
**ТЕПЛО- И МАССООБМЕН,
СВОЙСТВА РАБОЧИХ ТЕЛ И МАТЕРИАЛОВ**

**ОХЛАЖДЕНИЕ ДИСПЕРГИРОВАННЫМ ПОТОКОМ ПОВЕРХНОСТИ,
МОДИФИЦИРОВАННОЙ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫМ МЕТОДОМ¹**

© 2025 г. В. С. Штелинг^a, А. Т. Комов^a, П. П. Щербаков^a, А. В. Захаренков^{a, *},
С. С. Журавлев^a, Д. Н. Джавадов^a, К. П. Фещенко^a

^aНациональный исследовательский университет “Московский энергетический институт”,
Красноказарменная ул., д. 14, Москва, 111250 Россия

*e-mail: zakharenkovav@mpei.ru

Поступила в редакцию 16.11.2024 г.

После доработки 25.11.2024 г.

Принята к публикации 04.12.2024 г.

Представлен краткий анализ результатов исследований, посвященных охлаждению высокотемпературных поверхностей и интенсификации теплообмена посредством фазового перехода. Выполнен комплекс работ по модернизации экспериментального стенда, моделирующего теплонапряженные элементы энергетических установок. На стенде был изучен процесс теплообмена при использовании форсунок двух типов: гидравлических и пневматических. Предложена и описана методика модификации поверхности методом электронной эрозии. Указанным методом изготовлены две новые теплообменные поверхности рабочего участка. С помощью микроскопа и контактного профилометра получены их макрофотографии и профили шероховатости. Проведено экспериментальное исследование эффективности термостабилизации модифицированных и немодифицированной поверхностей диспергированным потоком при расходах теплоносителя 2.1×10^{-3} и 4.3×10^{-3} кг/с с применением гидравлической и пневматической форсунок. Проанализированы зависимости плотности теплового потока от температуры охлаждаемой поверхности. Показано, что плотность теплового потока, отводимого от модифицированной поверхности при охлаждении жидкостью, распыляемой гидравлической форсункой, на 20–50% больше (возрастает с увеличением расхода теплоносителя), чем для немодифицированной поверхности, в диапазоне температур поверхности от 120 до 140°C. При этом эффективность теплоотвода для более шероховатой поверхности выше. Выполнен расчет конвективной составляющей и составляющей фазового перехода отводимого теплового потока при охлаждении поверхности диспергированным потоком. Сделан вывод о ключевом вкладе фазового перехода в данный процесс. Проведена оценка количества диспергированного теплоносителя, необходимого для реализации указанных режимов охлаждения, получена зависимость его расхода от плотности теплового потока.

Ключевые слова: диспергированный поток, охлаждение, фазовый переход, форсунка, плотность теплового потока, модифицированная поверхность, экспериментальное исследование, электронная эрозия

DOI: 10.56304/S0040363625700912

Ввиду стремительного развития электроники и энергетики охлаждение с использованием фазового перехода стало одним из приоритетных направлений в современной теплофизике. Интенсификация теплообмена с помощью фазового перехода (или теплообмена при кипении) может быть достигнута несколькими способами, некоторые из которых можно успешно совмещать для получения наилучших результатов. Один из самых эффективных методов – модификация теплообменных поверхностей для получения на них различных развитых структур [1]. Для обеспече-

ния наибольшей эффективности теплоотдачи модифицированные поверхности охлаждают диспергированным потоком. Это наиболее результативный из всех существующих способов жидкостного охлаждения с фазовым переходом [2, 3].

Охлаждение модифицированных поверхностей диспергированным потоком сочетает в себе сложные (для описания) физические процессы взаимодействия капель потока с поверхностью и механизмы кипения на структурах различного масштаба, из-за чего данная тема особенно актуальна для экспериментального исследования. Ведется активное изучение охлаждения модифицированных поверхностей разных типов с помощью

¹ Работа выполнена при финансовой поддержке Российского научного фонда (грант № 23-19-00476).

различных распылителей, наибольшая интенсификация теплообмена достигается на структурах масштаба десятка микрометров, однако пока нет единого способа описать полученные результаты [4, 5].

Одна из перспективных методик усовершенствования поверхности — модификация электронной эрозией, однако исследований по ее охлаждению диспергированным потоком практически не проводилось. Электроэрозия — технология обработки токопроводящих материалов с использованием электрических разрядов, возникающих между электродом и обрабатываемой поверхностью. В [6] благодаря охлаждению диспергированным потоком диэлектрической жидкости регулярных макроструктур, созданных методом электронной эрозии, удалось добиться увеличения критической плотности теплового потока на 60%.

Некоторые публикации посвящены анализу процесса кипения на поверхностях, модифицированных методом электронной эрозии. Так, в [7] сообщается о значительном повышении критической плотности теплового потока при кипении в большом объеме на поверхности, подвергнутой электронной эрозии, — на 450% относительно немодифицированной поверхности. Авторы [8] зафиксировали рост коэффициента теплоотдачи при кипении на аналогичных поверхностях (до 100% по сравнению с немодифицированной поверхностью).

В [9] модификация поверхности микроканалов электронной эрозией способствовала как увеличению критической плотности теплового потока на 30%, так и ее уменьшению в зависимости от параметров обработки. Аналогичный способ модификации рассматривали в [10]: исследователям удалось добиться повышения коэффициента теплоотдачи на 200%.

Теплообмен при охлаждении распылением тесно связан с теплообменом в тонких пленках жидкости, поскольку при орошении поверхности образуется также жидкая пленка. В обзорной статье [11] приводится большое количество публикаций, в которых описывается применение различных пористых поверхностей для интенсификации кипения в тонких пленках жидкости, что позволяет добиться увеличения коэффициента теплоотдачи в 3–5 раз. Поскольку большинство полученных результатов свидетельствуют об интенсификации процесса кипения на поверхностях, модифицированных методами электронной эрозии или содержащих пористые структуры, исследование данного способа охлаждения следует рассматривать как весьма актуальную задачу.

Важным для изучения тематики распылительного охлаждения остается также определение преобладающего механизма теплообмена. Авторы разных работ приходят к неодинаковым вы-

водам по этому поводу: одни считают таковым теплообмен конвекцией, другие — фазовый переход [11, 12]. В рамках настоящей статьи проведена оценка влияния электронной эрозии на теплообмен поверхности с диспергированным потоком, при этом проанализирован вклад кипения в общий теплосъем при использовании пневматической и гидравлической форсунок. Это достигается посредством модернизации измерительной схемы экспериментального стенда, моделирующего энергонагруженные элементы термоядерных установок. Такой стенд позволяет достичь плотности теплового потока от 1 до 10 МВт/м² при охлаждении диспергированным потоком нагретой поверхности, что соответствует требованиям современных энергетических систем.

ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ КАМЕРЫ

На рис. 1 приведена принципиальная схема экспериментальной камеры с ее основными структурными элементами и измеряемыми параметрами.

В модернизированной конструкции камеры используется пневматическая форсунка низкого давления, в которую по линиям подводятся под давлением дистиллированная вода и воздух. Массовый расход воды G_{Σ} определяется цифровым кориолисовым расходомером Exib Sealand CG-03 с погрешностью не более 0.1 г/с, давление воды $p_{\text{вод}}$ — манометром “Элемер МТИ-100/М2” (погрешность не превосходит 1600 Па). Объемный расход воздуха $Q_{\text{возд}}$ измеряется цифровым расходомером SMC PF2M7 с погрешностью до 10^{-5} м³/с, давление воздуха $p_{\text{возд}}$ — манометром LEO2 (погрешность не превышает 3 кПа).

С помощью форсунки создается полноконусный факел распыла, который попадает на теплообменную поверхность рабочего участка. Крепежный патрубок позволяет закрепить форсунку на таком расстоянии от поверхности, что факел распыла полностью покрывает теплообменную поверхность рабочего участка диаметром 30 мм. Площадь теплообмена при этом составляет 7 см².

У части теплоносителя происходит фазовый переход, и он конденсируется на змеевиковом конденсаторе, после чего попадает в левый отбор, где массовым методом измеряется расход сконденсировавшегося теплоносителя $G_{\text{ф.п.}}$. Жидкость набирают в мерную емкость в течение 300 ± 2 с, затем с помощью прецизионных весов LG4202 определяют ее (жидкости) массу (с погрешностью не более 0.1 г). Расход жидкости вычисляется как отношение полученной массы ко времени изме-

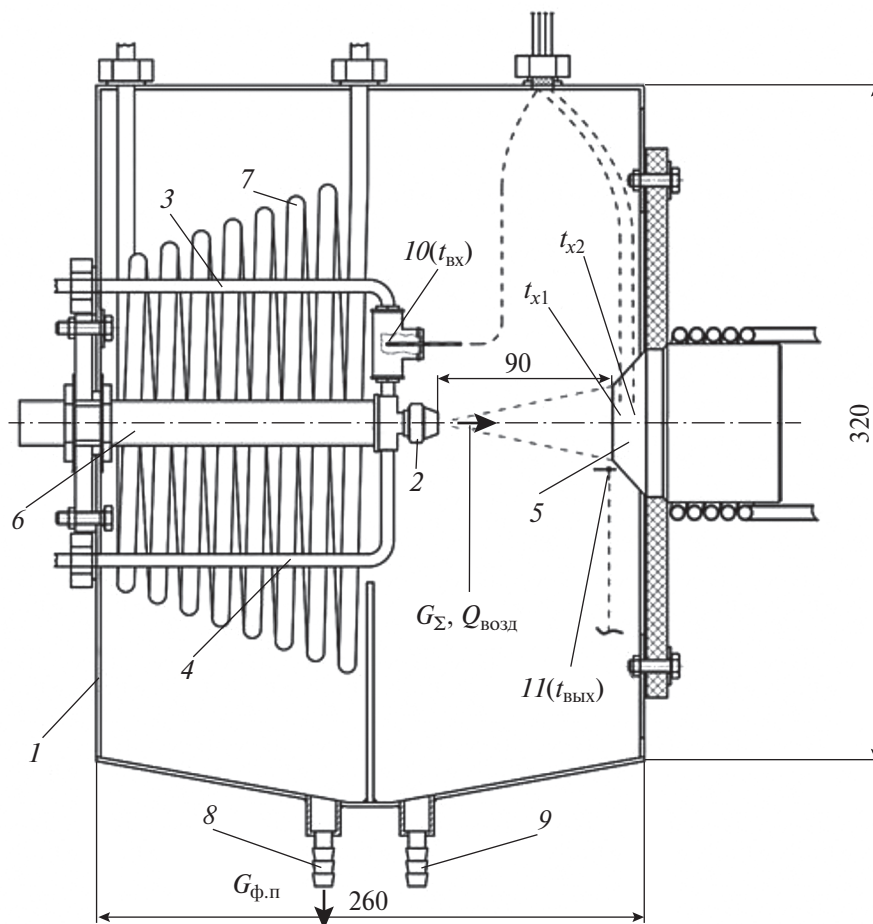


Рис. 1. Схема экспериментальной камеры.

1 – корпус камеры; 2 – пневматическая форсунка; линия подвода: 3 – дистиллированной воды, 4 – воздуха; 5 – рабочий участок; 6 – крепежный патрубок; 7 – змеевиковый конденсатор; 8 – отвод сконденсировавшегося теплоносителя после фазового перехода (левый отбор); 9 – отвод неиспарившейся части теплоносителя (правый отбор); термопара, измеряющая температуру жидкости: 10 – на входе в форсунку $t_{вх}$, 11 – после взаимодействия с рабочим участком $t_{вых}$. t_{x1} , t_{x2} – температуры в сечениях рабочего участка [x – порядковый номер группы (пары) термопар]; $Q_{возд}$ – объемный расход воздуха; массовый расход: G_{Σ} – воды; $G_{ф.п}$ – сконденсировавшегося теплоносителя

рения, суммарная погрешность данного метода не превышает 0.7%.

Неиспарившаяся часть теплоносителя попадает в правый отбор. Поскольку отборы жидкости выводятся в атмосферу, давление среды в экспериментальной камере отличается от атмосферного давления незначительно.

Для измерения температуры подводимого теплоносителя $t_{вх}$ и теплоносителя после взаимодействия с теплообменной поверхностью $t_{вых}$ используются термопары (термопара 11 закреплена на медной пластине под рабочим участком). Так как измерение температуры теплоносителя на входе в форсунку выполнялось в непосредственной близости от нее, температура теплоносителя

на выходе из форсунки принималась равной $t_{вх}$ и изменялась в диапазоне от 30 до 75°C в зависимости от исследуемых режимов. Рост температуры подводимого теплоносителя происходит в результате увеличения мощности нагрева и связан с конденсацией пара на линии подвода дистиллированной воды.

Температуры в сечениях рабочего участка t_{x1} и t_{x2} [x – порядковый номер группы (пары) термопар] измеряются восемью термопарами, установленными по две в разных местах рабочего участка. Схема их установки приведена на рис. 2. Температурное поле фиксируется в двух сечениях: на расстоянии 3 мм (на рис. 2 отмечено одним штрихом) и 7 мм (два штриха) от орошаемой

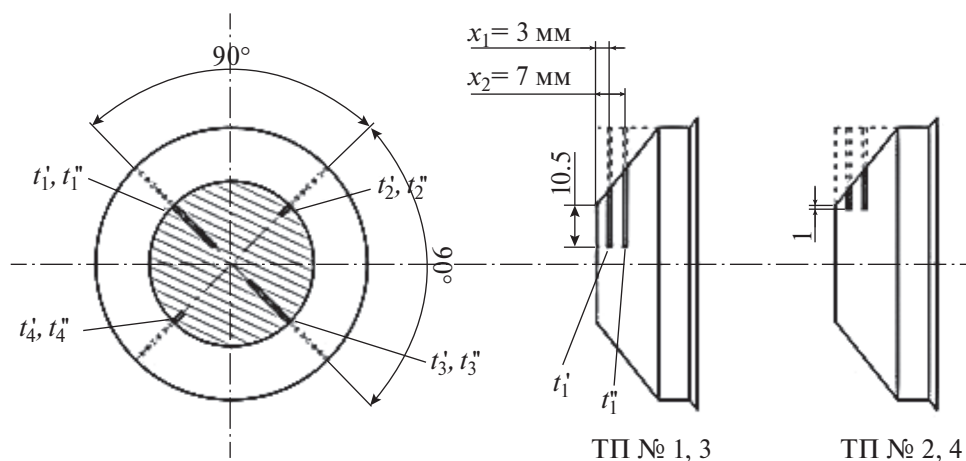


Рис. 2. Схема установки термопар (ТП) в рабочем участке

поверхности. В каждом сечении рабочего участка на разной глубине в радиальном направлении установлено по четыре термопары. Такое расположение термопар позволяет получить информацию о распределении температуры как по оси рабочего участка, так и по его радиусу.

Во всех экспериментах использовались хромель-алюмелевые кабельные термопары диаметром 1 мм. Они были запаяны индиевым припоем в предназначенных для них отверстиях и завальцованы, что обеспечило изоляцию спаев от паровой среды в экспериментальной камере. Поскольку в исследованиях, проведенных авторами настоящей статьи, максимальное различие в показаниях термопар, расположенных в одном сечении, не превышало 1.5°C , сечения принимались изотермичными (при обработке полученных результатов), по показаниям термопар определялась средняя температура в сечении участка.

ФОРСУНКИ

При выполнении экспериментов для формирования диспергированного потока применялись форсунки двух типов: пневматические и гидравлические. Результаты охлаждения поверхности с помощью указанных форсунок сопоставлялись.

Пневматическая форсунка

На рис. 3 представлена полноконусная пневматическая форсунка низкого давления (диаметр сопла 0.8 мм), использовавшаяся в экспериментах. Она состоит из корпуса, содержащего камеру смешения, куда по соответствующим каналам подводятся потоки жидкости и воздуха, формирующие водовоздушную дисперсную смесь. Эта смесь, выходя из сопла форсунки, и создает факел распыла.

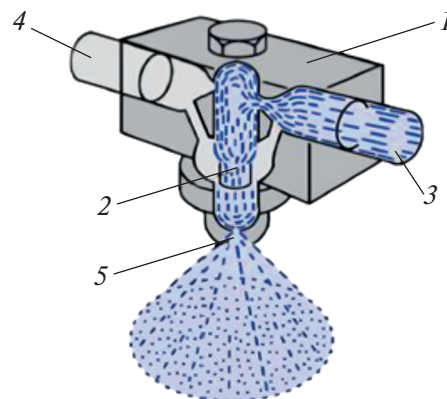


Рис. 3. Пневматическая форсунка низкого давления. 1 – корпус форсунки; 2 – камера смешения; канал подвода: 3 – воды, 4 – воздуха; 5 – сопло форсунки

Гидравлическая форсунка

Гидравлическая форсунка (диаметр сопла 0.4 мм) (рис. 4) состоит из корпуса, вкладыша, в котором находится выходное сопло, и вкладыша-завихрителя, образующих коническую камеру смешения. Вкладыши фиксируются с помощью ограничителя.

Во вкладыше-завихрителе (см. рис. 4) имеются один центральный канал диаметром 0.4 мм и четыре тангенциальных канала шириной 0.6 мм и глубиной 0.5 мм. Жидкость подводится одновременно по этим каналам, потоки сталкиваются и дробятся в камере смешения, создавая на выходе из сопла диспергированный поток, который образует факел распыла в виде заполненного конуса.

Одно из принципиальных различий при использовании пневматической и гидравлической форсунок на представленном экспериментальном стенде – угол раскрытия факела распыла. Поскольку для пневматической форсунки этот

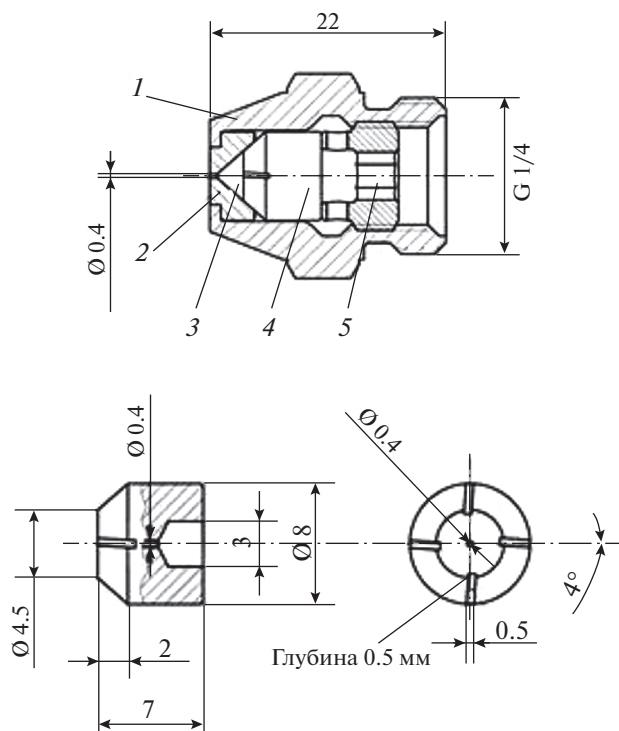


Рис. 4. Форсунка с коническим вкладышем (гидравлическая форсунка).

1 – корпус форсунки; 2 – сопло; 3 – камера смещения; 4 – завихритель; 5 – ограничитель; G 1/4 – присоединительный размер

угол составляет 20° , а для гидравлической форсунки – 50° , то, для того чтобы обеспечить покрытие всей площади рабочего участка диспергированным потоком, расстояния от форсунок до поверхности также будут разными: 90 мм от пневматической форсунки и 30 мм от гидравлической.

МОДИФИКАЦИЯ ПОВЕРХНОСТИ ТЕПЛООБМЕНА ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫМ МЕТОДОМ

Модификация поверхности рабочего участка электроэрозионным методом проводилась с помощью установки, схема которой показана на рис. 5. В качестве разрядного устройства использовался источник постоянного тока. К одной клемме источника подключался электроэрозионный карандаш, в который был вмонтирован медный электрод. Этот электрод, в свою очередь, был соединен с сердечником магнитной катушки и реле. Другая клемма источника тока была подключена к рабочему участку.

Когда электрод соприкасался с модифицируемой поверхностью рабочего участка, происходил разряд, который “провоцировал” точечную электродугу эрозию. При достижении заданного значения электрического тока срабатывало реле, и сердечник и скрепленный с ним медный наконечник (электрод) втягивались в катушку. Контакт наконечника с поверхностью рабочего участка прерывался. При электродуговом разряде небольшая часть медного наконечника плавилась вместе с поверхностью. Чтобы этого избежать, требовалось контролировать контакт при обработке конкретного участка поверхности, для этого использовался регулятор высоты.

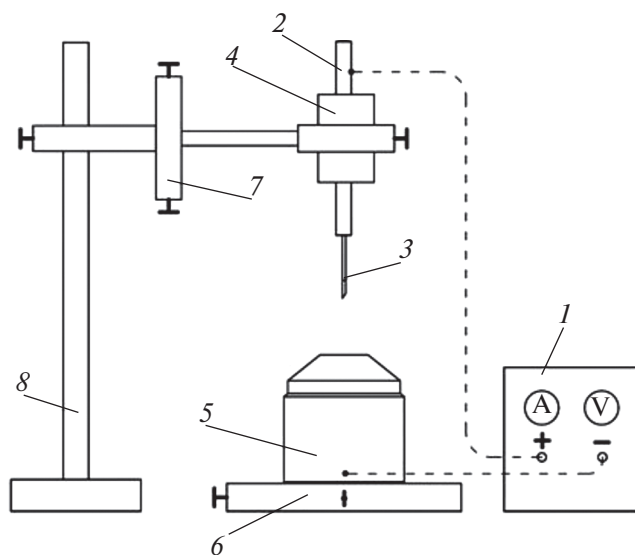


Рис. 5. Схема установки по электроэрозионной обработке поверхности.

1 – источник постоянного тока; 2 – электроэрозионный карандаш; 3 – медный электрод; 4 – катушка с магнитным сердечником и реле; 5 – рабочий участок; 6 – координатный столик; 7 – регулятор высоты; 8 – штатив

нечник (электрод) втягивались в катушку. Контакт наконечника с поверхностью рабочего участка прерывался. При электродуговом разряде небольшая часть медного наконечника плавилась вместе с поверхностью. Чтобы этого избежать, требовалось контролировать контакт при обработке конкретного участка поверхности, для этого использовался регулятор высоты.

ОЦЕНКА ОТВОДИМОЙ ПЛОТНОСТИ ТЕПЛООВОГО ПОТОКА

Модернизированная схема измерений позволяет провести оценку плотности теплового потока, отводимого от рабочего участка, а также его конвективной составляющей и составляющей фазового перехода двумя методами.

1. Определяется составляющая теплового потока – фазового перехода $q_{ф.п}$ исходя из измеренного расхода сконденсировавшейся фазы:

$$q_{ф.п} = G_{ф.п} h_{LG} / S_{пов}, \quad (1)$$

где $S_{пов}$ – площадь охлаждаемой поверхности, m^2 ; h_{LG} – теплота фазового перехода, Дж/кг.

Затем выполняется расчет конвективной составляющей теплового потока $q_{конв}$:

$$q_{конв} = [c_p G_{\Sigma} (t_{вых} - t_{вх}) + c_p G_{ф.п} (t_s - t_{вых})] / S_{пов}, \quad (2)$$

где c_p – удельная теплоемкость диспергированного теплоносителя; t_s – температура насыщения, $^\circ C$.

Поскольку небольшая часть жидкости конденсируется не на конденсаторе, а на стенках камеры, а в левый отбор экспериментальной камеры может попадать некоторое количество неиспарившейся жидкости, оценку погрешности измерения компонент, составляющих суммарную плотность теплового потока, проводили путем повторения экспериментов при неизменных параметрах. Согласно этой оценке, погрешность измерения указанных параметров не превышает 10%.

Далее рассчитывается суммарная плотность отводимого теплового потока:

$$q_{\Sigma 1} = q_{\text{ф.п}} + q_{\text{конв}} \quad (3)$$

Погрешность вычисления плотности теплового потока первым методом составляет не более 10%.

2. Суммарная плотность отводимого теплового потока оценивается по градиенту температур t в сечениях рабочего участка при использовании закона Фурье:

$$q_{\Sigma 2} = -\lambda(t_{\text{ср}}) \text{grad} t = \lambda(t_{\text{ср}}) \frac{t_{x2} - t_{x1}}{x_2 - x_1}, \quad (4)$$

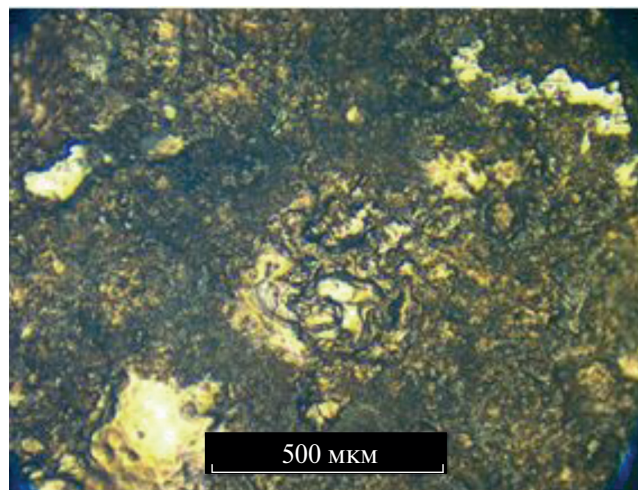
где $\lambda(t_{\text{ср}})$ — теплопроводность материала как функция средней температуры, Вт/(м · К); $t_{\text{ср}} = (t_{x2} + t_{x1})/2$.

Согласно оценке, погрешность определения плотности теплового потока вторым методом не превышает 8%.

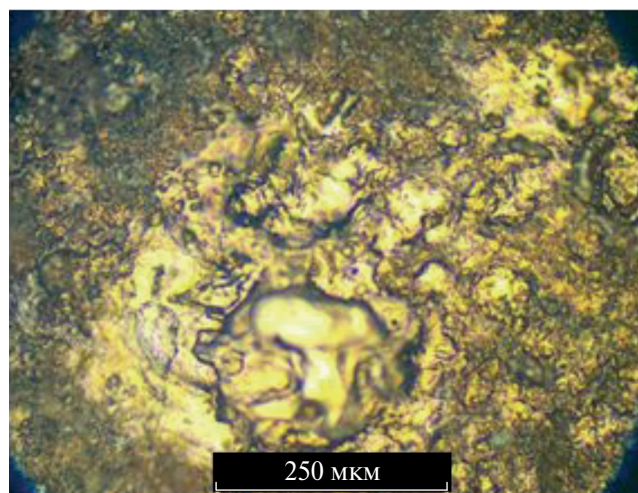
ХАРАКТЕРИСТИКИ МОДИФИЦИРОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Методом электроэрозионной обработки были получены две поверхности. На рис. 6 приведены макрофотографии первой поверхности, модифицированной с помощью электроэрозионной обработки, при следующих настройках: ток $I = 5$ А, напряжение $U = 30$ В. Параметры шероховатости поверхности, измеренные контактным профилометром MarSurf PS10 с погрешностью не более 0.01 мкм, таковы: среднеарифметическое отклонение профиля $R_a = 4.76$ мкм, высота неровностей профиля, определенная по 10 точкам, $R_z = 32.89$ мкм. Профиль шероховатости данной поверхности показан на рис. 7.

На рис. 8 представлены макрофотографии второй поверхности, модифицированной методом электронной эрозии при токе $I = 10$ А и напряжении $U = 30$ В. С помощью того же профилометра MarSurf PS10 были зафиксированы параметры ее шероховатости (профиль приведен на рис. 9): $R_a = 8.77$ мкм, $R_z = 55.52$ мкм, а затем сопоставлены с параметрами немодифицированной по-



а)



б)

Рис. 6. Макрофотографии первой поверхности, модифицированной методом электроэрозии при параметрах обработки $I = 5$ А, $U = 30$ В. Параметры шероховатости поверхности: $R_a = 4.76$ мкм, $R_z = 32.89$ мкм. Увеличение: а — десятикратное; б — двадцатикратное

верхности, обработанной лишь торцевым резцом: $R_a = 1.2$ мкм, $R_z = 7.4$ мкм.

Согласно результатам проведенного качественного анализа профилей шероховатости, вторая поверхность заметно более развита, чем первая.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДАННЫЕ

В ходе исследований, проведенных авторами настоящей статьи, был получен значительный объем экспериментальных данных, результаты анализа которых приведены далее.

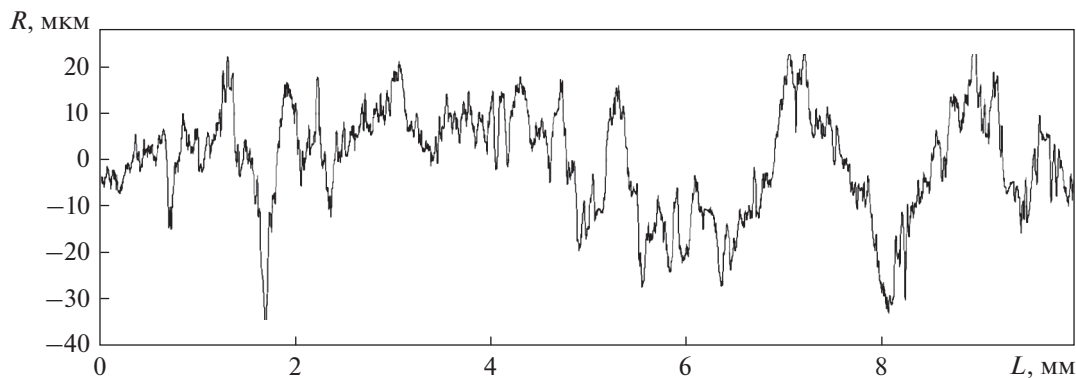
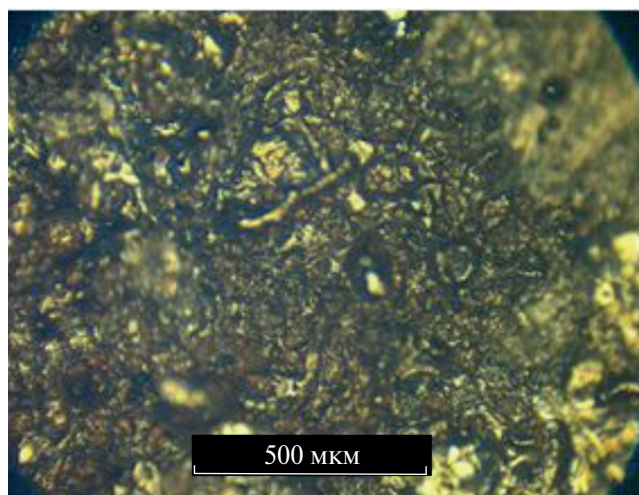
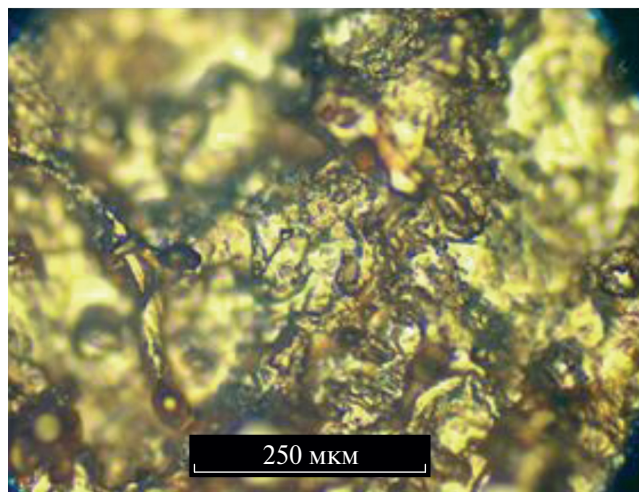


Рис. 7. Профиль шероховатости первой поверхности.

R – размер шероховатости; L – линейный размер участка, на котором проводились измерения



a)



б)

Рис. 8. Макрофотографии второй поверхности, модифицированной методом электроэрозии при параметрах обработки $I = 10$ А, $U = 30$ В. Параметры шероховатости поверхности: $R_a = 8.77$ мкм, $R_z = 55.52$ мкм. Увеличение: *a* – десятикратное; *б* – двадцатикратное

*Результаты охлаждения поверхности,
полученные при использовании
гидравлической форсунки*

На рис. 10, *a* приведена зависимость суммарной плотности теплового потока от температуры охлаждаемой поверхности рабочего участка. При проведении эксперимента применялась гидравлическая форсунка для орошения модифицированных и немодифицированной поверхностей при различных режимных параметрах теплоносителя. Плотность теплового потока, отводимого от модифицированной поверхности, оказалась на 20–50% выше (возрастает с увеличением расхода теплоносителя), чем с немодифицированной поверхности, в диапазоне температур поверхности от 120 до 140°C. Плотность теплового потока с поверхности, имеющей большую шероховатость, увеличивается быстрее. Максимальная достигнутая плотность теплового потока (показатель, незначительное превышение которого влечет за собой неконтролируемый рост температуры образца) практически не зависит от типа поверхности. При суммарном расходе теплоносителя $G_\Sigma = 2.1 \times 10^{-3}$ кг/с максимальная плотность теплового потока составляет 3.8 МВт/м², а при $G_\Sigma = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с она достигает 8.5 МВт/м². У модифицированных поверхностей максимальная температура стационарного теплообмена ниже, чем у гладкой поверхности, причем для поверхностей, имеющих большую шероховатость, ее значения существенно более низкие, что видно на графике (см. рис. 10, *a*). Эти эффекты обусловлены развитой структурой модифицированной поверхности и ее большей приведенной площадью теплообмена по сравнению с гладкой поверхностью.

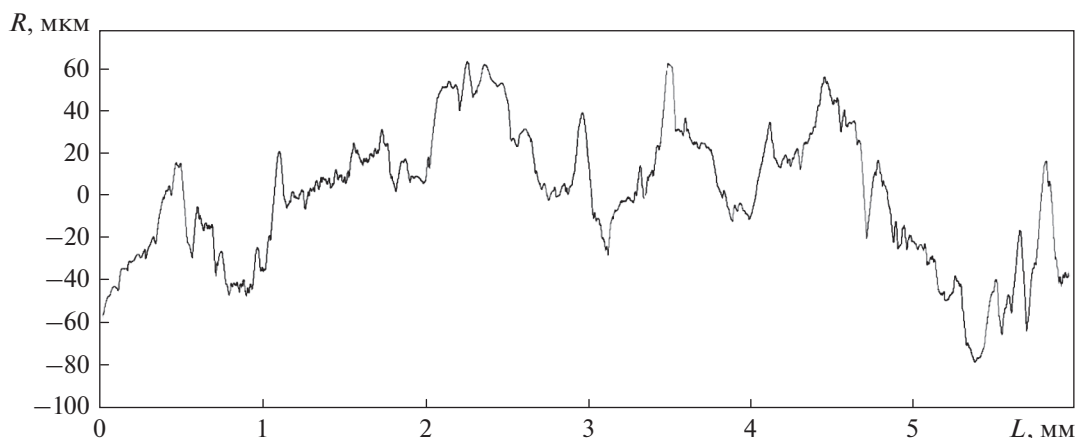


Рис. 9. Профиль шероховатости второй поверхности

Результаты охлаждения поверхности при использовании пневматической форсунки

На рис. 10, б приведена зависимость суммарной плотности теплового потока от температуры модифицированной и немодифицированной поверхностей рабочего участка, охлаждаемых с помощью пневматической форсунки при различных режимных параметрах теплоносителя. Значения давления воды и воздуха были выбраны таким образом, чтобы расход диспергированного теплоносителя соответствовал расходам при использовании гидравлической форсунки. Эксперименты с пневматической форсункой проводились на немодифицированной поверхности и второй модифицированной методом электронной эрозии поверхности, имевшей большую шероховатость.

Самым заметным отличием от экспериментов с применением гидравлической форсунки является то, что увеличение расхода теплоносителя G_{Σ} от 2.1×10^{-3} до 4.3×10^{-3} кг/с не приводит к росту максимальной плотности теплового потока — для

всех режимов вне зависимости от модификации поверхности она составляет примерно 4 МВт/м^2 . Это может быть обусловлено тем, что пневматическая форсунка расположена от рабочего участка дальше, чем гидравлическая, что в совокупности с невысоким давлением жидкости (относительно гидравлической форсунки) приводит к снижению скорости движения капель диспергированного потока к тому моменту, когда они достигают теплообменной поверхности рабочего участка.

Плотность теплового потока, отводимого от модифицированной поверхности, на 55–56% больше (увеличивается с ростом расхода теплоносителя), чем от немодифицированной поверхности, в диапазоне температур поверхности от 110 до 130°C .

Таблица результатов интенсификации теплообмена на модифицированной поверхности

В таблице приведены относительные значения максимального увеличения плотности теплового

Зависимость плотности теплового потока q , %, от типа модификации охлаждаемой поверхности и вида форсунки, используемой для распыления теплоносителя

Модификация поверхности	Режимные параметры теплоносителя при использовании форсунки					
	гидравлической		пневматической			
	$G_{\Sigma} = 2.1 \times 10^{-3}$ кг/с	$G_{\Sigma} = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с	$G_{\Sigma} = 2.1 \times 10^{-3}$ кг/с	$Q_{\text{возд}} = 2.5 \times 10^{-4}$ м ³ /с	$G_{\Sigma} = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с	$Q_{\text{возд}} = 5.0 \times 10^{-4}$ м ³ /с
Первая ($R_a = 4.76$ мкм, $R_z = 32.89$ мкм)	20	50	—	—	20	50
Вторая ($R_a = 8.77$ мкм, $R_z = 55.52$ мкм)	38	35	55	56	38	35

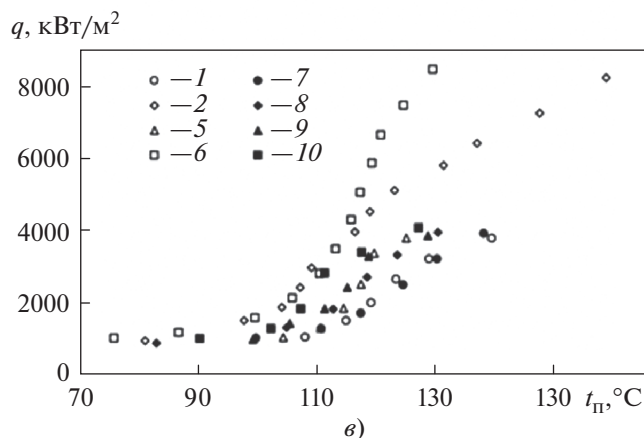
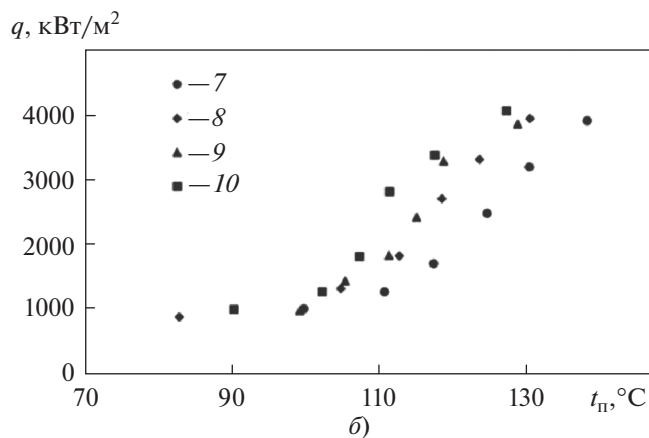
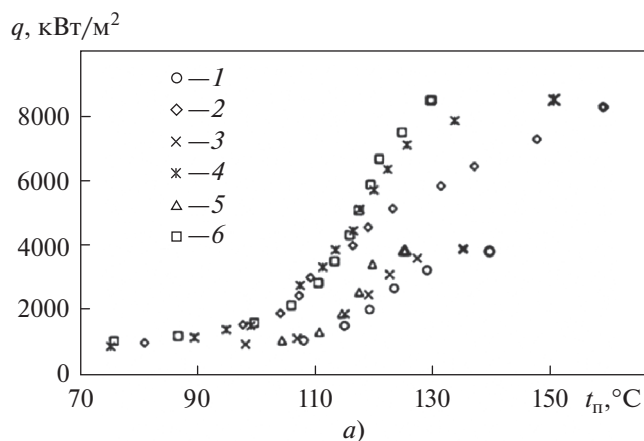


Рис. 10. Зависимость суммарной плотности теплового потока q от температуры $t_{\text{п}}$ охлаждаемых поверхностей при использовании гидравлической (а) и пневматической (б) форсунки по отдельности и совместно (в).

Поверхность: 1, 2, 7, 8 – немодифицированная; модифицированная методом электроэрозии: 3, 4 – первая; 5, 6, 9, 10 – вторая.

1, 3, 5 – $p_{\text{вод}} = 4.0 \times 10^5$ Па, $G_{\Sigma} = 2.1 \times 10^{-3}$ кг/с; 2, 4, 6 – $p_{\text{вод}} = 14.0 \times 10^5$ Па, $G_{\Sigma} = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с; 7, 9 – $p_{\text{вод}} = 1.0 \times 10^5$ Па, $p_{\text{возд}} = 0.2 \times 10^5$ Па, $G_{\Sigma} = 2.1 \times 10^{-3}$ кг/с, $Q_{\text{возд}} = 2.5 \times 10^{-4}$ м³/с; 8, 10 – $p_{\text{вод}} = 1.5 \times 10^5$ Па, $p_{\text{возд}} = 0.4 \times 10^5$ Па, $G_{\Sigma} = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с, $Q_{\text{возд}} = 5 \times 10^{-4}$ м³/с

потока q для исследуемых поверхностей по сравнению с немодифицированными поверхностями при различных режимных параметрах теплоносителя и использовании гидравлической и пневматической форсунок. На рис. 10, в представлены экспериментальные данные по охлаждению модифицированной и немодифицированной поверхностей этими же форсунками. При расходе теплоносителя $G_{\Sigma} = 2.1 \times 10^{-3}$ кг/с для тех и других поверхностей использование форсунок обоих типов приводит к практически одинаковым значениям теплоотдачи. При увеличении расхода теплоносителя до $G_{\Sigma} = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с гидравлическая форсунка обеспечивает значительно большую плотность отводимого теплового потока, чем пневматическая. Однако стоит отметить, что при таком сравнении не учитываются эффекты, связанные с возможными различиями в распределении потока теплоносителя по поверхности образца и диаметрах капель, образующихся при его распылении форсунками разных типов.

Анализ вклада фазового перехода в теплообмен между диспергированным потоком и нагретой поверхностью

На рис. 11 приведены значения суммарной плотности теплового потока, ее конвективной составляющей и составляющей фазового перехода в зависимости от температуры охлаждаемой модифицированной поверхности рабочего участка при охлаждении с помощью гидравлической форсунки. На рисунке видно, что значения суммарной плотности теплового потока, полученные из теплового баланса $q_{\Sigma 1}$ и закона Фурье $q_{\Sigma 2}$, раз-

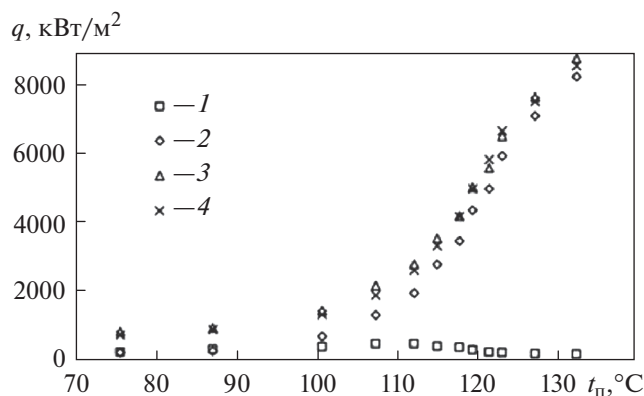


Рис. 11. Зависимость плотности теплового потока q от температуры $t_{\text{п}}$ охлаждаемой поверхности (вторая модификация методом электронной эрозии) ($p_{\text{вод}} = 14.0 \times 10^5$ Па, $G_{\Sigma} = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с).

1 – $q_{\text{конв}}$; 2 – $q_{\text{ф.п.}}$; 3 – $q_{\Sigma 1}$; 4 – $q_{\Sigma 2}$

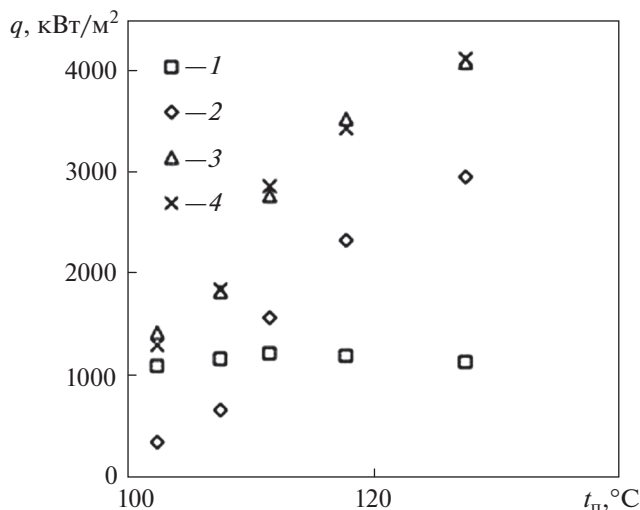


Рис. 12. Зависимость плотности теплового потока q от температуры t_n охлаждаемой поверхности ($p_{\text{вод}} = 1.5 \times 10^5$ Па, $p_{\text{возд}} = 0.4 \times 10^5$ Па, $G_{\Sigma} = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с, $Q_{\text{возд}} = 5 \times 10^{-4}$ м³/с). Обозначения см. рис. 11

личаются не более чем на 10%. Также можно сделать вывод, что вклад фазового перехода в теплообмен диспергированного потока с нагретой поверхностью при использовании гидравлической форсунки существенно возрастает при увеличении подводимого теплового потока, а при максимальной температуре поверхности он превышает вклад теплообмена конвекцией почти на порядок. Конвективная составляющая при этом незначительно уменьшается при росте температуры

поверхности. Эти утверждения справедливы для всех представленных ранее зависимостей и наборов режимных параметров теплоносителя.

На рис. 12 показаны зависимости суммарной плотности теплового потока, ее конвективной составляющей и составляющей фазового перехода от температуры модифицированной поверхности рабочего участка при ее охлаждении с помощью пневматической форсунки. При использовании пневматической форсунки плотность теплового потока, отводимого конвекцией, более чем в 2 раза превышает значения, полученные при охлаждении с помощью гидравлической форсунки. При температуре охлаждаемой поверхности менее 110°C (приблизительно соответствует началу развитого поверхностного кипения) вклад конвективного теплообмена превышает вклад фазового перехода, но при этом плотность теплового потока, отводимого посредством конвекции, при увеличении температуры охлаждаемой поверхности остается практически постоянной и при максимальных значениях суммарной плотности теплового потока составляет 25%.

На рис. 13 приведены зависимости расхода теплоносителя, в котором произошел фазовый переход, от суммарной плотности теплового потока. Исходя из рисунка, можно сделать вывод, что расход теплоносителя, испарившегося с поверхностей различных типов и имевшего разные режимные параметры, остается неизменным, на него оказывает влияние лишь плотность теплового потока. При использовании пневматической форсунки и расходе $G_{\Sigma} = 4.3 \times 10^{-3}$ кг/с количество жидкости, в которой произошел фазовый переход, меньше, чем при других режимах тепло-

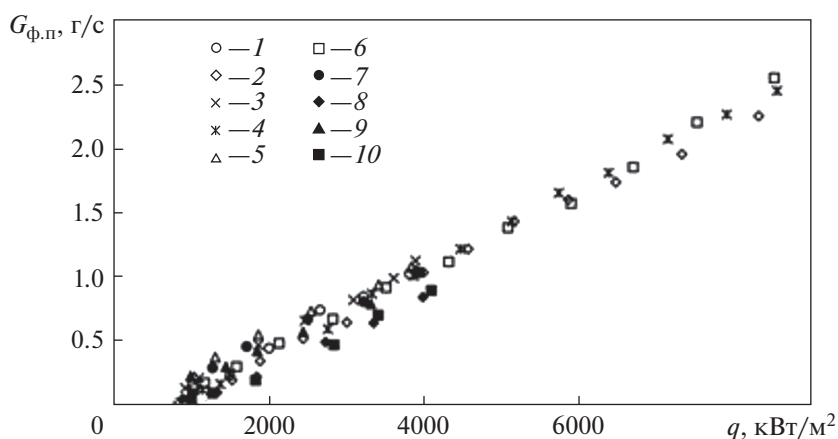


Рис. 13. Зависимость расхода теплоносителя $G_{\text{ф.п}}$, в котором произошел фазовый переход, от суммарной плотности отводимого теплового потока q . Обозначения см. рис. 10

обмена, как для модифицированной, так и для немодифицированной поверхности, что обусловлено значительным вкладом теплообмена конвекцией. Максимальная доля испарившейся жидкости составляет 55–60% для всех режимов.

ВЫВОДЫ

1. Модернизированная методика измерений на экспериментальном стенде позволяет с приемлемой погрешностью оценить конвективную составляющую плотности теплового потока и составляющую фазового перехода при охлаждении высокотемпературной поверхности диспергированным потоком теплоносителя. При измерении суммарной плотности отводимого теплового потока данные, полученные по двум различным методикам, расходятся не более чем на 10%.

2. Благодаря модификации поверхности методом электронной эрозии плотность отводимого от нее теплового потока увеличилась до 50% при применении гидравлической форсунки и до 56% при выборе пневматической форсунки. При более высоком токе разрядки в процессе модификации поверхности была получена большая степень ее шероховатости, что обеспечило лучшую интенсификацию теплообмена.

3. Проанализировав представленные экспериментальные данные, можно сделать вывод о ключевом вкладе фазового перехода в теплообмен между потоком теплоносителя, диспергированным с помощью гидравлической форсунки, и охлаждаемой поверхностью. Повышение расхода теплоносителя при использовании пневматической форсунки способствует значительному увеличению вклада конвективного теплообмена в процесс охлаждения.

4. Количество жидкости, в которой произошел фазовый переход, при охлаждении высокотемпературной поверхности диспергированным потоком теплоносителя не зависит от модификации поверхности и режимных параметров теплоносителя, на нее оказывает влияние только плотность теплового потока.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дедов А.В. Обзор современных методов интенсификации теплообмена при пузырьковом кипении // Теплоэнергетика. 2019. № 12. С. 18–54. <https://doi.org/10.1134/S0040363619120014>
2. Liang G., Mudawar I. Review of spray cooling – Part 1: Single-phase and nucleate boiling regimes, and critical heat flux // Int. J. Heat Mass Transfer. 2017. V. 115. Part A. P. 1174–1205. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.06.029>
3. Liang G., Mudawar I. Review of spray cooling – Part 2: High temperature boiling regimes and quenching applications // Int. J. Heat Mass Transfer. 2017. V. 115. P. 1206–1222. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2017.06.022>
4. Xu R., Wang G., Jiang P. Spray cooling on enhanced surfaces: A review of the progress and mechanisms // J. Electron. Packaging. 2022. V. 144. Is. 1. P.010802. <https://doi.org/10.1115/1.4050046>
5. Silk E.A., Kim J., Kiger K. Spray cooling of enhanced surfaces: Impact of structured surface geometry and spray axis inclination // Int. J. Heat Mass Transfer. 2006. V. 49. Is. 25–26. P. 4910–4920. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2006.05.031>
6. Heat transfer enhancement due to surface modification in the close-loop R410A flash evaporation spray cooling / Z.-F. Zhou, Y.-K. Lin, H.-L. Tang, Y. Fang, B. Chen, Y.-C. Wang // Int. J. Heat Mass Transfer. 2019. V. 139. P. 1047–1055. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.05.063>
7. Advancing EDM through fundamental insight into the process / M. Kunieda, B. Lauwers, K.P. Rajurkar, B.M. Schumacher // CIRP Ann. 2005. V. 54. Is. 2. P. 64–87. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60020-1](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60020-1)
8. Jones B.J., McHale J.P., Garimella S.V. The influence of surface roughness on nucleate pool boiling heat transfer // J. Heat Transfer. 2009. V. 131. Is. 12. P. 121009. <https://doi.org/10.1115/1.3220144>
9. Rahman Md M., McCarthy M. Effect of length scales on the boiling enhancement of structured copper surfaces // J. Heat Transfer. 2017. V. 139. P. 111508, 1–9. <https://doi.org/10.1115/1.4036693>
10. Nirgude V., Sahu S. Enhancement of nucleate boiling heat transfer using structured surfaces // Chem. Eng. Process.: Process. Intensif. 2017. V. 122. P. 222–234. <https://doi.org/10.1016/j.cep.2017.10.013>
11. Павленко А.Н., Жуков В.И., Швецов Д.А. Кризисные явления и интенсификация теплообмена при кипении и испарении в горизонтальных пленках жидкости (обзор) // Теплоэнергетика. 2022. № 11. С. 81–97. <https://doi.org/10.56304/S0040363622110078>
12. Jena M., Mishra P.C., Sahoo S.S. Охлаждение металлических поверхностей распылением: прогресс в механизмах его реализации (обзор) // Теплоэнергетика. 2023. № 8. С. 27–51. <https://doi.org/10.56304/S0040363623080052>

Use of Dispersed Flow for Cooling a Surface Modified by an Electrical Erosion Method

V. S. Shteling^a, A. T. Komov^a, P. P. Shcherbakov^a, A. V. Zakharenkov^{a, *},
S. S. Zhuravlev^a, D. N. Dzhavadov^a, and K. P. Feshchenko^a

^a National Research University Moscow Power Engineering Institute, Moscow, 111250 Russia

*e-mail: zakharenkovav@mpei.ru

Abstract—The results of activities on studying the cooling of high-temperature surfaces and phase change heat transfer enhancement are briefly analyzed. A set of works aimed at modernizing the experimental setup intended to model thermally stressed components of power installations is carried out. The heat transfer process that takes place in the cases of applying hydraulic and pneumatic atomizers has been studied on the setup. A technique for modifying a surface using the electronic erosion method is proposed and described. Two new heat transfer surfaces of a test section were fabricated using the new method, and their macrophotographs and roughness profiles have been obtained by means of a microscope and contact profilometer. The efficiency with which the modified and nonmodified surfaces are thermally stabilized by a dispersed flow at coolant flowrates equal to 2.1×10^{-3} and 4.3×10^{-3} kg/s using hydraulic and pneumatic atomizers was experimentally studied. The dependences of heat flux on the cooled surface temperature were analyzed. It is shown that the heat flux removed from the modified surface cooled with liquid sprayed by the hydraulic atomizer is by 20–50% higher (its value increases with increasing the coolant flowrate), than it is for the nonmodified surface in the range of surface temperatures from 120°C до 140°C. The heat removal efficiency is better for the surface having a higher roughness. The removed heat flux convective component and phase change component in the case of surface cooling with dispersed flow are calculated. A conclusion has been drawn that the phase change makes a key contribution in this process. The quantity of dispersed coolant required to implement the above-mentioned cooling modes is estimated, and the dependence of its flowrate on the heat flux is obtained.

Keywords: dispersed flow, cooling, phase change, atomizer, heat flux, modified surface, experimental study, electronic erosion