic model of enhanced boiling heat transfer on porous surfaces. Part II: Analytical modeling // *Journal of Heat Transfer*. – 1980. – Vol. 102, № 3. – P. 451–456.

77. Ribatski G., Thome J.R. Nucleate boiling heat transfer of R134a on enhanced tubes // *Applied Thermal Engineering*. – 2006. – Vol. 26, № 10. – P. 1018–1031.
78. Mehta J.S., Kandlikar S.G. Pool boiling heat transfer enhancement over cylindrical tubes with water at atmospheric pressure. Part I: Experimental results for circumferential rectangular open microchannels // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2013. – Vol. 64. – P. 1205–1215.
79. Щелчков А.В., Попов И.А., Зубков Н.Н. Кипение жидкости на микроструктурированных поверхностях в условиях свободной конвекции // *Инженерно-физический журнал*. – 2016. – Т. 89, № 5. – С. 1160–1169.
80. Volodin O.A., Pecherkin N.I., Pavlenko A.N., Zubkov N.N. Surface microstructures for boiling and evaporation enhancement in falling films of low-viscosity fluids // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2020. – Vol. 155. – P. 119722.
81. McNeil D.A., Burnside B.M., Miller K.M., Tarrad A.H. A comparison between HIGHFLUX and plain tubes, boiling pentane in a horizontal kettle reboiler // *Applied Thermal Engineering*. – 2002. – Vol. 22, № 7. – P. 803–814.
82. Li C., Peterson G.P. Geometric effects on critical heat flux on horizontal microporous coatings // *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*. – 2010. – Vol. 24, № 3. – P. 449–455.
83. Byon C., Choi S., Kim S.J. Critical heat flux of bi-porous sintered copper coatings in FC-72 // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2013. – Vol. 65. – P. 655–661.
84. Li S., Furberg R., Toprak M.S., Palm B., Muhammed M. Nature-inspired boiling enhancement by novel nanostructured macroporous surfaces // *Advanced Functional Materials*. – 2008. – Vol. 18, № 15. – P. 2215–2220.
85. El-Genk M.S., Ali A.F. Enhanced nucleate boiling on copper micro-porous surfaces // *International Journal of Multiphase Flow*. – 2010. – Vol. 36, № 10. – P. 780–792.

86. Андрианов А.Б., Малышенко С.П. Влияние характеристик пористых покрытий на теплообмен при кипении // Известия АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1989. – № 1. – С. 139–149.
87. Scurlock R.G. Enhanced boiling heat transfer surfaces // Cryogenics. – 1995. – Vol. 35, № 4. – P. 233–237.
88. Cieslinski J.T. Nucleate pool boiling on porous metallic coatings // Experimental Thermal and Fluid Science. – 2002. – Vol. 25, № 7. – P. 557–564.
89. Liter S.G., Kaviany M. Pool-boiling CHF enhancement by modulated porous-layer coating: theory and experiment // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2001. – Vol. 44, № 22. – P. 4287–4311.
90. Hwang G.S., Kaviany M. Critical heat flux in thin, uniform particle coatings // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2006. – Vol. 49, № 5. – P. 844–849.
91. Min D.H., Hwang G.S., Usta Y., Cora O.N., Koc M., Kaviany M. 2-D and 3-D modulated porous coatings for enhanced pool boiling // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 52, № 11. – P. 2607–2613.
92. Ройзен Л.И., Рачицкий Д.Г., Рубин И.Р., Вертоградская Л.М., Юдина Л.А., Пыпкина М.Б. Теплообмен при кипении азота и фреона-113 на пористых металлических покрытиях // Теплофизика высоких температур. – 1982. – Т. 20, № 2. – С. 304–310.
93. Tehver J., Sui H., Temkina V. Heat transfer and hysteresis phenomena in boiling on porous plasma-sprayed surface // Experimental Thermal and Fluid Science. – 1992. – Vol. 5, № 6. – P. 714–727.
94. Hsieh S.S., Weng C.J. Nucleate pool boiling from coated surfaces in saturated R-134a and R-407c // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1997. – Vol. 40, № 3. – P. 519–532.
95. Kalita V.I., Komlev D.I., Komlev V.S., Radyuk A.A. The shear strength of three-dimensional capillary-porous titanium coatings for intraosseous implants // Materials Science and Engineering. – 2016. – Vol. 60. – P. 255–259.

96. Wong K.K., Leong K.C. Saturated pool boiling enhancement using porous lattice structures produced by selective laser melting // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2018. – Vol. 121. – P. 46–63.
97. Ho J.Y., Wong K.K., Leong K.C. Saturated pool boiling of FC-72 from enhanced surfaces produced by selective laser melting // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2016. – Vol. 99. – P. 107–121.
98. Liu H., Zhang C., Wang J., Zhang L. Critical heat flux enhancement using composite porous structure produced by selective laser melting // *Applied Thermal Engineering*. – 2021. – Vol. 197. – P. 117396.
99. Kang Z., Wang L. Boiling heat transfer on surfaces with 3D-printing microstructures // *Experimental Thermal and Fluid Science*. – 2018. – Vol. 93. – P. 165–170.
100. Zhang C., Zhang L., Xu H., Li P., Qian B. Performance of pool boiling with 3D grid structure manufactured by selective laser melting technique // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2019. – Vol. 128. – P. 570–580.
101. Bessmeltsev V.P., Pavlenko A.N., Zhukov V.I. Development of a technology for creating structured capillary-porous coatings by means of 3D printing for intensification of heat transfer during boiling // *Optoelectronics, Instrumentation and Data Processing*. – 2019. – Vol. 55, № 6. – P. 554–563.
102. Zhukov V., Pavlenko A., Bessmeltsev V. Heat transfer at evaporation/boiling in the thin horizontal liquid layer on microstructured surfaces under low pressures // *Journal of Physics: Conference Series*. – 2019. – Vol. 1369, № 1. – P. 012007.
103. Швецов Д.А., Павленко А.Н., Брестер А.Е., Жуков В.И. Инверсия кривой кипения на микроструктурированных пористых покрытиях // *Теплофизика высоких температур*. – 2023. – Т. 61, № 3. – С. 405–409.
104. Serdyukov V.S., Volodin O.A., Bessmeltsev V.P., Pavlenko A.N. Heat transfer enhancement during pool water boiling using 3D printed capillary-porous

coatings // Journal of Engineering Thermophysics. – 2022. – Vol. 31, № 2. – P. 201–209.

105. Жуков В.М., Кузма Ю.А., Лавриков А.В., Белов К.И., Ленков В.А. Исследование теплообмена при кипении азота и фреона 113 на сфере с покрытием на основе  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , полученным микродуговым оксидированием // Тепловые процессы в технике. – 2016. – Т. 8, № 8. – С. 353–360.

106. Васильев Н.В., Варакин А.Ю., Зейгарник Ю.А., Ходаков К.А. Характеристики кипения воды, недогретой до температуры насыщения, на структурированных поверхностях // Теплофизика высоких температур. – 2017. – Т. 55, № 6. – С. 712–719.

107. Pecherkin N., Pavlenko A., Volodin O., Kataev A., Mironova I. Experimental study of heat transfer enhancement in a falling film of R21 on an array of horizontal tubes with MAO coating // International Communications in Heat and Mass Transfer. – 2021. – Vol. 129. – P. 105743.

108. Cheng H.C., Jiang Z.X., Chang T.L., Chen P.H. Effects of difference in wettability level of biphilic patterns on copper tubes in pool boiling heat transfer // Experimental Thermal and Fluid Science. – 2021. – Vol. 120. – P. 110241.

109. Heidary A., Moghadasi H., Saffari H. Impact of dimensional characteristics of low-conductive channels on the enhancement of pool boiling: An experimental analysis // International Journal of Mechanical Sciences. – 2021. – Vol. 209. – P. 106710.

110. Jaikumar A., Kandlikar S.G. Enhanced pool boiling heat transfer mechanisms for selectively sintered open microchannels // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2015. – Vol. 88. – P. 652–661.

111. Cho H.R., Park S.C., Kim D., Joo H.M., Yu D.I. Experimental study on pool boiling on hydrophilic micro/nanotextured surfaces with hydrophobic patterns // Energies. – 2021. – Vol. 14, № 22. – P. 7543.

112. Pavlenko A.N., Tairov E.A., Zhukov V.E., Levin A.A., Tsoi A.N. Investigation of transient processes at liquid boiling under nonstationary heat

generation conditions // Journal of Engineering Thermophysics. – 2011. – Vol. 20, № 4. – P. 380–406.

113. Kuznetsov D., Moiseev M., Zhukov V. Studying the development of evaporation front interface in freon R21 at non-stationary heat release // MATEC Web of Conferences. – 2015. – Vol. 23. – P. 1–6.

114. Zhukov V.E., Kuznetsov D.V., Moiseev M.I., Bartashevich M.V. Propagation dynamics of the self-sustaining evaporation front under the conditions of normal and microgravitation // Modern Science: Ideas, Researches, Results, Technologies. – 2013. – Vol. 1, № 12. – P. 329–335.

115. Zhukov V.E., Moiseev M.I. Dynamic characteristics of the interface of the self-sustaining evaporation front in freon-21 // Modern Science: Researches, Ideas, Results, Technologies. – 2013. – Vol. 1, № 12. – P. 322–328.

116. Zhukov V.E., Moiseev M.I., Kuznetsov D.V. Visual study of propagation of self-sustained evaporation front within the thickness of a thermal liquid layer // Journal of Physics: Conference Series. – 2016. – Vol. 754, № 4. – P. 042013.

117. Pavlenko A.N., Zhukov V.E., Starodubtseva I.P. Propagation of self-sustained evaporation fronts at step-wise heat generation and crisis phenomena at pool boiling // Computational Thermal Sciences. – 2011. – Vol. 3, № 5. – P. 419–426.

118. Жуков В.Е., Павленко А.Н., Моисеев М.И. Экспериментальное исследование динамики распространения самоподдерживающегося фронта испарения во фреоне-21 с нанодобавками  $\text{SiO}_2$  // Современная наука: исследования, идеи, результаты, технологии. – 2011. – Т. 2, – № 2. – С. 132–138.

119. Жуков В.Е., Павленко А.Н., Моисеев М.И., Кузнецов Д.В. Динамика межфазной поверхности самоподдерживающегося фронта испарения в жидкости с добавками наноразмерных частиц // Теплофизика высоких температур. – 2017. – Т. 55, № 1. – С. 85–93.

120. Авксентюк Б.П., Овчинников В.В. Модель фронта испарения // Теплофизика высоких температур. – 1996. – Т. 34, № 5. – С. 809–812.
121. Павленко А.Н., Лель В.В. Приближенная расчетная модель самоподдерживающегося фронта испарения // Теплофизика и аэромеханика. – 1999. – Т. 6, № 1. – С. 111–124.
122. Павлов П.А., Виноградов В.Е. Динамика формирования паровой пленки при быстром перегреве жидкости // Теплофизика высоких температур. – 2010. – Т. 48, № 5. – С. 717–724.
123. Aktershev S.P., Ovchinnikov V.V. Modeling of the vaporization front on a heater surface // Journal of Engineering Thermophysics. – 2011. – Vol. 20, № 1. – P. 77–88.
124. Боришанский В.М., Фокин Б.С. Возникновение кризиса теплоотдачи при нестационарном нарастании теплового потока // Труды ЦКТИ. – 1967. – № 78. – С. 31–61.
125. Okuyama K., Iida Y. Transient boiling heat transfer characteristics of nitrogen (bubble behavior and heat transfer rate at stepwise heat generation) // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1990. – Vol. 33, № 10. – P. 2065–2071.
126. Drach V., Sack N., Fricke J. Transient heat transfer from surfaces of defined roughness into liquid nitrogen // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1996. – Vol. 39, № 9. – P. 1953–1961.
127. Deev V.I., Kharitonov V.S., Kutsenko K.V., Lavrukhin A.A. Transient boiling crisis of cryogenic liquids // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2004. – Vol. 47, № 25. – P. 5477–5482.
128. Pavlenko A.N., Chekhovich V.Y. Interconnection between dynamics of liquid boiling-up and heat transfer crisis for nonstationary heat release // Journal of Engineering Thermophysics. – 2007. – Vol. 16, № 3. – P. 175–187.

129. Yagov V.V., Leksin M.A., Zabiroy A.R., Denisov M.A. Film boiling of subcooled liquids. Part II: Steady regimes of subcooled liquids film boiling // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2016. – Vol. 100. – P. 918–926.
130. Yagov V.V., Zabiroy A.R., Kaban'kov O.N., Minko M.V. Heat transfer during cooling of high temperature spheres in subcooled water at different pressures // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2017. – Vol. 110. – P. 219–230.
131. Дедов А.В., Забиров А.Р., Федорович С.Д., Ягов В.В. Влияние углеродистого покрытия поверхности на теплообмен при нестационарном пленочном кипении // Теплофизика высоких температур. – 2019. – Т. 57, № 1. – С. 72–82.
132. Павленко А.Н., Цой А.Н., Суртаев А.С., Кузнецов Д.В., Сердюков В.С. Влияние низкотеплопроводного покрытия на динамику повторного смачивания перегретой пластины стекающей пленкой жидкости // Теплофизика высоких температур. – 2016. – Т. 54, № 3. – С. 393–400.
133. Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N., Volodin O.A. Effect of structuring by deformational cutting on heat transfer and dynamics of transient cooling processes with liquid film flowing onto a copper plate // Journal of Engineering Thermophysics. – 2020. – Vol. 29. – P. 531–541.
134. Патент № 2248416 С1 Российская Федерация, МПК C25D 21/12, C25D 11/02. устройство для микродугового оксидирования: № 2003133063/02: заявл. 04.11.2003: опубл. 20.03.2005 / А.А. Никифоров, Г.Л. Никифорова, О.П. Терлеева [и др.]. – EDN ZOJFJ.
135. Гогонин И.И. Зависимость теплообмена при кипении от свойств и геометрических параметров теплоотдающей стенки // Теплофизика высоких температур. – 2006. – Т. 44, № 6. – С. 918–925.
136. Скоков В.Н., Коверда В.П., Виноградов А.В., Решетников А.В. Низкочастотные пульсации с  $1/f^\alpha$ -спектром мощности в переходных

режимах кипения воды на проволочном нагревателе // Теплофизика высоких температур. – 2010. – Т. 48, № 5. – С. 741–748.

137. Павленко А.Н., Стародубцева И.П., Мацех А.М. Влияние граничных условий на динамику развития очагов пленочного кипения // Теплофизика и аэромеханика. – 2003. – Т. 10, № 4. – С. 611–628.

138. Cao Z., Wu Z., Sunden B. Heat transfer prediction and critical heat flux mechanism for pool boiling of NOVEC-649 on microporous copper surfaces // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2019. – Vol. 141. – P. 818–834.

139. Tang K., Bai J., Chen S., Zhang S., Li J., Sun Y., Chen G. Pool boiling performance of multilayer micromeshes for commercial high-power cooling // Micromachines. – 2021. – Vol. 12, № 8. – P. 980.

140. Павленко А.Н., Суртаев А.С., Цой А.Н., Стародубцева И.П., Сердюков В.С. Динамика повторного смачивания перегретой поверхности стекающей пленкой жидкости // Теплофизика высоких температур. – 2014. – Т. 52, № 6. – С. 886–894.

141. Starodubtseva I.P., Kuznetsov D.V., Pavlenko A.N. Experiments and modeling on cryogenic quenching enhancement by the structured capillary-porous coatings of surface // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2021. – Vol. 176. – P. 121388.