



**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
“JÚLIO DE MESQUITA FILHO”**

**FACULDADE DE ENGENHARIA - CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

JÉSSICA MARTHA NUNES

**ANÁLISE EXPERIMENTAL DA EBULIÇÃO NUCLEADA EM
SUPERFÍCIES NANOESTRUTURADAS SOB CONDIÇÕES DE
CONFINAMENTO**

Ilha Solteira
2018

JÉSSICA MARTHA NUNES

**ANÁLISE EXPERIMENTAL DA EBULIÇÃO NUCLEADA EM
SUPERFÍCIES NANOESTRUTURADAS SOB CONDIÇÕES DE
CONFINAMENTO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” (PPGEM-FEIS/UNESP) como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica. Área de Conhecimento: Ciências Térmicas.

Profa. Dra. ELAINE MARIA CARDOSO
Orientadora

Ilha Solteira
2018

FICHA CATALOGRÁFICA
Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

N972a Nunes, Jéssica Martha.
Análise experimental da ebulição nucleada em superfícies nanoestruturadas sob condições de confinamento / Jéssica Martha Nunes. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2018
99 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Ciências Térmicas, 2018

Orientador: Elaine Maria Cardoso
Inclui bibliografia

1. Transferência de calor por ebulição. 2. Superfícies nanoestruturadas. 3. Ebulição nucleada confinada.


Raiane da Silva Santos

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO: ANÁLISE EXPERIMENTAL DA EBULIÇÃO NUCLEADA EM SUPERFÍCIES NANOESTRUTURADAS SOB CONDIÇÕES DE CONFINAMENTO

AUTORA: JESSICA MARTHA NUNES

ORIENTADORA: ELAINE MARIA CARDOSO

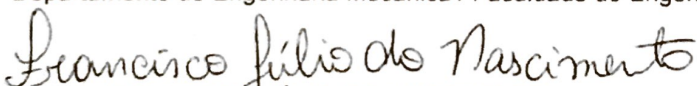
Aprovada como parte das exigências para obtenção do Título de Mestra em ENGENHARIA MECÂNICA, área: CIÊNCIAS TÉRMICAS pela Comissão Examinadora:


Profa. Dra. ELAINE MARIA CARDOSO

Coordenadoria de Curso de Engenharia Aeronáutica / UNESP - Câmpus Experimental de São João da Boa Vista


Prof. Dr. MARCIO ANTONIO BAZANI

Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. FRANCISCO JÚLIO DO NASCIMENTO

Departamento de Engenharia Mecânica / Instituto Federal de São Paulo - Câmpus de São Carlos

Ilha Solteira, 10 de agosto de 2018

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente à Deus, por todas as bênçãos colocadas em meu caminho até hoje e pela oportunidade de seguir meus sonhos, Ser de infinita bondade e sabedoria que ampara e ilumina nossas vidas;

Agradeço à minha família, que já passaram por inúmeras dificuldades para me ajudar e apoiar meu trajeto desde a graduação. Obrigada à minha mãe, Maria Madalena, meu pai Valmir, minhas irmãs Natália e Tabata, por todos os sacrifícios, e por me apoiarem sempre que eu estava confusa nesse meu caminho. Amo vocês e não há palavras para descrever como sempre me incentivaram;

Agradeço à professora Dra. Elaine Maria Cardoso, pela oportunidade, paciência e confiança na realização desde trabalho;

Agradeço aos meus amigos, irmãos e irmãs de convivência na UNESP de Ilha Solteira, sem os quais essa etapa também não poderia ter sido concluída. Meus agradecimentos pelo apoio, pelos momentos de distração, tão importantes nessa vida acadêmica. Que Deus ilumine seus caminhos e sonhos. Agradeço em especial à minha irmã de república de longa data, Jeane Carvalho, pelos anos de amizade, paciência e incentivo para que eu voltasse a trilhar o caminho acadêmico;

Agradeço aos colegas de laboratório, por me ajudarem no desenvolvimento dessa pesquisa, pelas discussões construtivas, novos pontos de vista e ideias, que muitas vezes me fizeram avançar. Agradeço também aos técnicos de laboratórios da UNESP/FEIS pela disposição.

Agradeço ao PPGEM-UNESP/FEIS e CAPES pelo apoio financeiro.

“E de repente, num dia qualquer, acordamos e percebemos que já podemos lidar com aquilo que julgávamos maior que nós mesmos. Não foram os abismos que diminuíram, mas nós que crescemos.” Fabiola Simões

RESUMO

A intensificação da transferência de calor por meio de alterações na morfologia da superfície aquecida vem sendo estudada no meio científico, a fim de suprir a crescente demanda de resfriamento de dispositivos com alta capacidade de processamento e dimensões cada vez menores. O presente trabalho apresenta o estudo experimental do efeito de superfícies nanoestruturadas e do espaçamento do canal de confinamento durante a ebulição em piscina da água deionizada, à temperatura de saturação na pressão atmosférica, sobre o coeficiente de transferência de calor, HTC, e fluxo crítico de calor, CHF. As superfícies nanoestruturadas foram obtidas pelo processo de ebulição do nanofluido de Al_2O_3 -água deionizada em duas diferentes concentrações mássicas: 0,03 g/l (“baixa” concentração, LC) e 0,3 g/l (“alta” concentração, HC). Foram realizados testes livres, com espaçamento, entre a superfície aquecida e a superfície adiabática, de 30 mm (correspondendo a $Bo = 12$), e testes sob condições de confinamento, com espaçamento de 1,0 mm ($Bo = 0,4$). As superfícies de teste foram caracterizadas por meio de medição da rugosidade média (R_a), do ângulo de contato estático (molhabilidade), e imagens MEV. Foi observado um aumento médio de 45% no HTC do teste com superfície lisa nanoestruturada em baixa concentração de nanofluido, em relação à superfície lisa sem deposição. Esse ganho está relacionado com o aumento do número de sítios ativos de nucleação causado pela deposição das nanopartículas sobre a superfície lisa. Para todos os testes com superfícies rugosas nanoestruturadas e lisa nanoestruturada com alta concentração, houve degradação do HTC, devido ao efeito de preenchimento das cavidades e formação de uma resistência térmica adicional. Para baixos fluxos de calor, houve um aumento no HTC para os casos confinados em comparação aos livres, como consequência da evaporação do filme líquido presente entre a superfície aquecida e a bolha de vapor. Porém com o aumento do fluxo de calor, o fenômeno do *dryout* é antecipado em relação aos testes livres, o que compromete o desempenho de componentes sob essas condições. Nos testes sob confinamento foram observados ganhos no fluxo de calor de início do *dryout* para todas as superfícies nanoestruturadas testadas, chegando a 52% para a superfície lisa nanoestruturada em alta concentração, em comparação à superfície lisa sem nanoestrutura. Isso mostra que a nanoestruturação, apesar de não promover ganho no HTC, auxilia no ganho do fluxo de calor de início do *dryout*, que é o limite operacional de sistemas que trabalham sob confinamento.

Palavras-chave: Transferência de calor por ebulição. Superfícies nanoestruturadas. Ebulição nucleada confinada.

ABSTRACT

The intensification of heat transfer through changes in the heated surface morphology has been studied in the scientific community to meet the increase demand for cooling of devices with high processing power and smaller dimensions. This work presents the experimental study of the effect of nanocoated surfaces and gap size during nucleated boiling of deionized water, in saturation temperature at atmospheric pressure, about heat transfer coefficient, HTC, and critical heat flux, CHF. The pool boiling process of Al_2O_3 -water based nanofluid at two different mass concentrations: 0.03 g/l (“low” concentration, LC) and 0.3 g/l (“high” concentration, HC), produced nanostructured surfaces. Unconfined tests were analyzed, with gap size between the heated surface and the adiabatic surface of 30 mm (corresponding to $Bo = 12$), and tests under confinement conditions, with gap size of 1.0 mm ($Bo = 0.4$). The tested surfaces were characterized by means of surface roughness (R_a) measurement, static contact angle (wettability), and SEM images. An average increase of 45% in HTC of the test with nanocoated smooth surface in low nanofluid concentration was observed in relation to smooth surface without deposition. This enhancement is related to the increase in the number of active nucleation sites caused by the nanoparticle’s deposition on the smooth surface. For all tests with rough nanocoated surfaces and nanocoated smooth one with high nanofluid concentration, there was degradation of the HTC due to the filling effect of the cavities and the formation of an additional thermal resistance. For low heat fluxes, the HTC increased for confined cases compare to unconfined ones, as consequence of the liquid film evaporation present between the heated surface and the vapor bubble. However, with heat flux increase, the *dryout* phenomenon incipience is precipitated in relation to unconfined tests, which compromises the performance of components under these conditions. In the confined tests, enhancement in *dryout* incipience heat flux were observed for all nanocoated surfaces tested, reaching 52% for the nanocoated smooth surface in high concentration, compared to the smooth surface without nanostructure. This shows that nanostructure, while not promoting HTC enhancement, helps to delay the *dryout* incipience heat flux, which is the operational limit of systems that work under confinement.

Keywords: Boiling heat transfer. Nanostructured surfaces. Confined nucleate boiling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Esboço da curva de Ebulição de Nukiyama (1934).....	20
Figura 2 – Mecanismos físicos existentes no regime de ebulição nucleada	22
Figura 3 – Ilustração representativa do crescimento de uma bolha de vapor: (a) em espaço não confinado e (b) em espaço confinado.	24
Figura 4 – Preparação de nanofluidos pelo método de duas etapas.....	28
Figura 5 – Influência da concentração do nanofluido de alumina para diferentes rugosidades .	31
Figura 6 – Nanopartícula depositada em superfície de aquecimento para $Ra/d_p > 1$	32
Figura 7 – Nanopartículas depositadas na superfície de aquecimento para $Ra/d_p \ll 1$	32
Figura 8 – Curvas experimentais comparativas apontando o aumento do HTC e CHF com o uso do nanofluido.	34
Figura 9 – Processo típico de <i>Sputtering</i>	37
Figura 10 – Comparação entre a superfície aquecida sem deposição e as superfícies nanoestruturadas de maguema (nanopartículas com diâmetro de 10 nm ou 80 nm)	38
Figura 11 – Gota líquida em equilíbrio sobre uma superfície e medida do ângulo de contato estático.....	39
Figura 12 – Ilustração da relação entre ângulo de contato (θ) e a molhabilidade. a) Superfície hidrofílica; b) Superfície hidrofóbica; c) Superfície superhidrofílica.....	39
Figura 13 – Variação do ângulo de contato com o tempo de ebulição do nanofluido de alumina. (a) Antes da ebulição; (b) Após 2 min.; (c) Após 7 min.; (d) Após 180 min.	40
Figura 14 – Deposição de nanopartículas na superfície aquecida para $SIP \gg 1$	42
Figura 15 – Análises em AFM 3D: (a) Sup. aluminitizada (nanoestruturada); (b) Sup. de cobre sem deposição.	42
Figura 16 – Resultados obtidos para o HTC nos diferentes níveis de confinamento para as condições: (a) Superfícies lisas; (b) Superfícies microporosas.	44
Figura 17 – Resultados obtidos para o HTC para as superfícies sem deposição e nanoestruturadas sob condições de confinamento.	45
Figura 18 – Resultados obtidos para o HTC nos testes: (a) Ebulição livre. (b) Ebulição confinada.	46
Figura 19 – Aparato experimental utilizado para a medição do ângulo de contato estático	52
Figura 20 – Ilustração do procedimento utilizado para a medição do ângulo de contato estático	53

Figura 21 – Semiesferas A, B e C utilizadas para validação das medidas de ângulo de contato estático.	53
Figura 22 – Desenho esquemático do aparato experimental.	54
Figura 23 – Aparato experimental montado para estudo da ebulição nucleada livre e confinada da água em superfícies nanoestruturadas e sem deposição.....	55
Figura 24 – Câmara de ebulição e detalhes do elemento confinador.	55
Figura 25 – Seção de testes: (a) Vista explodida; (b) Vista do corte transversal.....	56
Figura 26 – Desenho esquemático da seção de testes contendo a localização dos termopares ..	57
Figura 27 – Esquema de medição do espaçamento s entre a superfície aquecida e o elemento confinador	59
Figura 28 – Validação do aparato experimental usando ajuste de curva exponencial em comparação com a correlação de Rohsenow (1962). (a) superfície rugosa, RS; (b) superfície lisa, SS.	64
Figura 29 – Ângulo de contato estático em função da concentração do nanofluido de alumina	66
Figura 30 – Curva comparativa do HTC (h) dos testes RS - Livre e SS - Livre (superfícies limpas sem deposição).....	67
Figura 31 – Imagens dos testes livres com superfícies sem nanoestrutura. (a) RS Livre; (b) SS Livre.....	68
Figura 32 – Curvas de HTC dos testes livres ($Bo > 1$) para as superfícies com e sem deposição de nanopartículas. (a) Superfícies rugosas; (b) Superfícies lisas.....	69
Figura 33 – Desenho esquemático dos efeitos da deposição de nanopartículas sobre a superfície rugosa.....	70
Figura 34 – Desenho esquemático dos efeitos da deposição de nanopartículas sobre a superfície lisa.....	71
Figura 35 – Curvas comparativas de HTC para os testes livres das superfícies nanoestruturadas	72
Figura 36 – Curvas de HTC dos testes confinados ($Bo < 1$) para as superfícies com e sem deposição de nanopartículas. (a) Superfícies rugosas; (b) Superfícies lisas.....	73
Figura 37 – Imagens dos testes RS confinados para baixo e moderados fluxos de calor aplicado. (a) para 100 kW/m^2 e (b) para 660 kW/m^2 , respectivamente.	74
Figura 38 – Curvas de HTC comparativas dos testes livres e confinados para cada tipo de superfície analisada: (a) RS Livre x RS Confinado; (b) SS Livre x SS Confinado; (c) RS-LC Livre x	

RS-LC Confinado; (d) SS-LC Livre x SS-LC Confinado; (e) RS-HC Livre x RS-HC Confinado; (f) SS-HC Livre x SS-HC Confinado.	75
Figura 39 – Imagens dos testes RS-LC Livre (esquerda) e RS-LC Confinado (direita) para fluxo de calor imposto inicial, intermediário e final.	78
Figura 40 – Imagens MEV após testes sob confinamento, na região central da amostra e bordas. (a) Superfície RS-LC; (b) Superfície RS-HC; (c) Superfície SS-LC; (d) Superfície SS-HC.	80
Figura A1 – Esquema do arranjo utilizado para a calibração dos termopares.	91
Figura B1 – Volume de controle.	93
Figura D1 – Gráficos $h \times q$ dos pontos experimentais obtidos nos testes confinados e seus respectivos ajustes de curva polinomiais. (a) Superfícies rugosas; (b) Superfícies lisas.	98

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Descrição das superfícies testadas no presente estudo.....	52
Tabela 2 – Validação do método de análise de imagem de uma gota séssil.....	54
Tabela 3 – Condições testadas no presente estudo.. ..	59
Tabela 4 – Propriedades termofísicas da água à $T_{\text{sat}} = 99\text{ °C}$ e $p_{\text{atm}} = 98\text{ kPa}$	60
Tabela 5 – Incertezas experimentais do fluxo de calor (q'') e coeficiente de transferência de calor (h) dos testes realizados.	62
Tabela 6 – Medida da rugosidade da superfície, imagens MEV e teste de molhabilidade das amostras rugosas e lisas.	65
Tabela 7 – Resultados da caracterização (R_a , MEV, ângulo de contato estático θ , SIP) e do HTC para testes livres das superfícies nanoestruturadas com baixa concentração de nanofluido.....	71
Tabela 8 – Ganhos no HTC para os testes confinados em relação aos testes livres, avaliados no fluxo de calor $q'' = 300\text{ kW/m}^2$	77
Tabela 9 – Temperaturas da superfície aquecida T_p de cada um dos testes realizados, avaliados no fluxo de calor inicial, intermediário e fluxo final.	79
Tabela C1 – Perdas térmicas obtidas nos testes para superfícies rugosas e lisas.	96
Tabela D1 – Coeficientes das equações obtidas pelo ajuste de curvas dos pontos experimentais em funções do segundo grau.....	98
Tabela D2 – Resultados dos cálculos para fluxo de calor de início do <i>dryout</i>	99

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AFM	Microscópio de força atômica (<i>Atomic Force Microscopy</i>)
Água-DI	Água deionizada
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CHF	Fluxo crítico de calor (<i>critical heat flux</i>)
HC	Alta concentração (<i>High concentration</i>)
HTC	Coeficiente de transferência de calor (<i>heat transfer coefficient</i>)
LC	Baixa concentração (<i>Low concentration</i>)
MAE	Erro absoluto médio (<i>mean absolute error</i>)
MEV	Microscópio eletrônica de varredura
ONB	Início da ebulição nucleada (<i>onset nucleate boiling</i>)
PVD	Deposição física de vapor (<i>Physical Vapour Deposition</i>)
RS	Superfície rugosa (<i>Rough surface</i>)
RS-HC	Superfície rugosa nanoestruturada com alta concentração de nanofluido
RS-LC	Superfície rugosa nanoestruturada com baixa concentração de nanofluido
SIP	Parâmetro de interação de superfície (<i>Surface Interaction Parameter</i>)
SS	Superfície lisa (<i>Smooth surface</i>)
SS-HC	Superfície lisa nanoestruturada com alta concentração de nanofluido
SS-LC	Superfície lisa nanoestruturada com baixa concentração de nanofluido

LISTA DE SÍMBOLOS

Bo	Número de Bond referente ao confinamento
c_p	Calor específico à pressão constante [J/kg.K]
C_{sf}	Coeficiente de Rohsenow para interação fluido-superfície
d_p	Diâmetro médio da nanopartícula [nm]
g	Aceleração da gravidade [m/s ²]
h	Coeficiente de transferência de calor [W/m ² .K]
h_{lv}	Calor latente de vaporização [J/kg]
k_c	Condutividade térmica do cobre [W/m.K]
L	Distância entre termopares [m]
L_b	Comprimento capilar do fluido [m]
n	Coeficiente de Stephan para ebulição nucleada
p	Pressão [N/m ²]
Pr	Número de Prandtl
q''	Fluxo de calor [W/m ²]
$\bar{q}''$	Fluxo de calor médio medido [W/m ²]
$q''_{aplicado}$	Fluxo de calor aplicado [W/m ²]
$q''_{perdido}$	Fluxo de calor perdido [W/m ²]
R	Resistência elétrica [Ω]
R_a	Rugosidade média [μ m]
s	Espaçamento entre a superfície aquecida e o elemento confinador [mm]
T_p	Temperatura da superfície aquecida [K]
T_{sat}	Temperatura de saturação do fluido [K]
u	Incerteza experimental
V	Diferença de potencial elétrico [V]
vol. %	Porcentagem em volume de nanopartículas no fluido base
wt. %	Porcentagem em peso de nanopartículas no fluido base

Letras gregas

ρ	Massa específica [kg/m ³]
σ	Tensão superficial do fluido [N/m]
θ	Ângulo de contato estático [°]

μ Viscosidade dinâmica [kg/m.s]

Subscritos

atm Atmosférico

l Líquido

v Vapor

p Superfície de aquecimento

1 Posição do termopar 1

2 Posição do termopar 2

3 Posição do termopar 3

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	20
2.1	ESTADO DA ARTE EM EBULIÇÃO	20
2.1.1	Curva de ebulição.	20
2.1.2	Regime de ebulição nucleada	22
2.1.3	Ebulição nucleada confinada	23
2.2	NANOFLUIDOS	26
2.2.1	Técnicas de preparação dos nanofluidos	27
2.2.2	Influência da utilização de nanofluidos sobre o coeficiente de transferência de calor, HTC	29
2.2.3	Influência da utilização de nanofluidos sobre o fluxo de calor crítico, CHF	33
2.3	SUPERFÍCIES NANOESTRUTURADAS.....	35
2.3.1	Técnicas de nanoestruturação	36
2.3.2	Caracterização das nanoestruturas.....	37
2.3.2.1	<i>Influência do tamanho das nanopartículas</i>	37
2.3.2.2	<i>Influência da rugosidade da superfície e concentração dos nanofluidos</i>	38
2.3.2.3	<i>Ângulo de contato e molhabilidade</i>	39
2.3.3	Comportamento do HTC e CHF utilizando superfícies nanoestruturadas	41
2.3.4	Superfícies nanoestruturadas na ebulição em piscina sob confinamento	44
2.4	CONCLUSÕES DA REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	46
3	METODOLOGIA EXPERIMENTAL	50
3.1	PREPARAÇÃO DOS NANOFLUIDOS DE ALUMINA	50
3.2	SUPERFÍCIES DE AQUECIMENTO	50
3.3	APARATO EXPERIMENTAL.....	52
3.3.1	Aparato experimental para medida do ângulo de contato.....	52
3.3.2	Bancada experimental	54
3.4	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	58
3.5	INCERTEZA EXPERIMENTAL	61
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	63

5	CONCLUSÕES.....	83
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	85
	APÊNDICE A – CALIBRAÇÃO DOS TERMOPARES	91
	APÊNDICE B – HIPÓTESE DE CONDUÇÃO UNIDIMENSIONAL	93
	APÊNDICE C – CÁLCULO DA PERDA TÉRMICA	96
	APÊNDICE D – CÁLCULO DO FLUXO DE CALOR DE INÍCIO DO <i>DRYOUT</i> PARA OS TESTES CONFINADOS.....	97

1 INTRODUÇÃO

O avanço da tecnologia de dispositivos eletrônicos com capacidade de processamento cada vez maiores, em produtos cada vez mais compactos, apontou a necessidade de se estudar métodos de transferência de calor mais eficientes, a fim de dissipar maiores quantidades de energia térmica gerada nesses equipamentos miniaturizados, garantindo assim sua integridade física e perfeito funcionamento. Nesse contexto, a procura por soluções eficientes na transferência de calor acarretou o estudo de novas técnicas, sendo a aplicação da ebulição nesta área um assunto que despertou interesse tecnológico amplamente difundido pela comunidade científica, devido à sua elevada capacidade de remoção de calor.

A ebulição é o processo de mudança de fase líquido-vapor de um líquido em contato com uma superfície sólida aquecida (interface Sólido-Líquido) onde, para a ebulição ocorrer, a temperatura da superfície deve ser maior do que a temperatura de saturação do líquido a uma determinada pressão. Durante o processo de ebulição, as bolhas de vapor se formam rapidamente nessa interface Sólido-Líquido, se desprendendo e subindo para a superfície livre do líquido. A ebulição pode ocorrer em regimes sem escoamento chamados ebulição em piscina (*pool boiling*), ou regimes de escoamento forçado (*flow boiling*). A característica de maior interesse observada no processo de ebulição é a capacidade de transferir grandes taxas de calor com pequenas diferenças de temperatura entre o fluido de trabalho e a superfície aquecida (SEADER e HENLEY, 2006). Dentro do processo de ebulição ocorrem diferentes regimes de transferência de calor, sendo a ebulição nucleada o regime onde é possível obter o maior coeficiente de transferência de calor (HTC, do inglês *heat transfer coefficient*), sendo esse da ordem de cinquenta vezes maior que os obtidos em convecção monofásica forçada (INCROPERA et al., 2008).

É grande o número de variáveis envolvidas no processo de ebulição, o que torna o fenômeno complexo e ainda não totalmente compreendido, constituindo uma grande motivação para o aprofundamento de pesquisas nessa área visando um melhor entendimento dos mecanismos físicos que regem esse fenômeno (CARDOSO, 2010). Entre essas variáveis destacam-se a morfologia da superfície aquecida onde, segundo Corty e Foust (1953), o aumento de cavidades na superfície diminui o superaquecimento necessário para início da ebulição. As propriedades termofísicas do fluido de trabalho também influenciam fortemente o fenômeno de ebulição, dentre as principais estão condutividade térmica, capacidade calorífica, massa específica e viscosidade (CAREY, 1992).

Buscando-se melhorias nos sistemas para remoção de calor, nos últimos 15 anos, a nanociência se destacou como uma promissora forma de intensificação da transferência de calor,

surgindo então os nanofluidos, prometendo ser uma forma de otimizar os setores industriais que necessitam dissipar grandes quantidades de calor como, reatores nucleares, destiladores de petróleo e resfriamento de componentes micro e macro eletrônicos onde, por exemplo, processadores de alto desempenho são projetados para dissipar uma potência na faixa de 100 a 300 W/cm², não sendo suprido pelos sistemas de ventilação e refrigerantes convencionais (WANG e MUJUNDAR, 2008b). Um dispositivo energeticamente eficiente consome uma quantidade de energia proporcional à quantidade de trabalho produzida. Desta forma, a elevada quantidade de trabalho executada e alto índice de desempenho dos conhecidos “supercomputadores” acarreta um aumento proporcional na potência dissipada por estes aparelhos (GUNARATNE et al., 2005).

A interação entre nanopartículas de alta condutividade térmica (pequenas partículas com tamanho médio entre 1 a 100 nm) e um fluido base, denominados nanofluidos por Choi em 1995, prometeu um aumento na condutividade térmica e, conseqüentemente, na taxa de transferência de calor, podendo também ser capaz de aumentar o fluxo de calor crítico (CHF, do inglês *critical heat flux*). Este representa o limite operacional de um sistema utilizando regime de ebulição nucleada, caracterizado por uma acentuada queda no coeficiente de transferência de calor, podendo causar a queima/perda do componente a ser resfriado.

Estudos utilizando ebulição nucleada de nanofluidos apontaram um novo caminho para pesquisas de intensificação da troca de calor, que são as superfícies nanoestruturadas. Materiais nanoestruturados podem ser formados por meio da deposição de nanopartículas sobre uma determinada superfície e são de interesse da ciência, pois podem fornecer aos materiais base novas propriedades físicas e químicas de interesse da indústria (YANG; MAA, 1984).

Nanoestruturas são camadas de nanomaterial obtidas por meio de processos diversos como usinagem e deposição química, onde, dependendo do processo de nanoestruturação, diferentes estruturas feitas do mesmo material podem apresentar características distintas (GLEITER, 1992). Por isso é importante a caracterização da nanoestrutura obtida para analisar seu efeito sobre os parâmetros de interesse estudados.

Em algumas aplicações, é necessário confinar o fluido de trabalho dentro de um espaço suficientemente estreito, capaz de modificar alguns mecanismos físicos de transferência de calor em relação à ebulição livre. O efeito do confinamento pode levar o sistema a atingir o fluxo de calor crítico prematuro, ou seja, abaixo do fluxo de calor crítico observado em sistemas sem confinamento. Isso leva a problemas relacionados ao comprometimento da integridade do dispositivo miniaturizado.

A utilização de nanofluidos e, conseqüentemente, nanoestruturas, para aumentar a capacidade de dissipação de calor de equipamentos eletrônicos vem sendo amplamente estudada,

apresentando melhor desempenho no controle térmico desses equipamentos. Mesmo assim, os estudos nessa área ainda apresentam divergências em seus resultados, levantando ainda mais questões a serem respondidas pela comunidade científica. Também nesse contexto, a ebulição nucleada confinada já é utilizada há alguns anos, apesar disso, o conhecimento e pesquisas relacionados a esse assunto continuam limitados. Assim, são necessárias novas pesquisas para minimizar os riscos referentes ao confinamento, bem como, para aperfeiçoar sua utilização como técnica de intensificação na transferência de calor.

Dentre as questões a serem respondidas pela comunidade científica estão: efeitos dos nanofluidos e superfícies nanoestruturadas na molhabilidade e ângulo de contato; mudanças nas propriedades do fluido base com adição das nanopartículas; relação entre rugosidade superficial e tamanho da nanopartícula; efeito das nanopartículas que permanecem em suspensão no fluido base durante a ebulição; influência da deposição das nanopartículas sobre a superfície aquecida; comportamento do coeficiente de transferência de calor na ebulição livre e confinada; influência das superfícies nanoestruturadas na ebulição nucleada confinada; relação entre superfícies nanoestruturadas e ganhos no fluxo de calor crítico, e mecanismo físico predominante de transferência de calor na ebulição nucleada livre e confinada.

Nesse contexto, o presente trabalho tem como objetivo geral o estudo de superfícies nanoestruturadas na ebulição em piscina, inclusive sob condições de confinamento, buscando compreender melhor os mecanismos físicos da transferência de calor, a fim de apresentar um caminho mais promissor no desenvolvimento de pesquisas futuras. É analisada a ebulição em piscina confinada e livre utilizando água deionizada como fluido de trabalho, na temperatura de saturação à pressão atmosférica local, sobre superfícies de cobre com diferentes rugosidades (lisa e rugosa), sem deposição de nanopartículas e com deposição por meio da ebulição do nanofluido Al_2O_3 -água deionizada em duas diferentes concentrações mássicas. Testes foram realizados para investigar a influência de superfícies nanoestruturadas e o nível de confinamento das bolhas de vapor sobre o coeficiente de transferência de calor (HTC) e o fluxo de calor crítico (CHF). O estudo traz também como objetivos específicos:

- o Validar a bancada utilizada para os testes livres e confinados, por meio da comparação com correlações comumente utilizadas para transferência de calor na ebulição em piscina (ROHSENOW, 1962; STEPHAN, 1992);
- o Analisar a influência das configurações geométricas da superfície aquecida, tais como, rugosidade e modificações impostas pela deposição de nanopartículas;

- o Analisar a influência da concentração do nanofluido utilizado para a nanoestruturação da superfície aquecida, e o efeito desta sobre o processo de ebulição nucleada livre e confinada, bem como, a dinâmica de formação e desprendimento das bolhas de vapor;
- o Estudar e avaliar o efeito do grau de confinamento sobre o HTC e CHF durante a ebulição nucleada utilizando superfícies aquecidas nanoestruturadas, os quais são parâmetros de interesse da indústria de sistemas térmicos compactos;
- o Aplicar a técnica de visualização ao fenômeno de ebulição para todas as condições testadas.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 ESTADO DA ARTE EM EBULIÇÃO NUCLEADA

A ebulição é o processo de mudança do estado líquido para vapor, onde as bolhas se formam no contato do fluido com uma superfície sólida cuja temperatura esteja acima da temperatura de saturação do fluido (superfície superaquecida). Em sequência, tais bolhas crescem e se desprendem de tal superfície, subindo para a superfície livre do fluido devido aos efeitos de empuxo (SEADER; HENLEY, 2006).

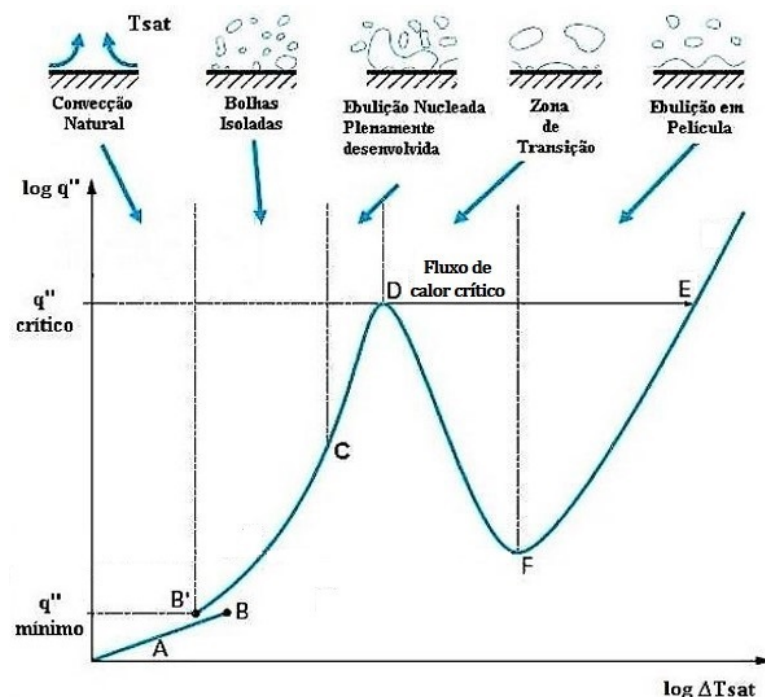
Esse tipo de processo está presente em diversos sistemas de transferência de calor amplamente utilizados no resfriamento de dispositivos eletrônicos, condicionamento de ar, reatores nucleares e refrigeração industrial.

Parâmetros como fluxo de calor, material e tamanho da superfície de aquecimento, propriedades termofísicas do líquido e vapor, são determinantes para definir a natureza do processo de ebulição (CAREY, 1992).

2.1.1 Curva de ebulição

O processo de ebulição possui diferentes regimes de transferência de calor. As diferentes regiões da curva permitem uma associação simplificada com o regime em questão, conforme mostrado na Fig. 1.

Figura 1 – Esboço da Curva de Ebulição de Nukiyama (1934).



Fonte: Adaptado de Lallemant (2005).

A curva de ebulição foi apresentada inicialmente por Nukiyama em 1934, baseada nos pontos experimentais representativos do fluxo de calor e da diferença entre as temperaturas da parede aquecida e a temperatura de saturação do líquido à pressão do sistema ($T_p - T_{sat}$), obtidos por meio do aquecimento elétrico de um fio metálico submerso em água. Mesmo tendo sido obtida para a água à pressão de 1 atm e ΔT_{sat} imposto ($T_p - T_{sat}$), tendências similares caracterizam o comportamento de outros fluidos (INCROPERA et al., 2008).

A região AB mostrada na Fig. 1 corresponde ao regime monofásico, onde o líquido está em convecção natural, caracterizado pelo movimento do fluido devido ao empuxo. Quando se aumenta a quantidade de calor cedida ao fio metálico, ou seja, aumenta-se o fluxo de calor imposto, a temperatura do líquido em contato com o fio pode atingir o superaquecimento necessário para iniciar a formação e crescimento das bolhas de vapor sobre a superfície do fio metálico (q'' mínimo). A formação e crescimento dessas bolhas de vapor em uma cavidade, conhecida como sítio de nucleação, pode se estender para cavidades vizinhas, causando a ativação das mesmas. O resultado é a rápida dispersão da ebulição nucleada sobre toda superfície, aumentando assim o coeficiente de transferência de calor. Tal fenômeno é conhecido como o início do regime de ebulição nucleada onde, quando o fluxo de calor imposto à superfície é constante, ocorre uma diminuição rápida e localizada da temperatura desta.

Um subsequente aumento do fluxo de calor leva à ativação de mais sítios de nucleação, levando ao aumento da frequência de saída de bolhas, caracterizando assim o início do regime de ebulição nucleada (região B'C). No ponto C é que o sistema atinge o regime de ebulição nucleada plenamente desenvolvido, onde é possível, com um pequeno aumento da temperatura da superfície, dissipar os mais elevados valores de fluxo de calor (região CD).

O limite do fluxo de calor imposto a um sistema no regime de ebulição nucleada (ponto D) é chamado de fluxo de calor crítico, CHF, onde as bolhas de vapor possuem grandes volumes devido à coalescência, dificultando ou até mesmo impedindo o contato do líquido com a superfície aquecida em quantidades suficientes para promover o resfriamento da mesma. Esse fenômeno pode levar à secagem da superfície, pois a película de líquido entre a superfície aquecida e a base da bolha de vapor coalescida se vaporiza, levando à degradação da transferência de calor. O CHF representa a capacidade máxima do equipamento e, atingir tal valor pode causar a fusão do material, funcionando assim como parâmetro de projeto de dispositivos que operam no regime de ebulição nucleada.

A região DF corresponde ao regime de transição, sendo caracterizado por uma camada de vapor instável intercalada por bolhas de vapor. O regime de transição pode ser estável ou não,

dependendo da forma como a superfície está sendo aquecida, por fluxo de calor imposto ou por temperatura imposta.

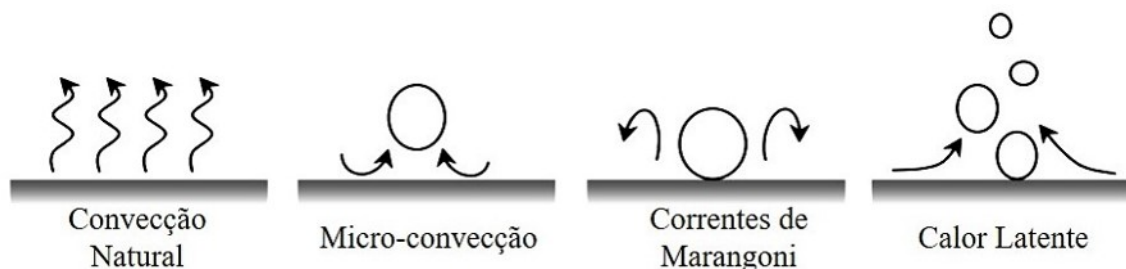
O próximo e último regime é chamado de ebulição em película (região FE), caracterizado por uma película de vapor ondulada contínua sobre a superfície, fazendo com que a transferência de calor entre a superfície aquecida e o fluido ocorra predominantemente por condução (CAREY, 1992).

A análise da curva de ebulição revela a ebulição nucleada, curva CD, como um regime altamente eficiente do ponto de vista da transferência de calor. Nesse regime é possível a dissipação de elevados fluxos de calor para baixos valores de superaquecimento da superfície. Porém, o elevado valor do coeficiente de transferência de calor não pode ser associado apenas ao fenômeno de mudança de fase, *i.e.*, à transferência de calor latente.

2.1.2 Regime de ebulição nucleada

O regime de ebulição nucleada destaca-se dentre os demais regimes existentes no processo de ebulição mostrados na Fig. 1, devido ao fato de ser um modo de transferência de calor muito eficiente, onde elevados fluxos de calor podem ser transferidos mantendo pequena a diferença entre as temperaturas da superfície aquecida e de saturação do fluido de trabalho (CARDOSO; PASSOS, 2013). O elevado valor do HTC é atribuído aos diversos modos de transferência de calor presentes na ebulição nucleada, exemplificados na Fig. 2, como: convecção natural, sendo esse o transporte de calor sensível dissipado das porções da superfície aquecida sem a presença de bolhas de vapor; micro-convecção, resultante do calor sensível transportado pelo líquido no desprendimento das bolhas de vapor da superfície aquecida; correntes de Marangoni (ou termocapilaridade), resultado dos gradientes de tensão superficial na interface líquido-vapor e associado ao movimento do líquido na superfície aquecida; e, calor latente, associado à parcela de energia transferida devido à mudança de fase, transportada pelas bolhas de vapor que deixam a superfície aquecida (CARDOSO, 2010).

Figura 2 – Mecanismos físicos existentes no regime de ebulição nucleada.



Fonte: Adaptado de Cardoso (2010).

O início da ebulição nucleada, ONB (do inglês *onset nucleate boiling*), pode ser homogênea ou heterogênea. A homogênea ocorre quando embriões de pequenas bolhas de vapor, que são núcleos de vapor ativos, são formados no interior de um líquido superaquecido puro. Este tipo de nucleação é de origem estritamente termodinâmica, sendo somente viável se o líquido estiver superaquecido (estado metaestável). Já a nucleação heterogênea ocorre na presença de elementos ou paredes que são estranhos ao líquido, que podem favorecer a formação de núcleos ativos de vapor. A presença dessas impurezas permite uma energia de formação menor comparada à nucleação homogênea.

Segundo o modelo de Hsu (1962), são necessárias duas condições simultâneas para ocorrência da ebulição nucleada heterogênea – a temperatura da superfície em contato com o líquido deve estar acima da temperatura de saturação do mesmo, estando essa superfície superaquecida; e, é necessária a existência prévia de gás ou vapor aprisionado nas cavidades da superfície em contato com o líquido.

Existem também outros mecanismos presentes na ebulição nucleada, como a termocapilaridade, originada dos gradientes de tensão superficial na interface líquido-vapor e associada ao movimento do líquido junto à superfície aquecida; e, a evaporação da microcamada, que seria a evaporação de uma película de líquido superaquecido presente entre a superfície e a base da bolha de vapor. A complexidade de encontrar o mecanismo que predomina na transferência de calor em ebulição nucleada é justificada pelo grande número de parâmetros que podem influenciar o fenômeno, sendo que todos estes parâmetros estão interligados e, por serem difíceis de mensurar, costumam ser estudados separadamente.

2.1.3 Ebulição nucleada confinada

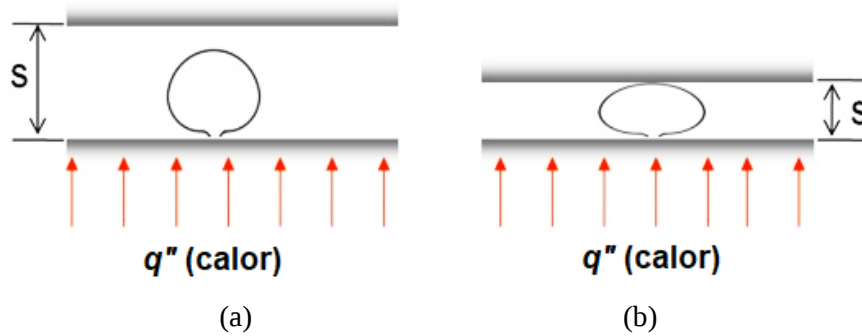
O uso da ebulição nucleada em sistemas eletrônicos miniaturizados e novos componentes de sistemas de refrigeração faz necessário o estudo do efeito desse fenômeno em sistemas confinados. Nesse contexto, deve-se investigar a dificuldade das bolhas de vapor de se formarem e escoarem nesses sistemas, pois considerando uma superfície a ser resfriada confinada por uma superfície adiabática, onde a distância entre elas é menor que o diâmetro das bolhas de vapor, os mecanismos de transferência de calor se modificam, ao ponto de intensificar ou degradar a capacidade de troca térmica.

Quando a dimensão do espaço onde a ebulição ocorre é menor do que o diâmetro das bolhas de vapor, as características térmicas e hidrodinâmicas da transferência de calor são diferentes daquelas observadas na ebulição livre (CARDOSO et al., 2011). Sob condições de confinamento,

após a formação e o crescimento das bolhas de vapor, ocorre a deformação e a permanência por maior tempo das mesmas no espaço confinado.

Nos esquemas das Figs. 3a e 3b são representadas duas situações: a) em que a bolha tem espaço para crescer e se afastar da superfície aquecida e b) em que a ebulição ocorre em espaço confinado.

Figura 3 - Ilustração representativa do crescimento de uma bolha de vapor: (a) em espaço não confinado e (b) em espaço confinado.



Fonte: Adaptado de Souza (2014).

O nível de confinamento pode ser representado, de forma simplificada, por meio de um número adimensional definido como a razão entre a distância, s , entre as duas superfícies e o comprimento capilar do fluido, L_b . Tal número adimensional é conhecido como número de Bond, Bo , Eq. 1 (YAO; CHANG, 1983). O comprimento capilar, L_b , é da ordem do diâmetro de partida das bolhas de vapor (CAREY, 1992), sendo escrito conforme Eq. (2),

$$Bo = \frac{s}{L_b} \quad (1)$$

$$L_b = \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)}} \quad (2)$$

na qual, g representa a aceleração da gravidade (m/s^2), σ a tensão superficial (N/m) e ρ_l e ρ_v representam a massa específica do líquido e do vapor (kg/m^3), respectivamente.

Pode-se observar, a partir das Eqs. (1) e (2), que se o diâmetro das bolhas de vapor formadas durante o regime de ebulição for menor do que o comprimento característico, s , ter-se-á $Bo > 1$, onde a tendência é que as bolhas se apresentem isoladas. Por outro lado, se o comprimento capilar for maior do que s , com $Bo < 1$, as bolhas se deformarão e se unirão às bolhas vizinhas, aumentando a área de contato da película líquida localizada entre a base da bolha de vapor e a superfície aquecida. Katto et al. (1977) e Ishibashi e Nishikawa (1969) inferiram que quando isso acontece, a transferência de calor se intensifica por causa da vaporização de líquido superaquecido da

microcamada, desde que se esteja trabalhando no regime de ebulição saturada mantendo baixos valores de fluxos de calor.

Yao e Chang (1983) foram os pioneiros no estudo dos efeitos do confinamento sobre o regime de ebulição nucleada. Em seu estudo, eles definiram o número adimensional de Bond, Bo , e estudaram a transferência de calor em um tubo vertical aquecido por um bloco de cobre em sua base. O elemento confinador utilizado foi um cilindro de quartzo oco. Utilizaram três fluidos de trabalho, Freon-113, acetona e água, com espaçamentos $s = 0,32; 0,80$ e $2,58$ mm. Foram identificados três regimes de ebulição: (a) $Bo < 1$ e baixo fluxo de calor, correspondendo a um regime de bolhas deformadas isoladas e a transferência de calor ocorrendo por meio da evaporação do fino filme de líquido entre a base inferior da bolha de vapor e a superfície aquecida; (b) $Bo < 1$ e alto fluxo de calor, caracterizado por bolhas deformadas coalescidas, com possibilidade de ocorrência de *dryout*; (c) $Bo > 1$ e alto fluxo de calor, onde há uma elevada taxa de transferência de calor devido à agitação da mistura bifásica dentro do espaço confinado.

Passos et al. (2004) estudaram o efeito do confinamento sobre a curva de ebulição, utilizando FC-72 em temperatura de saturação à pressão atmosférica como fluido de trabalho e diferentes níveis de confinamento, $s = 0,2; 0,5; 1,0, 13$ mm. Os resultados mostraram que para $s = 0,2$ e $0,5$ mm e baixos fluxos de calor (entre 5 e 22 kW/m²), o superaquecimento da superfície foi menor do que o obtido para $s = 13$ mm, indicando um aumento no coeficiente de transferência de calor nessas condições.

Stutz et al. (2009) estudaram o comportamento do fluxo de calor crítico em função do confinamento no regime de ebulição saturada do n-Pentano, utilizando uma superfície aquecida de cobre voltada para cima. Eles mostraram que quando a distância s atinge um valor próximo ao comprimento capilar L_b , ocorrem mudanças significativas no fenômeno de transferência de calor. Katto et al. (1977) mostraram tendências similares utilizando água como fluido de trabalho. Tais pesquisadores mostraram que o aumento do confinamento leva ao acúmulo de bolhas de vapor no canal (espaço entre a superfície aquecida e a adiabática) para altos valores de fluxos de calor. Como consequência, o tempo de permanência desses bolsões de vapor no canal aumenta, causando antecipação do fluxo de calor crítico se comparado à mesma superfície aquecida sem confinamento.

Cardoso et al. (2011) estudaram experimentalmente a ebulição nucleada do n-Pentano sob condições saturadas, sobre uma superfície aquecida de cobre voltada para cima. Foram estudados quatro diferentes níveis de espaçamento, $s = 0,2; 0,5; 0,7$ e 13 mm. Os autores observaram um efeito maior do confinamento para $s = 0,2$ mm sobre a curva de ebulição e, relataram o aumento do coeficiente de transferência de calor com o aumento do confinamento.

Misale (2016) estudou experimentalmente os efeitos do confinamento lateral sobre a ebulição em piscina do FC-72 sobre uma superfície plana de cobre aquecida. A seção de testes consistiu em um bloco de cobre com 40 mm de diâmetro com superfície rugosa ($R_a = 0,76 \mu\text{m}$) e os experimentos foram realizados à pressão atmosférica. Foram analisadas imagens obtidas para o mesmo valor de fluxo de calor, comparando três condições distintas: não confinada (a seção de teste foi totalmente imersa em FC-72); confinamento único (foi utilizado um cilindro com 200 mm de diâmetro, instalado entre a parede da câmara de ebulição e a seção de testes); e, duplo confinamento (um segundo cilindro de vidro com 70 mm de diâmetro foi instalado entre o vidro anterior e a seção de testes). A presença do confinamento melhorou o desempenho da transferência de calor para baixos e moderados fluxos de calor, enquanto que nenhum efeito foi observado para o fluxo de calor máximo. Além disso, o duplo confinamento produziu um melhor desempenho na transferência de calor e o efeito de histerese (diferença na curva de ebulição considerando fluxo de calor crescente e decrescente) foi menos pronunciado.

A ebulição em espaços reduzidos tornou-se uma pesquisa importante, uma vez que os fluxos de calor envolvidos são superiores aos proporcionados por sistemas monofásicos comumente utilizados. Existem ainda fortes indícios de que o uso da nanociência nesses ambientes de espaços restritos possa ser uma saída para melhor aproveitamento desse potencial (SOUZA et al., 2014).

2.2 NANOFLUIDOS

Nas últimas décadas, estudos relacionados à adição de partículas de tamanho reduzido em um fluido base, denominada dispersão coloidal, a fim de melhorar as propriedades termofísicas de uma solução, ganhou notoriedade entre pesquisadores da área de ciências térmicas. O avanço tecnológico e o aumento da demanda de potência tornaram necessária a busca por novos fluidos capazes de dissipar maiores fluxos de calor, a fim de manter a integridade desses novos dispositivos. Nesse contexto, a aplicação de nanofluidos em ebulição em piscina tem grande importância, com aplicação em reatores nucleares, destiladores de petróleo e resfriamento de componentes eletrônicos, inclusive em microescala (KAMATCHI; VENKATACHALAPATHY, 2015). Assim, devido à sua maior condutividade térmica quando comparados a fluidos refrigerantes usuais, os nanofluidos podem aumentar a taxa de transferência de calor em microchips, sendo possível minimizar o inventário de fluido refrigerante utilizado e, conseqüentemente, reduzir os custos dos dispositivos de arrefecimento (WANG; MUJUNDAR, 2008b).

Nanofluidos são dispersões coloidais de nanopartículas (na faixa de 1 a 100 nm) em um fluido base. Este conceito foi apresentado por Choi (1995) em seu estudo sobre o aumento da condutividade térmica em fluidos através da utilização de nanopartículas. Porém, antes dessa

definição, Yang e Maa (1984) foram os pioneiros no estudo da ebulição em piscina utilizando particulados. Yang e Maa (1984) utilizaram nanopartículas de alumina (Al_2O_3) em escala nanométrica (50 nm) e micrométrica (0,3 e 1 μm), em baixas concentrações (0,025 - 0,125 vol.%) dispersas em água. Os resultados indicaram que apenas para o início do regime de ebulição nucleada (fluxo de calor de 10 a 50 kW/m^2) houve um aumento no HTC.

As nanopartículas podem ser metálicas, como Cu e Al; óxidos metálicos (Al_2O_3 , TiO_2 , ZnO , F_2O_3 , CuO); carbonos (grafite, nanotubos); ou qualquer outro metal que possua alta condutividade térmica em relação ao fluido base utilizado (água, fluidos refrigerantes, etileno glicol)

Dentre as características dos nanofluidos pode-se destacar: elevada capacidade de transferência de calor; possibilidade de ajuste de propriedades como condutividade térmica e molhabilidade da superfície, por meio da variação das concentrações de partículas; e, comparados a suspensões convencionais, reduzem a erosão e entupimento de partículas em microcanais, possibilitando miniaturização de sistemas (WANG; MUJUNDAR, 2008).

2.2.1 Técnicas de preparação dos nanofluidos

A estabilidade dos nanofluidos é fortemente dependente do método de preparo do mesmo, por esse motivo, a preparação é um fator importante a ser analisado. Sabe-se que nanofluidos são mais estáveis que soluções micrométricas, mas não podem ser consideradas como simplesmente uma mistura líquido-sólido. Segundo Wang e Mujundar (2008), obter uma suspensão estável, uniforme e durável são alguns dos requisitos essenciais na fabricação de nanofluidos, bem como evitar aglomerações de partículas (*clusters*) e manter a estrutura química do fluido inalterada.

Fatores como o tempo, temperatura, concentração, tipo de nanopartícula, meio de dispersão e pH desempenham papéis importantes na estabilidade da dispersão: uma má dispersão das nanopartículas no fluido base (solução pouco estável) pode levar ao empobrecimento, ou até mesmo comprometimento, da transferência de calor. Assim, a uniformidade e estabilidade da dispersão das nanopartículas no fluido base é essencial para obter melhorias na transferência de calor, além de facilitar a repetibilidade dos testes na obtenção dos dados em pesquisas envolvendo transferência de calor (BARBER et al., 2011).

Atualmente são dois os métodos difundidos para preparação dos nanofluidos: o método de uma etapa (etapa única) e o método de duas etapas.

O método de etapa única corresponde ao processo onde é possível obter as nanopartículas e a dispersão no fluido base em uma única etapa, onde as nanopartículas são preparadas diretamente pelo método químico líquido ou pela técnica de deposição física a vapor. Segundo Neto (2011), neste método, a aglomeração das nanopartículas é minimizada, aumentando a

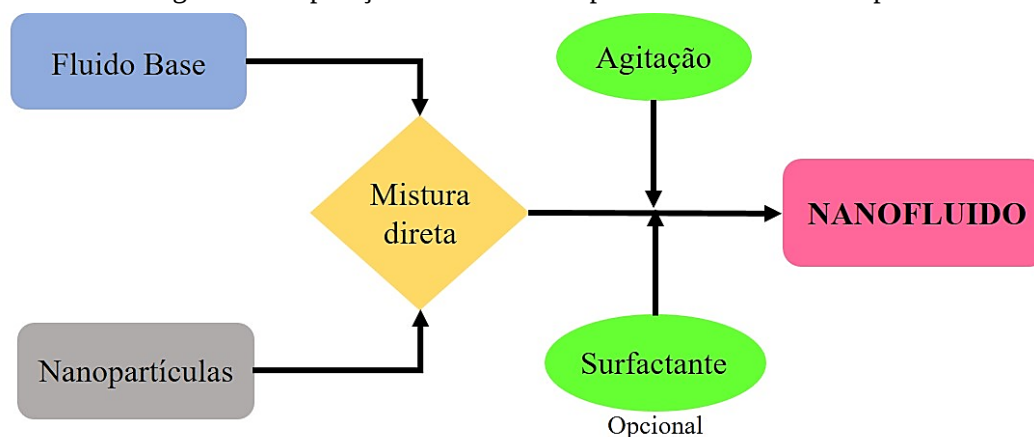
estabilidade, pelo fato de não passar por processos de secagem, armazenamento, transporte e dispersão das nanopartículas.

A desvantagem desse método é a limitação quanto à produção em larga escala, pois precisa ser desenvolvido em lotes (pequenas quantidades), inviabilizando a produção comercial de nanofluidos. Outro limitante seria que para evitar aglomerações de nanopartículas, o fluido base deve possuir baixa pressão de vapor (MUKHERJEE; PARIA, 2013).

Sendo assim, o método de duas etapas é o mais utilizado na obtenção de nanofluidos. O método consiste no preparo primeiro das nanopartículas na forma de pó seco que depois são dispersas em um fluido base. Para obtenção das nanopartículas, os processos de fabricação mais utilizados são: moagem mecânica, precipitação química, aspersão térmica, técnica de condensação de gás inerte e pirólise *spray*. Para evitar a aglomeração das partículas durante sua dispersão no fluido base, o mais comum é utilizar um equipamento ultrassônico.

Uma síntese do método de preparação de nanofluidos em duas etapas é apresentada na Fig. 4. Com o método de duas etapas é possível produzir nanofluidos em grande escala, de maneira eficiente e econômica. Entretanto, as nanopartículas têm tendência de se aglomerarem devido à elevada área superficial e interação com a mesma. Sendo assim, técnicas de estabilização como adição de surfactantes apropriados ou agitação ultrassônica são, geralmente, utilizadas para minimizar o efeito dos *clusters* e melhorar o desempenho da dispersão (NETO, 2011).

Figura 4 - Preparação de nanofluidos pelo método de duas etapas.



Fonte: Adaptado de Manetti (2017).

Comparando o método de duas etapas com o de etapa única, o primeiro funciona melhor para nanopartículas de óxidos (alumina e titânia, por exemplo), porém para partículas metálicas pode ser menos estável (WANG; MUJUMDAR, 2008).

2.2.2 Influência da utilização de nanofluidos sobre o coeficiente de transferência de calor

Nos últimos 90 anos, vários pesquisadores têm realizado estudos experimentais em ebulição em piscina, principalmente dentro do regime de ebulição nucleada, pois é durante este regime de ebulição que se obtém o maior coeficiente de transferência de calor em um sistema térmico. Outro parâmetro profundamente estudado é o fluxo de calor crítico (CHF), que corresponde ao máximo calor que pode ser dissipado no regime de ebulição nucleada, sendo um limitador em projetos térmicos.

Um dos primeiros pesquisadores a realizar estudos de ebulição nucleada utilizando nanofluidos, investigando sua influência sobre o HTC, foram Das et al. (2003). No estudo, os autores utilizaram o nanofluido de alumina (Al_2O_3 – com partículas de diâmetro médio de 38 nm dispersas em água), preparado pelo método de duas etapas, com agitação ultrassônica de 4 horas, em diferentes concentrações (0,1; 1; 2 e 4 vol.%). Como superfície aquecida, utilizaram um cilindro de aço inoxidável horizontal com diferentes rugosidades (387 nm e 1150 nm). O sistema foi mantido à pressão atmosférica e o fluxo de calor máximo aplicado foi de 100 kW/m². Segundo os autores, os resultados mostraram que para todas as concentrações de nanofluido houve uma diminuição no HTC. Essa diminuição foi causada pela deposição das nanopartículas em suspensão sobre a superfície de aquecimento, cuja rugosidade era maior que o diâmetro médio das nanopartículas, *i.e.*, o efeito de “entupimento” acarretou em uma redução na densidade de sítios ativos de nucleação.

Wen e Ding (2005) estudaram o nanofluido de alumina em água, com concentrações de 0,32, 0,71, 0,95 e 1,25 wt.%, preparados pelo método de duas etapas seguido de um homogeneizador de alta velocidade, utilizado para quebrar os *clusters* de nanopartículas a fim de estabilizar o nanofluido. Foi utilizado um disco polido de aço inox como superfície de aquecimento e o fluxo máximo aplicado foi de 130 kW/m². Diferente dos autores anteriores, Wen e Ding (2005) observaram um aumento no HTC para todas as concentrações estudadas, onde o melhor resultado foi para a maior concentração (1,25 wt.%), com 40% de aumento. Segundo os autores, a deterioração do HTC relatado em outros trabalhos é causada pela deposição de uma nanocamada sobre a superfície de aquecimento durante o processo de ebulição do nanofluido, acarretando em um aumento da resistência térmica. Em seu estudo Wen e Ding (2005) explicaram que a alta estabilidade do nanofluido utilizado foi a causa do aumento do HTC, evitando assim a deposição de nanopartículas e formação da nanocamada.

Kim et al. (2007) estudaram diferentes nanofluidos (Zircônia, Alumina e Sílica em água) no regime de ebulição nucleada, para três concentrações de cada nanofluido: 0,001; 0,01 e 0,1 vol.%. A superfície de aquecimento consistiu de um fio de Ni-Cr, com diâmetro de 0,38 mm e 120 mm

de comprimento, e o fluxo de calor foi aplicado gradativamente até atingir o CHF (fluxos de calor acima de 1000 kW/m^2). Foi observado que para todos os nanofluidos e concentrações, o HTC foi menor do que da água pura, explicado novamente pela deposição de uma nanocamada sobre o fio, aumentando a resistência térmica e reduzindo os sítios de nucleação.

Kwark et al. (2010) estudaram a ebulição nucleada do nanofluido alumina-água deionizada, utilizando partículas com diâmetro médio de 139 nm em concentrações de 0,001 a 1,0 g/l, preparado pelo método de duas etapas, com estabilização em banho ultrassônico durante 2 horas. Como superfície de aquecimento utilizaram uma placa polida de cobre (10 x 10 mm) e os testes foram realizados à temperatura de saturação e à pressão atmosférica. Os autores aumentaram gradativamente o fluxo de calor até atingir o CHF e observaram que, para baixas concentrações (de 0,001 a 0,025 g/l), não ocorreu alteração no HTC. Porém, para concentrações maiores (a partir de 0,01 g/l) houve um decréscimo no HTC, causado pelo aumento da resistência térmica na superfície de aquecimento devido à deposição de nanopartículas, fenômeno que foi desprezível para concentrações muito baixas.

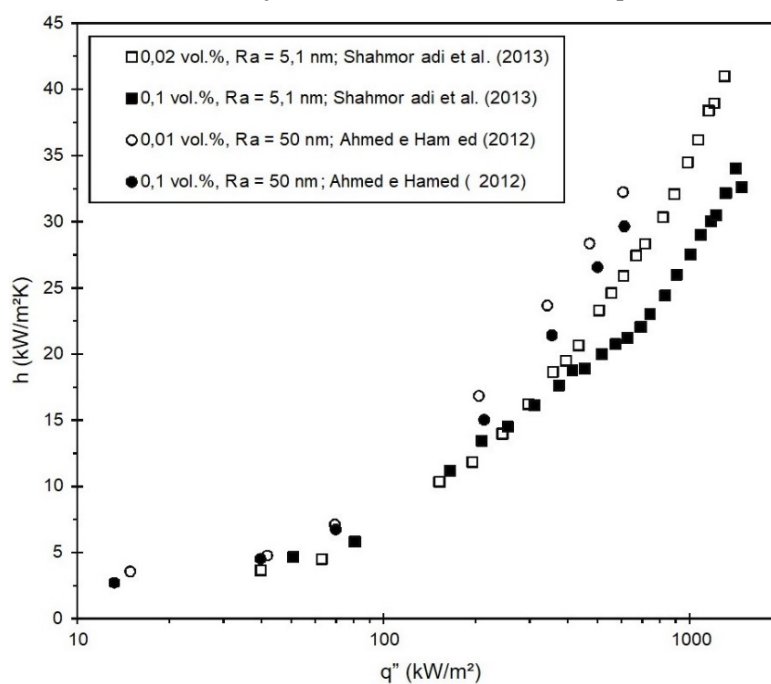
Utilizando nanopartículas de alumina (40 - 50 nm) dispersas em água deionizada, Ahmed e Hamed (2012) estudaram seus efeitos na ebulição nucleada para diferentes concentrações. Para garantir a estabilidade do nanofluido, utilizaram banho ultrassônico durante 5 horas e as concentrações trabalhadas foram de 0,01, 0,1 e 0,5 vol.%. Como superfície de aquecimento foi utilizada uma placa de cobre horizontal com 25,4 mm de largura e 71 mm de comprimento, com rugosidade média, R_a , de 50 nm. O máximo fluxo de calor aplicado para todos os testes foi de 600 kW/m^2 . Os autores relataram que, para o nanofluido com concentração de 0,01 vol.%, houve um aumento de 35% no HTC em relação à água pura. Já o nanofluido com concentração de 0,1 vol.% teve comportamento similar ao da água e, por fim, o de 0,5 vol.% mostrou um decréscimo de 45% no HTC em relação à água. Segundo Ahmed e Hamed (2012), a degradação no HTC foi causada principalmente pela deposição das nanopartículas sobre a superfície de cobre aquecida. Para a concentração de 0,01 vol.%, ou seja, baixa concentração, a taxa de deposição foi menor e mais lenta, prevalecendo o efeito do aumento da condutividade térmica do nanofluido. Para concentrações maiores, a taxa de deposição também foi aumentada, levando ao aumento da resistência térmica e redução da densidade de sítios ativos de nucleação.

Shahmoradi et al. (2013) utilizaram também nanopartículas de alumina (40 nm) em água como fluido base. Os nanofluidos foram preparados pelo método de duas etapas, estabilizados por meio de vibração ultrassônica por mais de 3 horas, em quatro diferentes concentrações: 0,0001; 0,002; 0,05 e 0,1 vol.%. A superfície aquecida consistiu em um disco de cobre horizontal com 38 mm de diâmetro, polida com lixa #2500 antes de cada teste, resultando em uma

rugosidade média de 5,1 nm, medida por meio da topografia no microscópio de força atômica (*Atomic Force Microscopy*, AFM). Os testes ocorreram em condições de temperatura de saturação à pressão atmosférica e foram aplicados fluxos de calor gradativos até que o CHF fosse atingido. Na concentração 0,0001 vol.% não houve alteração no HTC e, para todas as outras concentrações foi relatado decréscimo no HTC. Segundo os autores, a redução no HTC também foi causada pela deposição das nanopartículas, que formaram uma nanocamada sobre a superfície de aquecimento.

Outro fator importante a ser notado é a influência da concentração do nanofluido sobre os mecanismos de transferência de calor. Uma análise comparativa entre os estudos de Ahmed e Hamed (2012) e Shahmoradi et al. (2013), levando em consideração diferentes concentrações de nanofluido, é apresentada na Fig. 5.

Figura 5 – Influência da concentração do nanofluido de alumina para diferentes rugosidades.



Fonte: Manetti (2017).

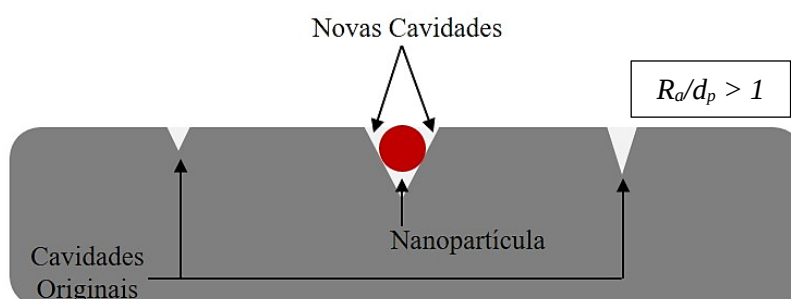
Observa-se na Fig. 5, apresentada por Manetti (2017), que baixas concentrações de nanofluidos apresentam melhor desempenho (aumento nos valores de HTC) para altos fluxos de calor, o que pode ser explicado pela baixa taxa de deposição na superfície, ou seja, o efeito do aumento da condutividade térmica no nanofluido prevalece como mecanismo na troca térmica.

Pode-se observar que, a grande maioria dos autores relatou a modificação (melhoria ou degradação) do HTC na ebulição nucleada em piscina utilizando nanofluidos como consequência da alteração morfológica da superfície de aquecimento. A nanocamada formada pela deposição das nanopartículas sobre a superfície pode funcionar como barreira para a transferência de calor,

podendo também reduzir a formação das bolhas de vapor. Por outro lado, dependendo da concentração do nanofluido utilizado e das condições originais da superfície de aquecimento (no caso, superfícies originalmente lisas), uma mesma nanocamada pode aumentar o HTC por meio do aumento do número de sítios ativos de nucleação.

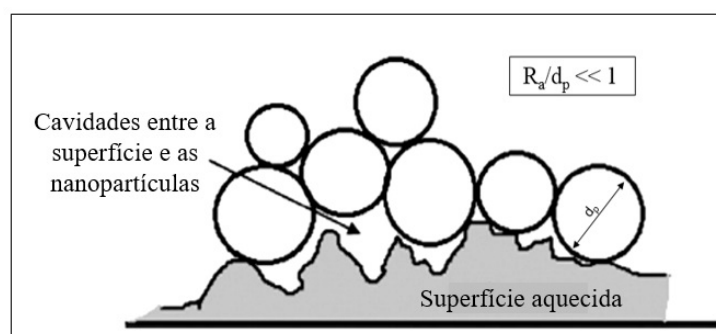
Narayan et al. (2007) apresentaram um parâmetro de interação superfície-nanopartícula definido pela razão entre a rugosidade média da superfície de aquecimento (R_a) e diâmetro da nanopartícula (d_p). Esse parâmetro pode indicar qual a tendência ou comportamento esperado do HTC. Para razões próximas a 1 ($R_a/d_p \approx 1$), espera-se um decréscimo do HTC em relação ao fluido base devido ao entupimento das microcavidades. Para razões maiores que 1, espera-se um aumento no HTC em relação ao fluido base devido à multiplicação das microcavidades (Fig. 6).

Figura 6 – Nanopartícula depositada em superfície de aquecimento para $R_a/d_p > 1$.



Fonte: Elaboração da própria autora.

Figura 7 – Nanopartículas depositadas na superfície de aquecimento para $R_a/d_p \ll 1$.



Fonte: Adaptado de Shahmoradi et al. (2013).

Com essa análise, Shahmoradi et al. (2013) relataram que quando $R_a/d_p \ll 1$, o aumento da resistência térmica na superfície aquecida é superior a qualquer outro efeito, pois além das nanopartículas depositadas, formam-se pequenos bolsões de vapor que ficam acumulados entre as nanopartículas e a superfície (Fig. 7).

Manetti et al. (2017) utilizaram nanofluido de alumina-água para testes de ebulição em piscina e verificaram que: a deposição de nanopartículas sobre a superfície ocorreu desde os primeiros fluxos de calor (ONB) aplicados; a taxa de deposição aumentou à medida que o fluxo

de calor aumentou; e, a deposição de nanopartículas é função do tempo de ebulição. Para os casos de aumento no HTC, os autores verificaram que a deposição causou um aumento no raio da cavidade, fazendo com que menos energia fosse necessária para sua ativação. Já para os casos de decréscimo no HTC, principalmente para ebulição de nanofluidos de alta concentração, a deposição gerou uma camada espessa sobre a superfície de aquecimento que agiu como barreira à transferência de calor.

2.2.3 Influência da utilização de nanofluidos sobre o fluxo de calor crítico

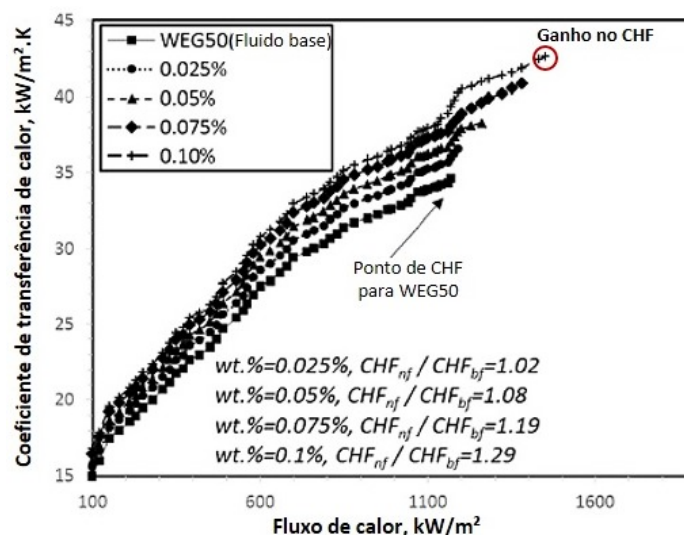
You et al. (2003) foram pioneiros no estudo do CHF em nanofluidos. Os autores utilizaram o nanofluido alumina-água, na faixa de concentração de 0 a 0,05 g/l, sobre uma placa horizontal de cobre aquecida. Os ensaios foram realizados sob pressão sub-atmosférica, 0,2 bar, sendo a temperatura de saturação do fluido base de 60 °C nessas condições. Os autores relataram um aumento de 200% no CHF para concentrações acima de 0,001 g/l, sendo tal aumento atribuído à alteração da tensão superficial do fluido base através da adição das nanopartículas.

Um estudo dos efeitos no CHF com a utilização de nanofluidos foi realizada por Kim et al. (2006), utilizando dois tipos de nanofluidos em seus testes: alumina (47 nm) e titânia (85 nm), em baixas concentrações (1×10^{-5} a 1×10^{-1} vol.%). Um fio de Ni-Cr com 0,2 mm de diâmetro foi utilizado como superfície de aquecimento e os ensaios foram realizados à pressão atmosférica. O CHF foi determinado pelo valor da potência no momento da queima do fio, conhecido como *burnout*. Para todas as concentrações de alumina superiores a 0,001 vol.%, foi relatado um aumento de 76% no CHF. Já para o nanofluido de titânia, o aumento no CHF chegou a 100% na concentração de 0,1 vol.%. Os autores justificaram o aumento no CHF devido à deposição das nanopartículas na superfície aquecida e consequente formação da nanocamada. Segundo eles, as características da nanocamada formada dependem fortemente da concentração do nanofluido.

Em um estudo posterior, Kim et al. (2007) analisaram o CHF para vários nanofluidos (alumina, zircônia ou sílica dispersas em água deionizada), em três diferentes concentrações: 0,001; 0,01 e 0,1 vol.%. A superfície de aquecimento utilizada foi um fio de aço inox 316 (diâmetro 0,38 mm) e os experimentos foram realizados à pressão atmosférica. Os autores observaram aumentos significativos de CHF para todos os nanofluidos utilizados, sendo o maior para a sílica (0,1 vol.%) com 85% de aumento, seguido pela zircônia (0,01 vol.%) com 75% e alumina (0,001 vol.%), com 52% de aumento. Foi constatada também uma grande redução do ângulo de contato estático e, uma análise em MEV, mostrou a presença de uma camada de nanopartículas depositada sobre a superfície. Assim, os autores atribuíram o aumento no CHF ao aumento da molhabilidade da superfície.

Matre e Karwande (2015) estudaram os efeitos do nanofluido Al_2O_3 -água em diferentes concentrações: 0,08 a 0,40 vol.%, usando fio de Ni-Cr (0,38 mm de diâmetro) como superfície de aquecimento. Os autores relataram um aumento do CHF para concentrações de até 0,32 vol.%, chegando a 73%. Entretanto, para concentrações maiores, foi observada uma queda do CHF nessa mesma porcentagem.

Figura 8 – Curvas experimentais comparativas apontando o aumento do HTC e CHF com o uso do nanofluido.



Fonte: Adaptado de Sarafranz et al. (2016).

Sarafranz et al. (2016) realizaram um estudo experimental do HTC e CHF em ebulição em piscina com nanofluidos sintéticos $\text{ZrO}_2/\text{WEG50}$ (zircônia/água-etileno glicol em mistura 50/50), em concentrações de 0,025 a 0,1 vol.%. Os autores apontaram que a deposição de nanopartículas na superfície intensificou o efeito de termocapilaridade, aumentando o CHF devido ao fato de mais líquido ser absorvido pela camada porosa devido à diminuição do ângulo de contato estático. A Fig. 8 apresenta graficamente os resultados para HTC e CHF apontado pelos autores, para diferentes concentrações do nanofluido $\text{ZrO}_2/\text{WEG50}$, em comparação com a ebulição do fluido base puro (sem adição das nanopartículas de zircônia).

Através dos estudos analisados, pode-se observar que o uso de nanofluidos na ebulição nucleada promove um aumento do CHF devido à deposição de nanopartículas sobre a superfície aquecida durante o processo de ebulição desses, o que aumenta a molhabilidade e pode intensificar outros efeitos, como a termocapilaridade. Apesar da discrepância entre os valores dos dados obtidos pelos diversos autores, há uma tendência clara quanto ao ganho no CHF nas condições de testes com nanofluidos.

2.3 SUPERFÍCIES NANOESTRUTURADAS

Materiais nanoestruturados são aqueles formados por meio da deposição de nanopartículas sobre uma determinada superfície e são de interesse da ciência, pois podem fornecer aos materiais base novas propriedades físicas e químicas de interesse da indústria. Existem vários processos e tratamentos distintos com a finalidade de se obter uma nanoestrutura, tais como: nano usinagem, solidificação rápida, deposição química, plasma e eletroforese. Após a obtenção da nanoestrutura é necessário analisar/caracterizar a mesma para estudar o seu efeito sobre fenômenos de interesse. Diferentes estruturas feitas do mesmo material podem apresentar comportamentos distintos, uma vez que a estrutura do nanomaterial determina seu comportamento específico (GLEITER, 1992).

De acordo com a norma E 2456-06 de terminologia padrão da ASTM, a definição de nanoestrutura corresponde a componentes físico ou quimicamente distinguíveis, estando pelo menos um componente em nanoescala em uma ou mais dimensões. Seriam materiais policristalinos com tamanho de grão de ordem nanométrica, tipicamente menores que 100 nm (SUNDARARAMAN, 1995).

Como visto no item anterior, existem várias pesquisas que atribuem variações na transferência de calor (aumento ou degradação) devido às modificações sofridas pela superfície aquecida, como a deposição de nanopartículas sobre a mesma, formando uma nanocamada. Ao estudar a influência de nanoestruturas sobre a transferência de calor no regime de ebulição nucleada é necessário avaliar a interação fluido/superfície, como a influência da rugosidade e da molhabilidade sobre o HTC e o CHF. Nesse contexto existem algumas técnicas experimentais de análise, como microscopias e espalhamentos.

Os primeiros estudos de nanoestruturas aplicados ao regime de ebulição nucleada ocorreram por descobertas ao acaso, onde pesquisadores observaram que a deposição de nanopartículas sobre superfícies de aquecimento, geralmente, como consequência da ebulição de um nanofluido, causavam mudanças que influenciavam os mecanismos de troca térmica. Isso abriu uma nova vertente de pesquisa onde, ao invés dos nanofluidos, as nanoestruturas seriam as principais responsáveis pelas mudanças no comportamento da transferência de calor.

Alguns estudos envolvendo superfícies microporosas já aconteciam desde meados dos anos 80 e destacavam o papel da condutividade térmica da partícula utilizada e das propriedades termofísicas do fluido de trabalho. Thome (1990) mostrou que era possível alcançar um melhor desempenho na transferência de calor por meio de materiais porosos com elevada condutividade térmica e altamente permeáveis quando comparados a uma superfície lisa, principalmente, para baixos valores de fluxos de calor.

Uma das maiores motivações para pesquisas envolvendo nanoestruturas é a possibilidade de aplicação imediata das mesmas em sistemas térmicos de transferência de calor, principalmente, aqueles que operam em regime de ebulição. Porém, o maior desafio apresentado nas pesquisas é a dificuldade de se obter uma deposição de nanopartículas uniforme sobre as superfícies de aquecimento. Como a deposição pode afetar fortemente os mecanismos de transferência de calor durante a mudança de fase, é de fundamental importância que haja uniformidade desta sobre o substrato.

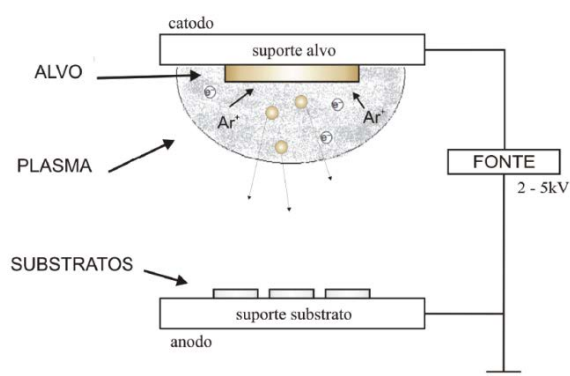
2.3.1 Técnicas de nanoestruturação

Atualmente, são dois os métodos de nanoestruturação mais utilizados: a deposição de nanopartículas a partir do processo de ebulição do nanofluido, e o método de revestimento (conhecido como “*Sputtering*”, pulverização por plasma ou pulverização catódica).

Nanoestruturação por meio do processo de ebulição de nanofluido é um método que consiste na elaboração prévia de uma solução coloidal contendo nanopartículas (metálicas ou óxidos metálicos), chamado nanofluido. Durante o processo de ebulição do nanofluido, as nanopartículas suspensas no fluido base sofrem deposição sobre a superfície ou substrato, formando uma nanocamada sobre esta. A simplicidade deste método faz dele uma opção prática e rápida como método de nanoestruturação, adotado muitas vezes por pesquisadores da área.

A técnica de “*Sputtering*” também é conhecida por PVD (do inglês *Physical Vapour Deposition*) e consiste de um processo de revestimento por plasma, onde átomos são ejetados de um material sólido através do bombardeamento de partículas energéticas (BEHRISCH, 1981). O material a ser depositado é transformado em vapor através de um processo termofísico ou de colisão, direcionando o mesmo para um substrato dentro de um ambiente a vácuo ou plasma gasoso à baixa pressão, onde esse vapor se condensa formando uma película sobre o material. Um esquema simplificado da técnica de deposição via plasma é mostrado na Fig. 9.

A vantagem desta técnica é que ela garante uma alta eficiência e controle sobre os metais ou ligas depositadas, uma vez que não há fusão de material, ao contrário de muitas técnicas de deposição a vácuo. Sua capacidade de ajustar a forma de distribuição e/ou tamanho desejados das nanopartículas sobre a superfície, através do controle de alguns parâmetros, como temperatura, tensão aplicada, pressão da câmara e tempo de deposição, é outro aspecto importante que faz do *Sputtering* um método preciso (KOLZERBRASIL, 2014).

Figura 9 - Processo típico de *Sputtering*.

Fonte: Adaptado de Groza (2007).

2.3.2 Caracterização das nanoestruturas

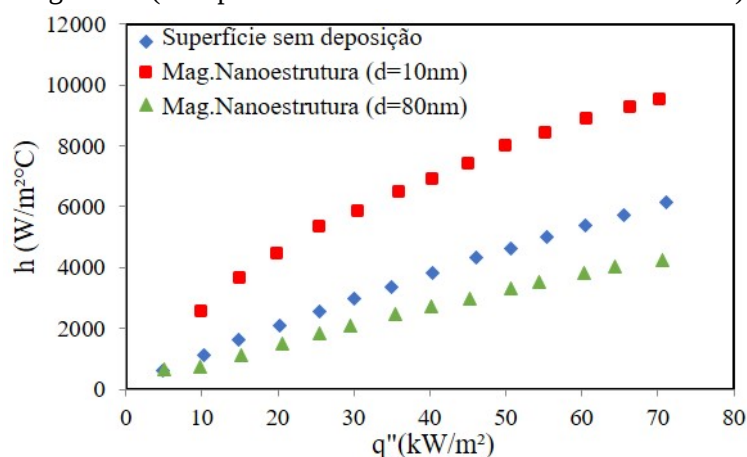
2.3.2.1 Influência do tamanho das nanopartículas

No início das pesquisas que utilizavam partículas sólidas dispersas em um fluido com o intuito de aumentar sua condutividade térmica, os cientistas usavam partículas com tamanho médio da ordem de milímetros ou micrômetros para revestimento de superfícies. Porém, essa técnica apresentava problemas de aglomeração das partículas que se depositavam sobre a superfície. Assim, como relatado por Mohammed et al. (2011), as nanopartículas surgiram para minimizar esse problema, pois partículas de menor tamanho poderiam diminuir o tempo de sedimentação.

Narayan et al. (2007) introduziram um Parâmetro de Interação de Superfície (*SIP* – do inglês *Surface Interaction Parameter*), definido como sendo a razão entre a rugosidade média da superfície (R_a) e o tamanho da nanopartícula (d_p), e explicaram que o HTC é maior para os casos em que o parâmetro *SIP* é maior que a unidade. Isso ocorre devido às partículas menores se assentarem nos sítios de nucleação originais da superfície multiplicando tais sítios, como já mencionado anteriormente.

Souza et al. (2014) estudaram os efeitos da deposição de nanopartículas de maguemitita (γ - Fe_2O_3) durante a ebulição nucleada do HFE 7100, sobre uma superfície aquecida horizontal de cobre, na temperatura de saturação à pressão atmosférica. Eles investigaram os efeitos de dois tamanhos de nanopartículas (10 nm e 80 nm) e mostraram que para nanopartículas com diâmetro de 10 nm (correspondendo ao $SIP = 16$) houve um ganho de 55% no HTC em relação à superfície sem deposição. Porém, para nanopartículas com 80 nm de diâmetro (correspondendo ao $SIP = 2$) houve um decréscimo de 29% no HTC em relação à superfície sem deposição. Tais resultados são mostrados graficamente na Fig. 10.

Figura 10 - Comparação entre a superfície aquecida sem deposição e as superfícies nanoestruturadas de maguema (nanopartículas com diâmetro de 10 nm ou 80 nm).



Fonte: Adaptado de Souza et al. (2014).

Os autores explicaram que para a superfície com deposição de nanopartículas menores (10 nm) houve um aumento do número de sítios de nucleação. Já o decréscimo no HTC para partículas maiores (80 nm) pode ser explicado pelo aumento da resistência térmica devido à formação de uma espessa camada de nanopartículas depositada e pela redução de sítios de nucleação devido ao bloqueio destes com a formação da nanocamada mais espessa.

2.3.2.2 Influência da rugosidade da superfície e concentração dos nanofluidos

A rugosidade é outro fator que influencia fortemente a transferência de calor por ebulição. Uma superfície aquecida mais rugosa propicia um aumento na formação de sítios ativos de nucleação, necessitando de um menor superaquecimento para iniciar o processo de ebulição nucleada. Mikic e Rohsenow (1969) foram os pioneiros nos estudos que consideravam o efeito da rugosidade da superfície aquecida sobre os mecanismos de transferência de calor na ebulição nucleada. Eles mostraram que as superfícies rugosas ou com adição de cavidades artificiais, tendem a apresentar aumento no HTC.

Luke (2003) mostrou em seus experimentos com superfícies polidas que existe um limite para o incremento na transferência de calor por meio do aumento da rugosidade da superfície aquecida. Pioro et al. (2004) sugeriram que para superfícies muito rugosas, com grandes cavidades, o fluido de trabalho tende a inundar tais cavidades, fazendo com que estas deixem de atuar como sítios ativos de nucleação.

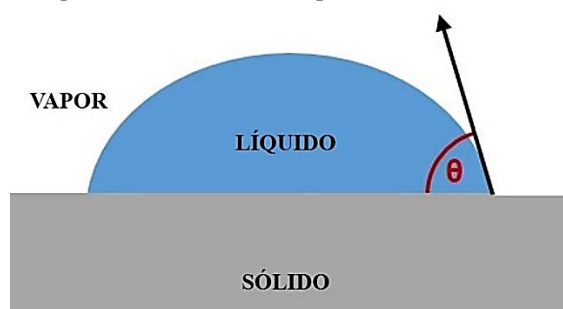
Wen (2012) estudou a influência da deposição de nanopartículas sobre superfícies lisas e rugosas. Ele mostrou que o HTC aumentou para os casos de ebulição de nanofluido com concentração 0,001 vol.% sobre uma superfície lisa, aumento esse que se apresentou ainda mais significativo para baixos fluxos de calor. Para superfície rugosa e nanofluido com a mesma

concentração, o HTC não apresentou nenhum incremento em relação à superfície sem deposição. Para superfícies rugosas, o perfil de geometria da superfície quase não se altera com a deposição de nanopartículas por meio da ebulição de nanofluido com baixa concentração. Entretanto, para a superfície lisa, a deposição das nanopartículas faz com que a rugosidade média da superfície aumente, mudando consideravelmente as características desta, favorecendo a formação de novos sítios de nucleação e o aumento no HTC.

2.3.2.3 Ângulo de contato e molhabilidade

Molhabilidade é a medida do grau de afinidade de um determinado líquido em contato com uma superfície sólida, sendo o ângulo de contato estático (θ) um indicador dessa propriedade. O ângulo de contato estático, θ , corresponde ao ângulo entre a interface líquido-vapor e a superfície sólida (CAREY, 1992), como mostrado na Fig. 11. Segundo Johnson e Dettre (1993), o efeito dessa propriedade pode ser explicado como uma competição entre as forças adesivas, entre o líquido e o sólido, e as forças coesivas, no interior do líquido.

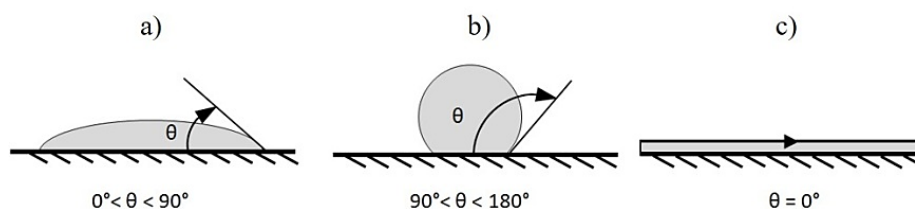
Figura 11 – Gota líquida em equilíbrio sobre uma superfície e medida do ângulo de contato estático.



Fonte: Elaboração da própria autora.

A diminuição no ângulo de contato estático equivale ao aumento da molhabilidade da superfície, como mostra a Fig. 12.

Figura 12 – Ilustração da relação entre ângulo de contato (θ) e a molhabilidade. a) Superfície hidrofílica; b) Superfície hidrofóbica; c) Superfície superhidrofílica.



Fonte: Souza (2014).

Utilizando água deionizada como fluido de trabalho, a Fig. 12 pode ser explicada como: a) se $\theta < 90^\circ$, a superfície é considerada hidrofílica, ou seja, o líquido apresenta comportamento

molhante; b) fluido não-molhante ($\theta > 90^\circ$), onde a superfície é considerada hidrofóbica; c) quando o fluido molha a superfície por completo ($\theta \approx 0^\circ$), tem-se o comportamento característico de superfícies superhidrofílicas.

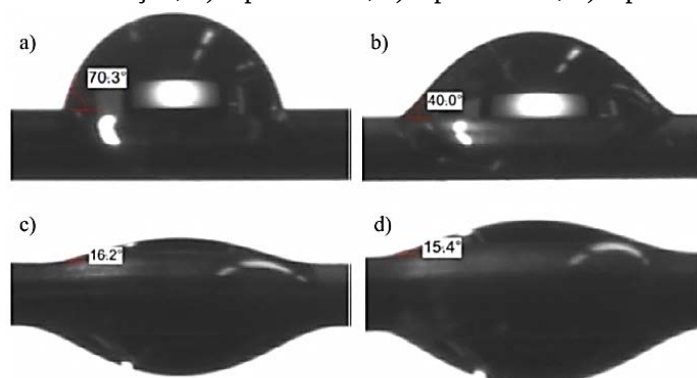
Wang e Dhir (1993) realizaram experimentos variando o ângulo de contato sobre uma superfície de cobre vertical, utilizando água à pressão atmosférica. Eles mostraram que o aumento da molhabilidade de uma superfície diminui a ativação de sítios de nucleação, efeito claramente observado quando diminuíram o ângulo de contato de 90° para 18° , diminuindo em vinte vezes a ativação dos sítios. Um aumento da molhabilidade reflete na necessidade de um maior superaquecimento da superfície para que ocorra o início da ebulição, comportamento típico de fluidos refrigerantes.

Golubovic et al. (2009) estudaram o aumento do CHF utilizando nanofluido de alumina-água e relataram que o aumento observado foi devido ao aumento da molhabilidade. Os autores observaram que durante a ebulição do nanofluido ocorreu a deposição de nanopartículas de alumina sobre a superfície de aquecimento, com consequente formação de uma camada de nanopartículas que modificou as condições superficiais, reduzindo o ângulo de contato estático e afetando diretamente o fluxo de calor crítico.

Park et al. (2014) estudaram os efeitos da espessura da camada de nanopartículas sobre o CHF e a influência do tempo de ebulição sobre as mudanças no ângulo de contato estático e, consequentemente, sobre a molhabilidade. Eles mostraram que o ângulo de contato diminuiu com o aumento do tempo de ebulição do nanofluido. Alguns dos resultados dos autores são mostrados na Fig. 13.

Figura 13 – Variação do ângulo de contato com o tempo de ebulição do nanofluido de alumina.

a) Antes da ebulição; b) Após 2 min.; c) Após 7 min.; d) Após 180 min.



Fonte: Adaptado de Park et al. (2014).

2.3.3 Comportamento do HTC e CHF utilizando superfícies nanoestruturadas

Além das pesquisas com interesse em métodos que possam aumentar o HTC no regime de ebulição nucleada, existe também uma preocupação em encontrar técnicas que possam aumentar o CHF, uma vez que este último representa o limite físico para um sistema operar em regime de ebulição nucleada. Esse limite ocorre devido ao aumento da frequência de emissão de bolhas com o aumento no fluxo de calor, o que torna mais difícil o acesso do líquido à superfície, podendo causar sua secagem (*dryout*).

O pioneiro nos estudos sobre o efeito das características da superfície de aquecimento sobre o processo de ebulição foi Fritz (1935). Desde então, muitos estudos vêm propondo diferentes métodos de modificação superficial com o intuito de aumentar o HTC e CHF. Assim, Yang e Maa (1984) foram os primeiros a estudar o efeito de deposição de nanopartículas sobre a superfície aquecida. Segundo os autores, a presença de nanopartículas modifica a camada limite térmica, o que promove uma alteração no comportamento da ebulição. As alterações observadas no HTC e CHF são atribuídas, principalmente, às mudanças na molhabilidade da superfície de aquecimento causadas pela deposição das nanopartículas durante o processo de ebulição do nanofluido. O diâmetro e frequência de saída das bolhas de vapor diminuem com o aumento da molhabilidade, o que pode explicar a diminuição no HTC muitas vezes observado.

Lee et al. (2010) realizaram experimentos em uma superfície revestida com alumina, obtida pela técnica de anodização, utilizando água deionizada como fluido de trabalho. Eles observaram uma antecipação no início da ebulição nucleada e menor diâmetro de partida de bolhas de vapor quando comparadas às observadas na superfície sem nanoestruturação. Os autores relataram um aumento de 20% no HTC na superfície nanoestruturada, devido ao aumento do número de sítios ativos de nucleação combinado com o aumento na frequência de partida das bolhas de vapor e efeito da evaporação da microcamada.

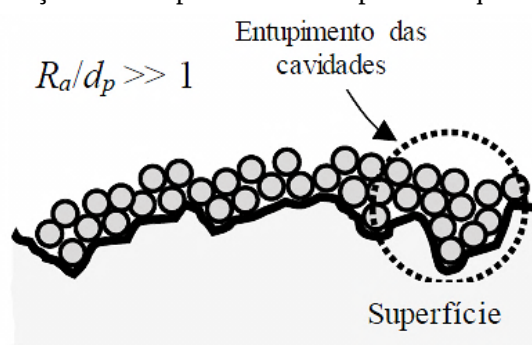
Stutz et al. (2011) analisaram superfícies revestidas por nanopartículas de maguemita pelo processo de ebulição de nanofluido. Os autores observaram um aumento significativo no CHF devido ao aumento da molhabilidade com a presença da nanocamada depositada. Porém, eles relataram uma degradação do HTC, o qual foi explicado pelo aumento da resistência térmica devido à formação da nanocamada, sendo ainda mais acentuado com o aumento da espessura desta.

Nolan et al. (2013) estudaram o comportamento do HTC e CHF em superfícies de cobre nanoestruturadas por meio de eletrodeposição, onde analisaram o ângulo de contato estático e a densidade de sítios de nucleação. Os autores relataram um aumento de 142% no CHF e 33% no HTC para as superfícies nanoestruturadas quando comparadas à superfície de cobre lisa. Eles

explicaram os incrementos devido ao fato da nanoestruturação ter promovido a redução do ângulo de contato e o aumento do número de sítios de nucleação nas superfícies testadas.

Vafaei (2015) realizou estudos com superfícies nanoestruturadas a partir da ebulição do nanofluido alumina-água, baseando-se no parâmetro SIP apresentado por Narayan et al. (2007). Ele concluiu que, quando $SIP < 1$, a quantidade de sítios de nucleação aumenta pelo efeito da deposição das nanopartículas na superfície aquecida, o que tem reflexo direto no aumento do HTC. Porém, para casos onde a rugosidade da superfície é muito maior que o diâmetro das nanopartículas ($SIP \gg 1$), o autor verificou que as nanopartículas bloqueiam as microcavidades, como mostra a Fig. 14, levando à degradação no HTC.

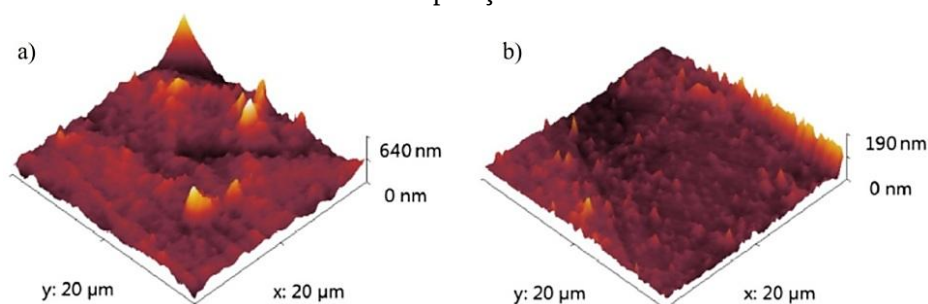
Figura 14 – Deposição de nanopartículas na superfície aquecida para $SIP \gg 1$.



Fonte: Manetti e Cardoso (2015).

Saeidi et al. (2015) realizaram um estudo experimental da ebulição nucleada da água deionizada, utilizando superfícies de cobre nanoestruturadas por aluminização (pós de $Al_2O_3 + Al + NH_4Cl$). Os autores relataram um aumento na rugosidade média da superfície nanoestruturada em relação à superfície de cobre sem deposição, como mostram as imagens AFM 3D (*Atomic Force Microscopy*) na Fig. 15. Saeidi et al. (2015) observaram que o aumento da rugosidade da superfície nanoestruturada acarretou no aumento do número de sítios de nucleação, com acréscimo de 37% no CHF. Porém não foram observadas alterações significativas para o HTC.

Figura 15 – Análises em AFM 3D: a) Sup. aluminizada (nanoestruturada); b) Sup. de cobre sem deposição.



Fonte: Saeidi et al. (2015).

Kiyomura et al. (2017) estudaram o comportamento da transferência de calor em superfícies de cobre nanoestruturadas por meio da ebulição do nanofluido maguemita-água, em duas diferentes concentrações mássicas: 0,029 g/l e 0,29 g/l (correspondendo à baixa e alta concentração, respectivamente). Os testes foram feitos à pressão atmosférica e à temperatura de saturação. Foram utilizadas superfícies de cobre lisas (polidas mecanicamente, $R_a = 0,05 \mu\text{m}$) e rugosas (preparadas com lixa #600, $R_a = 0,23 \mu\text{m}$).

Os autores mostraram que, para as superfícies rugosas com deposição de nanopartículas (superfícies RS-LC e RS-HC) houve um decréscimo no HTC em comparação a superfície rugosa sem deposição (RS), explicado pela diminuição dos sítios de nucleação nessas superfícies. Para a superfície lisa nanoestruturada a partir do nanofluido de baixa concentração (SS-LC), houve um incremento de 20% no HTC em comparação à superfície lisa sem deposição (SS). Esse comportamento pode ser explicado devido ao fato da nanocamada sobre a superfície lisa levar ao aumento no número de sítios de nucleação. Para a superfície SS-HC (superfície lisa nanoestruturada com nanofluido de alta concentração), os autores relataram que o aumento da concentração do nanofluido utilizado para nanoestruturação dessas superfícies acarretou em um aumento na espessura da camada depositada, levando ao decréscimo do HTC. Os testes de molhabilidade mostraram que o ângulo de contato é função da concentração do nanofluido utilizado para nanoestruturação, diminuindo à medida que a concentração aumenta o que corresponde ao aumento da molhabilidade da superfície.

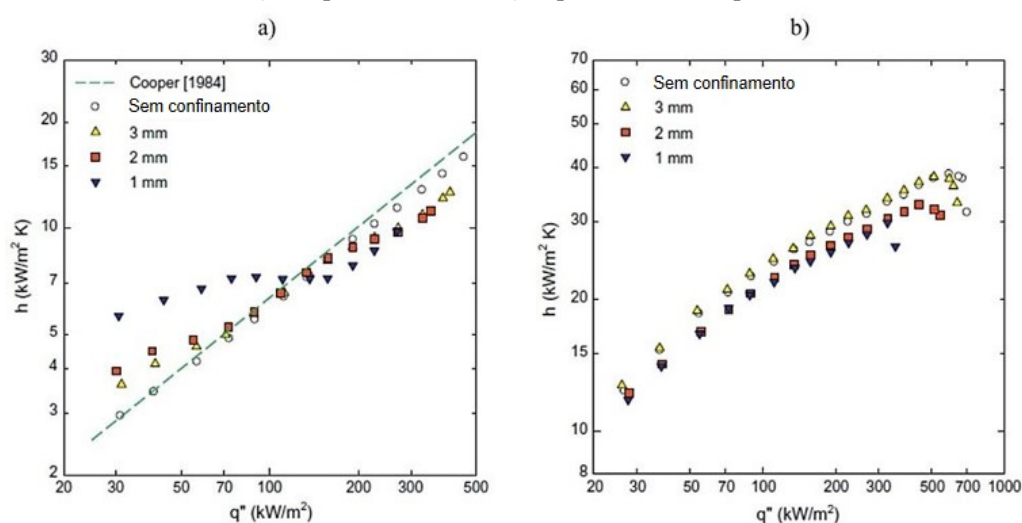
Recentemente, Rainho Neto et al. (2017) investigaram as características da ebulição nucleada em piscina com nanofluidos. No estudo foram utilizadas nanopartículas de Al_2O_3 , Fe_2O_3 e CNTs (nanotubos de carbono), adicionados, separadamente, em água destilada, na concentração volumétrica de 0,02 vol.%. Como superfície de aquecimento utilizou-se disco de cobre polido com diâmetro de 12 mm e rugosidade média $0,04 \mu\text{m}$. Para avaliar o efeito da deposição das nanopartículas após a ebulição dos nanofluidos, foram conduzidos experimentos com água destilada sobre as superfícies nanoestruturadas, cujas rugosidades médias resultantes foram de 2,38, 2,45 e $2,06 \mu\text{m}$ para deposição de Al_2O_3 , Fe_2O_3 e CNTs, respectivamente. O ângulo de contato, parâmetro que caracteriza a molhabilidade da superfície, teve redução de 85° para, aproximadamente, 0° nas superfícies com deposição de nanopartículas, o que impactou diretamente no aumento observado do CHF dessas superfícies. Em relação ao fluxo de calor crítico, CHF, os autores relataram aumento de 26 a 37% para os testes com nanoestruturas em relação à superfície de cobre sem deposição. Foi observado redução no coeficiente de transferência de calor para todas as condições testadas, justificado pela espessura da camada porosa sobre a superfície e pelo aumento da molhabilidade.

O aumento do CHF é resultado da soma dos efeitos do aumento da área de troca de calor, da densidade dos sítios ativos de nucleação, da molhabilidade e da absorção por capilaridade. A contribuição exata de cada efeito ainda não foi esclarecida, uma vez que é extremamente difícil analisar cada efeito isoladamente. Apesar disso, o aumento da molhabilidade é de particular importância para atingir valores superiores de CHF, e a relação entre a molhabilidade e o CHF precisa ser modelado para possibilitar a predição de sua ocorrência com precisão (MORI; UTAKA, 2017).

2.3.4 Superfícies nanoestruturadas na ebulição em piscina sob confinamento

Pesquisas apontam que o confinamento de um sistema que opera no regime de ebulição nucleada pode modificar os mecanismos de transferência de calor, alterando o comportamento do HTC e CHF. Liu e Yang (2013) testaram superfícies quadradas (30 x 30 mm) de cobre com revestimento microporoso para analisar a transferência de calor na ebulição do metanol em espaços confinados. Foram testados três espaçamentos no confinamento, $s = 1,0$; 2,0 e 3,0 mm, além dos testes em ebulição livre (não confinada) para efeito comparativo. A superfície de cobre foi revestida com nanopartículas de alumínio com diâmetro de 20 μm , formando uma camada microporosa de 150 μm de espessura. Os autores mostraram que para a superfície lisa (sem revestimento) houve um aumento de 92% no HTC para a condição de máximo confinamento (1 mm), porém somente para baixos fluxos de calor. Para o espaçamento de 3 mm houve um aumento menos acentuado, de 22% no HTC.

Figura 16 – Resultados obtidos para o HTC nos diferentes níveis de confinamento para as condições:
a) superfícies lisas; b) superfícies microporosas.



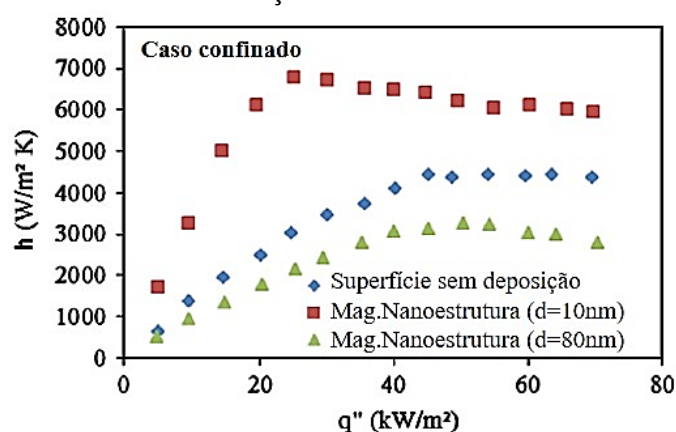
Fonte: Adaptado de Liu e Yang (2013).

Porém, como apresentado no gráfico da Fig. 16.a, esse incremento diminuiu com o aumento do fluxo de calor até um ponto ótimo ($\approx 135 \text{ kW/m}^2$), a partir do qual ocorreu a degradação no HTC, explicado pela coalescência das bolhas de vapor sobre a superfície de aquecimento, formando uma espessa camada de vapor que dificulta a reentrada de fluido no canal.

Para o caso das superfícies microporosas, o comportamento da transferência de calor em espaços confinados foi igual ou inferior que o observado na superfície livre (sem confinamento), para toda a faixa de fluxo de calor analisada. O aumento do nível de confinamento nas superfícies microporosas levou à diminuição do HTC, para toda a faixa de fluxo de calor testado. Para o CHF houve um aumento de 56% para superfícies microporosas em relação às superfícies lisas para o espaçamento de 2 mm. Para o maior nível de confinamento (1 mm), correspondendo a um $Bo < 1$, o ganho no CHF foi de 32%.

Souza et al. (2014) estudaram os efeitos da deposição de nanopartículas de maguemitita na superfície aquecida de um disco de cobre, durante a ebulição nucleada do HFE7100, à temperatura de saturação e à pressão atmosférica. Os autores utilizaram dois diâmetros de nanopartículas (10 nm e 80 nm) e concentração do nanofluido de 0,29 g/l, considerando duas condições: ebulição confinada e não confinada. Em relação aos casos confinados, foi observado que a presença da nanoestrutura fez com que diminuíssem os níveis de superaquecimento da superfície para o início da ebulição nucleada, como consequência do aumento no número de sítios ativos de nucleação na superfície.

Figura 17 – Resultados obtidos para o HTC para as superfícies sem deposição e nanoestruturadas sob condições de confinamento.



Fonte: Adaptado de Souza et al. (2014).

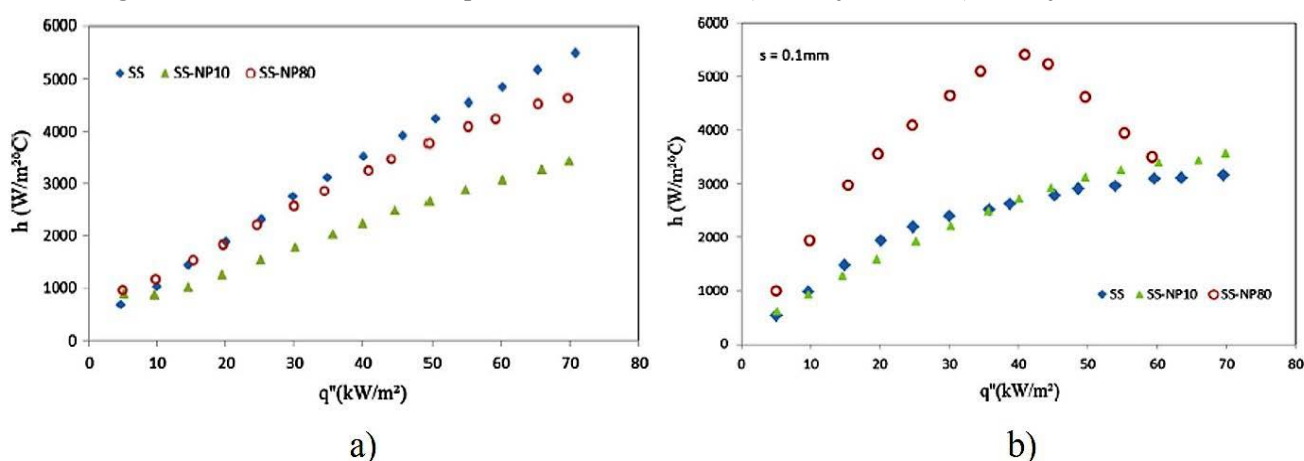
Os autores explicaram que, sob condições de confinamento e baixos fluxos de calor, a permanência por mais tempo da bolha de vapor no espaço confinado promove a deformação e coalescência da mesma, fazendo com que ocorra a evaporação do filme líquido presente entre a superfície aquecida e a base da bolha de vapor, beneficiando assim a transferência de calor. A

Fig. 17 mostra os resultados obtidos para os testes sob condições de maior confinamento ($s = 0,1$ mm). Os resultados experimentais mostram um aumento de 145% no HTC para baixos fluxos de calor, na superfície com deposição de nanoparículas de 10 nm. Com o aumento do fluxo de calor, porém, as bolhas de vapor crescem significativamente em volume, criando uma grande massa de vapor sobre a superfície aquecida, dificultando a reentrada de líquido para resfriar a superfície, causando a degradação do HTC e iniciando o fenômeno de *dryout*.

Recentemente, Souza et al. (2018) analisaram a influência do diâmetro das nanopartículas e do espaçamento entre a superfície aquecida e adiabática na ebulição, utilizando: HFE7100 como fluido de trabalho; nanopartículas de maguemita como material de revestimento; e, discos de cobre com 12 mm de diâmetro como superfície de aquecimento. A Fig. 18 mostra os resultados obtidos para a superfície lisa (SS) em ebulição livre e confinada.

Os autores relataram que, ambas as nanoestruturas com diâmetro de 10 e 80 nm apresentaram decréscimo no HTC, sendo mais acentuado para o caso de 10 nm (SS-NP10), cuja queda no HTC foi de 37% para fluxos de calor acima de 50 kW/m^2 . Tal comportamento foi relacionado ao parâmetro *SIP* de Narayan et al. (2007). Já, para os testes confinados com $s = 0,1$ mm ($Bo = 0,09$), ambas as superfícies nanoestruturadas mostraram ganhos no HTC em relação aos testes livres devido ao efeito do confinamento. Segundo os autores, a intensificação da transferência de calor foi devida ao aumento da área coberta pelo filme líquido e à intensificação da evaporação do menisco formado entre as nanopartículas e a superfície aquecida.

Figura 18 – Resultados obtidos para o HTC nos testes: a) Ebulição livre. b) Ebulição confinada.



Fonte: Souza et al. (2018).

2.4 CONCLUSÕES DA REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Foi realizada uma pesquisa abrangendo: as características do processo de ebulição nucleada, incluindo o comportamento deste sob condições de confinamento; uma revisão sobre nanofluidos, com suas características, aplicações e influência no mecanismo de transferência de calor no

regime de ebulição nucleada; e, uma pesquisa sobre a técnica de nanoestruturação de superfícies de aquecimento, apresentando algumas técnicas de fabricação, características e principais estudos na área de transferência de calor utilizando tais modificações superficiais, em ebulição livre e sob confinamento. Baseado nos resultados dessa pesquisa pode-se apresentar algumas conclusões:

- ✓ A ebulição nucleada se apresenta como o regime de transferência de calor mais eficiente, no qual é possível dissipar altos valores de fluxos de calor com uma pequena diferença de temperatura entre a superfície aquecida e o fluido de trabalho;
- ✓ O efeito do confinamento na ebulição nucleada pode alterar os mecanismos de transferência de calor, aumentando ou degradando o HTC, dependendo das condições da superfície e do fluxo de calor aplicado. O nível de confinamento de um sistema é definido pelo número adimensional Bond (Bo), sendo que para $Bo < 1$, o sistema é considerado confinado;
- ✓ O método mais viável para obtenção de nanofluidos é o de duas etapas, devido à simplicidade do processo e possibilidade de fabricação em maior escala. Porém, neste método é necessário a utilização de agitação ultrassônica após a dispersão das nanopartículas no fluido base, a fim de evitar a formação de *clusters* e assegurar a estabilidade da solução;
- ✓ Na etapa de preparação de nanofluidos, a estabilização da solução é de fundamental importância, pois a presença dos *clusters* pode influenciar o comportamento de parâmetros de interesse, como o coeficiente de transferência de calor;
- ✓ A dispersão de nanopartículas em um fluido base modifica as propriedades termofísicas do mesmo. A ebulição de nanofluidos pode modificar as características da superfície de aquecimento, o que interfere diretamente nos mecanismos de formação e desprendimento das bolhas de vapor. Em relação à transferência de calor, os principais parâmetros estudados são o HTC e CHF, sendo que ambos sofrem modificações significativas na ebulição com nanofluidos, principalmente devido à deposição de nanopartículas sobre a superfície de aquecimento. Assim, o controle desse processo de deposição deve ser suficientemente compreendido antes de futuras aplicações industriais;
- ✓ Em relação às superfícies nanoestruturadas, o método mais simples de obtenção é por meio da ebulição de nanofluido, em que a nanocamada formada é função da concentração do nanofluido, tamanho das nanopartículas, tempo de ebulição e condição inicial da superfície de aquecimento. O entendimento de como esses parâmetros influenciam os mecanismos da ebulição nucleada e, conseqüentemente, o controle dos mesmos, pode

resultar em um ponto ótimo do processo de nanoestruturação, onde seria possível obter os melhores resultados de incremento para o HTC e CHF;

- ✓ Entre os parâmetros de controle mais relevantes citados anteriormente, o uso de nanofluidos em baixas concentrações ocasiona uma menor taxa de deposição, com maior controle sobre a formação da camada nanoestruturada. Já, altas concentrações de nanopartículas resultam na formação de uma camada depositada mais espessa, que funciona como uma resistência térmica ao processo de transferência de calor, degradando o HTC;
- ✓ A rugosidade da superfície de aquecimento é outro importante parâmetro que contribui para a modificação do HTC. Superfícies rugosas tendem a melhorar o HTC para um determinado superaquecimento da superfície, devido ao fato de propiciarem maior número de sítios de nucleação comparado às superfícies lisas. Porém, cavidades muito grandes (superfícies muito rugosas) tendem a ser inundadas pelo fluido de trabalho, degradando a transferência de calor;
- ✓ A interação entre a rugosidade e o tamanho das nanopartículas depositadas também pode afetar a transferência de calor. Nesse contexto, Narayan et al. (2007) definiram o parâmetro adimensional *SIP* (R_a/d_p), com o qual é possível prever o comportamento da transferência de calor na ebulição nucleada sobre superfícies nanoestruturadas;
- ✓ De maneira geral, a nanoestruturação de uma superfície aquecida por meio do processo de ebulição de nanofluido pode melhorar o HTC, para o caso de nanopartículas com pequenos diâmetros, baixas concentrações de nanofluido e superfícies de aquecimento originalmente lisas. Porém, ainda há muitas divergências nesses resultados e no controle dos parâmetros relacionados ao processo de nanoestruturação, o que indica que essa técnica ainda é pouco dominada, necessitando de maior entendimento sobre a interação fluido/superfície;
- ✓ Um aspecto importante dos resultados obtidos nos estudos envolvendo ebulição em superfícies nanoestruturadas é o aumento no CHF. Diferentes autores concordam que essa técnica de modificação superficial ocasiona um aumento no fluxo de calor crítico. A deposição das nanopartículas causa a diminuição do ângulo de contato estático da superfície em relação ao fluido de trabalho, isto é, aumenta a molhabilidade da superfície, o que retarda a formação do filme de vapor, resultando no aumento do CHF;
- ✓ Por fim, em relação ao comportamento da transferência de calor utilizando superfícies nanoestruturadas sob condições de confinamento, a tendência que fica clara é que o confinamento melhora o HTC para baixos valores de fluxos de calor, onde a permanência das bolhas de vapor presas sobre a superfície aquecida acelera o processo de

evaporação do filme líquido em contato com a superfície. Porém, para altos fluxos de calor, há uma deterioração no HTC devido à antecipação do fenômeno de *dryout*. A utilização de nanoestruturas pode retardar o efeito do *dryout*, porém não garante um aumento no HTC;

3 METODOLOGIA EXPERIMENTAL

Para a execução dos testes experimentais, os parâmetros como tipos de superfícies (lisa e rugosa), e concentração do nanofluido utilizado para nanoestruturação (“alta” concentração e “baixa” concentração) foram escolhidos com base em dados da revisão bibliográfica para que este estudo tenha uma base comparativa com a literatura da área de transferência de calor na ebulição em piscina utilizando superfícies nanoestruturadas.

3.1 PREPARAÇÃO DOS NANOFLUIDOS DE ALUMINA

Foram preparados nanofluidos de alumina (Al_2O_3 -água deionizada) em duas diferentes concentrações: 0,03 g/l (baixa concentração, LC – do inglês *low concentration*), correspondendo a 0,003 wt.%, e 0,3 g/l (alta concentração, HC – do inglês *high concentration*), correspondendo a 0,03 wt.%. O nanofluido de alumina foi preparado pelo método de duas etapas, onde as nanopartículas secas de Al_2O_3 (com diâmetro médio de 10 nm, segundo o fabricante Nanoamor[®]) foram pesadas em uma balança de precisão (Shimadzu, modelo AX200/ano 2008, com resolução de $\pm 0,0001$ g) no Laboratório de Nanoestruturas do Departamento de Física e Química da UNESP/Câmpus de Ilha Solteira, seguido da diluição em água deionizada, obtendo a concentração desejada: 0,15 g de nanopartículas de alumina seca diluídas em 500 ml de água deionizada para obtenção do nanofluido Al_2O_3 -HC; 0,015 g de nanopartículas em 500 ml de água deionizada para obter nanofluido Al_2O_3 -LC. Ao final da diluição, os nanofluidos foram colocados em banho ultrassônico (UNIQUE, 25 kHz) por 3 horas.

O nanofluido foi preparado em lotes de 500 ml de cada concentração, sendo que para cada nanoestruturação, utilizou-se 200 ml de nanofluido. Antes do início do processo de nanoestruturação por meio da ebulição do nanofluido, este foi colocado novamente no banho ultrassônico por mais 1 hora, a fim de estabilizar a solução novamente e evitar a formação de *clusters*.

3.2 SUPERFÍCIES DE AQUECIMENTO

Utilizou-se neste estudo seis tipos de superfícies de aquecimento (bloco de cobre eletrolítico), duas sem deposição de nanopartículas e outras quatro com deposição:

- o Superfície rugosa (*rough surface*, RS) polida manualmente com lixa #400, resultando em uma rugosidade média de 0,33 μm após o lixamento;
- o Superfície lisa (*smooth surface*, SS) polida mecanicamente usando pasta abrasiva de alumina, resultando em uma rugosidade média de 0,05 μm após o polimento;
- o Superfície rugosa com deposição de nanopartículas utilizando nanofluido de alumina em baixa concentração (RS-LC);

- o Superfície rugosa com deposição de nanopartículas utilizando nanofluido de alumina em alta concentração (RS-HC);
- o Superfície lisa com deposição de nanopartículas utilizando nanofluido de alumina em baixa concentração (SS-LC);
- o Superfície lisa com deposição de nanopartículas utilizando nanofluido de alumina em alta concentração (SS-HC).

Utilizaram-se superfícies com diferentes rugosidades e concentrações de nanofluidos para o processo de nanoestruturação, a fim de analisar a influência da espessura da nanocamada depositada e seus efeitos na molhabilidade da superfície e no coeficiente de transferência de calor, HTC. Dados anteriores do grupo de pesquisa mostraram que a utilização da lixa #600 resultava em uma superfície relativamente lisa, com rugosidade média $R_a = 0,23 \mu\text{m}$ (KIYOMURA et al., 2017), o que levou à escolha da lixa #400 para preparação das superfícies rugosas do presente trabalho.

As superfícies nanoestruturadas foram obtidas por meio do processo de ebulição do nanofluido nas diferentes concentrações trabalhadas, à temperatura de saturação e à pressão atmosférica local ($T_{sat} \approx 99 \text{ }^\circ\text{C}$, $p = 98 \text{ kPa}$) durante um período de 200 minutos, aplicando-se um fluxo de calor constante de 500 kW/m^2 na superfície de aquecimento. Segundo Manetti (2017), estas são as condições ideais para o processo de nanoestruturação de superfícies de cobre por meio do processo de ebulição de nanofluidos de alumina, garantindo a estabilização do sistema (acima de 180 minutos a taxa de deposição não é mais influenciada pelo tempo) e recobrimento uniforme da superfície. Ainda segundo o autor, a nanoestruturação com fluxo de calor imposto constante e maior que 500 kW/m^2 acarreta em um aumento na espessura da camada depositada, aumentando assim a resistência térmica do sistema, levando ao decréscimo do HTC. A Tabela 1 apresenta, resumidamente, a configuração das superfícies de teste utilizadas no presente estudo.

Para a caracterização das superfícies de teste foram utilizadas as técnicas:

- o Medida da rugosidade média (R_a), por meio de um rugosímetro da marca *Mitutoyo Surf-test SJ 301*, com intervalo de medição de -200 a $+150 \mu\text{m}$ e resolução de $\pm 0,005 \mu\text{m}$, realizada após os testes em ebulição com água-DI de cada amostra;
- o Medida do ângulo de contato estático por meio de análise de imagens de uma gota sésil de água-DI a $25 \text{ }^\circ\text{C}$ (temperatura ambiente), em que foi utilizado o aparato experimental descrito na seção 3.3.1.;
- o Obtenção de informações estruturais topográficas utilizando Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), modelo EVO LS15 da marca Zeiss®, com ampliação de $1000\times$ e $2000\times$.

Tabela 1 – Descrição das superfícies testadas no presente estudo.

Superfície de aquecimento	Concentração do nanofluido
Superfície rugosa, RS (polida manualmente com lixa #400)	Sem deposição
	0,03 g/l (LC)
	0,3 g/l (HC)
Superfície lisa, SS (polida mecanicamente com pasta abrasiva de alumina)	Sem deposição
	0,03 g/l (LC)
	0,3 g/l (HC)

Fonte: Elaboração da própria autora.

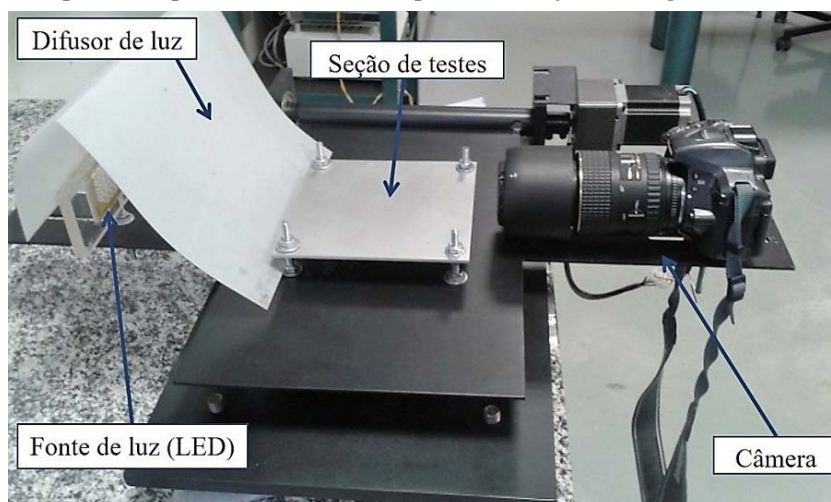
3.3 APARATO EXPERIMENTAL

Nessa seção são descritos em detalhes o aparato experimental utilizado para a realização dos testes de ebulição em piscina e da bancada experimental onde foram realizadas as medidas do ângulo de contato estático, para análise da molhabilidade das superfícies de teste.

3.3.1 Aparato experimental para medida do ângulo de contato

O aparato experimental para medir o ângulo de contato estático, mostrado na Fig. 19, consiste em uma câmera fotográfica, uma fonte de luz LED verde, um difusor de luz e uma placa de alumínio onde a superfície de teste é fixada.

Figura 19 - Aparato experimental utilizado para a medição do ângulo de contato estático.

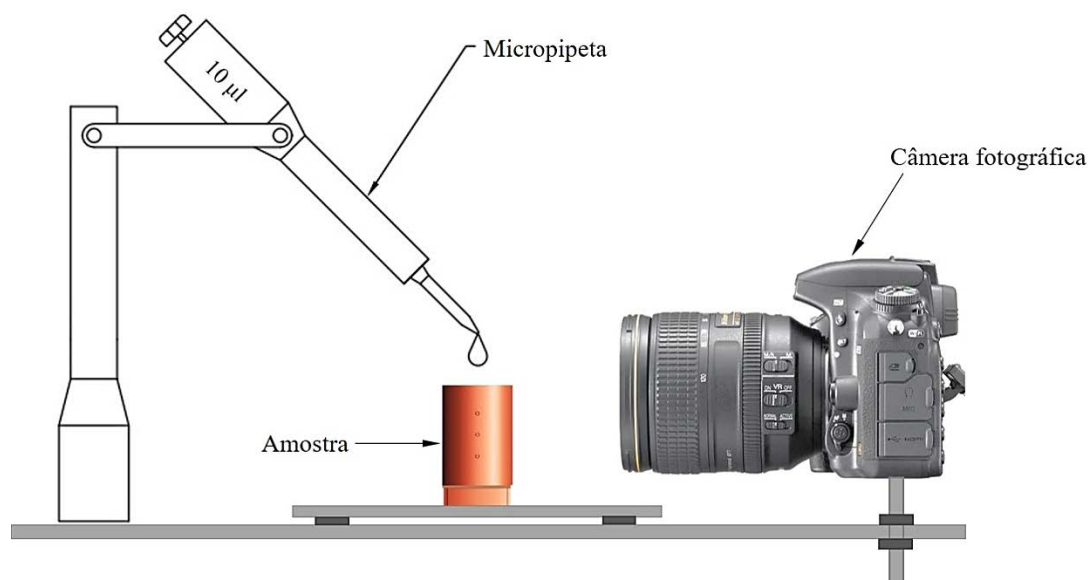


Fonte: Elaboração da própria autora.

O procedimento utilizado para medir o ângulo de contato estático, esquematizado na Fig. 20, consistiu em depositar uma gota séssil de água, com volume de 10 μ l, sobre a superfície de teste, por meio de uma micropipeta de volume variável (*Digipet*, 2 a 20 μ l) posicionada verticalmente sobre a amostra. Em seguida, as imagens da gota sobre a amostra foram capturadas com

uma câmera digital *DSLR D5300 NIKON* equipada com lente macro *Tokina AT-X M100 PRO D* e analisadas utilizando o software de processamento de imagens ImageJ. O ângulo de contato foi medido geometricamente no ImageJ com erro absoluto médio de 1%, seguindo o mesmo procedimento adotado por Netto, Moraes e Ribatski (2013) e Kiyomura et al. (2017).

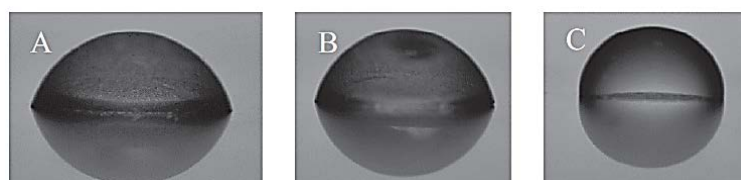
Figura 20 – Ilustração do procedimento utilizado para a medição do ângulo de contato estático.



Fonte: Elaboração da própria autora.

A validação do procedimento utilizado para avaliar o ângulo de contato estático consistiu em comparar os resultados obtidos com amostras cujos ângulos são conhecidos. Essas amostras consistiram em peças semiesféricas denominadas A, B e C feitas de vidro transparente, no formato similar ao da gota quando depositada sobre a superfície de teste, posicionadas sobre a placa de alumínio, mostrado na Fig. 21.

Figura 21 – Semiesferas A, B e C utilizadas para validação das medidas de ângulo de contato estático.



Fonte: Kiyomura et al. (2017).

Após fotografar cada semiesfera posicionada sobre a placa de alumínio, três operadores diferentes analisaram cada imagem, medindo o ângulo de contato por meio do software ImageJ, de forma análoga ao procedimento realizado nas imagens das amostras reais dos testes. A comparação do ângulo de contato medido e o respectivo valor estimado, com base em relações

geométricas, são apresentados na Tabela 2. O valor calculado do erro absoluto médio, MAE, foi menor que 1°, confirmando a precisão do método utilizado para análise de imagem de uma gota sésil.

Tabela 2 – Validação do método de análise de imagem de uma gota sésil.

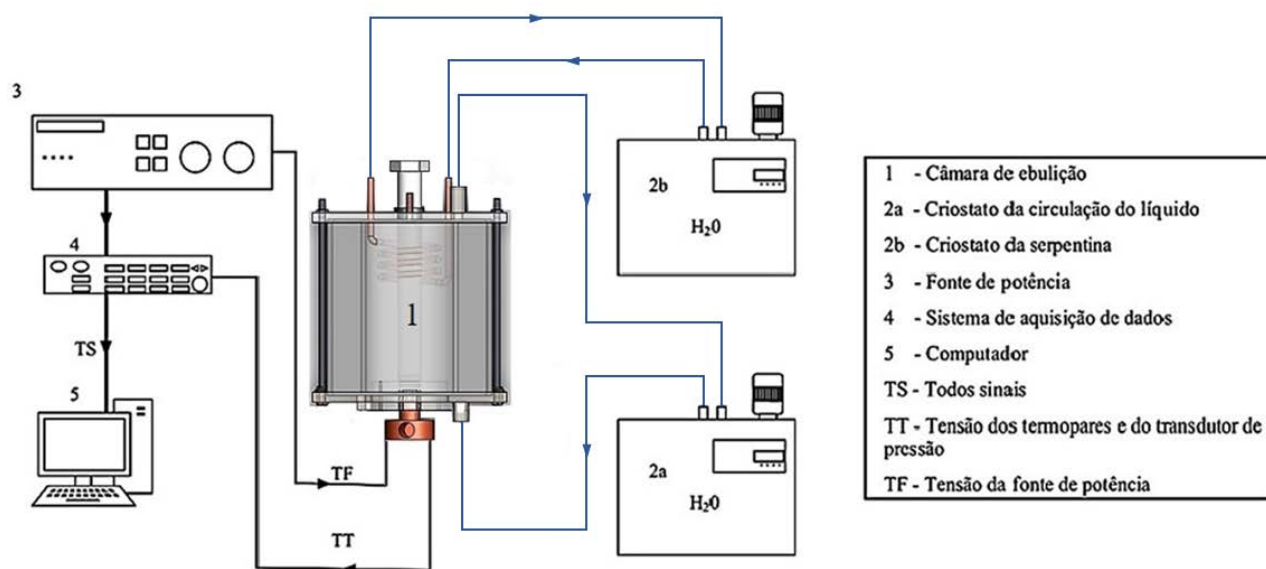
	Semiesfera A (°)	Semiesfera B (°)	Semiesfera C (°)
Operador 1	76,9	81,5	93,9
Operador 2	74,6	80,6	94,8
Operador 3	76,4	80,5	94,5
Valor médio	76,0	80,9	94,4
$MAE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left \frac{\theta_{calc} - \theta_{exp}}{\theta_{calc}} \right $	1,0	0,9	0,5

Fonte: Elaboração da própria autora.

3.3.2 Bancada experimental

Para os testes de ebulição em piscina foi construída uma câmara de ebulição junto ao aparato experimental no Laboratório de Escoamentos Bifásicos do Departamento de Engenharia Mecânica – FEIS/UNESP.

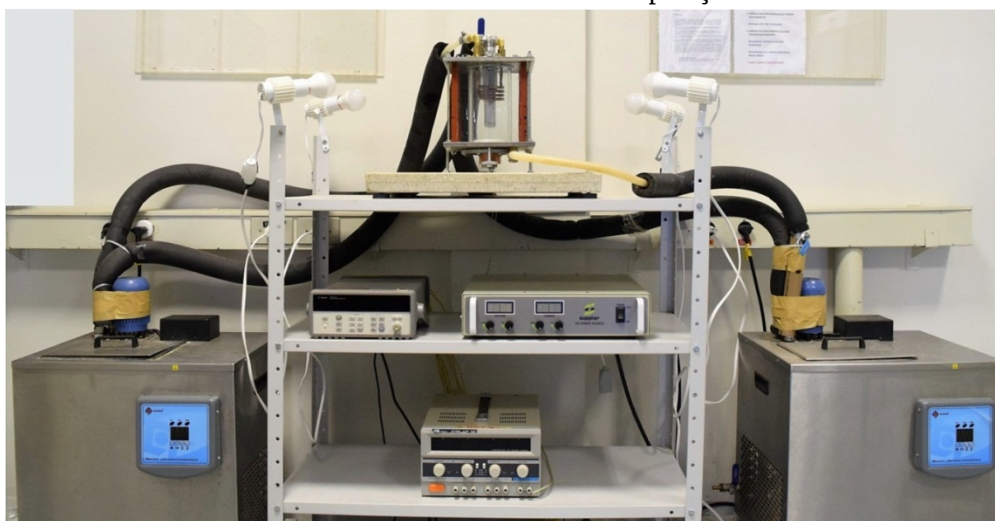
Figura 22 – Desenho esquemático do aparato experimental.



Fonte: Elaboração da própria autora.

A Fig. 22 apresenta um desenho esquemático da bancada experimental que indica seus principais componentes: câmara de ebulição, banhos termostáticos, fonte de alimentação, sistema de aquisição de dados e computador para aquisição e pré-tratamento dos dados. A Fig. 23 mostra a montagem do aparato experimental real utilizada no laboratório.

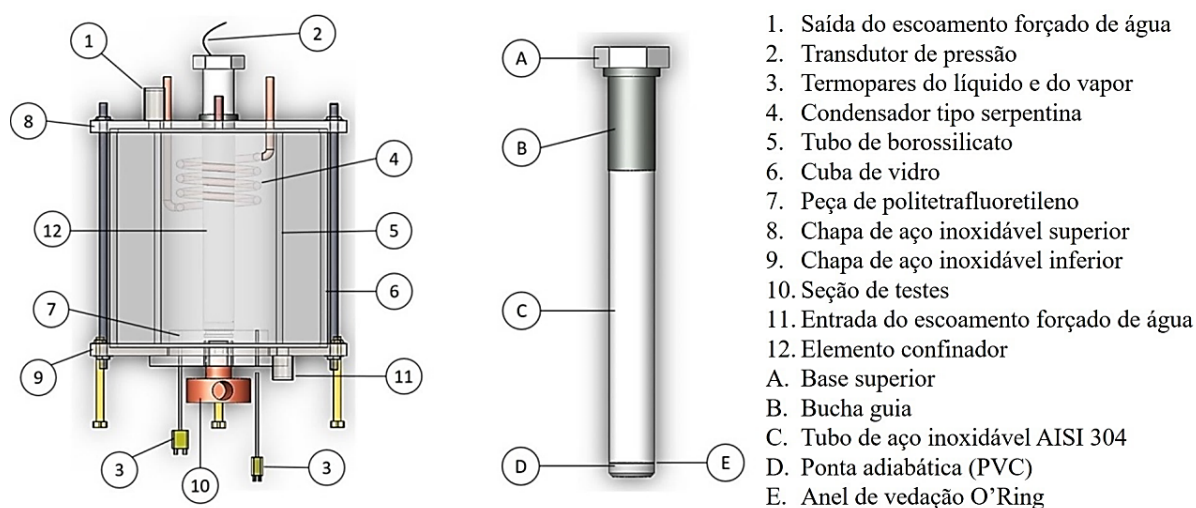
Figura 23 – Aparato experimental para estudo da ebulição nucleada livre e confinada da água em superfícies nanoestruturadas e sem deposição.



Fonte: Elaboração da própria autora.

A câmara de ebulição (Fig. 24) consiste em uma cuba de vidro de 5 mm de espessura com dimensões 170 x 170 x 180 mm envolvendo um tubo de vidro (borossilicato) com diâmetro interno de 90 mm, 180 mm de altura e 6 mm de espessura. A cuba e o tubo são fixados entre duas chapas de aço inoxidável AISI 316, com dimensões 200 x 200 x 10 mm. Na parte superior, dentro do tubo borossilicato, há um condensador de cobre tipo serpentina e um elemento confinador, denominado lança confinadora, com 250 mm de altura, contendo em sua extremidade inferior uma superfície adiabática de 20 mm de diâmetro.

Figura 24 – Câmara de ebulição e detalhes do elemento confinador.



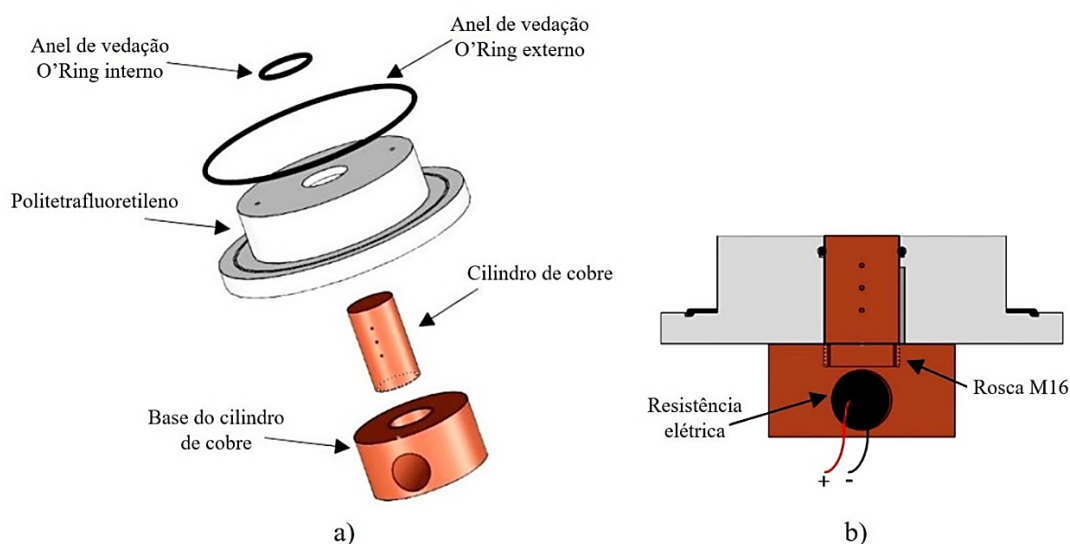
Fonte: Elaboração da própria autora.

Para as vedações do tubo de borossilicato e da cuba de vidro foi utilizado borracha nitrílica e silicone de alta temperatura. Na região entre o tubo e a cuba de vidro existe um escoamento forçado de água, cuja temperatura é controlada por um banho ultratermostático da marca *QUIMIS*

modelo *Q214M2*, com o objetivo de manter o fluido de trabalho na temperatura de saturação à pressão atmosférica ($T_{sat} = 99\text{ °C}$). Para controlar a temperatura do condensador, tipo serpentina, localizado dentro do tubo de borossilicato, é utilizado um segundo banho ultratermostático com as mesmas especificações do anterior. Na parte superior da câmara de ebulição existe uma válvula $\frac{1}{4}$ ", tipo esfera, utilizada para realizar vácuo dentro do tubo de borossilicato e fazer o carregamento do fluido de trabalho antes de cada teste.

A seção de testes (Fig. 25), a qual está inserida dentro da câmara de ebulição (tubo de borossilicato), consiste de um cilindro de cobre com 20 mm de diâmetro e 60 mm de altura, contendo três termopares tipo K (calibração encontra-se no Apêndice A), de 0,50 mm de diâmetro, fixados ao longo do eixo axial do cilindro de cobre com objetivo de determinar o fluxo de calor entregue ao fluido e a temperatura na superfície aquecida.

Figura 25 – Seção de testes: a) vista explodida; b) vista do corte transversal.

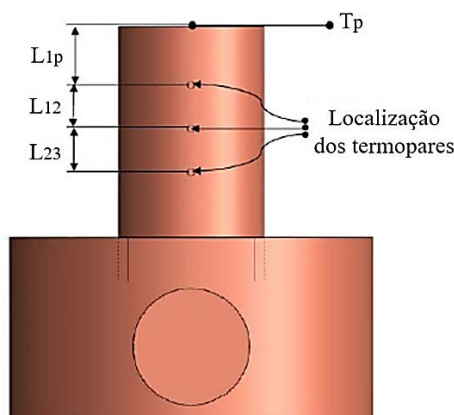


Fonte: Elaboração da própria autora.

A parte inferior do cilindro de cobre possui uma rosca M16 para acoplar a seção de testes à base do bloco de cobre onde é alocada uma resistência elétrica tipo cartucho (300 W/220 V) capaz de fornecer um fluxo de calor máximo de 1100 kW/m^2 através da seção de testes. A resistência elétrica de $200\ \Omega$ é alimentada por uma fonte de potência regulável (0 – 300 V) de até 750 W, modelo *SUPLIER FCC 75-30i*. O isolamento térmico da seção de testes é feito por uma peça de politetrafluoretileno, Teflon[®], com 57,4 mm de altura e, a parte da base do cilindro de cobre que fica externa à câmara de ebulição é isolada termicamente com vermiculita. Para reduzir a resistência térmica de contato entre o cilindro de cobre e a base de cobre é utilizada pasta térmica à base de prata *AKASA HI-SPEC 450* ($k = 9,24\text{ W/m.K}$ e faixa de operação entre 0 e 200 °C).

A Fig. 26 apresenta o desenho esquemático da seção de testes com a localização dos termopares, onde: L_{1p} é a distância entre a superfície de testes e o termopar 1 (igual a 8,1 mm); L_{12} e L_{23} são as distâncias entre os termopares 1 e 2 e termopares 2 e 3, respectivamente (iguais a 6 mm).

Figura 26 – Desenho esquemático da seção de testes contendo a localização dos termopares.



Fonte: Elaboração da própria autora.

A aquisição dos sinais dos termopares foi realizada por um sistema de aquisição de dados Agilent modelo 34970A. Com as temperaturas medidas pelos três termopares (T_1 , T_2 e T_3) e a partir da lei de Fourier da condução, considerando modelo de condução unidimensional e regime permanente (análise detalhada no Apêndice B), foi possível calcular o fluxo de calor médio ($\bar{q}''$) transferido para o fluido de trabalho por meio das Eq. (3) a (6):

$$q_{12}'' = \frac{k_c (T_2 - T_1)}{L_{12}} \quad (3)$$

$$q_{23}'' = \frac{k_c (T_3 - T_2)}{L_{23}} \quad (4)$$

$$q_{13}'' = \frac{k_c (T_3 - T_1)}{L_{31}} \quad (5)$$

$$\bar{q}'' = \frac{q_{12}'' + q_{23}'' + q_{13}''}{3} \quad (6)$$

onde k_c é a condutividade térmica do cobre na temperatura média do cilindro e L_{13} é a distância medida entre o termopar 1 e 3.

Após o cálculo do fluxo de calor médio, foi possível calcular a temperatura da superfície aquecida, T_p , usando novamente a lei de Fourier entre o termopar T_1 e a superfície da amostra, admitindo as perdas radiais desprezíveis.

$$T_p = T_1 - \frac{\bar{q}'' \cdot L_{1p}}{k_c} \quad (7)$$

Por fim, o coeficiente de transferência de calor, h ou HTC, foi calculado a partir da lei de Newton do resfriamento:

$$h = \frac{\bar{q}''}{T_p - T_{sat}(p_{atm})} \quad (8)$$

onde $T_{sat}(p_{atm})$ corresponde à temperatura de saturação da água à pressão atmosférica local, medida por um barômetro durante a realização de cada teste.

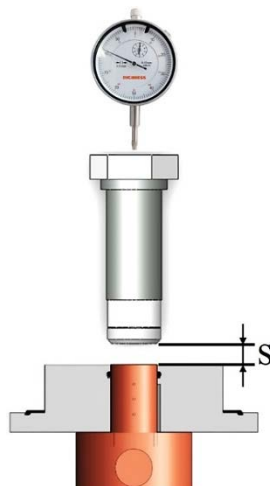
As perdas térmicas foram calculadas por meio da medição do fluxo de calor aplicado e do cálculo do fluxo de calor médio da Eq. (6), cuja análise detalhada se encontra no Apêndice C. As perdas térmicas ficaram abaixo de 16%, corroborando a hipótese adotada anteriormente para o cálculo do fluxo de calor médio e da temperatura da superfície aquecida. Vale ressaltar que análises similares foram propostas por Sarafranz et al. (2016) e Kiyomura et al. (2017).

3.4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

No presente trabalho foram utilizadas seis diferentes superfícies para análise do comportamento da transferência de calor no regime de ebulição livre e confinada, sendo duas dessas superfícies com diferentes rugosidades (lisa e rugosa), sem deposição de nanopartículas, e as outras quatro superfícies com deposição de nanopartículas de alumina, obtidas por meio da ebulição do nanofluido de alumina, em alta e baixa concentração. Para cada tipo de superfície obtida foram realizados testes em ebulição livre ($s = 30$ mm, correspondendo a $Bo = 12$) e confinada ($s = 1,0$ mm, correspondendo a $Bo = 0,4$), onde o confinamento foi imposto por uma lança confinadora de aço inoxidável AISI 304 com ponta adiabática de PVC de mesmo diâmetro das superfícies de aquecimento (Fig. 27).

Para os testes sob confinamento, após o carregamento do fluido de trabalho, posicionou-se a ponta da lança confinadora encostada na superfície de aquecimento, configurando espaçamento s igual a zero, a partir do qual, com o uso de um relógio comparador (0,01 mm de precisão) posicionado na base superior da lança confinadora, foi-se afastando a mesma até atingir um espaçamento de 1 mm entre as superfícies. No total, foram realizados doze testes, os quais estão resumidos na Tabela 3.

Figura 27 – Esquema de medição do espaçamento s entre a superfície aquecida e o elemento confinador.



Fonte: Elaboração da própria autora.

Os experimentos foram realizados utilizando água deionizada como fluido de trabalho em condições saturadas à pressão atmosférica, $p_{atm} = 98$ kPa. O mesmo procedimento foi adotado durante todos os testes experimentais a fim de garantir a repetibilidade dos resultados. As condições saturadas foram asseguradas mantendo a diferença entre a temperatura do fluido de trabalho, dentro da câmara de ebulição, e a temperatura de saturação da água à pressão local, dentro da faixa de incerteza do termopar, $\pm 0,4$ °C.

Tabela 3 – Condições de teste no presente estudo.

Superfície de aquecimento	Concentração do nanofluido*	Espaçamento, s (mm)
Superfície rugosa, RS (polida manualmente com lixa #400)	Sem deposição	1,0 (RS Confinado)
		30 (RS Livre)
	0,03 g/l (LC)	1,0 (RS-LC Confinado)
		30 (RS-LC Livre)
	0,3 g/l (HC)	1,0 (RS-LC Confinado)
		30 (RS-LC Livre)
Superfície lisa, SS (polida mecanicamente com pasta abrasiva de alumina)	Sem deposição	1,0 (SS Confinado)
		30 (SS Livre)
	0,03 g/l (LC)	1,0 (SS-LC Confinado)
		30 (SS-LC Livre)
	0,3 g/l (HC)	1,0 (SS-HC Confinado)
		30 (SS-HC Livre)

*Concentração do nanofluido utilizado para nanoestruturação da superfície de aquecimento.

Fonte: Elaboração da própria autora.

A pressão foi medida por meio de um barômetro e, com os dados medidos, utilizou-se o software EES para estimar a temperatura de saturação da água em cada teste. A água-DI utilizada

nos testes foi obtida por meio de um deionizador da marca *QUIMIS* modelo Q380, e as principais propriedades termofísicas da água são apresentadas na Tabela 4.

Tabela 4 – Propriedades termofísicas da água à $T_{sat} = 99\text{ °C}$ e $p_{atm} = 98\text{ kPa}$.

Propriedades	Água
Peso molecular	18,02 kg/kmol
Temperatura crítica, T_c	374 °C
Temperatura de saturação, T_{sat}	99 °C
Massa específica do líquido, ρ_l	959,1 kg/m ³
Massa específica do vapor, ρ_v	0,5986 kg/m ³
Calor latente de vaporização, h_{lv}	2256,7 kJ/kg
Condutividade térmica do líquido, k_l	0,6648 W/m.K
Calor específico do líquido, $c_{p,l}$	4216 J/kg.K
Difusividade térmica do líquido, α_l	1,644x10 ⁻⁴ m ² /s
Viscosidade cinemática do líquido, ν_l	2,969x10 ⁻⁷ m ² /s
Viscosidade dinâmica do líquido, μ_l	2,847x10 ⁻⁴ kg/m.s
Número de Prandtl, Pr_l	1,806
Coefficiente de expansão térmica do líquido, β_l	7,449x10 ⁻⁴ K ⁻¹
Tensão superficial, σ	0,059 N/m

Fonte: Adaptado de Incropera (2008).

Após a montagem da seção de testes, foi realizado vácuo na câmara de ebulição antes de cada ensaio, a qual então foi carregada com 200 ml de água-DI, previamente aquecida a fim de retirar gases não condensáveis presentes na mesma. O mesmo volume de fluido de trabalho foi utilizado em todos os testes e, após seu carregamento, a válvula instalada na parte superior da câmara foi deixada aberta, equalizando a pressão interna da câmara com a pressão atmosférica local.

Feita a montagem e carregamento da câmara de ebulição, ligou-se a fonte de potência em baixa voltagem (30 V) e esperaram-se aproximadamente 90 minutos para estabilização das condições de teste - tempo necessário para que o fluido de trabalho e o vapor dentro da câmara atinjam a temperatura de saturação em regime permanente.

Uma vez estabilizadas as condições de teste, o processo de ebulição foi iniciado seguindo procedimentos diferentes para os testes livres e confinados. Para os testes de ebulição livre, foi imposto fluxo de calor crescente no intervalo de 100 a 800 kW/m² em patamares de 100 kW/m². Para garantir a estabilização do regime, cada patamar de fluxo de calor aplicado teve duração de 1400 s, porém somente os dados de temperatura obtidos nos últimos 500 s, correspondendo a 100 pontos experimentais, foram considerados na análise. A condição de estabilização do regime foi caracterizada por variações na temperatura dentro da faixa de incerteza de sua medição.

Nos testes sob condições de confinamento, iniciou-se o processo de ebulição também com fluxo imposto de 100 kW/m², porém o incremento no fluxo de calor foi de 60 kW/m², até chegar próximo ao fluxo de calor crítico, caracterizado pela não estabilização das temperaturas. Por motivos de segurança e integridade do aparato experimental, foi considerado na análise o fluxo de calor que corresponde ao início do CHF (caracterizado por um aumento abrupto da temperatura da superfície). Quanto ao tempo de duração dos testes confinados em cada patamar de fluxo de calor imposto, seguiu-se o mesmo procedimento utilizado nos testes em condições livres.

3.5 INCERTEZA EXPERIMENTAL

A incerteza da distância medida entre os termopares foi dada pela resolução do paquímetro utilizado, 0,01 mm. A calibração dos termopares é detalhada no Apêndice A, sendo a incerteza na medição encontrada de $\pm 0,4$ °C. A incerteza de medição combinada, u , foi baseada no guia para expressão de incerteza de medição GEUM (BUREAU, 2008), como sendo:

$$\frac{u(\bar{q}'')}{\bar{q}''} = \sqrt{\left(\frac{u(\Delta T_{12})}{3\Delta T_{12}}\right)^2 + \left(\frac{u(\Delta T_{23})}{3\Delta T_{23}}\right)^2 + \left(\frac{u(\Delta T_{13})}{3\Delta T_{13}}\right)^2 + \left(\frac{u(L_{12})}{3L_{12}}\right)^2 + \left(\frac{u(L_{23})}{3L_{23}}\right)^2 + \left(\frac{u(L_{13})}{3L_{13}}\right)^2} \quad (9)$$

$$\frac{u(T_p - T_{sat})}{T_p - T_{sat}} = \sqrt{\left(\frac{u(T_1 - T_{sat})}{T_1 - T_{sat}}\right)^2 + \left(\frac{u(\bar{q}'')}{\bar{q}''}\right)^2 + \left(\frac{u(L_{1p})}{L_{1p}}\right)^2} \quad (10)$$

$$\frac{u(h)}{h} = \sqrt{\left(\frac{u(T_p - T_{sat})}{T_p - T_{sat}}\right)^2 + \left(\frac{u(\bar{q}'')}{\bar{q}''}\right)^2} \quad (11)$$

A Tabela 5 apresenta as faixas de incerteza experimental calculadas para as superfícies lisas e rugosas. A incerteza experimental para o fluxo de calor e para o coeficiente de transferência de calor tende a diminuir com o aumento do fluxo de calor imposto.

Tabela 5 – Incertezas experimentais do fluxo de calor (q'') e coeficiente de transferência de calor (h) dos testes realizados (continua).

Teste	INCERTEZA ($\pm\%$)	
	Fluxo de calor	Coeficiente de transferência de calor
RS - Livre	$13,7 > u(q'') > 1,6$	$14,6 > u(h) > 2,9$
RS - Confinado	$15,5 > u(q'') > 2,1$	$16,2 > u(h) > 2,7$
RS-LC - Livre	$14,3 > u(q'') > 1,7$	$14,7 > u(h) > 2,6$
RS-LC - Confinado	$12,9 > u(q'') > 1,5$	$13,6 > u(h) > 2,2$
RS-HC - Livre	$14,1 > u(q'') > 1,6$	$14,3 > u(h) > 2,2$
RS-HC - Confinado	$14,3 > u(q'') > 2,1$	$13,6 > u(h) > 2,8$
SS - Livre	$14,6 > u(q'') > 1,7$	$15,0 > u(h) > 2,2$
SS - Confinado	$13,1 > u(q'') > 2,2$	$12,8 > u(h) > 2,7$
SS-LC - Livre	$13,3 > u(q'') > 1,5$	$13,5 > u(h) > 2,5$
SS-LC - Confinado	$11,7 > u(q'') > 1,8$	$12,1 > u(h) > 2,3$
SS-HC - Livre	$14,6 > u(q'') > 1,6$	$14,8 > u(h) > 2,1$
SS-HC - Confinado	$13,4 > u(q'') > 1,7$	$12,4 > u(h) > 2,0$

Fonte: Elaboração da própria autora.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Para validação da bancada e do procedimento experimental, foram utilizados os testes de ebulição livre com água-DI sobre as superfícies lisa (SS) e rugosa (RS) sem deposição de nanopartículas. Os dados experimentais, correspondendo ao ajuste das curvas dos valores calculados pela correlação de Rohsenow (1962), são apresentados nos gráficos da Fig. 28a (RS) e 28b (SS). O ajuste da curva dos pontos experimentais obtidos nos testes baseou-se na relação entre o coeficiente de transferência de calor, h , e o fluxo de calor na superfície aquecida, dada pela expressão:

$$h = C \cdot q''^n \quad (9)$$

onde C é um coeficiente que relaciona o par fluido/superfície e n é o expoente do fluxo de calor. Segundo Stephan (1992), para o regime de ebulição nucleada, o expoente n situa-se geralmente entre 0,6 e 0,8. A correlação de Rohsenow (1962) é dada pela Eq. (10):

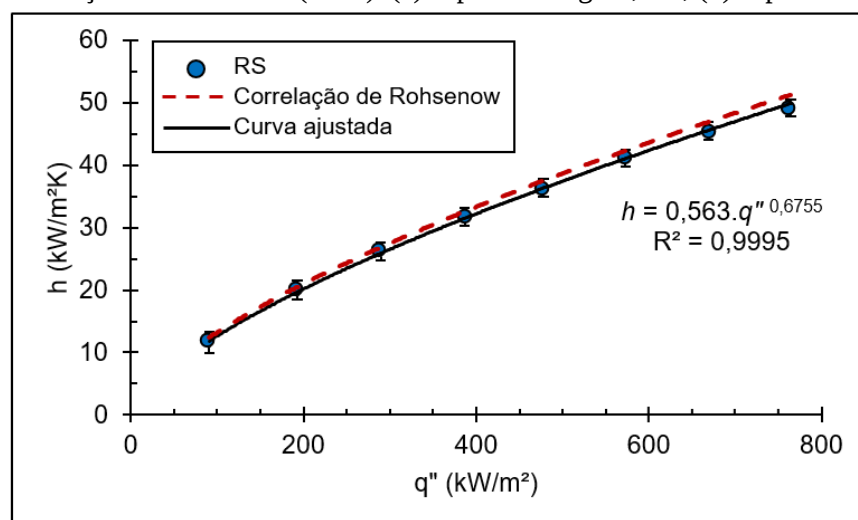
$$h_R = \frac{1}{C_{sf}} \cdot Pr_l^{-s} \cdot \frac{q'' \cdot c_{p,l}}{h_{lv}} \cdot \left(\frac{\mu_l \cdot h_{lv}}{q''} \right)^r \cdot \left[\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{-r/2} \quad (10)$$

onde, utilizando água como fluido de trabalho (onde $s = 1$ e $r = 1/3$). μ_l , h_{lv} , $c_{p,l}$ e Pr_l representam, respectivamente, a viscosidade do líquido (kg/m.s), o calor latente de vaporização (J/kg), o calor específico do líquido (J/kg.K) e o número de Prandtl do líquido, obtidos com base na pressão atmosférica local, 98 kPa. C_{sf} é um coeficiente tabelado por Rohsenow (1962) que depende do material e acabamento da superfície de aquecimento em conjunto com o fluido de trabalho. Com base no estudo feito por Vachon et al. (1968), adotou-se um $C_{sf} = 0,0107$ para a superfície de cobre rugosa. Para a superfície lisa, SS, adotou-se o $C_{sf} = 0,016$ com base em Ahmed e Hamed (2012), que utilizaram em seu estudo superfícies de cobre polidas mecanicamente com abrasivo de pasta de diamante - processo similar ao adotado no presente estudo - resultando em características muito próximas as amostras SS testadas. Ambos os C_{sf} , de Vachon et al. (1968) e Ahmed e Hamed (2012), foram estimados para água-DI como fluido de trabalho.

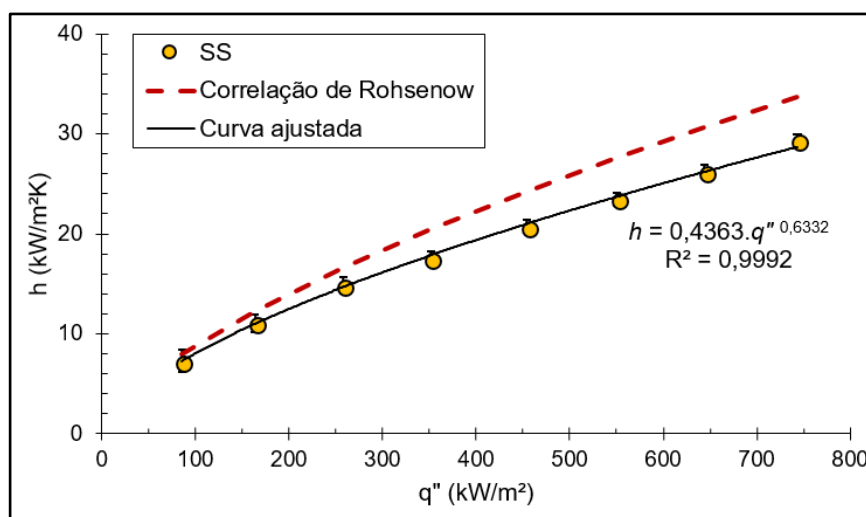
O erro absoluto médio entre os dados experimentais e os valores calculados para a correlação de Rohsenow (1962) foi obtido utilizando a expressão:

$$\text{erro} = \frac{\sum_{i=1}^N \left| \frac{h_{i,\text{exp}} - h_{i,R}}{h_{i,R}} \right|}{N} \quad (11)$$

Figura 28 - Validação do aparato experimental usando ajuste de curva exponencial em comparação com a correlação de Rohsenow (1962). (a) superfície rugosa, RS; (b) superfície lisa, SS.



(a)



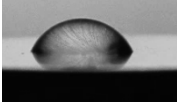
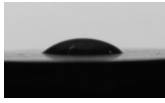
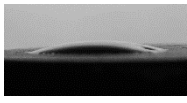
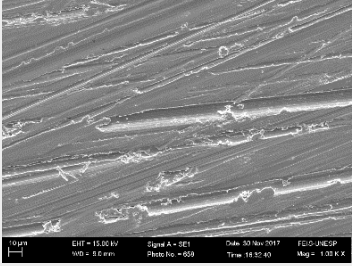
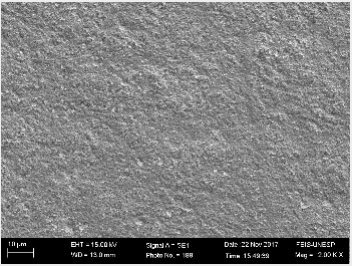
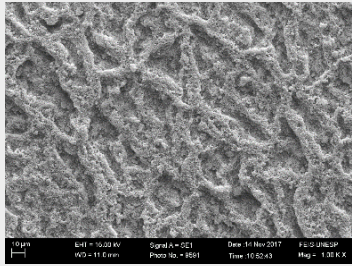
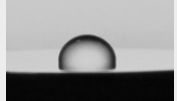
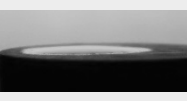
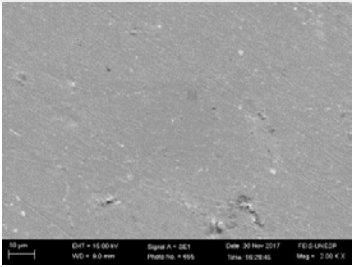
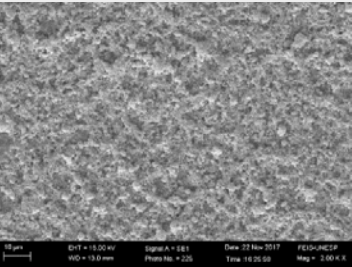
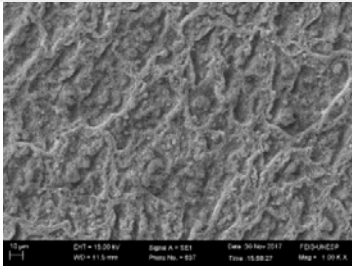
(b)

Fonte: Elaboração da própria autora.

Os dados experimentais para a superfície RS concordam com o coeficiente n de Stephan (1992), onde o n ajustado foi 0,67, e com a correlação de Rohsenow (1962), sendo o erro absoluto médio de 3%. Para a superfície SS, o coeficiente n de Stephan (1992) encontrado foi 0,63. O desvio dos resultados do teste com a superfície SS em relação à correlação de Rohsenow (erro = 12%) está relacionado à escolha do valor para o parâmetro C_{sf} , onde a busca por valores confiáveis deste parâmetro é tema atual no meio científico (pesquisadores utilizam regressão linear de dados experimentais em busca de um C_{sf} que possa caracterizar as superfícies obtidas por meio de processos de fabricação modernos – (JABARDO et al., 2004; e TEODORI et al., 2014). Assim, a validação da bancada pelo coeficiente n de Stephan (1992) apresenta-se como mais confiável e aceito na comunidade científica.

Como citado anteriormente, utilizou-se diferentes técnicas para caracterização das superfícies como: medição da rugosidade superficial, medição do ângulo de contato estático e imagens MEV para visualização da morfologia da superfície. A Tabela 6 apresenta os resultados obtidos na caracterização das amostras utilizadas no presente estudo para molhabilidade, rugosidade média, R_a , e imagens MEV da morfologia das superfícies.

Tabela 6 – Medida da rugosidade da superfície, imagens MEV e teste de molhabilidade das amostras rugosas e lisas.

	RS	RS-LC	RS-HC
Rugosidade	0,33 μm	0,48 μm	0,55 μm
Molhabilidade			
Imagens MEV			
	SS	SS-LC	SS-HC
Rugosidade	0,05 μm	0,57 μm	0,52 μm
Molhabilidade			
Imagens MEV			

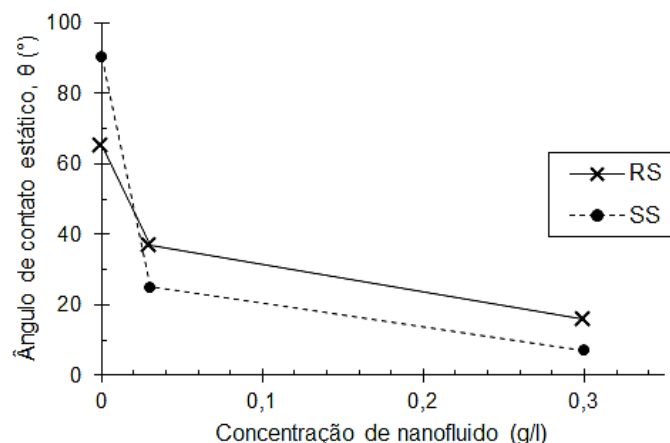
Fonte: Elaboração da própria autora.

A Fig. 29 mostra os valores medidos para o ângulo de contato estático, θ (em $^\circ$), de cada superfície testada utilizando água deionizada, em função da concentração do nanofluido de alumina (g/l) utilizado para o processo de nanoestruturação da superfície, sendo adotada concentração igual à zero no caso das superfícies sem deposição.

Os resultados da Tabela 6 e Fig. 29 mostram que a rugosidade da superfície e o ângulo de contato estático dependem da concentração do nanofluido. A concentração do nanofluido utilizado na nanoestruturação das superfícies alterou a rugosidade, a molhabilidade e a morfologia

da camada depositada das mesmas. Todos esses parâmetros afetam fortemente a dinâmica do crescimento e partida das bolhas de vapor e, conseqüentemente, a transferência de calor por ebulição.

Figura 29 – Ângulo de contato estático em função da concentração do nanofluido de alumina.



Fonte: Elaboração da própria autora.

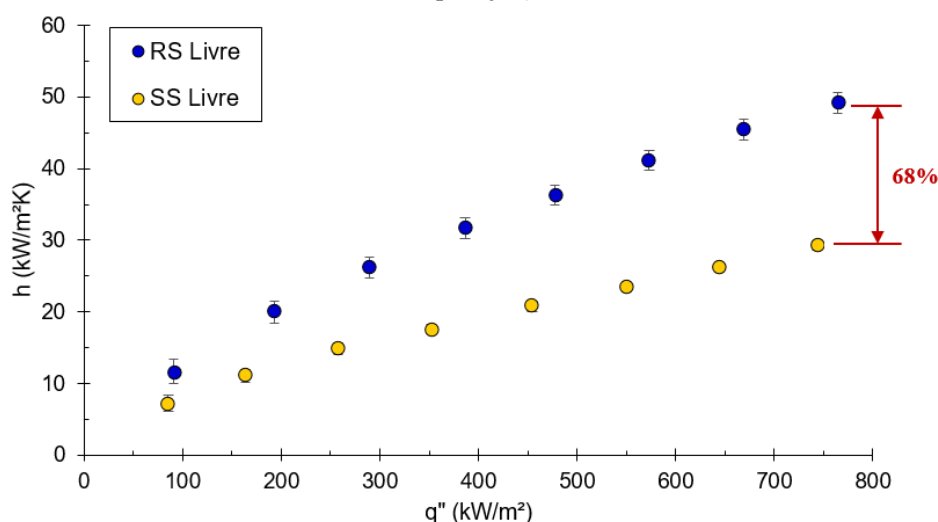
As imagens dos testes de molhabilidade da Tabela 6 retratam as condições de interação fluido-superfície de uma gota séssil, utilizando 10 μ l de água-DI, sobre a superfície rugosa e lisa sem deposição de nanopartícula RS e SS, respectivamente, e após a ebulição em piscina dos nanofluidos em baixa concentração, RS-LC e SS-LC, e alta concentração, RS-HC e SS-LC. De acordo com os resultados, a molhabilidade da superfície de aquecimento e o ângulo de contato estático são funções da concentração do nanofluido e das condições iniciais da superfície. Conforme aumentou-se a concentração do nanofluido utilizado na nanoestruturação, o ângulo de contato estático diminuiu e, conseqüentemente, a molhabilidade da superfície nanoestruturada aumentou. Tais resultados concordam com Takata et al. (2005), os quais reportaram que a molhabilidade da superfície é inversamente proporcional ao ângulo de contato estático.

As imagens MEV também apresentadas na Tabela 6 mostram a morfologia das superfícies, antes e depois do processo de nanoestruturação, indicando uma uniformidade na deposição das nanopartículas durante o processo de ebulição do nanofluido. Para as superfícies sem deposição de nanopartículas, RS e SS, fica claro a diferença nos valores de suas respectivas rugosidades média, sendo que na superfície RS é possível observar claramente as marcas da lixa #400 formando ranhuras grosseiras e orientadas ($R_a = 0,33 \mu\text{m}$). Em contrapartida, a superfície SS tem aspecto liso, típico do processo de polimento mecânico onde, apesar de existirem algumas pequenas marcas sobre a superfície, a mesma não possui ranhuras, resultando em uma rugosidade média R_a de $0,05 \mu\text{m}$.

Também é possível observar por meio do MEV para ambas as superfícies, rugosas e lisas, as diferenças na camada formada utilizando o nanofluido em baixa concentração, 0,03 g/l (LC), e em alta concentração, 0,3 g/l (HC), cuja concentração é dez vezes maior. A camada nanoestruturada das superfícies RS-LC e SS-LC aparentam serem mais finas, sem pontos de sobreposição de nanopartículas. Já as superfícies RS-HC e SS-HC apresentam uma morfologia mais grosseira onde, apesar da aparência também uniforme da deposição, apresentam regiões de sobreposição de nanopartículas, aumentando assim a espessura da camada depositada.

Comparando as superfícies com deposição de nanopartículas por meio da ebulição em piscina do nanofluido em baixa concentração, RS-LC e SS-LC, pode-se observar que a SS-LC apresenta um aspecto mais grosseiro e poroso em comparação à RS-LC nas imagens MEV. A rugosidade média medida para a primeira também foi maior que para RS-LC (0,57 μm , SS-LC e 0,48 μm , RS-LC). Resultados similares foram relatados por Kiyomura et al. (2017). Para a superfície rugosa, as nanopartículas se depositam nas cavidades ou ranhuras existentes na superfície, e o resultado final aparenta ser mais homogêneo devido a este “preenchimento”. Já para a superfície SS-LC, não existe quase nenhuma cavidade pré-existente na superfície originalmente lisa, assim as nanopartículas vão se depositando umas sobre as outras criando uma morfologia mais porosa e irregular quando comparada a RS-LC. Desta forma, as imagens MEV dessas duas superfícies corroboram com os valores medidos de suas respectivas rugosidades médias, onde $R_{a_SS-LC} > R_{a_RS-LC}$.

Figura 30 – Curva comparativa do HTC para os testes RS - Livre e SS - Livre (superfícies limpas sem deposição).



Fonte: Elaboração da própria autora.

As curvas apresentadas anteriormente para validação da bancada experimental, utilizando ebulição de água-DI sobre as superfícies lisa e rugosa, mostram que a rugosidade superficial

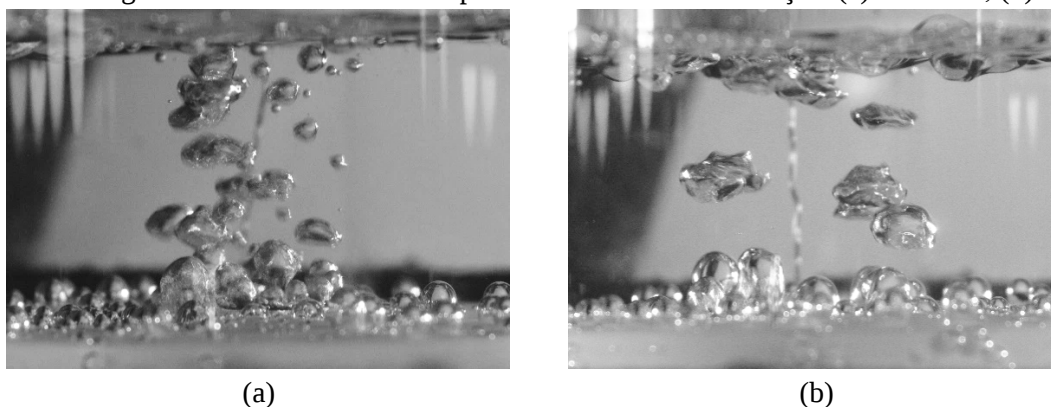
influencia significativamente o HTC. A Fig. 30 apresenta uma comparação entre os testes livres para superfícies sem deposição de nanopartícula, RS e SS, indicando o ganho no HTC devido ao aumento na rugosidade.

Os resultados dos testes de ebulição livre da água-DI sobre superfícies de cobre sem deposição de nanopartículas mostram que, para qualquer valor de fluxo de calor aplicado, a superfície RS apresenta um coeficiente de transferência de calor superior em relação à superfície SS, devido ao aumento da rugosidade (levando a um aumento da densidade de sítios ativos de nucleação). O incremento do HTC é ainda mais evidente quando se aumenta o fluxo de calor, sendo de 68% para o fluxo de calor de 800 kW/m².

Tais resultados para os testes RS e SS concordam com o estudo de Corty e Foust (1995), onde os autores relataram que a rugosidade da superfície influencia o superaquecimento necessário para o início da ebulição nucleada, afetando também a inclinação da curva de ebulição. Segundo eles, para um mesmo valor de fluxo de calor aplicado, a superfície rugosa apresenta um superaquecimento menor comparado à superfície lisa, o que é explicado pela presença de cavidades com maior diâmetro na superfície RS.

Segundo a análise feita por Griffith e Wallis (1960), cavidades de maior diâmetro requerem um superaquecimento menor para serem ativadas em comparação com cavidades menores. Além disso, o número de sítios ativos de nucleação aumenta com o aumento da rugosidade da superfície, ocasionando redução na temperatura da mesma e, conseqüentemente, aumentando o HTC. A Fig. 31 mostra imagens tiradas dos testes livres com superfícies sem deposição de nanopartículas, RS Livre (Fig. 31a) e SS Livre (Fig. 31b), onde é possível observar claramente que a superfície rugosa, RS, possui maior número de sítios ativos de nucleação, caracterizado pela presença de maior número de bolhas de vapor desprendendo-se da superfície de aquecimento, em comparação a superfície lisa, cuja rugosidade é menor.

Figura 31 – Imagens dos testes livres com superfícies sem nanoestruturação. (a) RS Livre; (b) SS Livre.



(a)

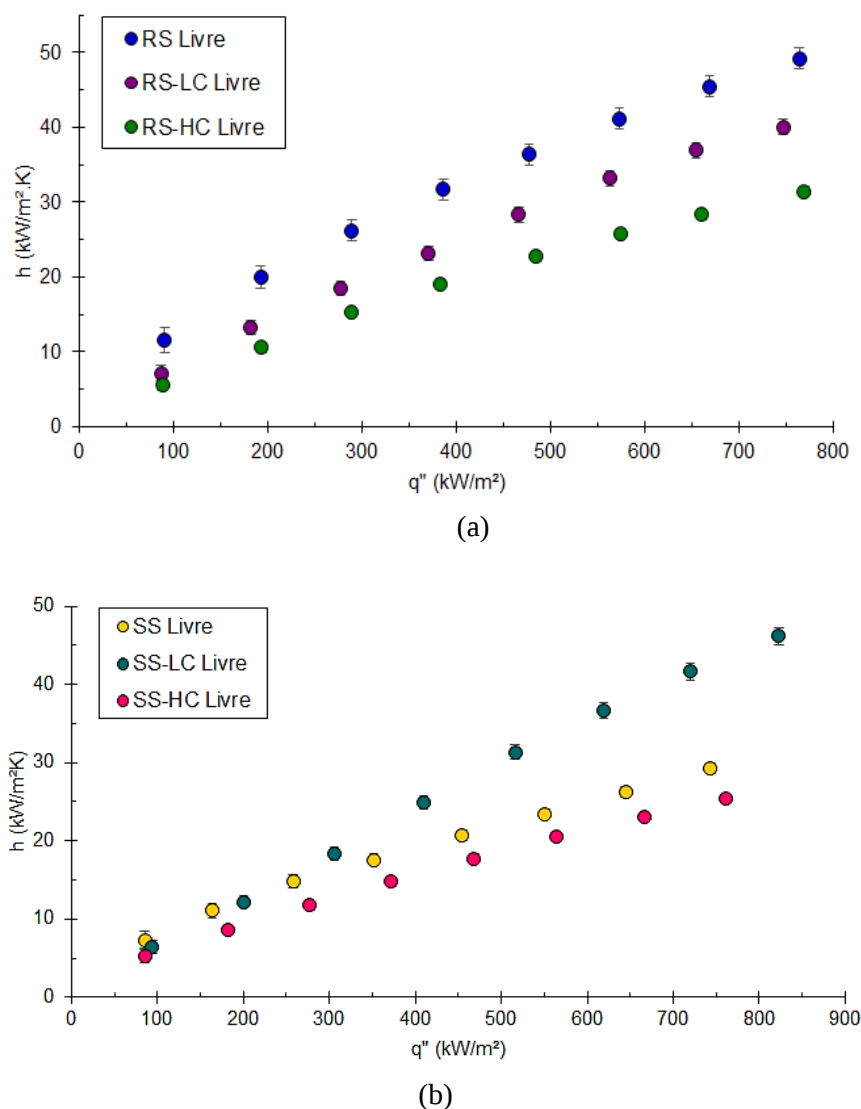
(b)

Fonte: Elaboração da própria autora.

Nos testes realizados, para o fluxo de 800 kW/m^2 , a temperatura da superfície RS foi de 115°C e da superfície SS foi 124°C , o que refletiu na diferença de 68% no HTC entre as duas superfícies.

A Fig. 32 apresenta as curvas de HTC para os testes livres ($Bo > 1$) das superfícies rugosas (Fig. 32a) e superfícies lisas (Fig. 32b).

Figura 32 - Curvas de HTC para os testes livres ($Bo > 1$) em superfícies com e sem deposição de nanopartículas. (a) Superfícies rugosas; (b) Superfícies lisas.



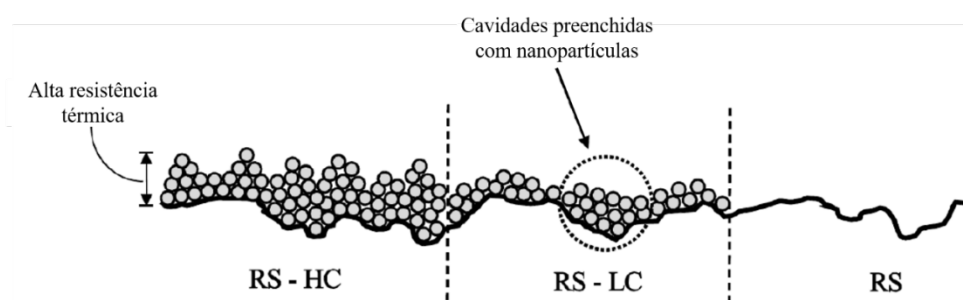
Fonte: Elaboração da própria autora.

Nos testes livres em superfícies rugosas, ambas as superfícies nanoestruturadas, RS-LC e RS-HC, mostraram degradação no HTC comparadas à superfície sem deposição de nanopartículas, RS Livre. Para RS-LC Livre houve um decréscimo médio de 23% no HTC. Já para o teste RS-HC Livre, a degradação no HTC foi ainda maior, em média 39%, quando comparado a RS Livre. Esse fato pode ser devido à diminuição na frequência de partida e diâmetro das bolhas de vapor, uma vez que os sítios ativos de nucleação são preenchidos pelas nanopartículas de menor

diâmetro, ocasionando um efeito de “entupimento” das mesmas, impossibilitando a formação de bolhas de vapor.

A Fig. 33 apresenta um esquema representativo desse efeito para superfícies rugosas. Além disso, o aumento na concentração do nanofluido também causa um aumento na espessura da camada formada sobre a superfície de aquecimento, acarretando em uma resistência térmica adicional e em uma degradação mais acentuada no HTC para as superfícies RS-HC (KIYOMURA et al., 2017).

Figura 33 – Desenho esquemático dos efeitos da deposição de nanopartículas sobre a superfície rugosa.



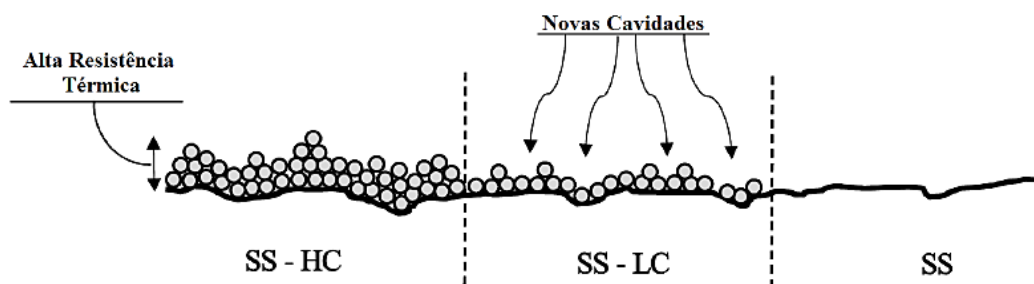
Fonte: Adaptado de Kiyomura et al. (2017).

Já em relação às superfícies lisas, observa-se na Fig. 32b que houve um aumento médio no HTC de 45% para a superfície lisa nanoestruturada com baixa concentração de nanofluido, SS-LC Livre, em comparação a superfície lisa sem deposição, SS Livre. Esse ganho no HTC é devido, principalmente, ao aumento da rugosidade superficial por meio da deposição das nanopartículas, como mostrado na Tabela 6. Analisando o resultado do ponto de vista do *SIP*, tem-se para SS-LC, $SIP = 5$. Segundo Narayan et al. (2007), quando $SIP > 1$, uma cavidade ou sítio de nucleação é multiplicado em vários outros, levando a um aumento na transferência de calor por ebulição, o que concorda com os resultados obtidos nos testes do presente estudo.

O aumento na concentração do nanofluido utilizado na nanoestruturação levou ao aumento na espessura da camada de nanopartículas depositada sobre a superfície de aquecimento, o que acarretou em uma resistência térmica adicional à transferência de calor na superfície SS-HC, de maneira análoga ao que ocorreu na superfície rugosa, RS-HC. No caso do teste com SS-HC Livre, a resistência térmica sobrepôs o efeito do aumento da rugosidade e, conseqüentemente, da multiplicação dos sítios ativos de nucleação, levando a um decréscimo médio de 16% no HTC para esta superfície em comparação a SS Livre.

Os efeitos da deposição de nanopartículas sobre superfícies originalmente lisas, no processo de ebulição nucleada descritos anteriormente, está esquematizado na Fig. 34.

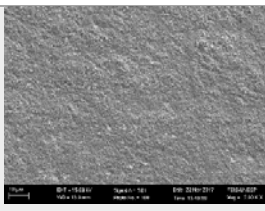
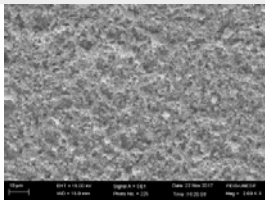
Figura 34 - Desenho esquemático dos efeitos da deposição de nanopartículas sobre a superfície lisa.



Fonte: Adaptado de Kiyomura et al. (2017).

Analizando o efeito da nanoestruturação sobre as superfícies originalmente lisas e rugosas deste estudo (Fig. 35), observou-se que as superfícies nanoestruturadas com baixa concentração de nanofluido, RS-LC e SS-LC apresentaram valores próximos de HTC nos testes livres ($Bo > 1$). Apesar da grande diferença nas características das superfícies originais (que resultava em um HTC 74% maior, em média, para as superfícies rugosas, Fig. 30), após a nanoestruturação com baixa concentração de nanofluido, RS-LC Livre e SS-LC Livre apresentaram o mesmo comportamento, onde o HTC calculado foi em média de 28 e 25 kW/m².K, respectivamente. O *SIP* da superfície rugosa neste estudo foi calculado em 33 ($SIP \gg 1$). A Tabela 7 reapresenta os resultados da caracterização das superfícies RS-LC e SS-LC para acompanhar a comparação entre ambas nos testes livres mostrados na Fig. 35.

Tabela 7 – Resultados da caracterização (R_a , MEV, ângulo de contato estático θ , *SIP*) e do HTC para testes livres das superfícies nanoestruturadas com baixa concentração de nanofluido.

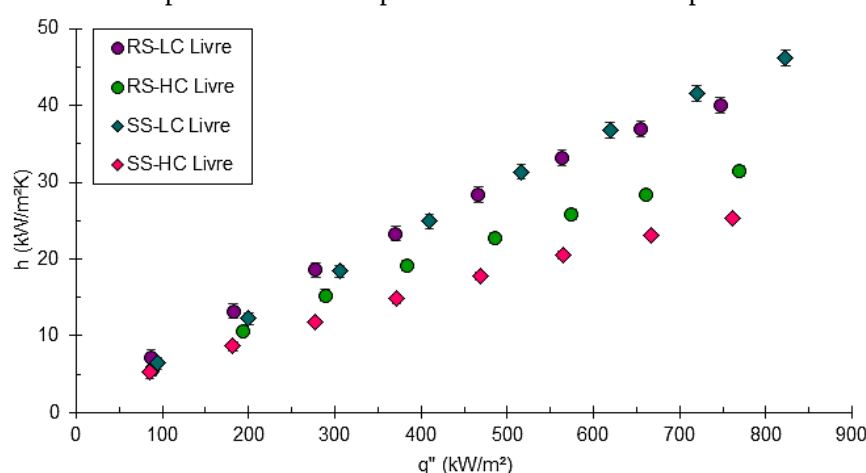
	R_a (μm)	MEV	θ (°)	<i>SIP</i>	HTC (médio) kW/m ² K
RS-LC	0,48		37	33	28
SS-LC	0,57		26	5	25

Fonte: Elaboração da própria autora.

Conforme já mencionado, a deposição das nanopartículas sobre a superfície de aquecimento desempenha um papel chave no processo de ebulição. Sendo assim, o aumento no HTC encontrado para superfície lisa, SS-LC, é explicado devido ao aumento no tamanho e número de cavidades que funcionam como sítios ativos de nucleação, ou seja, a deposição das nanopartículas

sobre superfícies lisas é capaz de criar novas cavidades maiores, as quais necessitam de menor energia para a sua ativação, levando ao aumento do HTC (GRIFFITH; WALLIS, 1960). Esse efeito torna-se nulo para superfícies nanoestruturadas por meio de ebulição de nanofluidos de alta concentração, independente da rugosidade original da superfície de aquecimento, pois nestes casos, a taxa de deposição é maior, criando uma espessa camada de nanopartículas sobre a superfície de aquecimento, o que leva ao aumento da resistência térmica, prejudicando significativamente a transferência de calor.

Figura 35 – Curvas comparativas de HTC para os testes livres das superfícies nanoestruturadas.



Fonte: Elaboração da própria autora.

Os resultados obtidos para as superfícies nanoestruturadas são corroborados pela revisão bibliográfica apresentada na seção 2.3.1, na qual a superfície rugosa ($SIP \gg 1$) e a superfície lisa ($SIP > 1$) apresentam, respectivamente, diminuição e melhora no HTC.

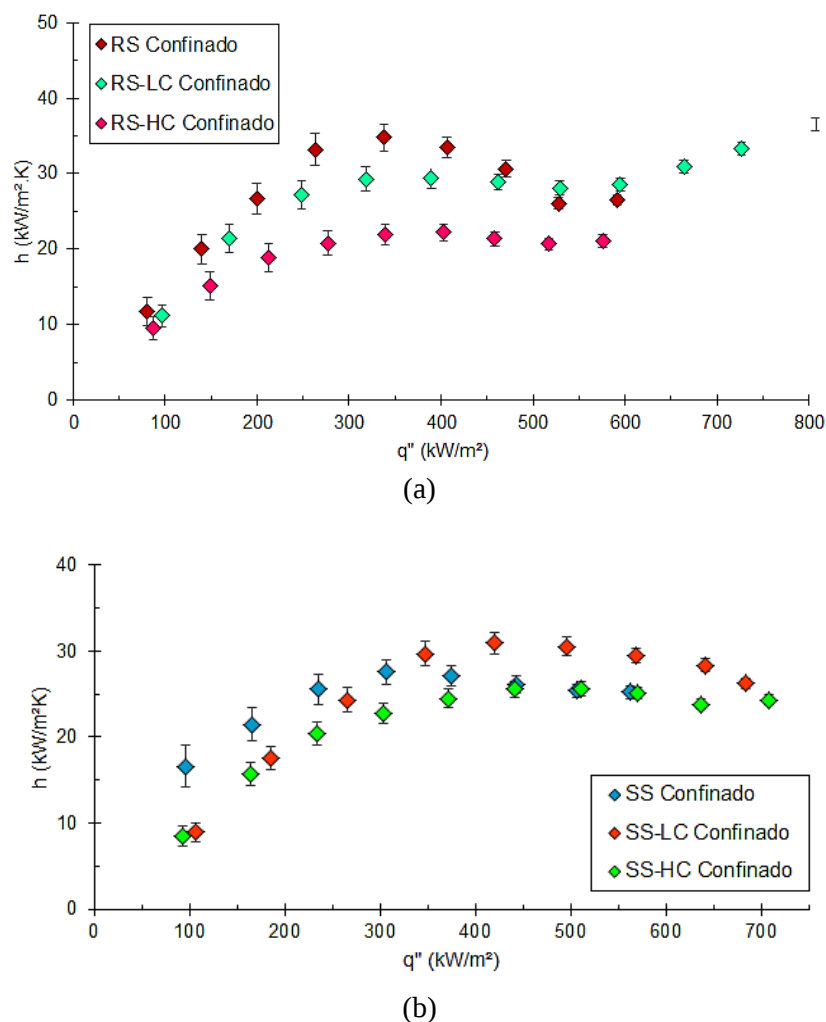
A Fig. 36 apresenta as curvas de HTC para os testes confinados ($Bo < 1$) em superfícies rugosas (Fig. 36a) e superfícies lisas (Fig. 36b).

Os testes em superfícies rugosas sob confinamento ($Bo < 1$) apresentaram comportamento similar àquele em testes livres com os mesmos tipos de superfícies (Fig. 32a); a superfície nanoestruturada em baixa concentração, RS-LC Confinado, apresentou degradação no HTC para baixos e moderados fluxos de calor aplicados, chegando a 14% para o fluxo de 330 kW/m² quando comparado ao teste confinado com superfície sem deposição, RS-Confinado. Já a superfície RS-HC Confinado apresentou uma degradação de 40% no HTC, analisado no mesmo fluxo de calor de 330 kW/m², em relação ao teste RS-Confinado.

Analisando agora os testes confinados utilizando superfícies lisas (Fig. 36b), as curvas de HTC ficaram próximas para as 3 superfícies lisas testadas, SS Confinado, SS-LC Confinado e SS-HC Confinado, onde o h médio calculado foi de 24, 25 e 22 kW/m²K, respectivamente. Estatisticamente pode-se considerar os três valores iguais, sendo assim, pode-se afirmar que, para

as superfícies lisas, o efeito do confinamento sobrepõe o efeito da nanoestruturação em termos de HTC.

Figura 36 - Curvas de HTC para os testes confinados ($Bo < 1$) em superfícies com e sem deposição de nanopartículas. (a) Superfícies rugosas; (b) Superfícies lisas.



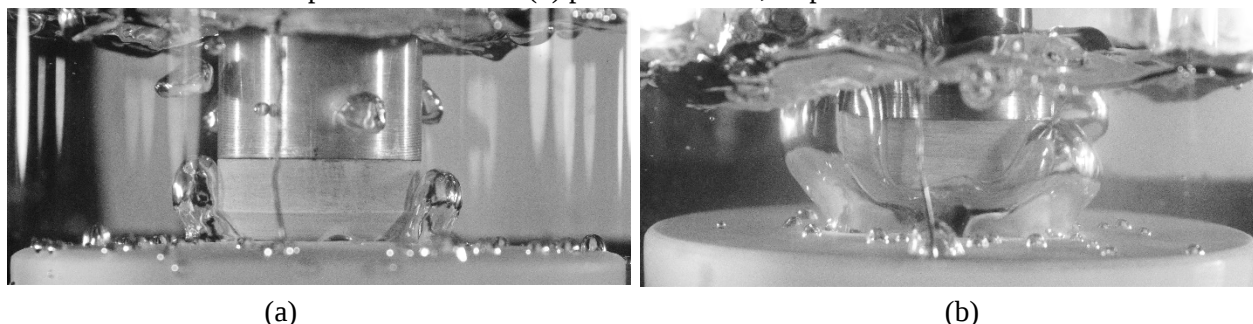
Fonte: Elaboração da própria autora

Em testes confinados, quando se aumenta o fluxo de calor imposto, a frequência de emissão de bolhas de vapor também aumenta, criando uma grande massa de vapor aprisionada no canal confinado, o que dificulta a reentrada de fluido em quantidade suficiente para resfriar a superfície aquecida, antecipando o início do fenômeno de *dryout* e levando à degradação do HTC.

A Fig. 37 mostra as imagens tiradas durante o teste RS sob confinamento, para baixo valor de fluxo de calor aplicado (100 kW/m^2) e para fluxo de calor moderado (660 kW/m^2 , correspondendo ao valor próximo ao fluxo de calor crítico para este teste). Para baixo fluxo de calor aplicado (Fig. 37a), as bolhas de vapor são pequenas e não há vapor aprisionado entre a superfície aquecida e a lança confinadora. Porém, para fluxo de calor moderado (Fig. 37b), é notável um bolsão de vapor coalescido preso no canal confinado. O fenômeno observado na Fig. 37 estende-

se também aos outros testes sob confinamento, com superfícies lisas e rugosas, cujas imagens tiradas durante seus respectivos testes apresentaram o mesmo comportamento.

Figura 37 – Imagens dos testes RS confinados para baixos e moderados fluxos de calor aplicado. (a) para 100 kW/m² e (b) para 660 kW/m², respectivamente.



Fonte: Elaboração da própria autora.

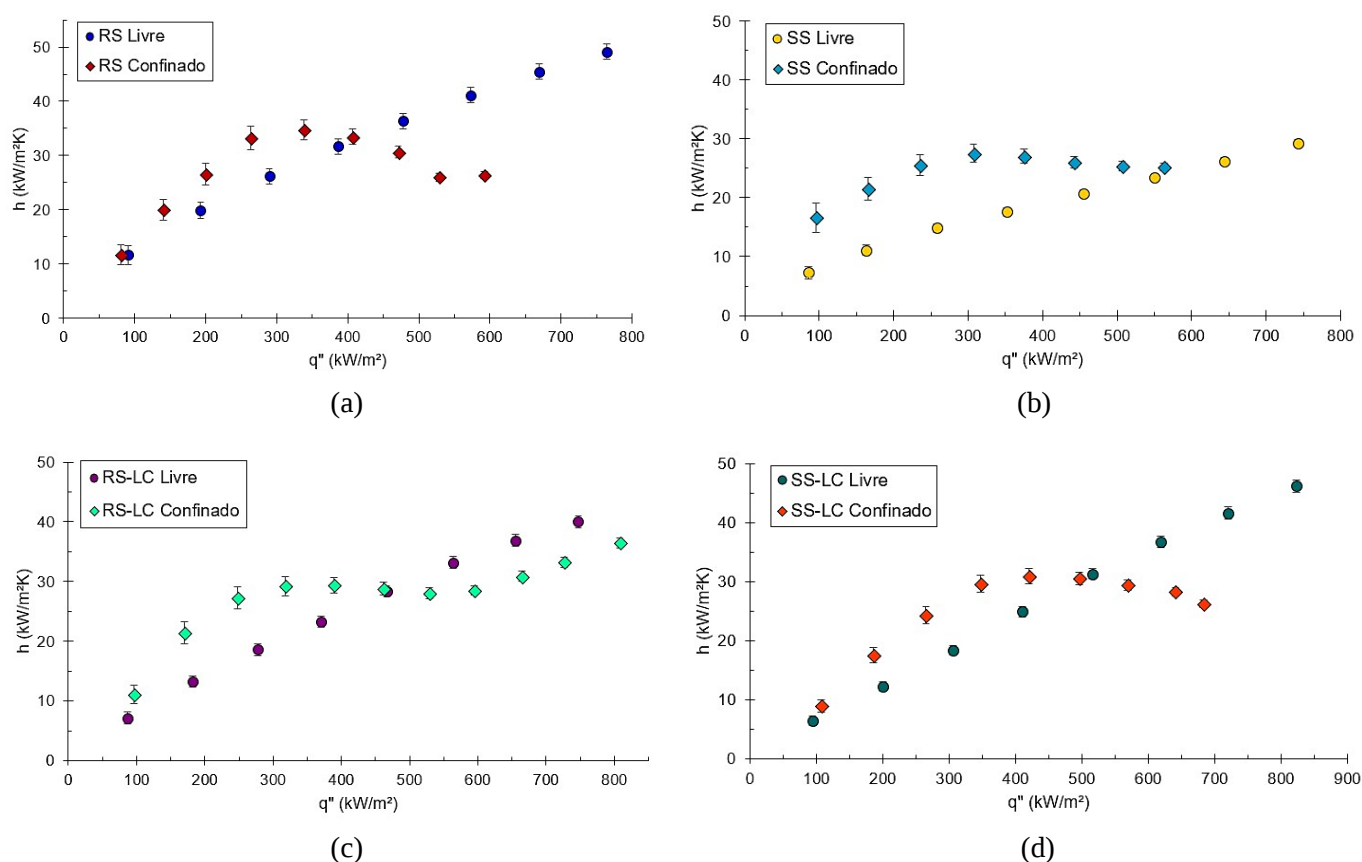
Os resultados das curvas de HTC para os testes confinados mostraram que a nanoestruturação de superfícies não leva ao aumento do coeficiente de transferência de calor, nem mesmo para a superfície lisa com nanoestruturação em baixa concentração, SS-LC Confinado, como ocorreu para o teste livre da mesma superfície. Entretanto, foi possível verificar que a nanoestruturação levou a um ganho em termos de fluxo de calor para início do *dryout*, que pode ser explicado pelo fato das nanoestruturas influenciarem os mecanismos de interação fluido-superfície, aumentando a molhabilidade da superfície de aquecimento (YOU et al., 2003 e NOLAN et al., 2013). Quando a molhabilidade da superfície aumenta, o remolhamento da mesma durante o processo de ebulição também aumenta, melhorando o resfriamento da superfície aquecida. Como já mencionado, em condições confinadas, a massa de vapor presa no canal (Fig. 37b) dificulta esse processo de remolhamento da superfície e, conseqüentemente, o fenômeno de *dryout* ocorre antecipadamente, quando comparado às condições livres.

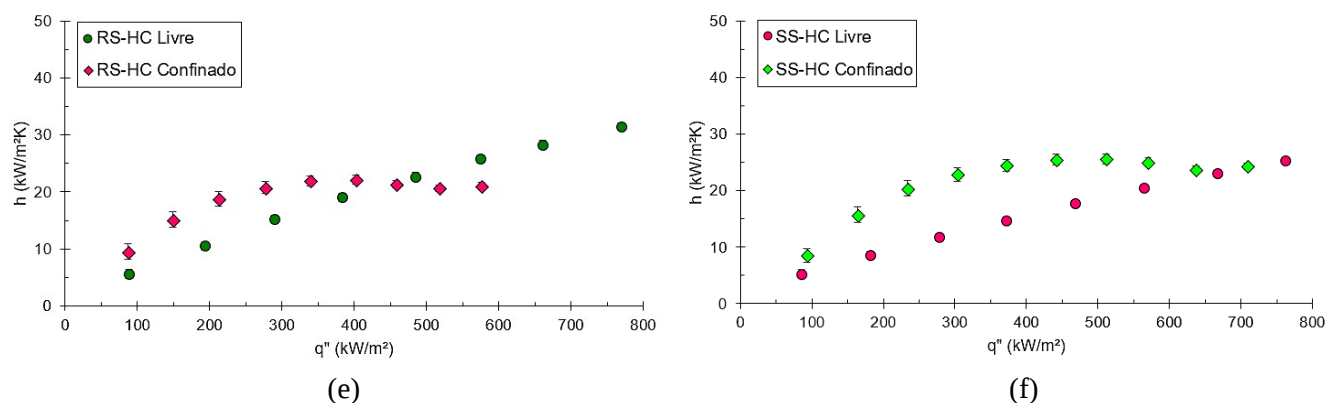
Nos testes confinados, ambas as superfícies RS e SS sem deposição de nanopartículas, as quais mostraram menor molhabilidade no teste de medida do ângulo de contato estático ($\theta = 65^\circ$ e 90° , respectivamente), apresentaram fluxo de calor de início do *dryout* menor que as correspondentes superfícies nanoestruturadas. Por meio de um ajuste polinomial das curvas de HTC para os testes sob confinamento (procedimento detalhado no Apêndice D), foi possível determinar o fluxo de calor de início do *dryout*, caracterizado pelo ponto de máximo da região parabólica das curvas HTC. Analisando as superfícies rugosas, a superfície RS-LC Confinado apresentou início do *dryout* no fluxo de 368 kW/m², mostrando um aumento de 14% quando comparado a RS Confinado (sem deposição); e, para RS-HC Confinado, o início do *dryout* ocorreu em $q''_{dryout} = 411$ kW/m², representando um aumento de 28% quando comparado a RS Confinado.

Para os testes confinados utilizando superfícies lisas, onde a diminuição do ângulo de contato estático foi ainda mais acentuada (SS: $\theta = 90^\circ$; SS-LC: $\theta = 28^\circ$ e SS-HC: $\theta < 10^\circ$), o *dryout* para a superfície lisa sem deposição de nanopartículas, SS Confinado, teve início no fluxo de calor de 310 kW/m²; para o teste SS-LC Confinado, o início do *dryout* apresentou aumento de 37% em relação à superfície SS, ocorrendo por volta do fluxo de calor de 425 kW/m²; e, para o teste SS-HC Confinado, o fluxo de início de *dryout* apresentou ganho de 52% em relação a SS, sendo $q''_{dryout} = 470$ kW/m². Tais resultados já eram esperados tendo em vista os resultados dos testes de molhabilidade para essas superfícies e concordam com os dados da revisão bibliográfica, onde diversos autores também observaram um aumento significativo no CHF devido aos efeitos da utilização de superfícies nano e microporosas.

Em seguida é feita uma análise da influência do confinamento sobre o HTC, comparando-se os testes livres com os confinados para um mesmo tipo de amostra. As curvas comparativas entre os testes livres e confinados são apresentadas na Fig. 38, onde as superfícies rugosas estão colocadas na coluna esquerda e as lisas, na coluna direita.

Figura 38 – Curvas de HTC comparativas dos testes livres e confinados para cada tipo de superfície analisada: (a) RS Livre x RS Confinado; (b) SS Livre x SS Confinado; (c) RS-LC Livre x RS-LC Confinado; (d) SS-LC Livre x SS-LC Confinado; (e) RS-HC Livre x RS-HC Confinado; (f) SS-HC Livre x SS-HC Confinado.





Fonte: Elaboração da própria autora.

Para baixos valores de fluxos de calor imposto (abaixo de 450-500 kW/m²), o confinamento promoveu uma intensificação da transferência de calor por ebulição em todos os testes confinados, com superfícies lisas e rugosas, em comparação aos testes sem confinamento. A deformação e o aumento do tempo de residência das bolhas de vapor sobre a superfície de aquecimento promoveram a evaporação do filme líquido presente entre a superfície e a base da bolha de vapor, levando ao aumento no HTC. Observa-se nas Figs. 38b e 38f que, para as superfícies SS e SS-HC, o efeito do confinamento é ainda mais significativo, onde o HTC para o caso confinado é superior ao caso livre para todos os valores de fluxo de calor aplicados. Isso significa que, para essas superfícies, o efeito do confinamento na transferência de calor sobrepõe o efeito da nanoestruturação.

Para analisar quantitativamente o ganho no HTC pelo efeito do confinamento, foi avaliado os valores de h para o fluxo de calor de 300 kW/m², em todos os testes. Os resultados são apresentados na Tabela 8.

Como citado anteriormente, o ganho no HTC para condições de confinamento ocorre devido à evaporação da camada de líquido que permanece sobre a superfície durante o crescimento e coalescência das bolhas de vapor. Tal camada, formada entre a superfície aquecida e a base das bolhas de vapor, devido à sua espessura muito fina, evapora rápida e continuamente, levando ao aumento do HTC, até o ponto em que a massa de vapor formada no canal confinado é grande o suficiente para impedir o remolhamento da superfície, levando à secagem total da mesma, fenômeno conhecido como *burnout*, que seria o próprio CHF.

Nota-se que para as superfícies rugosas sob confinamento, o início do *dryout* ocorre para fluxos de calor menores quando comparado às superfícies lisas. Esse comportamento deve-se a formação de uma massa de vapor presa no canal confinado, resultante do maior número e/ou maior diâmetro dos sítios ativos de nucleação, consequentemente, maior frequência de partida de bolhas de vapor dessas superfícies; isso antecipa a ocorrência do *dryout* quando comparado a

superfícies lisas, uma vez que a presença dos bolsões de vapor dificulta o remolhamento da superfície aquecida.

Tabela 8 – Ganhos no HTC para os testes confinados em relação aos testes livres, avaliados no fluxo de calor $q'' = 300 \text{ kW/m}^2$.

Superfície	Teste Livre $h \text{ (kW/m}^2\text{K)}$	Teste Confinado $h \text{ (kW/m}^2\text{K)}$	Ganho HTC (%)
RS	26	34	31
RS-LC	20	29	45
RS-HC	15	21	40
SS	16	27	69
SS-LC	18	26	44
SS-HC	13	23	77

Fonte: Elaboração da própria autora.

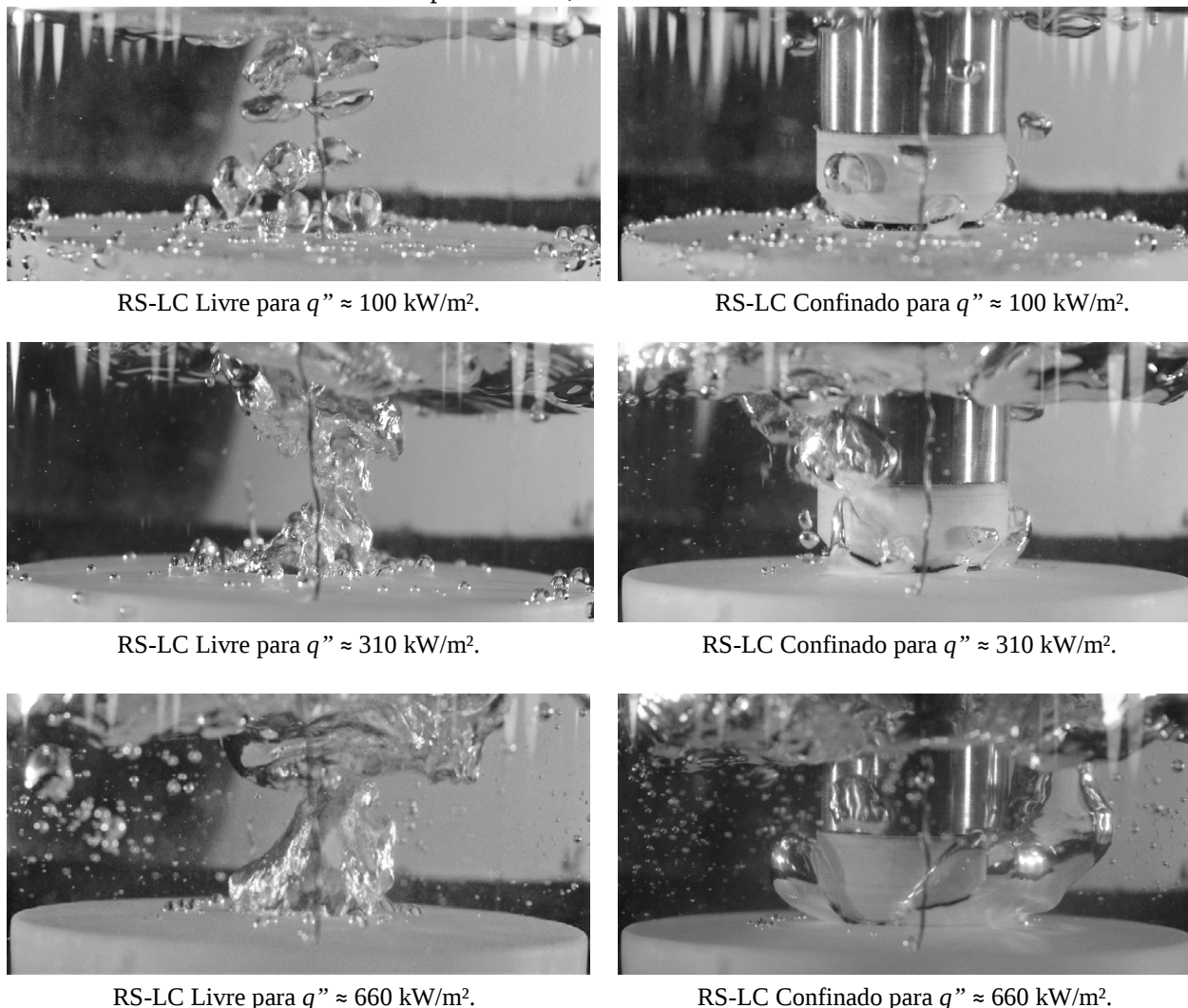
Imagens dos testes com superfícies rugosas nanoestruturadas com baixa concentração, RS-LC, são mostradas na Fig. 39. Esta traz um comparativo entre os testes RS-LC Livre e RS-LC Confinado, para baixo (inicial), moderado (intermediário) e elevado (final) fluxo de calor imposto, podendo tais imagens ser associadas às temperaturas das superfícies de aquecimento. As imagens dos outros testes analisados no presente trabalho apresentaram, visualmente, o mesmo comportamento da superfície RS-LC; assim, não foram adicionadas ao texto a fim de evitar estendê-lo demasiadamente. A Tabela 9 apresenta os valores de temperatura das superfícies para todos os testes realizados, para fluxo de calor inicial ($\approx 100 \text{ kW/m}^2$), fluxo intermediário ($\approx 310 \text{ kW/m}^2$) e fluxo de calor final, próximo ao CHF para os testes confinados ($\approx 660 \text{ kW/m}^2$).

Para o fluxo de calor inicial aplicado, $\approx 100 \text{ kW/m}^2$ (baixo), as bolhas de vapor apresentaram menor diâmetro em ambos os testes, livre e confinado, e não há coalescência das mesmas. Porém, se compararmos a temperatura da superfície RS-LC no teste livre e confinado, pode-se notar o efeito do confinamento sobre o HTC, onde, para $q'' = 96 \text{ kW/m}^2$, a temperatura da superfície no teste sob confinamento diminuiu aproximadamente 3%, refletindo um ganho de 42% no HTC, devido ao efeito da evaporação do filme líquido presente entre a superfície aquecida e a base da bolha de vapor deformada dentro do canal confinado.

Analisando o fluxo de calor intermediário aplicado nos testes, $\approx 310 \text{ kW/m}^2$, já é possível ver na Fig. 39 que o diâmetro das bolhas de vapor foi maior quando comparado ao fluxo de calor inicial. Assim, já ocorre coalescência de algumas bolhas de vapor, a frequência de partida de bolhas também é maior, mas ainda predomina o efeito da formação e evaporação da camada de líquido sob a bolha de vapor presente no canal confinado, resultando em um maior HTC para o

teste RS-LC Confinado comparado a RS-LC Livre. Para $q'' = 318 \text{ kW/m}^2$, a temperatura da superfície no teste confinado foi 4% menor que para o teste RS-LC Livre, sendo o ganho de h de aproximadamente 42%.

Figura 39 – Imagens dos testes RS-LC Livre (esquerda) e RS-LC Confinado (direita) para fluxo de calor imposto inicial, intermediário e final.



Fonte: Elaboração da própria autora.

Como já mencionado anteriormente, esse ganho na transferência de calor causado pelo efeito de confinamento somente ocorre para baixos e moderados fluxos de calor, *i.e.*, $q'' < 500 \text{ kW/m}^2$. Para fluxos de calor mais elevados, é possível observar da Fig. 39 uma grande coalescência das bolhas de vapor onde, mesmo no teste livre, há formação de uma massa de vapor devido ao aumento na frequência de emissão das bolhas de vapor. Nos testes confinados, essa massa de vapor fica presa no canal confinado por mais tempo, dificultando o remolhamento da superfície de aquecimento, levando à degradação do HTC. Nos testes com superfície RS-LC da Fig. 39, para $q'' = 664 \text{ kW/m}^2$ (próximo ao fluxo de calor crítico para o caso confinado), houve um aumento de 3%

na temperatura da superfície para o caso confinado em relação ao teste RS-LC Livre, resultando em um decréscimo de 17% no HTC.

Tabela 9 – Temperaturas da superfície aquecida, T_p , de cada um dos testes realizados, avaliadas no fluxo de calor inicial, intermediário e fluxo final.

Superfície	Testes livres		Testes confinados			
	q'' (kW/m ²)	T_p (°C)	q'' (kW/m ²)	T_p (°C)	↓ T_p %	↑ h %
RS	84	107	84	106	1	7
	263	110	263	107	3	37
	591	113	591	121	-7	-37
RS-LC	96	111	96	108	3	42
	318	114	318	110	4	42
	664	117	664	121	-3	-17
RS-HC	87	114	87	108	6	68
	277	118	277	112	5	45
	576	121	576	126	-4	-18
SS	96	111	96	105	6	112
	307	118	307	110	7	68
	562	122	562	121	1	5
SS-LC	107	114	107	111	3	27
	347	115	347	111	4	41
	683	116	683	125	-8	-34
SS-HC	93	116	93	110	5	57
	303	123	303	112	8	77
	637	128	637	126	2	8

Fonte: Elaboração da própria autora.

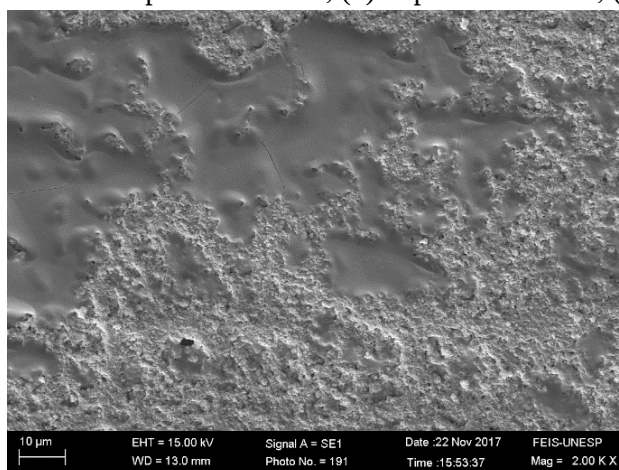
Após os testes sob confinamento, foram feitas imagens MEV das superfícies nanoestruturadas a fim de verificar possíveis alterações na morfologia da nanoestrutura causadas pelo confinamento. A Fig. 40 apresenta os resultados do MEV para as superfícies RS-LC (Fig. 40a) e RS-HC (Fig. 40b), SS-LC (Fig. 40c) e SS-HC (Fig. 40d), da região central da amostra, a qual fica diretamente abaixo da massa de vapor aprisionada no canal confinado (esquerda), e da borda da amostra, onde há desprendimento da massa de vapor coalescida no canal (direita).

A partir das imagens de MEV (Fig. 40) observou-se que, para as amostras submetidas a testes sob confinamento, a região central apresentou pontos com morfologia diferente das originais, obtidas no processo de nanoestruturação por meio da ebulição do nanofluido de alumina (Tabela 6). Os testes confinados ultrapassaram o valor de fluxo de calor de início do *dryout*, em

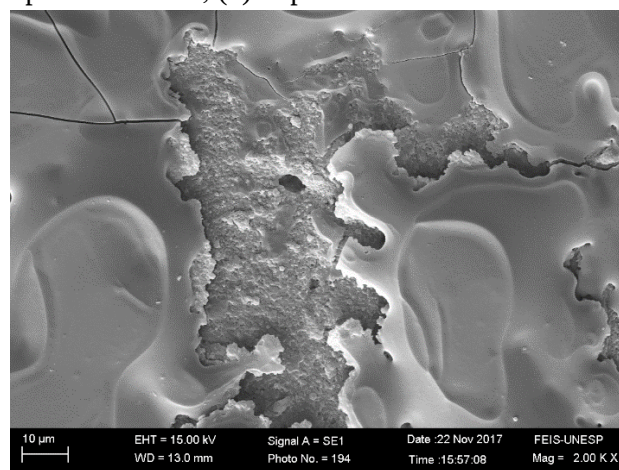
que começam a surgir pontos onde o fluido não entra mais em contato com a superfície aquecida, conhecidos como *hotspots*. Nesses pontos, como o fluido não consegue chegar à superfície, a temperatura local eleva-se consideravelmente.

Associado ao fenômeno dos *hotspots* existe também o efeito da liberação do bolsão de vapor coalescido que se forma no canal confinado: quando as forças de empuxo aumentam a ponto de “puxar” o bolsão para fora da região confinada, ocorre um desprendimento abrupto do bolsão de vapor. Esse desprendimento é seguido da reentrada de líquido frio no canal, gerando pontos de diferença de pressão do sistema, de maneira cíclica e contínua. Essa variação abrupta na pressão do sistema pode desencadear o fenômeno de cavitação sobre a superfície de aquecimento.

Figura 40 – Imagens MEV após testes sob confinamento, na região central da amostra e bordas. (a) Superfície RS-LC; (b) Superfície RS-HC; (c) Superfície SS-LC; (d) Superfície SS-HC.

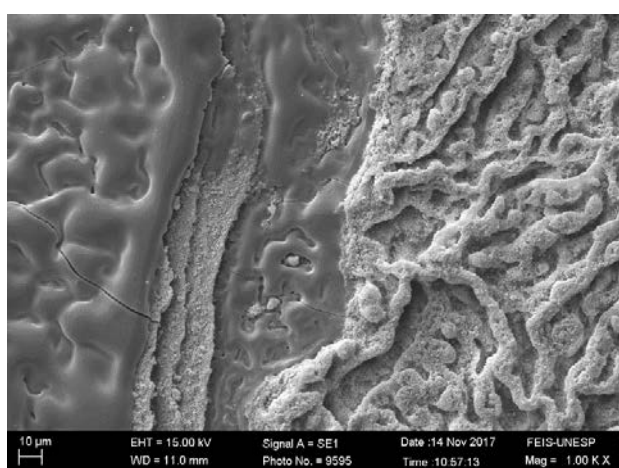


RS-LC - região central.

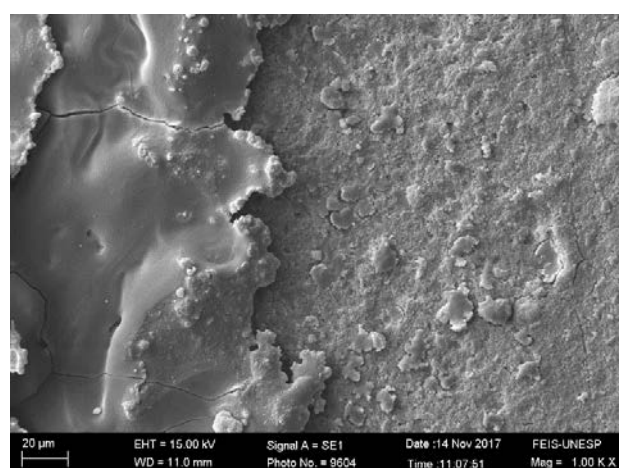


RS-LC - bordas da amostra.

(a)

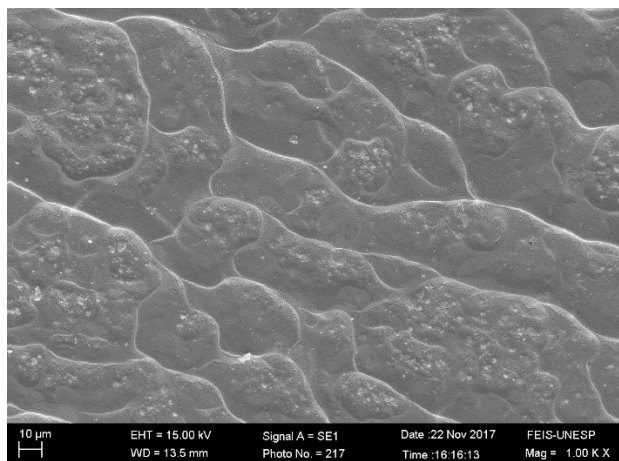


RS-HC - região central.

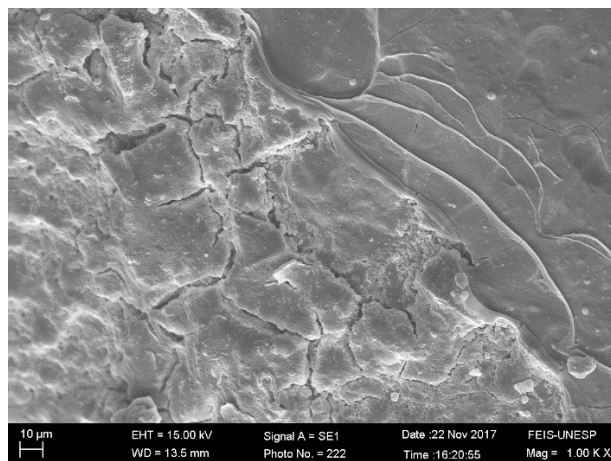


RS-HC - bordas da amostra.

(b)

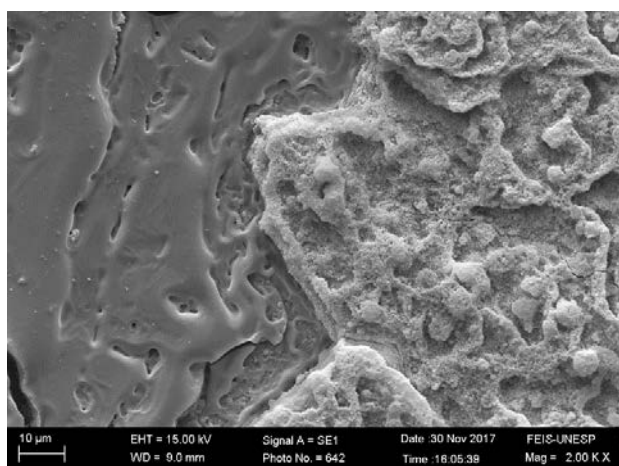


SS-LC - região central.

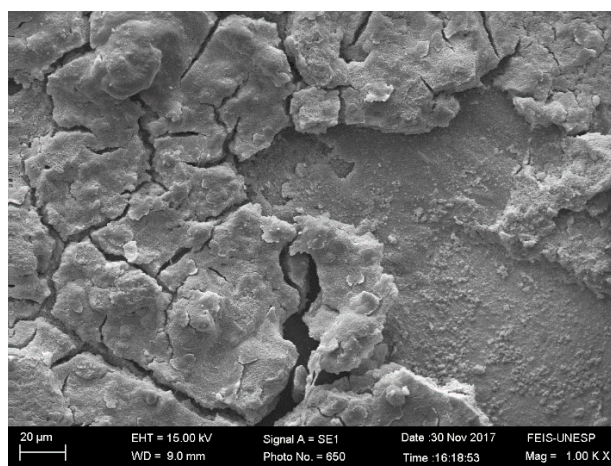


SS-LC – bordas da amostra.

(c)



SS-HC - região central.



SS-HC – bordas da amostra.

(d)

Fonte: Elaboração da própria autora.

Novgorodova et al. (2003) discutiram a ideia do que chamaram de fusão por cavitação (*cavitation melting*). Segundo os autores, quando uma micro ou nanopartícula entra em contato com uma bolha de vapor em colapso devido aos efeitos de cavitação, é possível desintegrar essa nanopartícula em outras (segregação). Nessa linha, Adushkin et al. (2007) desenvolveram uma teoria que descreve a formação de nano e microesferas minerais por meio do mecanismo de cavitação, levando em consideração as dimensões típicas de bolhas de cavitação e a dinâmica de aquecimento de partículas em contato com tais bolhas de cavitação. Foi demonstrado pelos autores que o mecanismo de cavitação pode formar nanoesferas minerais e metálicas em fluidos hidrotermais (fluidos “quentes” que circulam na vizinhança de fontes de calor, como, por exemplo, zonas de vulcanismo ativo no interior da crosta terrestre).

Popel et al. (2014) investigaram numericamente a fusão por cavitação das micropartículas minerais e a possibilidade de sua destruição utilizando parâmetros físicos do minério de ouro.

Sabe-se que, no processo de ebulição heterogênea, as bolhas em um líquido se acumulam e crescem principalmente em pontos de impurezas do sistema: partículas de poeira, rugosidade da superfície, etc. (CAREY, 1992). Assim, as micropartículas de minério servem como sítios naturais de nucleação de bolhas de vapor. Quando a pressão do sistema sobe abruptamente, as bolhas de vapor entram em colapso, ocorrendo a cavitação. O colapso de uma bolha de cavitação é comumente acompanhado por um abrupto aumento local de temperatura e pressão, que pode induzir a fusão de uma micropartícula em contato com a bolha e levar à sua subsequente segregação.

Nas regiões das bordas das amostras existem pontos de desprendimento da nanoestrutura, onde a mesma aparenta ter perdido algumas camadas de nanopartículas, efeito ainda mais severo para a superfície com deposição por meio do processo de ebulição do nanofluido de alta concentração, RS-HC e SS-HC. Esse fenômeno pode ser resultado da liberação do bolsão de vapor coalescido, o qual se dá de maneira violenta o suficiente para carregar consigo pequenas porções da nanoestrutura.

5 CONCLUSÕES

No presente trabalho foi realizada uma análise do efeito da rugosidade da superfície de aquecimento e concentração do nanofluido utilizado para nanoestruturação da mesma, usando água deionizada como fluido de trabalho, em condições livres e sob confinamento. Apresentou-se a caracterização das superfícies testadas antes e após o processo de deposição, por meio da ebulição em piscina do nanofluido alumina-água deionizada ($\text{Al}_2\text{O}_3/\text{água-DI}$), consistindo da medição da rugosidade média da superfície, molhabilidade (medição do ângulo de contato estático) e imagens MEV. As principais conclusões são listadas a seguir:

- ✓ Para superfícies sem deposição de nanopartículas, o aumento da rugosidade superficial promove um ganho no coeficiente de transferência de calor, HTC. O número de sítios ativos de nucleação aumenta com o aumento da rugosidade da superfície, ocasionando redução na temperatura da mesma; além disso, cavidades de maior diâmetro requerem um superaquecimento menor para serem ativadas em comparação com cavidades menores, para um mesmo valor de fluxo de calor.
- ✓ A molhabilidade da superfície de aquecimento e o ângulo de contato estático são funções da concentração do nanofluido e das condições iniciais da superfície. Conforme a concentração do nanofluido utilizado na nanoestruturação aumenta, o ângulo de contato estático diminui e, conseqüentemente, a molhabilidade da superfície aumenta;
- ✓ Para superfícies originalmente rugosas, a camada de nanopartículas formada sobre a superfície promove uma barreira à transferência de calor e reduz a densidade de sítios ativos de nucleação, degradando o HTC para ambos os casos, livre e confinado. Este efeito é intensificado à medida que aumenta-se a concentração do nanofluido utilizado para o processo de nanoestruturação;
- ✓ Para superfícies originalmente lisas, a nanoestrutura obtida por meio da ebulição de nanofluido em baixa concentração promove um aumento no HTC para testes livres; a deposição das nanopartículas cria cavidades que funcionam como sítios ativos de nucleação, efeito confirmado pelo aumento da rugosidade superficial, uma vez que a superfície original, extremamente lisa, possui poucos sítios ativos de nucleação. À medida que aumenta-se a concentração do nanofluido utilizado para nanoestruturação, há um aumento da resistência térmica na superfície de aquecimento que sobrepõe o efeito do aumento da rugosidade e criação de novos sítios ativos de nucleação (mesmo efeito é observado para superfícies rugosas), que leva à degradação do HTC;
- ✓ Para baixos e moderados valores de fluxo de calor ($q'' < 450 \text{ kW/m}^2$), o confinamento causa um aumento no HTC, devido à coalescência das bolhas de vapor e permanência

das mesmas por mais tempo sobre a superfície de aquecimento, promovendo a evaporação do filme líquido presente entre a superfície e a base da bolha de vapor. Para superfícies lisas e superfícies lisas nanoestruturadas com nanofluido de alta concentração, o confinamento promove uma intensificação da transferência de calor para toda a faixa de fluxo de calor testada. Isso indica que, para essas superfícies, o efeito do confinamento sobrepuja o efeito da ausência de sítios ativos de nucleação ou resistência térmica adicional devido a presença da camada depositada de nanopartículas;

- ✓ Para ebulição sob condições de confinamento, independente da condição superficial, um aumento no fluxo de calor aplicado leva à formação de uma massa de vapor coalescida presa no canal confinado, antecipando o início do fenômeno de *dryout* e, consequentemente, a ocorrência do fluxo de calor crítico (CHF), quando comparado a testes em ebulição livre;
- ✓ Apesar do processo de nanoestruturação não promover ganhos no HTC para a maioria dos casos testados, para os casos sob condições de confinamento, o aumento na molhabilidade da superfície devido à presença da camada de nanopartículas depositada ajuda a postergar o início do fenômeno de *dryout*, promovendo um remolhamento mais eficiente da superfície aquecida. Este efeito é observado independente da condição original da superfície de aquecimento, *i.e.*, tanto para superfícies rugosas quanto para as lisas.

Como proposta de trabalhos futuros, ainda existem fenômenos que necessitam de melhor compreensão, por exemplo, o caso das imagens MEV para as superfícies nanoestruturadas após os testes sob condições de confinamento e a teoria baseada no processo de cavitação. Ainda fazem-se necessários testes específicos e pesquisas multidisciplinares (como testes EDS ou Raman nas superfícies originais e nanoestruturadas para observar se há diferença estrutural), para que possamos afirmar qual fenômeno físico realmente ocorre, os quais, por falta de tempo hábil, não foram realizados até o presente momento.

REFERÊNCIAS

- ADUSHKIN, V. V.; ANDREEV, S. N.; POPEL, S. I. Cavitation separation of nano and microscale monomineral fractions from polymineral microparticles. **Geology of Ore Deposits**, [S.l.], v. 49, n. 3, p. 201-207, 2007.
- AHMED, O.; HAMED, M. S. Experimental investigation of the effect of particle deposition on pool boiling of nanofluids. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 55, n. 13, p. 3423-3436, 2012.
- BARBER, J.; BRUTIN, D.; TADRIST, L. A review on boiling heat transfer enhancement with nanofluids. **Nanoscale research letters**, v. 6, n. 1, p. 1-16, 2011.
- BEHRISCH, R. **Sputtering by Particle bombardment**. Berlin: Springer, 1981.
- BUREAU INTERNATIONAL DES POIDS ET MESURES; ORGANISATION INTERNATIONALE DE NORMALISATION. **Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement**. [S. l.]: International Organization for Standardization, 2008.
- CARDOSO, E. M. **Intensificação da ebulição nucleada em espaços confinados**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Departamento de Engenharia Mecânica, UFSC, Florianópolis, 2010.
- CARDOSO, E. M.; KANNENGIESER, O.; STUTZ, B.; PASSOS, J. C. FC72 and FC87 nucleate boiling inside a narrow horizontal space. **Experimental Thermal and Fluid Science**, [S. l.], v. 235, p. 1038-1045, 2011.
- CARDOSO, E. M.; PASSOS, J. C. Nucleate boiling of n-pentane in a horizontal confined space. **Heat Transfer Engineering**, New York, v. 34, p. 470-478, 2013.
- CAREY, V. P. **Liquid-vapor phase-change phenomena**. New York: Taylor & Francis, 1992.
- CHOI, U. S. **Developments and applications of non-newtonian flows**. New York: ASME FED, 1995. p. 99-105, v. 66.
- CORTY, C.; FOUST, A. S. Surface variables in nucleate noiling. **Chemical Engineering Progress Symposium Series**, New York, v. 51, p. 1-12, 1953.
- DAS, S. K.; PUTRA, N.; ROETZEL, W. Pool boiling of nanofluids on horizontal narrow tubes. **International Journal of Multiphase Flow**, Kidlington, v. 29, n. 8, p. 1237-1247, 2003.
- FIGLIOLA, R. S.; BEASLEY, D. E. **Teoria e projeto para medições mecânicas**. 4. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2007. 466 p.
- FRITZ, W. Maximum volume of vapor bubbles. **Phys. Z.**, Muenchen, v. 36, p. 379-384, 1935.
- GLEITER, H. Materials with ultrafine microstructures: retrospective and perspectives. **Nanostructure Materials**, [S. l.], v. 1, n. 5, p. 01-19, 1992.

GOLUBOVIC, M. N.; HETTIARACHCHI, H. M.; WOREK, W. M.; MINKOWYCZ, W. J. Nanofluids and critical heat flux, experimental and analytical study. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 29, n. 7, p. 1281-1288, 2009.

GRIFFITH, P.; WALLIS, J. D. The role of surface conditions in nucleate boiling. **Chemical Engineering Progress Symposium Series**, New York, v. 56, n. 30, p. 49-63, 1960.

GROZA, J. R. **Nanocrystalline Powder Consolidation Methods**. Nanostructured Materials: Processing, Properties and Applications. 2nd Edition, Part I: Processing – Chapter 5, p. 173-233. William Andrew Applied Science Publishers, 2007.

GUNARATNE, C.; CHRISTENSEN, K.; NORDMAN, B. Managing energy consumption costs in desktop PCs and LAN switches with proxying, split TCP connections, and scaling of link speed. **International Journal of Network Management**, [S. l.], v. 5, p. 297-310, 2005.

HSU, Y. Y. On the size range of active nucleation cavities on a heating surface. **Transactions of ASME – Journal of Heat Transfer**, [S. l.], v. 84, p. 207-215, 1962.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L., LAVINE, A. S. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**. 6. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008. 643p,

ISHIBASHI, E.; NISHIKAWA, K. **Saturated boiling heat transfer in narrow spaces**. International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 12, p. 863-893, 1969.

JABARDO, J. M. S.; SILVA, E. F.; RIBATSKI, G.; BARROS, S. F. Evaluation of the Rohsenow correlation through experimental pool boiling of halocarbon refrigerants on cylindrical surfaces. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, Rio de Janeiro, v. 26, n. 2, 2004.

JOHNSON, R. E.; DETTRE, R. H. **Wettability: wetting of low-energy surfaces**. New York: Marcel Dekker, 1993.

KAMATCHI, R.; VENKATACHALAPATHY, S. Parametric study of pool boiling heat transfer with nanofluids for the enhancement of critical heat flux: a review. **International Journal of Thermal Sciences**, Issy les Moulineaux, v. 87, p. 228-240, 2015.

KATTO, Y.; YOKOYA, S.; TERAOKA, K. Nucleate and transition boiling in a narrow space between two horizontal, parallel disk-surfaces. **Bulletin of the JSME**, Tokyo, v. 20, n. 143, p. 638-643, 1977.

KIM, S. J.; BANG, I. C.; BUONGIORNO, J.; HU, L. W. Effects of nanoparticle deposition on surface wettability influencing boiling heat transfer in nanofluids. **Applied Physics Letters**, Melville, v. 89, p. 153107-1–153107-3, 2006.

KIM, S. J.; BANG, I. C.; BUONGIORNO, J.; HU, L. W. Surface wettability change during pool boiling of nanofluids and its effect on critical heat flux. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 50, n. 19, p. 4105-4116, 2007.

KIYOMURA, I. S.; MANETTI, L. L.; DA CUNHA, A. P.; RIBATSKI, G. and CARDOSO, E. M. An analysis of the effects of nanoparticles deposition on characteristics of the heating surface and on pool boiling of water. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 106, p. 666, 2017.

KOLZERBRASIL. **Referência mundial em metalização**. [S. l.: s. n.], 2017. Disponível em: <<http://www.kolzer-brasil.com/#!/funcionamento/c1stl>>. Acesso em: 01 jun. 2017.

KWARK, S. M.; AMAYA, M.; YOU, S. M. Pool boiling heat transfer characteristics of nano-coating in various working fluids. In: IEEE SEMI-THERM SYMPOSIUM, 27 th., 2010, San Jose. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], 2010. p. 146-154.

LALLEMAND, M. Transferts en changement de phase Ébullition libre. Professeur des Universités à L'institut National des Sciences Appliquées de Lyon. Disponível em: <<http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/energies-th4/transferts-thermiques-42214210/transferts-en-changement-de-phase-be8236/>>. Acesso em: 29 set. 2016.

LEE, C. Y.; BHUIYA, M. M. H.; KIM, K. J. Pool boiling heat transfer with nanoporous surface. **International Journal of Heat Mass Transfer**, Kidlington, v. 53, p. 4274–4279, 2010.

LIU, C.; YANG, C. Effect of space distance for boiling heat transfer on micro porous coated surface in confined space. **Experimental Thermal and Fluid Science**, New York, v. 50, p. 163-171, 2013.

LUKE, A. Thermo and fluid dynamics in boiling, connection between surface roughness, bubble formation and heat transfer. In: INTERNATIONAL BOILING HEAT TRANSFER CONFERENCE, 5., Montego Bay. **Proceedings...** Montego Bay: [s. n.], 2003. p. 4-8.

MANETTI, L. L. **Estudo teórico e experimental da influência de nanofluidos sobre a ebulição nucleada**. 2017. Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2017.

MANETTI, L. L.; CARDOSO, E. M. Review of the influence of nanofluids on the nucleate pool boiling. In: ABCM INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, 23rd, 2015, Rio de Janeiro. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], 2015.

MANETTI, L. L.; MOGAJI, T. S.; BECK, P. A.; CARDOSO, E. M. **Evaluation of the heat transfer enhancement during pool boiling using low concentrations of Al₂O₃-water based nanofluid**. *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 87, p. 191-200, 2017.

MATRE, G. A.; KARWANDE, R. L. **Critical heat flux enhancement in pool boiling with Al₂O₃-water nanofluid**. [S. l.: s. n.], 2015.

MIKIC, B. B.; ROHSENOW, W. M. A new correlation of pool boiling data including the effect of heating surfaces characteristics. **ASME Journal of Heat Transfer**, Reston, v. 9, p. 245-250, 1969.

MISALE, M. Effects of a Lateral Confinement on FC-72 Pool Boiling from a Plane Surface. **Journal of Fundamentals of Renewable Energy and Applications**, [S. l.], v. 6, p. 208, 2016. Doi:10.4172/2090-4541.1000208.

MOHAMMED, H. A.; AL-ASWADIA, A. A.; SHUAIBA, N. H.; SAIDURB, R. **Convective heat transfer and fluid flow study over a step using nanofluids: review**. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, [S. l.], n. 15, p. 2921– 2939, 2011.

MORI, S.; UTAKA, Y. Critical heat flux enhancement by surface modification in a saturated pool boiling: A review. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 108, p. 2534-2557, 2017.

MUKHERJEE, S.; PARIA, S. Preparation and stability of nanofluids: a review. **IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering**, [S. l.], v. 9, n. 2, p. 63-69, 2013.

NARAYAN, G. P.; ANOOP, K. B.; DAS, S. K. Mechanism of enhancement/deterioration of boiling heat transfer using stable nanoparticle suspensions over vertical tubes. **Journal of Applied Physics**, New York, v. 102, n. 7, p. 074317, 2007.

NETO, A. R. **Análise da ebulição nucleada da água contendo nanopartículas de alumina, magueta ou nanotubo de carbono**. 2011. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2011.

NETTO, F. P.; MORAES, A. A. U.; RIBATSKI, U. **The effects of the nanoparticle concentration and surface roughness on the contact angle of nanofluids**. 22nd. Ribeirão Preto: ABCM International Congress of Mechanical Engineering, 2013.

NOLAN, E.; RIOUX, R.; JIANG, P. X.; PETERSON, G. P.; CALVIN, H. L. Experimental study of contact angle and active nucleation site distribution on nanostructure modified copper surface in pool boiling heat transfer enhancement. **Heat Transfer Research**, Danbury, vol. 44, p. 115-132, 2013.

NOVGORODOVA, M.; AGAKHANOV, A.; TV, D.; GAMYANIN, G.; ZHDANOV, Y. Microspherules of aluminosilicate glass in gold ores. **Geochemistry International**, Silver Springv, v. 41, n. 1, p. 76-85, 2004.

NUKIYAMA, S. The maximum and minimum value of the q transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure. **Journal Japan Society of mechanical Engineers**, Tokyo, v. 37, p. 367-374, 1934.

PARK, S. D.; MOON, S. B.; BANG, I. C. Effects of thickness of boiling-induced nanoparticle deposition on the saturation of critical heat flux enhancement. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 78, p. 506-514, 2014.

PASSOS, J. C.; HIRATA, F. R.; POSSAMAI, L. F. B.; BALSAMO, M.; MISALE, M. Confined boiling of FC72 and FC87 on a downward facing heating copper disk. **International Journal Heat and Fluid Flow**, Oxford, v. 25, p. 313-319, 2004.

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**, Danbury, v. 47, p. 5033–5044, 2004.

POPEL, S. I.; ADUSHKIN, V. V.; GOLUB, A. P. Nanoscale particles in technological processes of beneficiation. **Beilstein Journal of Nanotechnology**, [S. l.], v. 5, p. 458-465, 2014.

RAINHO NETO, A.; OLIVEIRA, J. L.G.; PASSOS, J. C. Heat transfer coefficient and critical heat flux during nucleate pool boiling of water in the presence of nanoparticles of alumina, maguemite and CNTs. **Applied Thermal Engineering**, Oxford, v. 111, p. 1493-1506, 2017.

ROHSENOW, W. M. **A method of correlating heat transfer data for surface boiling of liquids**. Transactions of ASME – Journal of Heat Transfer, v. 74, p. 969-976, 1962.

SAEIDI, D.; ALEMRAJABI, A. A.; SAEIDI, N. Experimental study of pool boiling characteristic of an aluminized copper surface. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Oxford, v. 85, p. 239-246, 2015.

SARAFRAZ, M. M.; KIANI, T.; HORMOZI, F. Critical heat flux and pool boiling heat transfer analysis of synthesized zirconia aqueous nanofluids. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, New York, v. 70, p. 75-83, 2016.

SEADER, J. D.; HENLEY, E. J. **Separation process principles**. 2. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2006.

SHAHMORADI, Z.; ETESAMI, N.; ESFAHANY, M. N. Pool boiling characteristics of nanofluid on flat plate based on heater surface analysis. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, New York, v. 47, p. 113-120, 2013.

SOUZA, R. R. **Análise da transferência de calor durante a ebulição nucleada do HFE7100 utilizando superfícies nanoestruturadas**. 2014. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica. Florianópolis - SC, 2014.

SOUZA, R. R.; PASSOS, J. C.; CARDOSO, E. M. Influence of nanoparticle size and gap size on nucleate boiling using HFE7100. **Experimental Thermal and Fluid Science**, New York, v. 59, p. 195-201, 2014.

SOUZA, R. R.; CARDOSO, E. M.; PASSOS, J. C. Confined and unconfined nucleate boiling of HFE7100 in the presence of nanostructured surfaces. **Experimental Thermal and Fluid Science**, New York, v. 91, p. 312-319, 2018.

STEPHAN, K. **Heat transfer in condensation and boiling**. Berlin: Springer-Verlag, 1992.

STUTZ, B.; LALLEMAND, M.; RAIMBAULT, F.; PASSOS, J. C. Nucleate and transition boiling in narrow horizontal spaces. **Heat Mass Transfer**, [S. l.], v. 45, p. 929–935, 2009.

STUTZ, B.; SILVEIRA, C. H.; DA SILVA, M. M. F.; CIOULACHTJIAN, S.; BONJOUR, J. Influence of nanoparticle surface coating on pool boiling. **Experimental Thermal and Fluid Science**, New York, v. 35, p. 1239-1249, 2011.

SUNDARARAMAN, D. Nanocrystalline state and solid state amorphization. **Materials Science and Engineering**, v. b32, p. 307-313, 1995.

TAKATA, Y.; HIDAKA, S.; CAO, J. M.; NAKAMURA, T.; YAMAMOTO, H.; MASUDA, M.; ITO, T. Effect of surface wettability on boiling and evaporation. **Energy**, Stanford, v. 30, p. 209-220, 2005.

TEODORI, E.; MOITA, A. S.; MOREIRA, A. L. N. Empirical correlations between bubble dynamics and heat transfer coefficient for pool boiling over micro-textured surfaces. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON APPLICATIONS OF LASER TECHNIQUES TO FLUID MECHANICS, 17th., 2014, Lisbon. **Proceedings...** [S. l.: s. n.], 2014.

THOME, J. R. **Enhanced boiling heat transfer**. USA: Hemisphere Publishing Corporation, 1990.

VACHON, R. I.; NIX, G. H.; TANGER, G. E. Evaluation of constants for the Rohsenow pool-boiling correlation. **Journal of Heat Transfer**, New York, v. 90, p. 239-246, 1968.

VAFAEI, S. Nanofluid pool boiling heat transfer phenomenon. **Powder Technology**, Lausanne, v. 277, p. 181-192, 2015.

WANG, C. H. & DHIR, V. K. Effect of surface wettability on active nucleate site density during pool boiling of water on a vertical surface. **ASME Journal Heat Transfer**, v. 115, p. 670–679, 1993.

WANG, X.; MUJUMDAR, A. S. A review on nanofluids-part II: experiments and applications. **Brazilian Journal of Chemical Engineering**, São Paulo, v. 25, n. 4, p. 631-648, 2008.

WEN, D.; DING, Y. Experimental investigation into the pool boiling heat transfer of aqueous based γ -alumina nanofluids. **Journal of Nanoparticle Research**, v. 7, n. 2-3, p. 265-274, 2005.

WEN, D. Influence of nanoparticles on boiling heat transfer. **Applied Thermal Engineering**, v. 41, p. 2-9, 2012.

YANG, Y. M.; MAA, J. R. Boiling of suspension of solid particles in water. **International Journal of heat and mass transfer**, Oxford, v. 27, n. 1, p. 145-147, 1984.

YAO, S. C.; CHANG, Y. Pool boiling heat transfer in a confined space. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, [S. l.], v. 26, p. 841-848, 1983.

YOU, S. M.; KIM, J. H.; KIM K. H. Effect of nanoparticles on critical heat flux of water in pool boiling heat transfer. **Applied Physics Letters**, New York, v. 83, 2003.

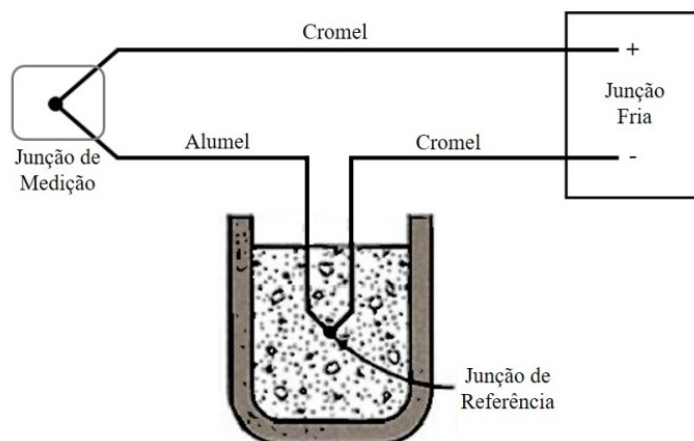
APÊNDICE A - CALIBRAÇÃO DOS TERMOPARES

Termopares são caracterizados pela junção de dois fios condutores elétricos diferentes. A junção do termopar pode ser criada soldando-se esses fios ou por meio de qualquer outro método que permita o contato elétrico entre os dois condutores. A partir de uma diferença de temperatura entre as junções, uma força eletromotriz é gerada devido ao Efeito Seebeck (FIGLIOLA E BEASLEY, 2007).

Para as medições da temperatura do bloco de cobre, durante os ensaios de ebulição em piscina, foram utilizados três termopares tipo K (*Cromel/Alumel*) blindados da marca *Ômega*. Os termopares foram calibrados para a correta obtenção dos valores de temperatura no bloco de cobre, no líquido e no vapor dentro da câmara de ebulição, e para estimar o desvio padrão das medições.

A calibração foi realizada mantendo todos os termopares imersos em um banho termostático juntamente com um termômetro de bulbo de mercúrio, com incremento de escala igual a 0,1 °C. Outro termopar idêntico aos demais foi utilizado como junção de referência, imerso em um banho de gelo fundente. O arranjo usado para a calibração dos termopares é mostrado esquematicamente na Fig. A1.

Figura A1 – Esquema do arranjo utilizado para a calibração dos termopares.



Fonte: Figliola e Beasley, 2007 (Adaptado).

A diferença de potencial, em milivolt (mV), gerada pelos termopares foi medida por meio de um sistema de aquisição de dados *AGILENT 34970A*. Os termopares foram calibrados na faixa de 15 a 90 °C, tanto no sentido crescente como decrescente. Utilizando o método dos mínimos quadrados, uma função linear foi ajustada às temperaturas medidas em cada termopar. Tal função é dada pela Eq. (A.1):

$$T = A.V + B \quad (A.1)$$

onde T é a temperatura medida na escala Celsius pelo termômetro de bulbo, A é o coeficiente angular de ajuste da curva, V é a diferença de potencial medida em mV e B é o coeficiente linear. As funções obtidas foram inseridas no programa de aquisição dos dados, a fim de converter o sinal de voltagem de cada termopar em temperatura na escala Celsius.

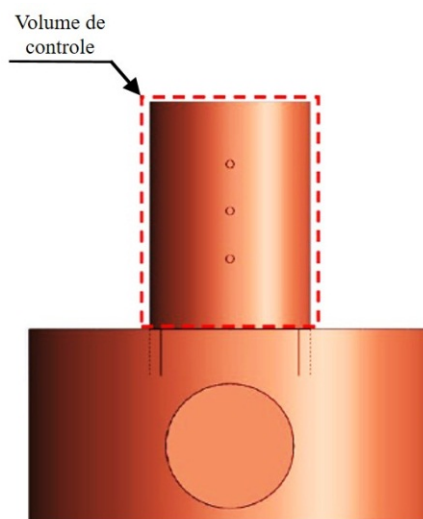
A incerteza experimental de medição encontrada para os termopares foi de $0,4\text{ }^{\circ}\text{C}$, dada pelo desvio padrão entre o valor medido e o valor ajustado pela função linear.

APÊNDICE B - HIPÓTESE DE CONDUÇÃO UNIDIMENSIONAL

Utilizando a equação da energia em coordenadas cilíndricas no volume de controle mostrado na Fig. B1, temos:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(k \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{B.1})$$

Figura B1 – Volume de controle.



Fonte: Elaboração da própria autora.

As hipóteses adotadas são:

- o Condução em regime permanente, ou seja, a condição de estabilização do regime foi caracterizada por variações na temperatura dentro da faixa de incerteza de sua medição ($\pm 0,4 \text{ }^\circ\text{C}$);
- o A geração de calor está fora do volume de controle considerado;
- o O volume de controle escolhido, cilindro de cobre, é simétrico.

Com essas considerações, a equação da energia pode ser simplificada e o campo de temperatura fica em função apenas das coordenadas axial, z , e radial, r , dada por:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = 0 \quad (\text{B.2})$$

O isolamento térmico da seção de testes consiste em uma peça de politetrafluoretileno e a parte do bloco que permanece no exterior da câmara de ebulição foi isolada termicamente com vermiculita, conforme descrito na seção 3.3.2. Assim, a condição de contorno na interface cilindro de cobre (seção de testes) e peça de Teflon[®] pode ser escrita como:

$$\left(k_{\text{cobre}} \frac{\partial T_{\text{cobre}}}{\partial r_{\text{cobre}}} \right)_{(r_{\text{cobre}} = R_{\text{cobre}})} = \left(k_{\text{tef}} \frac{\partial T_{\text{tef}}}{\partial r_{\text{tef}}} \right)_{r_{\text{tef}} = 0} \quad (\text{B.3})$$

Por meio de uma análise de ordem de grandeza tem-se que:

$$\Delta T_{\text{cobre},r} \sim \frac{k_{\text{tef}}}{k_{\text{cobre}}} \frac{R_{\text{cobre}}}{R_{\text{tef}}} \Delta T_{\text{tef},r} \quad (\text{B.4})$$

A Eq. (B.4) mostra que a temperatura radial do cobre está em função da temperatura radial da peça de Teflon®. O cilindro de cobre possui raio igual a 10 mm e a peça de Teflon® possui raio interno igual a 10 mm e raio externo igual a 40 mm. A condutividade térmica do cobre e do Teflon® são, respectivamente, 398 W/m²K e 0,45 W/m²K. Assumindo uma condição limite de teste em que o fluxo de calor aplicado seja de 800 kW/m² e que a diferença de temperatura, dada entre a temperatura medida pelo termopar mais próximo da resistência elétrica e a temperatura de saturação da água, seja 54 °C, tem-se que:

$$\Delta T_{\text{cobre},r} = \frac{0,45}{398} \left[\frac{10}{(40-10)} \right] 54 \quad (\text{B.5})$$

Assim, o gradiente de temperatura do cobre na direção radial é igual a:

$$\Delta T_{\text{cobre},r} = 0,0203 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (\text{B.6})$$

Com base nos dados experimentais é possível obter uma diferença de temperatura na ordem de 25 °C para termopares com distanciamento de 12 mm entre si na direção axial, z, nas mesmas condições mencionadas acima. Com o intuito de corroborar a hipótese de condução unidimensional na direção axial, foi feita uma comparação das razões ΔT e distância, nas direções radial e axial, expressa pelas Eq. (B.7) e (B.8):

$$\frac{\Delta T_{\text{cobre},r}}{R_{\text{cobre}}} = \frac{0,0203}{0,010} = 2,035 \frac{\text{K}}{\text{m}} \quad (\text{Direção radial}) \quad (\text{B.7})$$

$$\frac{\Delta T_{\text{cobre},z}}{z} = \frac{25}{0,012} = 2083 \frac{\text{K}}{\text{m}} \quad (\text{Direção axial}) \quad (\text{B.8})$$

Sendo assim, podemos afirmar que:

$$\frac{\partial T_{\text{cobre},r}}{\partial r_{\text{cobre}}} \ll \frac{\partial T_{\text{cobre},z}}{\partial z}$$

Com isso, conclui-se que é apropriado considerar a hipótese de condução unidimensional em regime permanente na direção axial do cilindro de cobre.

APÊNDICE C - CÁLCULO DA PERDA TÉRMICA

O cálculo da perda térmica foi realizado utilizando o fluxo de calor aplicado, calculado pela Eq. (C.1):

$$q''_{\text{aplicado}} = \frac{V^2}{R} \quad (\text{C.1})$$

onde V é a tensão (em Volts) aplicada na resistência elétrica tipo cartucho e R é o valor da resistência (em Ohms). Assim, com o fluxo de calor médio calculado por meio da Lei de Fourier para condução unidimensional utilizando as temperaturas medidas nos termopares alocados no cilindro de cobre (Eq. 3), a perda térmica é dada pela Eq. (C.2):

$$q''_{\text{perdido}} \% = \frac{\bar{q}'' - q''_{\text{aplicado}}}{q''_{\text{aplicado}}} \times 100 \quad (\text{C.2})$$

A Tabela C1 apresenta os cálculos de perda térmica para cada um dos testes realizados neste trabalho.

Tabela C1 – Perdas térmicas obtidas nos testes para superfícies rugosas e lisas.

Teste	$q''_{\text{perdido}} \%$
RS Livre	$7,6 < q''_{\text{perdido}} \% < 1,9$
RS Confinado	$15,4 < q''_{\text{perdido}} \% < 6,9$
RS-LC Livre	$16,0 < q''_{\text{perdido}} \% < 6,8$
RS-LC Confinado	$14,6 < q''_{\text{perdido}} \% < 8,7$
RS-HC Livre	$15,7 < q''_{\text{perdido}} \% < 6,5$
RS-HC Confinado	$15,2 < q''_{\text{perdido}} \% < 8,3$
SS Livre	$15,1 < q''_{\text{perdido}} \% < 7,4$
SS Confinado	$7,4 < q''_{\text{perdido}} \% < 1,7$
SS-LC Livre	$8,3 < q''_{\text{perdido}} \% < 2,8$
SS-LC Confinado	$6,8 < q''_{\text{perdido}} \% < 2,7$
SS-HC Livre	$15,6 < q''_{\text{perdido}} \% < 4,6$
SS-HC Confinado	$10,1 < q''_{\text{perdido}} \% < 2,4$

Fonte: Elaboração da própria autora.

APÊNDICE D - CÁLCULO DO FLUXO DE CALOR DE INÍCIO DO *DRYOUT* PARA OS TESTES CONFINADOS

Para calcular o fluxo de calor de início do *dryout*, foi utilizado um ajuste polinomial dos dados experimentais obtidos dos testes sob confinamento, cuja região de interesse é caracterizada por uma parábola com concavidade para baixo. O fluxo de calor de início do *dryout* é considerado o ponto de máximo da região parabólica da curva polinomial ajustada a partir dos pontos experimentais do gráfico de h (kW/m²K) por q'' (kW/m²) (CAREY, 1992; CARDOSO, 2010).

Matematicamente falando, o ponto de máximo de uma função polinomial é caracterizado por seu ponto de inflexão, onde, seja f uma função derivável sobre um conjunto R , tal que a sua derivada f' seja uma função contínua, e f possua um ponto crítico $x = c$ em R , isto é, $f'(c) = 0$. Utilizando as variáveis dos testes experimentais para representar a definição matemática, tem-se a função $h(q'')$ onde seu ponto de máximo, chamado de q''_{dryout} é obtido por meio da Eq. (D.1):

$$\left| \frac{dh}{dq''} \right|_{q''_{dryout}} = 0 \quad (D.1)$$

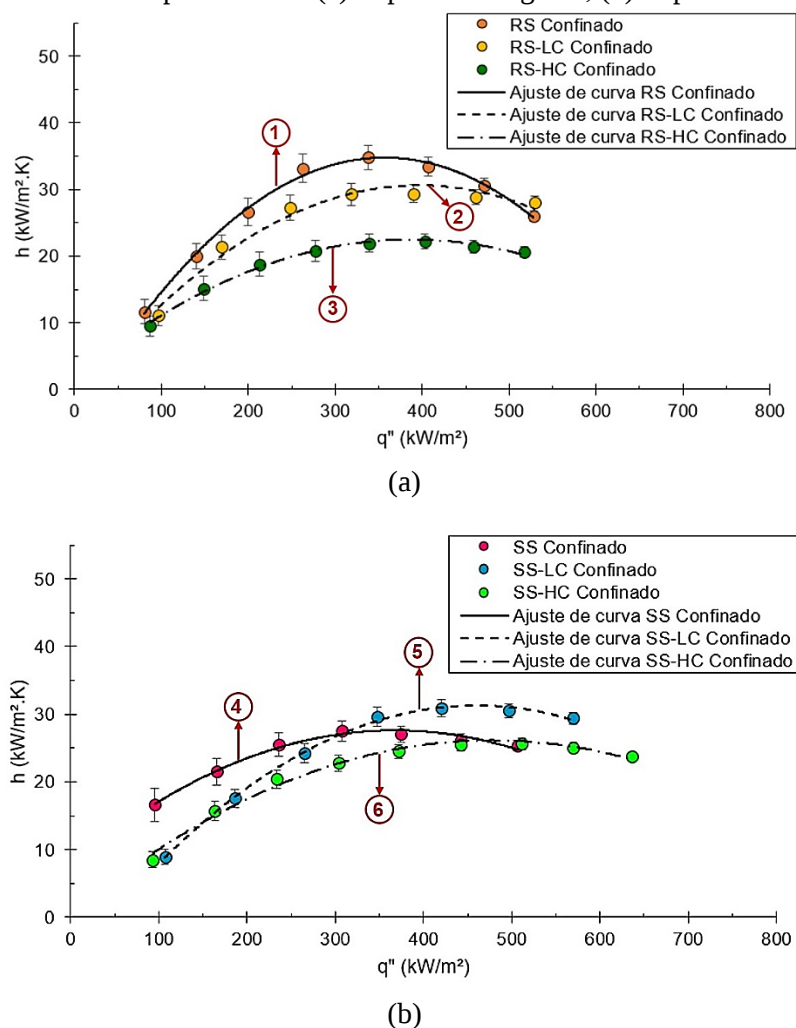
A Fig. D1 apresenta os gráficos $h \times q''$ das superfícies rugosas (Fig. D1a) e lisas (Fig. D1b), com e sem nanoestrutura, dos testes confinados, com seus respectivos ajustes polinomiais da região parabólica de interesse. Vale ressaltar que a região de interesse nessa curva é justamente o ponto de máximo da região parabólica, quando se iniciam os *hotspots* - pontos de secagem localizados sobre a superfície aquecida, os quais levam à degradação do HTC caracterizado pelo início da queda nos valores de h . Por esse motivo, os pontos dos últimos fluxos de calor de cada teste foram ocultados, uma vez que não eram parte da região de interesse da análise do *dryout* e dificultavam um ajuste polinomial otimizado.

Para maior clareza das informações, os coeficientes das equações resultantes do ajuste polinomial dos pontos experimentais são apresentados na Tabela D1, sendo essas curvas indicadas na Fig. D1 por meio dos índices de 1 a 6. Os pontos foram ajustados em uma função do segundo grau na forma genérica da Eq. (D.2):

$$h = A.q''^2 + B.q'' + C \quad (D.2)$$

onde h é o coeficiente de transferência de calor em kW/m²K e q'' é o fluxo de calor em kW/m².

Figura D1 – Gráficos $h \times q''$ dos pontos experimentais obtidos nos testes confinados e seus respectivos ajustes de curva polinomial. (a) Superfícies rugosas; (b) Superfícies lisas.



Fonte: Elaboração da própria autora.

Tabela D1 – Coeficientes das equações obtidas pelo ajuste de curvas dos pontos experimentais em funções do segundo grau.

Teste	Índice da curva na Fig. D1	Coeficientes da equação do ajuste de curva		
		A	B	C
RS Confinado	1	-0,00034	0,2186	-0,2554
RS-LC Confinado	2	-0,00022	0,1619	0,006506
RS-HC Confinado	3	-0,00013	0,1069	0,2533
SS Confinado	4	-0,000195	0,1211	8,751
SS-LC Confinado	5	-0,000195	0,1656	-4,235
SS-HC Confinado	6	-0,000115	0,108	0,3029

Fonte: Elaboração da própria autora.

Assim, o fluxo de calor do início do *dryout* foi calculado por meio da Eq. (D.3) para cada teste realizado.

$$2.A.q''_{dryout} + B = 0 \quad (D.3)$$

Os resultados para o fluxo de calor de início do *dryout* são apresentados na Tabela D2.

Tabela D2 – Resultados dos cálculos para fluxo de calor de início do *dryout*.

Superfícies rugosas		Superfícies lisas	
q''_{dryout} (kW/m ²)		q''_{dryout} (kW/m ²)	
RS Confinado	322	SS Confinado	310
RS-LC Confinado	368	SS-LC Confinado	425
RS-HC Confinado	411	SS-HC Confinado	470

Fonte: Elaboração da própria autora.