



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Ilha Solteira

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

IGOR SEICHO KIYOMURA

**EFEITO DAS SUPERFÍCIES NANO E MICRO ESTRUTURADAS SO-
BRE A EBULIÇÃO NUCLEADA**

Ilha Solteira

2016

IGOR SEICHO KIYOMURA

**EFEITO DAS SUPERFÍCIES NANO E MICRO ESTRUTURADAS SOBRE A EBU-
LIÇÃO NUCLEADA**

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira da Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho” - UNESP como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área: Ciências Térmicas.

Prof. Dra. Elaine Maria Cardoso

Orientadora

Ilha Solteira

2016

FICHA CATALOGRÁFICA

Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

K628e Kiyomura, Igor Seicho.
Efeito das superfícies nano e micro estruturadas sobre a ebulição nucleada /
Igor Seicho Kiyomura. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2016
78 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de
Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Ciências Térmicas, 2016

Orientador: Elaine Maria Cardoso
Inclui bibliografia

1. Ebulição nucleada. 2. Transferência calor. 3. Nano e micro estrutura.



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

Câmpus de Ilha Solteira

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO: EFEITO DAS SUPERFÍCIES NANO E MICRO ESTRUTURADAS
SOBRE A EBULIÇÃO NUCLEADA

AUTOR: IGOR SEICHO KIYOMURA

ORIENTADORA: ELAINE MARIA CARDOSO

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

Profa. Dra. ELAINE MARIA CARDOSO

Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. ANDRÉ LUIZ SEIXLACK

Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Prof. Dr. GHERHARDT RIBATSKI

Departamento de Engenharia Mecânica / Escola de Engenharia de São Carlos

Ilha Solteira, 29 de julho de 2016

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais Arnaldo e Sandra, com muito carinho e apoio, não mediram esforços para que eu chegasse até esta etapa de minha vida.

AGRADECIMENTOS

À professora Elaine Maria Cardoso não apenas pela excelente orientação proporcionada durante a elaboração deste trabalho, mas também pela paciência e dedicação.

Aos meus pais Arnaldo Kiyomura e Sandra Cristina Arakaki Kiyomura, pelo esforço e dedicação para me proporcionar bons estudos e me incentivar nas boas escolhas.

À minha irmã Ingrid Tiheme Kiyomura pela amizade e companheirismo.

À Gabriela Oliveira Vicente pelo apoio emocional, carinho, atenção, dedicação e permanente incentivo.

Aos meus amigos e companheiros de laboratório: Leonardo Lachi Manetti e Alex Pereira da Cunha, não só pelo auxílio nas atividades laboratoriais, mas também pela amizade.

A todos os amigos do departamento de ciências térmica que tive o prazer de conviver e que me proporcionaram momentos de distração.

À profa. Maria de Fátima da Silva Verdeaux, do Instituto de Física da Universidade de Brasília. Que forneceu o nanofluido, possibilitando a realização deste trabalho

Aos técnicos de laboratórios: Gilberto Antonio de Brito, Elton José de Souza, Edvaldo Silva de Araújo e Lucas Maciel por todo o auxílio e orientação nas técnicas necessárias para a construção da bancada experimental.

Ao prof. Gherhardt Ribatski e ao seu grupo de pesquisa da EESC-USP, pelo compartilhamento de experiências laboratoriais.

Aos professores integrantes da banca examinadora, pelos comentários e sugestões apresentados ao trabalho.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP), processo número 2014/07949-9, pelo apoio financeiro e institucional.

RESUMO

Nas últimas décadas surgiu a necessidade de dissipar maiores quantidades de energia térmica, fato que acarretou no aumento do número de estudos em ebulição nucleada e convectiva com o objetivo de produzir trocadores de calor cada vez mais eficientes e compactos. A busca de produtos cada vez mais eficientes e compactos e a procura de novas técnicas para melhorar a transferência de calor, garantindo a integridade física do equipamento, continuam crescendo e a tendência é que continuará assim nos próximos anos. Uma das técnicas que está sendo amplamente pesquisada na comunidade científica é o uso de nanofluidos. Os nanofluidos foram desenvolvidos com o intuito de melhorar a condutividade e a difusividade térmica em relação aos fluidos tradicionais. Muitos experimentos com nanofluidos têm sido desenvolvidos nos últimos anos, mas ainda existem muitas divergências a respeito do efeito desses fluidos sobre o fenômeno de ebulição. Dentro deste contexto, o presente trabalho tem como objetivo a análise teórico-experimental do efeito de superfícies nanoestruturadas e da concentração do nanofluido, a ser depositado sobre a superfície aquecedora, sobre o coeficiente de transferência de calor em regime de ebulição nucleada. Para tanto, testes foram realizados para fluxos de calor que correspondem ao regime de ebulição nucleada da água deionizada, à temperatura de saturação ($T_{sat} = 99 \text{ }^\circ\text{C}$) e à pressão atmosférica ($p_{atm} = 98 \text{ kPa}$), sobre superfícies aquecedoras de cobre com diferentes rugosidades. As superfícies nanoestruturadas foram produzidas por deposição de nanopartículas de maguemita, por meio do processo de ebulição da solução Fe_2O_3 -água deionizada para diferentes concentrações mássicas previamente estabelecidas. As superfícies foram submetidas a ensaios metalográficos, de molhabilidade e de rugosidade permitindo a avaliação das modificações estruturais, topográficas e químicas das superfícies, antes e após os testes no regime de ebulição nucleada. Os resultados para o coeficiente de transferência de calor foram relacionados com as características geométricas e morfológicas das superfícies de teste, levando em consideração os aspectos relacionados à interação fluido/superfície, como, o ângulo de contato e a molhabilidade.

Palavras-chave: Ebulição nucleada. Nanofluidos. Superfícies nanoestruturadas. Coeficiente de transferência de calor.

ABSTRACT

In the last decade, the necessity to dissipate large quantities of heat energy increased, thus leading to an increase on the number of studies in nucleate pool boiling and flow boiling with the aim of producing more compact and efficient heat exchangers. The search for increasingly efficient and compact products and for new techniques to improve the heat transfer, ensuring the physical integrity of the equipment, keep growing and it will remain so in the next years. One of the techniques being widely researched in the scientific community is the use of nanofluids. The nanofluids have been developed in order to improve the thermal conductivity and diffusivity compared to traditional fluids. Although many experiments with nanofluids have been developed in recent years, there are still many differences related to the effects of these fluids on the pool boiling phenomenon. In this context, this work aims to analyze the effects of nanostructured surfaces and different nanofluid concentrations, which are deposited on the heating surface, on the heat transfer coefficient during the nucleate boiling regime. Therefore, tests were performed to heat fluxes values corresponding to the nucleate boiling regime for deionized water, at saturation temperature ($T_{sat} = 99\text{ °C}$) and atmospheric pressure ($p_{atm} = 98\text{ kPa}$), on copper heating surfaces with different roughness values. The nanostructured surfaces were produced by maghemite nanoparticle deposition, which is achieved by boiling selected mass concentrations of a Fe_2O_3 -deionized water nanofluid. Prior and after each boiling test, the characteristics of the test surfaces were evaluated by applying the metallographic, wettability and surface roughness tests. The results for the heat transfer coefficient were related to the geometrical and morphological characteristics of the test surfaces, taking into account the aspects of the fluid/surface interaction such as, the contact angle and wettability.

Keywords: Nucleate boiling. Nanofluids. Nanostructured surfaces. Heat transfer coefficient.

LISTA DE FIGURAS E TABELAS

| | |
|--|-----------|
| Figura 1 - Esboço da Curva de Ebulição..... | 16 |
| Figura 2 – Gota líquida em equilíbrio sobre uma superfície sólida. | 23 |
| Figura 3 - As configurações possíveis para uma gota em contato com uma superfície sólida: (a) não molhante; (b) molhante; (c) completamente molhante..... | 24 |
| Figura 4 - Nanopartícula depositada em uma superfície de aquecimento, para $SIP > 1.26$ | |
| Figura 5 - Nanopartículas depositadas na superfície de aquecimento para $SIP \ll 1$..... | 26 |
| Figura 6 – Deposição de nanopartículas na superfície aquecida..... | 27 |
| Figura 7 – Desenho esquemático do aparato experimental. | 38 |
| Figura 8 - Aparato experimental para o estudo da ebulição nucleada da água em superfícies nanoestruturadas. | 39 |
| Figura 9 – Câmara de ebulição. | 39 |
| Figura 10 - Seção de teste. (a) vista explodida e (b) vista do corte transversal. | 40 |
| Figura 11 – Desenho esquemático da seção de testes contendo a localização dos termopares..... | 42 |
| Figura 12 - Esquema do termopar de referência utilizado para a calibração dos termopares..... | 46 |
| Figura 13 – Aparato experimental utilizado para a medição do ângulo de contato estático. | 48 |
| Figura 14 – Três semiesferas A, B e C utilizadas para a validação das medidas de ângulo de contato estático..... | 48 |
| Figura 15 – Validação do aparato experimental usando o ajuste de curva exponencial e a correlação de Rohsenow (1952). (a) superfície rugosa e (b) superfície lisa. | 51 |
| Figura 16 – Efeito da rugosidade superficial para $q = 200 \text{ kW/m}^2$ e para superfícies sem deposição. a) superfície rugosa (RS) e b) superfície lisa (SS). | 52 |
| Figura 17 – h vs q” para as superfícies rugosas sem deposição (RS) e com deposição de nanopartículas (RS-LC e RS-HC)..... | 53 |
| Figura 18 – Desenho esquemático da deposição de nanopartículas sobre a superfície rugosa..... | 53 |
| Figura 19 - h vs q” para as superfícies lisas sem deposição (SS) e com deposição de nanopartículas (SS-LC e SS-HC). | 54 |
| Figura 20 - Desenho esquemático da deposição de nanopartículas sobre as superfícies lisas. | 55 |
| | |
| Figura A. 1 - Seção de teste. a) vista explodida; b) vista do corte transversal. | 65 |
| Figura A. 2- Vista inferior da bancada experimental. | 66 |
| Figura A. 3- Temperaturas em função do tempo. a) conjunto (bloco de cobre + disco de cobre) e b) somente bloco de cobre. | 67 |
| Figura A. 4- Configuração do disco de cobre. a) Projeto inicial e b) Após as modificações..... | 68 |
| Figura A. 5- Conjunto (bloco de cobre + disco de cobre) após as alterações de projeto.. | 69 |

| | |
|---|-----------|
| Figura C. 1- Volume de controle..... | 72 |
| Figura D. 1- Seção transversal do dispositivo com representação dos fluxos de calor. .. | 75 |
| Figura D. 2- Circuito térmico equivalente..... | 76 |
| Tabela 1 - Correlações para a transferência de calor em ebulição nucleada em função do grupo de fluidos, segundo Stephan e Abdelsalam (1980)..... | 30 |
| Tabela 2 – Valores de h_0 para cada fluido. | 32 |
| Tabela 3 - Descrição das superfícies de teste (superfícies aquecedoras) analisadas no presente estudo..... | 36 |
| Tabela 4 - Propriedades termofísicas da água, à $T_{sat} = 99 \text{ }^\circ\text{C}$ e $p_{atm} = 98 \text{ kPa}$. | 44 |
| Tabela 5 – Incertezas experimentais para temperatura, fluxo de calor e coeficiente de transferência de calor. | 47 |
| Tabela 6 – Validação do método de análise de imagem de uma gota séssil. | 49 |
| Tabela 7 – Imagens do MEV para todas as superfícies testadas..... | 49 |
| Tabela 8 – Medidas de rugosidade superficial, ângulo de contato estático, C_{sf} e C_s para todas as superfícies testadas..... | 56 |

SIMBOLOGIA

| Símbolo | Definição | Unidade |
|----------------|--|------------------------|
| A | Área | [m ²] |
| c_{pl} | Calor específico, à pressão constante do líquido | [kJ/kgK] |
| d | Diâmetro da superfície aquecida | [m] |
| g | Aceleração da gravidade | [m/s ²] |
| h | Coefficiente de transferência de calor por ebulição ou convecção | [kW/m ² °C] |
| h_{lv} | Calor latente de vaporização | [kJ/kg] |
| k_l | Condutividade térmica do líquido | [W/mK] |
| L | Comprimento capilar | [m] |
| M | Peso molecular do fluido | [kg/kmol] |
| Pr_l | Número de Prandtl do líquido | [-] |
| p | Pressão | [Pa] |
| p_r | Pressão reduzida | [-] |
| q ou q'' | Fluxo de calor | [W/m ²] |
| R_a | Rugosidade da superfície aquecida | [µm] |
| t_c | Intervalo de tempo de crescimento | [s] |
| t_e | Intervalo de tempo de espera para reconstituição da camada térmica | [s] |
| T_p | Temperatura da superfície | [°C] |
| T_{sat} | Temperatura de saturação do fluido | [°C] |
| θ_a | Ângulo de contato de avanço do fluido | [°] |
| θ_r | Ângulo de contato de recuo do fluido | [°] |
| σ | Tensão superficial | [N/m] |
| γ | Raio de curvatura do sítio de nucleação | [°] |
| μ_l | Viscosidade dinâmica do fluido | [kg/ms] |
| Δp | Diferença de pressão | [Pa] |
| ΔT_p | Diferença de temperatura na parede | [°C] |

SUMÁRIO

| | |
|---|----|
| RESUMO | 7 |
| ABSTRACT | 8 |
| LISTA DE FIGURAS E TABELAS | 9 |
| SIMBOLOGIA | 11 |
| 1 INTRODUÇÃO..... | 13 |
| 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA | 16 |
| 2.1 ESTADO DA ARTE DE EBULIÇÃO..... | 16 |
| 2.1.1 Curva de Ebulição | 16 |
| 2.1.2 Regime de Ebulição Nucleada..... | 18 |
| 2.2 NANOFLUIDO | 19 |
| 2.3 NANOESTRUTURA | 22 |
| 2.3.1 Influência da Rugosidade | 22 |
| 2.3.2 Molhabilidade..... | 23 |
| 2.3.3 Influência da Nanoestrutura..... | 24 |
| 2.4 CORRELAÇÕES PARA EBULIÇÃO NUCLEADA | 28 |
| 2.4.1 Correlação de Rohsenow (1962) | 28 |
| 2.4.2 Correlação de Borishanski (1969) | 29 |
| 2.4.3 Correlação de Stephan e Abdelsalam (1980) | 30 |
| 2.4.4 Correlação de Cooper (1984) | 31 |
| 2.4.5 Correlação de VDI-Wärmeatlas (1984)..... | 31 |
| 2.4.6 Correlação de Ribatski e Jabardo (2003)..... | 33 |
| 3 PROPOSTA DA DISSERTAÇÃO | 35 |
| 4 APARATO E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL | 38 |
| 4.1 INTRODUÇÃO..... | 38 |
| 4.2 DESCRIÇÃO DA BANCADA EXPERIMENTAL | 38 |
| 4.3 PREPARAÇÃO DAS SUPERFÍCIES | 43 |
| 4.4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL | 43 |
| 4.5 PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DO FLUIDO DE TRABALHO | 44 |
| 4.6 INCERTEZAS EXPERIMENTAIS | 45 |
| 4.7 CARACTERIZAÇÃO DAS SEÇÕES DE TESTES | 47 |
| 4.8 VALIDAÇÃO DO APARATO EXPERIMENTAL | 50 |

| | |
|---|----|
| 5 RESULTADOS | 52 |
| 5.1 COMPARAÇÃO COM CORRELAÇÕES DA LITERATURA | 56 |
| REFERÊNCIAS | 60 |
| APÊNDICE A – PROBLEMAS NA REALIZAÇÃO DO EXPERIMENTO | 65 |
| A.1 DIFICULDADES ENCONTRADAS DURANTE A MONTAGEM | 65 |
| A.2 MODIFICAÇÕES REALIZADAS NA SEÇÃO DE TESTE | 68 |
| APÊNDICE B - ANÁLISE DE INCERTEZA | 70 |
| B.1. ANÁLISE DE INCERTEZA | 70 |
| B.2. INCERTEZA DAS TEMPERATURAS | 70 |
| B.3. INCERTEZA DO FLUXO DE CALOR | 70 |
| B.4. INCERTEZA DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR | 71 |
| APÊNDICE C – TRANSFERÊNCIA DE CALR O CILINDRO DE COBRE | 72 |

1 INTRODUÇÃO

A ebulição é o processo de mudança do estado líquido para o vapor que ocorre através do contato desse líquido com uma superfície sólida superaquecida (interface S-L), sendo que a temperatura da superfície deve ser maior do que a temperatura de saturação do líquido, a uma determinada pressão de saturação. As bolhas de vapor se formam rapidamente na interface S-L, desprendendo-se e subindo para a superfície livre do líquido (SEADER; HENLEY, 2006).

Existe um grande número de variáveis envolvidas no processo de ebulição, devido ao fato de relacionar propriedades termofísicas tanto do líquido quanto do vapor tais como viscosidade, massa específica, capacidade calorífica, entre outras. Além disso, no processo de ebulição ocorre transferência de energia, movimento do fluido e também interações físico-químicas existentes na formação das bolhas de vapor (tensão superficial na interface L-V), que tornam complexo o estudo do fenômeno de ebulição (SEADER; HENLEY, 2006) e constitui uma grande motivação para o aprofundamento da pesquisa nesta área visando um maior entendimento dos mecanismos que regem esse fenômeno (CARDOSO, 2010).

A característica predominante no fenômeno de ebulição nucleada é a capacidade de transferir elevados fluxos de calor com pequenas variações de temperatura (diferença entre a temperatura da superfície e a temperatura de saturação do fluido) da superfície a ser resfriada. Isso mostra que esse processo tem um grande potencial para ser utilizado em trocadores de calor, sendo um recurso que aparece como alternativa para o aumento da eficiência desses equipamentos indispensáveis para inúmeras aplicações industriais tais como, controle térmico de satélites e na refrigeração de componentes eletrônicos por imersão (FORREST et al., 2010).

A nanociência tem se destacado como uma das formas de revitalizar os conceitos de transferência de energia, pois a geração e o transporte de energia ocorrem em níveis atômicos e/ou moleculares. Os nanofluidos surgem então como uma forma promissora de otimizar os setores da indústria que necessitam transferir grandes quantidades de calor como, por exemplo em reatores nucleares (GONZALEZ, 2013; RAINHO NETO, 2011).

A interação entre nanopartículas com alta condutividade térmica e um fluido base, que formam os chamados nanofluidos, promete um aumento considerável na condutividade térmica e, por consequência, na taxa de transferência de calor, com um efeito adicional e muito valioso de aumento no valor do fluxo de calor crítico (FCC). Esse fluxo representa o limite de operação do sistema no regime de ebulição nucleada e se traduz por uma diminuição signifi-

cativa do coeficiente de transferência de calor (CTC) podendo, em alguns casos, levar a uma deterioração da superfície aquecedora.

As técnicas de aplicação de nanofluidos e a modificação da superfície aquecida mediante processos mecânicos/químicos, ainda apresentam divergências quanto aos seus resultados, gerando várias questões a serem resolvidas pela comunidade científica. Entre as questões importantes a serem resolvidas estão: mudanças nas propriedades termofísicas do fluido-base com a adição das nanopartículas, efeito dos nanofluidos e das superfícies nanoestruturadas no ângulo de contato e na molhabilidade dos fluidos, influência da deposição das nanopartículas sobre a superfície aquecedora, efeito das nanopartículas que permanecem em suspensão no fluido-base durante a ebulição, explicação física do acréscimo observado no fluxo de calor crítico, comportamento do coeficiente de transferência de calor e o mecanismo de transferência de calor predominante em ebulição nucleada com nanofluidos e em superfícies nanoestruturadas.

Portanto, o tema do presente estudo é de grande interesse da indústria e da comunidade científica, possibilitando o desenvolvimento de novas tecnologias para diferentes setores, nas quais a remoção de grande quantidade de calor é um aspecto limitante à miniaturização. Este trabalho tem como objetivo contribuir para a compreensão dos mecanismos envolvidos na ebulição nucleada levando em consideração as modificações superficiais impostas pela deposição da nanopartículas via processo de ebulição do nanofluido Fe_2O_3 - água deionizada.

A seguir, é apresentado, de forma resumida, o conteúdo de cada capítulo desta dissertação.

No capítulo 2, uma síntese bibliográfica expõe o estado da arte do fenômeno de ebulição enfatizando o regime de ebulição nucleada com o uso de nanofluidos e superfícies nanoestruturadas. Nesse capítulo são abordados os possíveis efeitos dos nanofluidos e superfícies nanoestruturadas sobre o fenômeno de ebulição nucleada e são apresentadas correlações empíricas e semi-empíricas para a determinação do coeficiente de transferência de calor.

No capítulo 3 é apresentada a proposta da dissertação e no capítulo 4 encontra-se a descrição do aparato experimental, bem como, as propriedades termofísicas do fluido utilizado; o procedimento experimental adotado para a caracterização das superfícies de aquecimento e para a determinação do coeficiente de transferência de calor, a fim de garantir a repetibilidade dos resultados e os valores das incertezas experimentais obtidas.

Os resultados experimentais e análises são apresentados no Capítulo 5.

Por fim, as conclusões gerais deste trabalho encontram-se no Capítulo 6, no qual sugestões para trabalhos futuros também são apresentadas.

No Apêndice A é feita uma apresentação resumida da dificuldade encontrada durante a fabricação e montagem do aparato experimental; o Apêndice B apresenta a análise das incertezas experimentais, o Apêndice C apresenta uma análise a fim de corroborar a consideração de condução unidimensional em regime permanente através da seção de teste e, no Apêndice D faz-se uma análise das perdas térmicas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

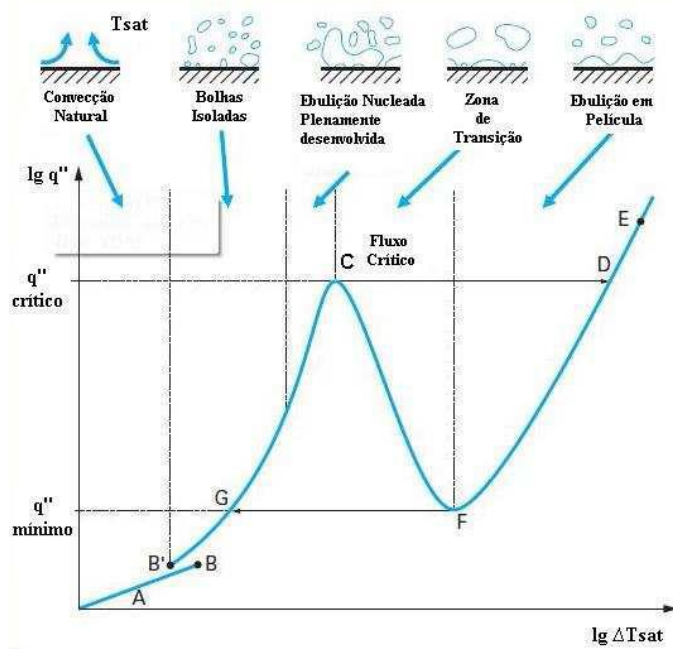
2.1 ESTADO DA ARTE DE EBULIÇÃO

2.1.1 Curva de Ebulição

A partir de observações experimentais da mudança de fase por de ebulição, identificou-se que esse processo é marcado por diferentes regimes de transferência de calor. A curva de ebulição envolve a relação entre o fluxo de calor, q'' , e o superaquecimento, ΔT_{sat} , (Fig. 1). A Figura 1 apresenta a variação do fluxo de calor cedido ao fluido em função do superaquecimento do líquido que está em contato com a superfície aquecida, ambos em escala logarítmica. A partir dessa curva também podem ser identificados os principais regimes existentes no processo de ebulição (LALLEMAND, 2005).

Muitos modelos, correlações empíricas e semiempíricas foram desenvolvidas a partir do estudo da curva de ebulição, com o intuito de avaliar o comportamento do coeficiente de transferência de calor em função da concentração molar e do fluxo de calor, visando quantificar e prever os ganhos em eficiência desse processo (JABARDO, 2008).

Figura 1 - Esboço da Curva de Ebulição.



Fonte: Adaptado de Lallemand (2005).

A curva de ebulição mostrada na figura 1 foi obtida experimentalmente por Nukiyama (1934), por meio do aquecimento elétrico de um fio metálico submerso em água, o que resultou no surgimento de várias regiões. Na região AB, ainda no regime monofásico, o líquido está no regime de convecção natural, caracterizado pelo movimento do fluido em consequência do empuxo.

Quando o fluxo de calor aumenta, a temperatura da superfície do fio metálico aumenta e, conseqüentemente, a diferença de temperatura pode alcançar o superaquecimento necessário para iniciar o crescimento de bolhas de vapor sobre a superfície aquecida. O surgimento e crescimento de bolhas de vapor em um sítio de nucleação ou em uma cavidade pode se ampliar para as cavidades vizinhas, causando a ativação dessas características. Como resultado, ocorre a dispersão rápida da ebulição sobre toda a superfície, aumentando o coeficiente de transferência de calor. Esse fenômeno é considerado o início da ebulição nucleada, quando há uma diminuição rápida e localizada da temperatura da superfície (Região BB'). Este efeito é observado unicamente quando o fluxo de calor é crescente, pois para fluxo de calor decrescente ocorre a chamada "histerese" (B'A).

Um aumento posterior do fluxo de calor leva à ativação de mais sítios de nucleação acarretando o aumento da frequência de saída das bolhas de vapor é caracterizando o regime de ebulição nucleada (região B'GC). Nesse regime é possível obter elevados valores de fluxo de calor com um acréscimo mínimo no superaquecimento da superfície.

O limite do fluxo de calor, no regime de ebulição nucleada (ponto C), é denominado de fluxo de calor crítico (FCC). Nesse limite as bolhas de vapor possuem grandes volumes, em consequência da coalescência, dificultando ou até mesmo inibindo o contato do líquido com a superfície aquecida em quantidade suficiente para garantir seu resfriamento, podendo levar à secagem da superfície e, ao decréscimo da transferência de calor.

O regime de transição (região CF) é descrito por uma camada, intermitente, de vapor instável sobre a superfície e por bolhas de vapor. Dependendo da forma como a superfície está sendo aquecida, fluxo de calor imposto ou temperatura imposta, o regime pode ser estável ou não.

O último regime é denominado ebulição em película (região FDE), o qual é caracterizado por uma película ondulada contínua de vapor sobre a superfície e a transferência de calor entre a superfície aquecida e o fluido ocorre unicamente por condução.

Portanto, a apresentação da curva de ebulição revela um regime altamente eficiente da transferência de calor: o regime de ebulição nucleada. Nesse regime, observam-se elevados fluxos de calor para baixos valores de superaquecimento da superfície. O elevado valor do

coeficiente de transferência de calor não pode ser associado apenas como consequência da transferência de calor latente devido à mudança de fase. Outros mecanismos também estão presentes no fenômeno de ebulição tais como a microconvecção (resultante do desprendimento das bolhas de vapor da superfície aquecida), a evaporação da microcamada (correspondente à evaporação de uma película de líquido superaquecido existente entre a bolha de vapor e a superfície aquecida) e a termocapilaridade (origina-se dos gradientes de tensão superficial na interface líquido-vapor e está associada ao movimento de líquido junto à parede aquecida). O problema reside em determinar qual é o mecanismo de transferência de calor dominante, pois o fenômeno depende das condições operacionais e do desenvolvimento de um modelo físico/matemático universal que o represente.

2.1.2 Regime de Ebulição Nucleada

Dentre todos os regimes existentes no processo de ebulição, deve-se destacar a região de ebulição nucleada, na qual o modo de transferência de calor é mais eficiente. Isso ocorre, pois nessa região elevados fluxos de calor são transferidos mantendo pequena a diferença entre a temperatura da superfície aquecida e do fluido, quando comparadas com as demais regiões que também estão discriminadas na Fig. 1 (CARDOSO; PASSOS, 2013; SOUZA, PASSOS; CARDOSO, 2014).

A ebulição nucleada pode ser homogênea ou heterogênea. A primeira ocorre quando núcleos de vapor ativos, embriões ou pequenas bolhas de vapor, são formados no interior de um líquido superaquecido puro. Esse tipo de nucleação é estritamente termodinâmica, já que um núcleo somente é viável se o líquido estiver superaquecido (CAREY, 1992).

A nucleação heterogênea, por sua vez, ocorre na presença de paredes ou elementos estranhos ao líquido, tal como uma superfície sólida, por exemplo, que podem favorecer a formação de núcleos ativos de vapor. A presença dessas impurezas permite que haja uma energia de formação menor comparada à nucleação homogênea. Os estudos sobre a influência dessas impurezas e o uso de novas técnicas, tais como nanofluidos e superfícies nanoestruturadas, consistem em métodos para melhorar o CTC.

Alguns parâmetros importantes, tais como propriedades termofísicas do fluido e do material que constitui a superfície aquecedora, bem como, dimensões e sua rugosidade, influenciam significativamente o mecanismo de ebulição nucleada. Dessa forma, é relevante um estudo aprofundado desses parâmetros.

O uso da ebulição para os mais variados fins, tais como a indústria de novos componentes de sistemas de refrigeração e até mesmo o resfriamento de componentes eletrônicos de equipamentos de controle térmico de satélites, faz com que se estude o efeito desse fenômeno em sistemas confinados. Para isso deve-se investigar a dificuldade das bolhas de vapor se formarem e escoarem nesses sistemas, pois se considerarmos uma superfície a ser resfriada e uma superfície não aquecida ou adiabática, sendo a distância entre elas menor do que o diâmetro das bolhas de vapor, os mecanismos de transferência de calor podem ser modificados ao ponto de intensificar ou degradar a transferência de calor. Ressalta-se que, quando a dimensão do espaço no qual 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.

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, PASSOS; CARDOSO, 2014).

A mistura de um fluido base com partículas de tamanho nanométrico, conhecida como suspensão coloidal, vem sendo foco de muitos estudos nas últimas décadas. Uma potencial dispersão coloidal foi apresentada por Choi (1995) em seu estudo sobre o aumento da condutividade térmica em fluidos utilizando a adição de nanopartículas (1 a 100 nm), denominada “nanofluido”. As nanopartículas podem ser metálicas, óxidos metálicos, carbonos ou qualquer outro material que tenha uma condutividade térmica maior que o fluido base utilizado.

2.2 NANOFLUIDO

Com o avanço da tecnologia e o crescimento da demanda de potência torna-se necessário a busca de novos fluidos capazes de dissipar taxas de transferência de calor cada vez maiores. A aplicação de nanofluidos em ebulição em piscina pode ter importância em várias áreas, dentre elas reatores nucleares, destiladores de petróleo, resfriamento de componentes micro e macro eletrônicos, refrigeração e ar-condicionado (KAMATCHI; VENKATACHALAPATHY, 2015).

Os pioneiros no estudo da ebulição em piscina com particulados foram Yang e Maa (1984). Os autores utilizaram partículas de alumina (Al_2O_3) em escala nanométricas (50 nm) e micrométricas (0,3 e 1 μm) e em baixas concentrações (0,025 - 0,125 vol.%) dispersas em

água. Os resultados experimentais indicaram um aumento no CTC para a faixa de fluxo de calor de 10 a 50 kW/m², ou seja, apenas para o início do regime de ebulição nucleada.

Das, Putra e Roetzel (2003) foram alguns dos primeiros a realizarem pesquisa em ebulição nucleada utilizando nanofluidos, a fim de investigarem suas influências destes sobre a transferência de calor. No trabalho, os autores utilizaram nanofluido de Al₂O₃-água (partículas de diâmetro médio de 38 nm), para quatro diferentes concentrações (0,1; 1; 2 e 4 vol.%), sobre uma superfície de aço inox cilíndrica e com diferentes rugosidades (387 nm e 1150 nm). Os testes foram realizados à pressão atmosférica e o máximo fluxo de calor aplicado foi de 100kW/m². Das, Putra e Roetzel (2003) reportaram um decréscimo no CTC e relacionaram esta diminuição à deposição de nanopartículas sobre a superfície, cuja rugosidade era maior que o diâmetro médio das nanopartículas utilizadas. Segundo os autores, isso acarretaria em uma redução na densidade de sítios de nucleação.

Bang e Chang (2005) utilizaram diferentes concentrações do nanofluido de Al₂O₃-água, com nanopartículas de 47nm de diâmetros médios, para testes no regime de ebulição nucleada à pressão atmosférica. Os autores relataram um aumento na rugosidade da superfície aquecida, após o processo de ebulição do nanofluido, diretamente proporcional à concentração do nanofluido. Os autores também observaram alterações na morfologia da superfície aquecida dependendo da concentração do nanofluido e da rugosidade original da superfície.

Wen e Ding (2004) estudaram o nanofluido de Al₂O₃-água, para concentrações na faixa de 0,08 a 0,31 vol.%, sobre uma superfície de aquecimento de aço inox polida em formato de disco. Wen e Ding (2004) observaram um comportamento oposto ao observado pelos autores já citados anteriormente: um aumento no CTC para todas as concentrações testadas, sendo o maior aumento para o nanofluido de maior concentração. Para os autores citados anteriormente, a deterioração do CTC observada é causada pelo aumento da resistência térmica causado pela nanocamada oriunda, por sua vez, da deposição das nanopartículas durante o processo de ebulição do nanofluido. Wen e Ding (2004) explicam que o aumento observado no CTC é causado pela alta estabilidade do nanofluido utilizado evitando, assim, a deposição de nanopartículas sobre a superfície e conseqüentemente a formação da nanocamada.

Kwark et al. (2010) estudaram o nanofluido Al₂O₃-água deionizada, com diâmetro médio de 139 nm, para concentrações na faixa de 0,001 a 1 g/l, no regime de ebulição nucleada, sobre uma superfície de cobre. Os autores aumentaram gradativamente o fluxo de calor até atingir o FCC, ou seja, fluxos maiores que 1000 kW/m² observaram que nanofluidos de baixas concentrações de 0,001 a 0,025g/l, não alteraram o CTC. Porém, para altas concentrações de 0,1 a 1g/l, houve um decréscimo no CTC. Segundo Kwark et al. (2010) a redução no CTC é

causada pelo aumento da resistência térmica na superfície de aquecimento, causado pela deposição de nanopartículas, a qual foi desprezível para valores de concentrações muito baixos.

Ahmed e Hamed (2012) estudaram o efeito de nanofluidos, para diferentes concentrações volumétricas, no regime de ebulição nucleada. O nanofluido Al_2O_3 -água foi obtido a partir da dispersão de alumina, com diâmetro médio de 40 a 50 nm, em água deionizada. Para a superfície de aquecimento foi utilizado um cilindro de cobre com 25,4 mm de diâmetro e 71 mm de comprimento, com rugosidade média, R_a , igual a 50 nm. Para a concentração de 0,01 vol.%, os autores obtiveram um aumento de 35% no CTC em relação à água pura. Os dados experimentais, para a concentração de 0,1 vol.%, apresentaram um comportamento similar ao da água e, os dados para 0,5 vol.% mostraram um decréscimo de 45% no CTC em relação à água pura. Segundo Ahmed e Hamed (2012), a alteração do CTC foi causada, principalmente pela deposição das nanopartículas sobre a superfície aquecida. Para baixas concentrações, tal como 0,01 vol.%, a taxa de deposição é menor e o efeito do aumento da condutividade térmica do nanofluido prevalece. À medida que a concentração do nanofluido aumenta, a taxa de deposição também aumenta, aumentando a resistência térmica e reduzindo a densidade de sítios de nucleação.

Sarafraz e Hormozi (2014) alteraram o fluido base por meio da dispersão de alumina, 45 nm de tamanho médio, em etileno glicol. Foram utilizadas três concentrações iguais a 0,03; 0,05 e 0,08 vol.% e a superfície de aquecimento consistiu em um cilindro horizontal de aço inox 316A, com 21 mm de diâmetro, 105 mm de largura e a rugosidade média, R_a , da superfície de 54 nm. Sarafraz e Hormozi (2014) verificaram uma diminuição no CTC para todas as concentrações de nanofluidos testadas quando comparadas à água, sendo esse comportamento mais significativo à medida que a concentração do nanofluido aumentou.

Sarafraz e Hormozi (2015) realizaram experimentos utilizando nanopartículas de óxido de cobre dispersas em água a fim de analisar o efeito destas sobre o CTC. Os nanofluidos foram preparados em concentrações na faixa de 0,01 vol.% a 0,1 vol.%, com e sem a adição de surfactante SDS com 0,1 % em peso. O aparato experimental e a metodologia foram os mesmos utilizados por Sarafraz e Hormozi (2014), exceto a rugosidade média da superfície que foi alterada para $R_a = 340$ nm. A transferência de calor foi significativamente menor para os nanofluidos sem surfactantes quando comparada com a da água pura. No entanto, para a concentração de 0,1 vol.%, os nanofluidos com SDS apresentaram um CTC 70% maior que o da água.

Observa-se que a maioria dos autores citados indica que a modificação no CTC, durante a ebulição nucleada com nanofluidos, foi causada pela alteração na morfologia da super-

fície de aquecimento. A nanocamada formada pela deposição das nanopartículas sobre a superfície pode fornecer uma barreira à transferência de calor e também reduzir a formação de bolhas. Entretanto, esta mesma nanocamada pode levar a alterações na microestrutura da superfície influenciando positivamente o processo de transferência de calor, de modo que seus defeitos superficiais possam ser tratados como sítios ativos de nucleação.

2.3 NANOESTRUTURA

Como apresentado no item anterior, várias pesquisas atribuem o aumento/degradação da transferência de calor às modificações na superfície aquecida, como consequência da nanocamada resultante da deposição das nanopartículas sobre a superfície.

Para analisar a influência da nanoestrutura sobre a transferência de calor no regime de ebulição nucleada é necessário abordar as influências da rugosidade e da molhabilidade, pois essas são variáveis importantes na análise da interação fluido/superfície.

2.3.1 Influência da Rugosidade

O aumento da rugosidade da superfície aquecida facilita a formação de um número maior de sítios de nucleação ativos, sendo necessário um superaquecimento menor para o início da ebulição nucleada.

Mikic e Rohsenow (1969) foram os primeiros a considerar a influência da rugosidade da superfície sobre os mecanismos da ebulição nucleada. Suas pesquisas mostraram que as superfícies rugosas ou as que sofreram adição de sítios ou cavidades artificiais tendem a aumentar a transferência de calor por ebulição. No entanto, Lallemand (2005) concluiu que, em razão do envelhecimento da superfície, o ganho na transferência de calor causado pela aumento da rugosidade acaba sendo perdido com o passar do tempo (*aging effect*).

Experimentos realizados por Luke (2003) indicaram que, aumentando-se a rugosidade da superfície, é possível aumentar a transferência de calor até um dado limite. Acima desse limite, a rugosidade não influencia mais a transferência de calor. Pioro, Rohsenow e Doerffer (2004) sugeriram que superfícies muito rugosas apresentam grandes cavidades que, por conseguinte, podem ser facilmente preenchidas pelo líquido, deixando de atuar como sítios de nucleação.

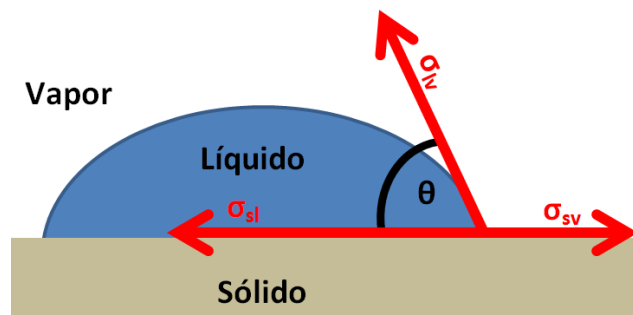
2.3.2 Molhabilidade

A interação que ocorre entre um sólido e dois ou mais fluidos é chamada de molhabilidade, podendo ser tratada como o resultado da competição entre as forças de adesão, entre o líquido e o sólido, e as forças de coesão, no interior do líquido. As forças coesivas atuam entre moléculas iguais e resultam na tensão superficial de líquidos e sólidos, quando imersos em vácuo, enquanto as forças adesivas atuam entre moléculas diferentes e resultam na tensão superficial relacionada à interação de gases ou líquidos com sólidos.

Quando uma gota líquida está em equilíbrio com o vapor e com a superfície sólida (Fig. 2), observa-se a existência de uma região comum às três fases, conhecida como ponto de contato triplo (JOHNSON; DETTRE, 1993). O ângulo resultante desta configuração, entre a interface líquido-vapor e a superfície sólida é denominado de ângulo de contato estático (θ). O ângulo de contato estático e as tensões superficiais específicas de cada fase estão relacionados pela equação de Young-Dupré, dada por:

$$\cos \theta = \frac{\sigma_{sv} - \sigma_{sl}}{\sigma_{lv}} \quad (1)$$

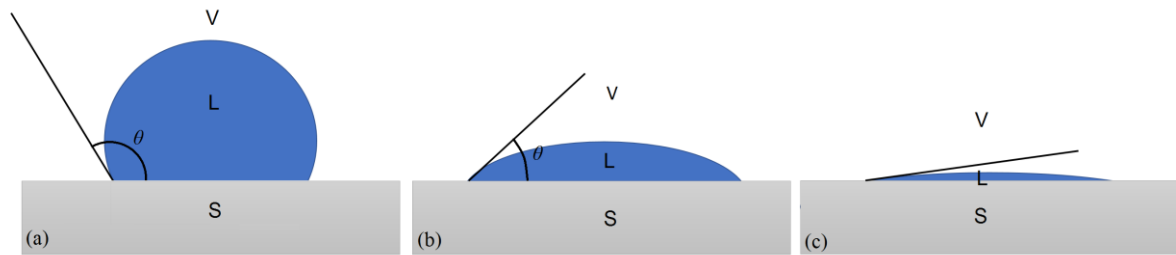
Figura 2 – Gota líquida em equilíbrio sobre uma superfície sólida.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

O ângulo de contato estático, θ , é uma medida da molhabilidade e quanto menor seu valor maior a molhabilidade da superfície, conforme apresentado na Fig. 3, (HEITICH, 2012).

Figura 3 - As configurações possíveis para uma gota em contato com uma superfície sólida:
 (a) não molhante; (b) molhante; (c) completamente molhante.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Quando se utiliza água como fluido de trabalho, o fluido é dito não-molhante quando seu ângulo de contato estático é maior do que 90° (Fig. 3a) e sua superfície é considerada hidrofóbica. Para uma superfície hidrofílica, o líquido tem comportamento molhante e $\theta < 90^\circ$ (Fig. 3b). Quando o líquido molha toda a superfície, o ângulo de contato é 0° , comportamento característico de superfícies superhidrofílicas, Fig. 3c.

2.3.3 Influência da Nanoestrutura

Fritz (1935) foi o primeiro a estudar o efeito das características da superfície no processo de ebulição e, desde então, métodos de modificação superficial têm sido propostos a fim de aumentar o coeficiente de transferência de calor (CTC) e o fluxo de calor crítico (FCC). Nesse contexto, Yang e Maa (1984) foram os primeiros a avaliar o efeito da deposição de nanopartículas na superfície, por meio do processo de ebulição, sobre o coeficiente de transferência de calor. De acordo com os estudos de Yang e Maa (1984), a camada limite térmica é modificada em razão da presença de nanopartículas, o que por sua vez, acarreta uma alteração no comportamento da ebulição.

Ambos os comportamentos do CTC e do FCC podem ser atribuídos, principalmente, às mudanças na molhabilidade da superfície causada pela deposição de nanopartículas durante o processo de ebulição do nanofluido. A molhabilidade da superfície aumenta com a presença da camada depositada de nanopartículas, a qual promove um melhor remolhamento da superfície e leva a um aumento do FCC. A redução do ângulo de contato causado pela deposição de nanopartículas explica parcialmente o comportamento do CTC, uma vez que a frequência de saída e o diâmetro das bolhas de vapor diminuem com a formação da nanocamada sobre a superfície de aquecimento. Em relação aos resultados para o CTC, as divergências encontradas na literatura confirmam que o processo de ebulição é muito sensível às variações nas ca-

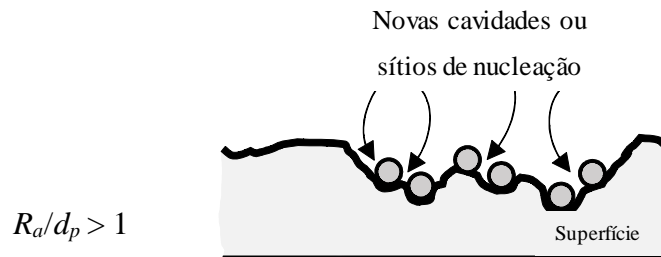
racterísticas superficiais causadas pelos nanofluidos e superfícies nanoestruturadas, principalmente, do número e da forma das microcavidades.

Diferentes autores (LIU et al., 2013; HEITCH et al., 2014; SOUZA et al., 2014) estudaram o efeito de superfícies nanoestruturadas sobre a ebulição nucleada e todos concordaram que essa técnica de revestimento ocasionou um aumento no fluxo de calor crítico. No entanto, quando estudos independentes são comparados, a tendência em relação ao coeficiente de transferência de calor para ebulição nucleada em piscina sobre superfícies nanoestruturadas é contraditória (BANG; CHANG, 2005; KIM et al., 2004; KIM et al., 2006; KIM et al., 2007). Portanto, o efeito da adição de nanopartículas em um fluido base e a sua interação com a superfície de aquecimento sobre o CTC, no regime de ebulição nucleada, ainda necessita de uma melhor compreensão.

Para ebulição em piscina sobre superfícies planas, muitas pesquisas têm sido realizadas para analisar a influência das superfícies nanoestruturadas sobre a transferência de calor. Lee, Bhuiya e Kim (2010) realizaram experimentos usando água como fluido de trabalho e uma superfície revestida com alumina (Al_2O_3), fabricada por meio da técnica de anodização. Observou-se que o início da ebulição nucleada e o diâmetro de partida das bolhas de vapor sobre a superfície revestida foi menor do que aqueles sobre a superfície sem revestimento. Consequentemente, o CTC foi 20% superior para a superfície com a camada porosa. Com base na visualização, os autores atribuíram a melhora no CTC a um aumento no número de sítios de nucleação ativos, aos efeitos combinados da interação entre os sítios ativos, ao aumento da frequência de partida das bolhas de vapor e ao efeito da evaporação da microcamada.

Anteriormente, Narayan, Anoop e Das (2007) estudaram um parâmetro de interação superfície-nanopartícula definido pela razão entre a rugosidade superficial média (R_a) e o diâmetro da nanopartícula (d_p), denominado de *SIP* (*surface interaction parameter*). O parâmetro pode, em alguns casos, prever o comportamento do CTC. Segundo os autores, quando $R_a/d_p \approx 1$, haveria um decréscimo no CTC comparado ao fluido base em razão do entupimento das microcavidades e, para razões maiores que 1, haveria um aumento no CTC devido à multiplicação da microcavidades (Fig. 4). Harish, Emlin e Sajith (2011) obtiveram resultados coerentes com a teoria proposta por Narayan, Anoop e Das (2007), pois o CTC aumentou para $SIP > 1$ e diminuiu para $SIP \approx 1$.

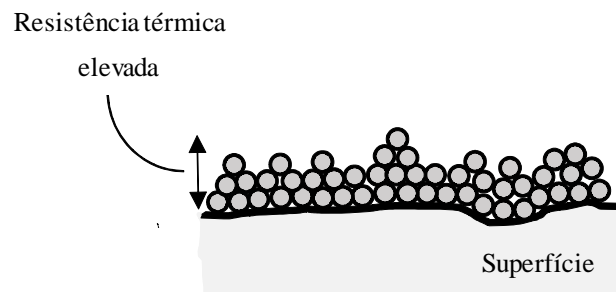
Figura 4 - Nanopartícula depositada em uma superfície de aquecimento, para $SIP > 1$.



Fonte: Adaptado de Manetti e Cardoso (2015).

Shahmoradi, Etesami e Esfahany (2013), também estudaram o parâmetro de interação superfície-nanopartícula e relataram que, quando $SIP \ll 1$, o aumento da resistência térmica na superfície excede a qualquer outro efeito, pois além das nanopartículas depositadas, pequenos bolsões de vapor ficam acumulados entre as nanopartículas e a superfície (Fig. 5).

Figura 5 - Nanopartículas depositadas na superfície de aquecimento para $SIP \ll 1$.



Fonte: Adaptado de Shahmoradi, Etesami e Esfahany (2013).

Nolan et al. (2013) desenvolveram um estudo sobre o CTC e FCC em superfícies de cobre nanoestruturadas, considerando a densidade de sítios de nucleação e o ângulo de contato. As superfícies nanoestruturadas foram feitas por meio de eletrodeposição. Para as superfícies nanoestruturadas, Nolan et al. (2013) verificaram um aumento de 142% no FCC e de 33% no CTC quando comparados com uma superfície de cobre lisa. De acordo com os autores, a redução no ângulo de contato e o aumento dos sítios de nucleação ativos nas superfícies testadas foram responsáveis pelo aumento tanto do CTC como do FCC.

Souza, Passos e Cardoso (2014) estudaram o efeito da deposição de nanopartículas de maguemita, $\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$, tamanho médio de 10 e 80 nm, sobre um disco de cobre horizontal no regime de ebulição nucleada em condições de saturação do HFE7100. Os autores consideraram duas condições principais: ebulição não confinada e confinada. Verificou-se um incremento no CTC de aproximadamente 60% para a superfície nanoestruturada com nanopartícu-

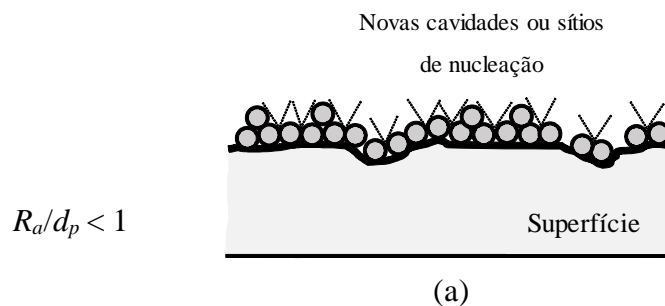
las de menor diâmetro quando comparada à superfície sem deposição. Os resultados para as nanopartículas de diâmetros maiores mostraram uma redução no CTC de 29% comparado ao caso sem deposição. Os autores concluíram que a microestrutura da superfície nanoestruturada, a qual corresponde à quantidade e tamanho dos defeitos superficiais, influencia o processo de transferência de calor.

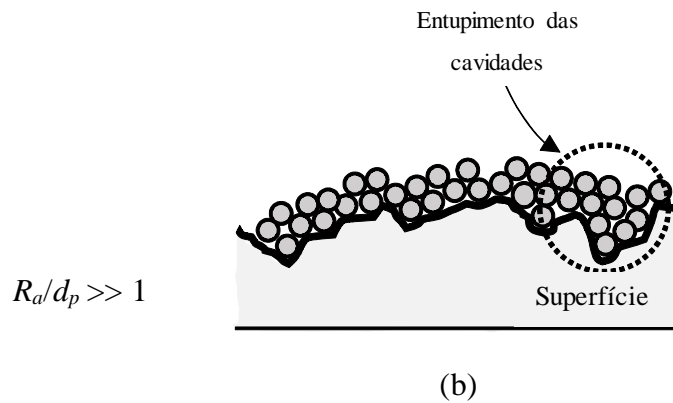
Heitch et al. (2014) analisaram o efeito de superfícies nanoestruturadas sobre a ebulição nucleada da água, à temperatura de saturação e à pressão atmosférica. A superfície nanoestruturada consistiu de uma fita de constantan com deposição de nanopartículas de molibdênio, pelo processo de pulverização catódica e maguemita pela técnica de evaporação do nanofluido. Observou-se um aumento da molhabilidade e, conseqüentemente um aumento do FCC para a superfície nanoestruturada, principalmente aquelas com deposição de maguemita.

Heitch et al. (2014) encontraram valores maiores de CTC somente para altos valores de fluxos de calor. As superfícies rugosas mostraram um comportamento altamente hidrofóbico e o aumento do CTC em relação às outras superfícies testadas foi explicado pelo fato de que as cavidades de nucleação não foram inundadas com o fluido de trabalho, permitindo o aprisionamento do vapor e levando a um aumento no número de cavidades ativas sobre a superfície e, conseqüentemente, a um aumento da transferência de calor.

Vafaei (2015), baseando-se no trabalho de Narayan, Anoop e Das (2007), analisou e concluiu que a deposição de nanopartículas pode multiplicar a quantidade de sítios de nucleação quando $SIP < 1$ (Fig. 6a), sendo mais efetivo para o aumento do CTC. No entanto, para razões muito maiores que 1 ($SIP \gg 1$), as nanopartículas podem entupir totalmente as microcavidades (Fig. 6b), podendo levar a uma degradação do CTC.

Figura 6 – Deposição de nanopartículas na superfície aquecida: (a) $R_a/d_p < 1$; (b) $R_a/d_p \gg 1$





Fonte: Adaptado de Manetti e Cardoso (2015).

Observa-se que no processo de ebulição os nanofluidos podem modificar as características da superfície aquecedora e as propriedades termofísicas do fluido base, interferindo diretamente sobre os mecanismos de formação e desprendimento das bolhas de vapor. Assim, fatores, relacionados à deposição das nanopartículas sobre a superfície e o controle desse processo de deposição, devem ser melhor compreendidos antes da aplicação dessa técnica em microdispositivos em uma escala industrial.

2.4 CORRELAÇÕES PARA EBULIÇÃO NUCLEADA

As correlações para o regime de ebulição nucleada em piscina representam parcialmente o fenômeno físico, pois alguns parâmetros relevantes são desconsiderados a fim de simplificar a análise realizada pelos autores. Ressalta-se que a transferência de calor durante a ebulição nucleada é resultado da ação simultânea de vários mecanismos e depende de condições tais como: fluxo de calor, pressão, ângulo de contato, características superficiais, sub-resfriamento, entre outros.

A seguir são apresentadas algumas correlações, usualmente citadas na literatura, para prever o coeficiente de transferência de calor no regime de ebulição nucleada. Essas serão utilizadas na comparação com os dados experimentais obtidos no presente trabalho.

2.4.1 Correlação de Rohsenow (1962)

A primeira correlação para prever o coeficiente de transferência de calor, h , a empregar parâmetros relacionados com as características superficiais foi desenvolvida por Rohsenow (1962). Utilizando diferentes constantes para expressar os efeitos de uma diversida-

de de materiais, condições da superfície e tipos de líquidos, correlação de Rohsenow (1962) para a ebulição nucleada é

$$h = \mu_l h_{lv} \left[\frac{g(\rho_l - \rho_v)}{\sigma} \right]^{0,5} \left(\frac{c_{pl}}{C_{sf} h_{lv} Pr_l^s} \right)^{\frac{1}{r}} \Delta T_p^2 \quad (2)$$

na qual:

$$\Delta T_p = T_p - T_{sat} \text{ [K]}$$

C_{sf} → Coeficiente que depende da combinação líquido/superfície;

$$C_{sf} \begin{cases} = 0,0154 & (n - \text{Pentano}/\text{cobre}) \\ = 0,0128 & (\text{água}/\text{cobre}) \\ = 0,0047 & (\text{FC72}/\text{cobre}) \end{cases} \quad (\text{Piro, 1999})$$

$r = 0,33$ (Rohsenow, 1952);

s → parâmetro que também depende da combinação líquido/superfície.

$$s \begin{cases} = 1,0 & (\text{água}) \\ = 1,7 & (\text{demais fluidos}) \end{cases} \quad (\text{Rohsenow, 1952})$$

A correlação de Rohsenow (1952) levou em consideração o mecanismo resultante do movimento de líquido junto à superfície aquecida promovido pela partida das bolhas de vapor. O autor sugere que as bolhas atuam como micro bombas e a transferência de calor estaria associada à convecção “local”, de forma que uma relação geral pode ser aplicada, envolvendo parâmetros adimensionais característicos, definidos em termos das propriedades do líquido e de uma dimensão característica relacionada ao diâmetro de partida das bolhas (Jabardo, 2008).

2.4.2 Correlação de Borishanski (1969)

Borishanski (1969) desenvolveu uma correlação baseada em dados experimentais. A determinação do coeficiente de transferência de calor, h , é função da pressão crítica do fluido de trabalho, p_c , medida em bar, da pressão reduzida, p_r , e do fluxo de calor imposto, q , em W/m^2 . Tal correlação é

$$h = 0,1011p_r^{0,69}q^{0,7}F(p_r) \quad (3)$$

na qual

$$F(p_r) = 1,8p_r^{0,17} + 4p_r^{1,2} + 10p_r^{10} \quad (4)$$

2.4.3 Correlação de Stephan e Abdelsalam (1980)

A correlação desenvolvida por Stephan e Abdelsalam (1980) estabelece o coeficiente de transferência de calor para o regime de ebulição nucleada por meio de regressão linear de dados experimentais. Esses dados experimentais foram subdivididos em quatro grupos segundo os fluidos utilizados, na qual cada correlação corresponde a um tipo de fluido, como mostra a Tab. 1.

Tabela 1 - Correlações para a transferência de calor em ebulição nucleada em função do grupo de fluidos, segundo Stephan e Abdelsalam (1980).

| Grupo de fluidos | Correlação* | Condições |
|---------------------|---|---|
| Água | $Nu = (0,246 \times 10^7) X_1^{0,673} X_3^{1,26} X_4^{-1,58} X_{13}^{5,22}$ | $10^{-4} \leq (p/p_c) \leq 0,886$ $\theta = 45^\circ$ Erro médio absoluto: 11,3% |
| Hidrocarbonetos | $Nu = 0,0546 (X_5^{0,5} X_1)^{0,67} X_4^{0,248} X_{13}^{-4,33}$ | $5,7 \times 10^{-3} \leq (p/p_c) \leq 0,9$ $\theta = 35^\circ$ Erro médio absoluto: 12,2% |
| Fluidos criogênicos | $Nu = 4,82 X_1^{0,624} X_3^{0,374} X_4^{-0,329} X_5^{0,257} X_9^{0,117}$ | $4 \times 10^{-4} \leq (p/p_c) \leq 0,97$ $\theta = 1^\circ$ Erro médio absoluto: 14,3% |
| Refrigerantes | $Nu = 207 X_1^{0,745} X_5^{0,581} X_6^{0,533}$ | $3 \times 10^{-3} \leq (p/p_c) \leq 0,78$ $\theta = 35^\circ$ Erro médio absoluto: 10,57% |
| Todos os fluidos | $Nu = 0,23 X_1^{0,674} X_2^{0,35} X_4^{0,371} X_5^{0,297} X_{13}^{-1,73}$ | $10^{-4} \leq (p/p_c) \leq 0,97$ Erro médio absoluto: 22,3% |

Fonte: Jabardo (2008).

nas quais

$$X_1 = \frac{q d_b}{k_l T_{sat}} \quad (5)$$

$$X_2 = \frac{\alpha_l^2 \rho_l}{\sigma d_b} \quad (6)$$

$$X_3 = \frac{c_{pL} T_{sat} d_b^2}{\alpha_L^2} \quad (7)$$

$$X_4 = \frac{h_{lv} d_b^2}{\alpha_L^2} \quad (8)$$

$$X_5 = \frac{\rho_v}{\rho_l} \quad (9)$$

$$X_6 = Pr_l \quad (10)$$

$$X_9 = \frac{(\rho ck)_s}{\rho_l c_{pl} k_l} \quad (11)$$

$$X_{13} = \frac{\rho_l - \rho_v}{\rho_l} \quad (12)$$

$$\text{sendo, } d_b = 0,0148\theta \left[\frac{2\sigma}{g(\rho_l - \rho_v)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

2.4.4 Correlação de Cooper (1984)

Em 1984, Cooper propôs uma correlação para a ebulição nucleada considerando a rugosidade da superfície aquecida (R_p em μm), a pressão reduzida do líquido (p_r em Pa), a massa molecular do fluido M em kg/kmol , o fluxo de calor q em W/m^2 . A correlação de Cooper (1984), que independe do formato da superfície, é

$$h_{cooper} = 55 p_r^b (-\log p_r)^{-0,55} M^{-0,5} q^{0,67} \quad (14)$$

na qual

$$b = 0,15 - 0,2 \log(R_p) \quad (15)$$

2.4.5 Correlação de VDI-Wärmeatlas (1984)

O manual de engenharia térmica, VDI-Wärmeatlas (1984), apresenta uma correlação para o cálculo do coeficiente de transferência de calor reduzido, h/h_0 desenvolvida por Dieter Gorenflo em 1984. Essa correlação separa as influências relativas da pressão (F_p), do fluxo de calor (F_q) e da superfície aquecedora (F_s) como

$$\frac{h}{h_0} = F_p F_q F_s \quad (16)$$

Na qual, h_0 é o valor de referência (ISO 4287/01:1984) definido para um tubo de cobre com rugosidade média (R_a) de 0,4 μm e fluxo de calor de 20 kW/m^2 . Alguns valores de h_0 são mostrados na Tab. 2.

Tabela 2 – Valores de h_0 para cada fluido.

| Fluido | h_0 ($W/m^2.K$) | Fluido | h_0 ($W/m^2.K$) | Fluido | h_0 ($W/m^2.K$) |
|--------|---------------------|-------------|---------------------|----------------|---------------------|
| R-11 | 2800 | R-227 | 3800 | tolueno | 2910 |
| R-12 | 4000 | RC-318 | 4200 | difenil | 2030 |
| R-13 | 3900 | R-502 | 3300 | metanol | 2770 |
| R-13B1 | 3500 | água | 5600 | etanol | 3690 |
| R-22 | 3900 | metano | 8060 | n-propanol | 3170 |
| R-23 | 4400 | etano | 5210 | isopropanol | 2920 |
| R-113 | 2650 | propano | 4000 | n-butanol | 2750 |
| R-114 | 3800 | n-butano | 3300 | isobutanol | 2940 |
| amônia | 7000 | n-pentano | 3070 | acetona | 3270 |
| R-115 | 4200 | isopentano | 2940 | clorometano | 4790 |
| R-123 | 2600 | n-hexano | 2840 | CCl_4 | 2320 |
| R-134a | 4500 | n-heptano | 2420 | CF_4 | 4500 |
| R-152a | 4000 | ciclohexano | 2420 | | |
| R-226 | 3700 | benzeno | 2730 | | |

Fonte: Ribatski (2002).

O termo da influência relativa da pressão foi ajustado pelas equações:

$$F_{psat} = 1,73 p_r^{0,27} + \left(6,1 + \frac{0,68}{1-p_r}\right) p_r^2 \quad \text{para a água} \quad (17)$$

$$F_{psat} = 1,2 p_r^{0,27} + \left(2,5 + \frac{1}{1-p_r}\right) p_r \quad \text{para os demais fluidos} \quad (18)$$

válidas para $p_{sat} > 10$ kPa e $p_r < 0,9$.

O termo de efeito da superfície é dividido em duas partes: uma resultante das propriedades do material (F_{pm}) e a outra da rugosidade (F_{pr}). Desta forma o efeito da superfície é dado por:

$$F_p = F_{pm} F_{pr} \quad (19)$$

na qual,

$$F_{pr} = \left(\frac{Ra}{Ra_0} \right)^{0,133} \quad (20)$$

sendo, $Ra_0 = 0,4 \mu m$

$$F_{pm} = \left(\frac{s}{s_0} \right)^{0,5} \quad (21)$$

$$\text{sendo, } s = k_p \rho_p c_p \quad \text{e, } s_0 = k_{p0} \rho_{p0} c_{p0} \quad (22)$$

As propriedades relacionadas à s_0 são determinadas para o cobre.

A função que avalia a influência do fluxo de calor, F_q , é dada pela equação:

$$F_q = \left(\frac{q}{q_0} \right)^m \quad (23)$$

na qual q_0 é o fluxo de calor de referência, 20 kW/m². O valor do expoente m depende da pressão reduzida e do fluido de trabalho:

$$m(p_r) = 0,9 - 0,3 p_r^{0,15} \quad \text{para água e hélio} \quad (24)$$

$$m(p_r) = 0,9 - 0,3 p_r^{0,3} \quad \text{para demais fluidos} \quad (25)$$

2.4.6 Correlação de Ribatski e Jabardo (2003)

Ribatski e Jabardo (2003) obtiveram dados experimentais para os fluidos R-11, R-123, R-134a, R-22 e R-12 no regime de ebulição nucleada, sobre superfícies cilíndricas latão, cobre e aço inoxidável. Após o tratamento estatístico dos dados experimentais e obtenção dos

coeficientes por regressão linear, os autores propuseram uma correlação simplificada para o cálculo do h , que apresenta o mesmo formato da correlação de Cooper (1984), dada por

$$h = f_p R_a^{0,2} p_r^{0,45} (-\log p_r)^{-0,8} M^{-0,5} q^m \quad (26)$$

$$\text{sendo, } m = 0,9 - 0,3p_r^{0,2} \quad (27)$$

O fator associado ao efeito de superfície, f_p , é igual a 100 para o cobre, 110 para o latão e 85 para o aço inoxidável.

3 PROPOSTA DA DISSERTAÇÃO

Após a revisão bibliográfica apresentada percebe-se que algumas questões, para a aplicação de superfícies nano e micro-estruturadas em sistemas de transferência de calor com mudança de fase, merecem atenção. Tais questões são: O que acontece com a molhabilidade e o ângulo de contato dos fluidos de trabalho? Qual a influência da deposição das nanopartículas sobre a superfície aquecedora no regime de ebulição nucleada? Qual o comportamento do coeficiente de transferência de calor em função de parâmetros como, fluxo de calor, concentração do nanofluido utilizado para o processo de deposição, rugosidade da superfície antes e depois do processo de deposição e molhabilidade?

Neste contexto, o objetivo do presente trabalho é analisar o efeito de superfícies nanoestruturadas e da concentração do nanofluido, a ser depositado sobre a superfície aquecedora, sobre o coeficiente de transferência de calor em regime de ebulição nucleada. Para tanto, testes foram realizados para fluxos de calor que correspondem ao regime de ebulição nucleada da água deionizada, à temperatura de saturação, $T_{sat} = 99 \text{ }^\circ\text{C}$, e à pressão atmosférica, $p_{atm} = 98 \text{ kPa}$, sobre superfícies aquecedoras de cobre com diferentes rugosidades.

Seis diferentes superfícies aquecedoras foram testadas, dentre as quais quatro foram nanoestruturadas. As superfícies nanoestruturadas foram produzidas por deposição de nanopartículas de maguemita com, tamanho médio de 10 nm, por meio do processo de ebulição do nanofluido Fe_2O_3 -água deionizada para duas concentrações mássicas iguais a $0,029 \pm 0,0005 \text{ g/l}$ (correspondendo ao nanofluido de baixa concentração) e a $0,29 \pm 0,005 \text{ g/l}$ (correspondendo ao nanofluido de alta concentração).

Todas as superfícies testadas foram submetidas a ensaios metalográficos, de molhabilidade e de rugosidade, antes e após os testes no regime de ebulição nucleada, a fim de avaliar as modificações estruturais, topográficas e químicas.

Um procedimento experimental rigoroso foi realizado com o objetivo de garantir a repetibilidade dos testes e permitir a comparação entre os valores experimentais obtidos e aqueles obtidos por outros autores citados na literatura.

O trabalho teve como objetivo abordar os seguintes itens:

- ✓ Analisar a influência das configurações geométricas da superfície aquecida, tais como rugosidade, modificações impostas pela deposição de nanopartículas e densidade de sítios de nucleação, sobre a intensificação da ebulição nucleada. Com isso é possível verificar quais os parâmetros que mais contribuem com a intensificação;

- ✓ Analisar a influência da concentração do nanofluido a ser depositado, sobre o processo de ebulição nucleada;
- ✓ Comparar os resultados experimentais com os valores previstos por outras correlações encontradas na literatura;
- ✓ Visualizar o fenômeno de ebulição para as diferentes condições testadas.

A Tabela 3 apresenta as características gerais de todas as superfícies de teste analisadas no presente trabalho.

Tabela 3 - Descrição das superfícies de teste (superfícies aquecedoras) analisadas no presente estudo.

| Superfície | Descrição |
|--|---|
| Superfície lisa (<i>smooth surface, SS</i>) | Superfície polida com composto abrasivo de óxido de alumínio. Sem deposição. |
| Superfície rugosa (<i>rough surface, RS</i>) | Superfície polida com lixa #600. Sem deposição. |
| SS-Baixa concentração (<i>smooth surface at low concentration, SS-LC</i>) | Superfície lisa nanoestruturada via processo de ebulição do nanofluido Fe ₂ O ₃ -água, com concentração de 0,029 g/l. |
| SS-Alta concentração (<i>smooth surface at high concentration, SS-HC</i>) | Superfície lisa nanoestruturada via processo de ebulição do nanofluido Fe ₂ O ₃ -água, com concentração de 0,29g/l. |
| RS-Baixa concentração (<i>rough surface at low concentration, RS-LC</i>) | Superfície rugosa nanoestruturada via processo de ebulição do nanofluido Fe ₂ O ₃ -água, com concentração de 0,029 g/l. |
| RS-Alta concentração (<i>rough surface at high concentration, RS-HC</i>) | Superfície rugosa nanoestruturada via processo de ebulição do nanofluido Fe ₂ O ₃ -água, com concentração de 0,29g/l. |

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Para a realização do estudo experimental foi projetado e construído, no Laboratório de Escoamento Bifásico – DEM/UNESP/FEIS, um aparato experimental para os testes em ebulição nucleada e outro, para medições do ângulo de contato. No Capítulo 4, encontra-se a des-

crição detalhada dos aparatos experimentais, bem como, o procedimento experimental adotado e a análise das incertezas experimentais.

4 APARATO E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

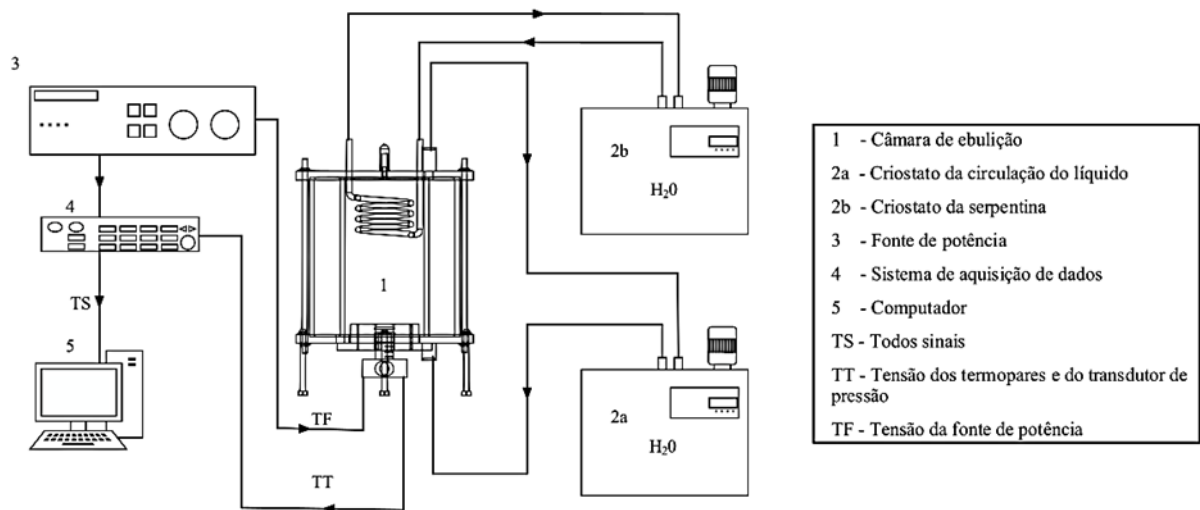
4.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo descreve-se o aparato experimental para o estudo da ebulição nucleada em piscina utilizando nanofluidos e superfícies nanoestruturadas. Nessa descrição incluem-se detalhes da construção da seção de testes e o procedimento que foi adotado para a realização dos testes experimentais. O aparato experimental está em condições operacionais, no Laboratório de Escoamento Bifásico, do Departamento de Engenharia Mecânica – UNESP/FEIS.

4.2 DESCRIÇÃO DA BANCADA EXPERIMENTAL

A Figura 7 mostra um desenho esquemático da bancada experimental indicando os principais componentes tais como: a seção de testes, os banhos termostáticos, a fonte de alimentação, o sistema de aquisição de dados e o computador para aquisição e pré-tratamento dos dados.

Figura 7 – Desenho esquemático do aparato experimental.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A Figura 8 mostra a montagem da bancada no Laboratório de Escoamento Bifásico, localizado no DEM - UNESP/FEIS.

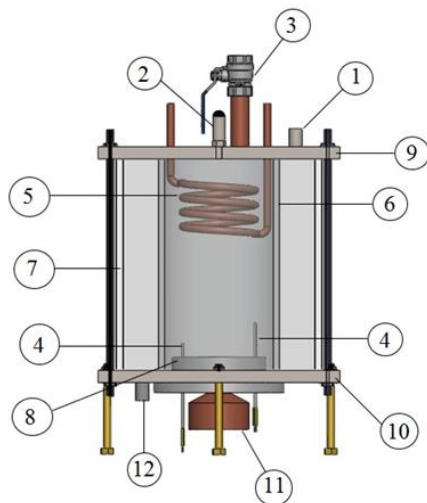
Figura 8 - Aparato experimental para o estudo da ebulição nucleada da água em superfícies nanoestruturadas.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A câmara de ebulição, Fig. 9, consiste em uma cuba de vidro com espessura de 5 mm e dimensões 170 x 170 x 180 mm³ envolvendo um tubo de vidro (borossilicato) de 90 mm de diâmetro interno, 180 mm de altura e 10 mm de espessura.

Figura 9 – Câmara de ebulição.



- 1) Saída do escoamento forçado de água
- 2) Transdutor de pressão
- 3) Válvula para carregamento do fluido de trabalho
- 4) Termopares no líquido e no vapor
- 5) Condensador
- 6) Tubo de vidro
- 7) Cuba de vidro
- 8) Peça de politetrafluoretileno
- 9) Chapa de aço inoxidável superior
- 10) Chapa de aço inoxidável inferior
- 11) Seção de testes
- 12) Entrada do escoamento forçado de água

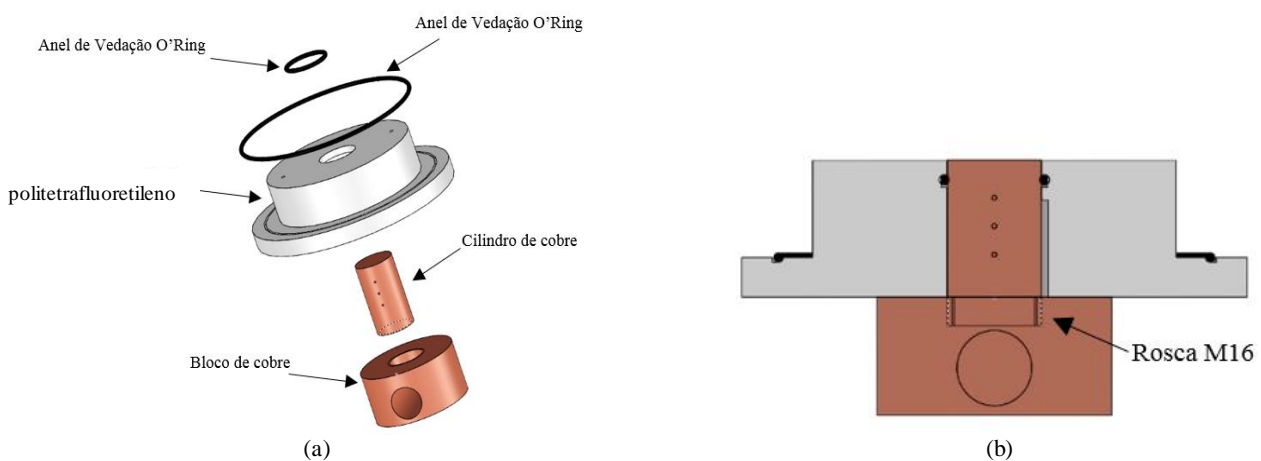
Fonte: Elaboração do próprio autor.

A cuba de vidro e o tubo de vidro estão fixados entre duas chapas de aço inoxidável AISI 316, com dimensões de 200 x 200 x 10 mm³. Para as vedações da câmara de ebulição e da cuba de vidro foi utilizada borracha nitrílica e silicone. Na região entre a cuba e o tubo de vidro existe um escoamento forçado de água, cuja temperatura é controlada por um banho

ultra termostático QUIMIS modelo Q214M2, com o objetivo de manter a temperatura do fluido de trabalho nas condições de saturação ($T_{sat} = 99 \text{ }^\circ\text{C}$). Um segundo banho ultra termostático é utilizado para controlar a temperatura do condensador, tipo serpentina, localizado na parte superior da câmara de ebulição. Um transdutor de pressão OMEGA PXM 309 - 002A10V permite medir a pressão no interior da câmara de ebulição, a qual é mantida a pressão atmosférica ($p_{atm} = 98 \text{ kPa}$) durante os testes em ebulição. A parte superior da câmara de ebulição possui uma válvula usada para realizar o vácuo e o carregamento do fluido de trabalho.

A seção de teste (Fig. 10a) consiste de um cilindro de cobre (20 mm de diâmetro e 60 mm de altura) contendo três termopares tipo K, com 0,50 mm de diâmetro, fixados no interior de três orifícios (1 mm de diâmetro) localizados ao longo do eixo do cilindro de cobre, com o objetivo de determinar as temperaturas e o fluxo de calor. Os orifícios foram preenchidos com pó de cobre para evitar a presença de ar dentro deles. A parte inferior do cilindro de cobre possui uma rosca M16 para acoplar a seção de teste à base do bloco de cobre onde está localizada a resistência elétrica. O bloco de cobre é aquecido por uma resistência elétrica tipo cartucho (300W/220V), capaz de fornecer um fluxo de calor máximo de 1100 kW/m^2 através da seção de testes. Uma fonte de potência FCC 75-30i LED de até 750W, com tensão elétrica variando entre 0 – 300Vcc, está conectada à resistência elétrica. O isolamento térmico da seção de testes consiste em uma peça de politetrafluoretileno (57,4 mm de espessura) e, a parte do bloco de cobre que permanece no exterior da câmara de ebulição foi isolada termicamente com vermiculita.

Figura 10 - Seção de teste. (a) vista explodida e (b) vista do corte transversal.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

A fim de reduzir a resistência térmica de contato, entre a rosca existente na parte inferior do cilindro de cobre e a rosca interna existente no bloco de cobre, foi utilizada pasta térmica à base de prata HI-SPEC 450 AKASA (ficha técnica da pasta térmica encontra-se no Apêndice E).

A descrição do projeto original da seção de testes e as modificações realizadas ao longo do presente trabalho estão descritas no Apêndice A, com o objetivo de ressaltar as dificuldades encontradas durante a montagem, bem como, de justificar as mudanças realizadas.

A aquisição dos valores de temperatura foi realizada por um sistema de aquisição de dados Agilent modelo 34970A. Utilizando as medidas obtidas pelos três termopares posicionados no cilindro de cobre (Fig. 11) e a partir da lei de Fourier, considerando condução unidimensional em regime permanente (análise detalhada no Apêndice C), pode-se calcular o fluxo de calor entregue ao fluido de trabalho. Desta forma, são obtidos três fluxos de calor, em que a média deles é uma boa aproximação de fluxo de calor fornecido ao fluido.

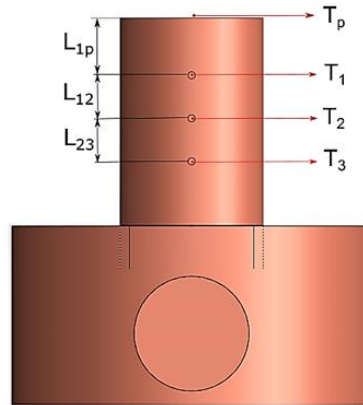
$$q_{12} = \frac{k_c(T_2 - T_1)}{L_{21}}; q_{23} = \frac{k_c(T_3 - T_2)}{L_{32}}; q_{13} = \frac{k_c(T_3 - T_1)}{L_{31}} \quad (28)$$

$$q_{fluido} = \frac{q_{12} + q_{23} + q_{13}}{3} \quad (29)$$

sendo k_c a condutividade térmica do cobre na temperatura média do bloco.

O desenho esquemático do bloco de cobre e a localização dos termopares estão representados na Fig. 11, na qual L_{1p} , L_{12} e L_{23} correspondem às distâncias entre os termopares (8,2 mm; 6,0 mm e 6,0 mm, respectivamente). O termopar superior está localizado a 8,2 mm abaixo da superfície em contato com o fluido de trabalho, devido ao posicionamento do anel de vedação cuja função é de evitar a infiltração do fluido de trabalho na seção de teste.

Figura 11 – Desenho esquemático da seção de testes contendo a localização dos termopares.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Após a obtenção do valor do fluxo de calor é possível calcular a temperatura da superfície aquecida (T_p) usando novamente a Lei de Fourier entre os termopares T_p e T_1 , admitindo as perdas radiais desprezíveis, Eq. (4.3):

$$T_p = -\frac{q_{fluido}}{k_c L_{1p}} + T_1 \quad (30)$$

Portando, a partir da lei de Newton do resfriamento é possível realizar o cálculo do coeficiente de transferência de calor, h , dada pela Eq. (4.4):

$$h = \frac{q_{fluido}}{\Delta T_{sat}} \quad (31)$$

$$\text{na qual, } \Delta T_{sat} = T_p - T_{sat}(p_{atm}) \quad (32)$$

Sendo $T_{sat}(p_{atm})$ a 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 do método de analogia de circuito elétrico, cuja análise detalhada encontra-se no Apêndice D. Nesta análise considerou-se a perda térmica por condução para a vermiculita (T_{verm}), para a peça de politetrafluoretileno (T_{tef}) e para a superfície aquecida (T_p). Também houve perda térmica por convecção para o líquido (T_f). As perdas térmicas foram da ordem de 10%, corroborando a hipótese feita anteriormente para o cálculo do fluxo de calor e da temperatura da superfície. Ressalta-se que análise similar foi realizada por Cardoso (2010) e Neto (2011).

4.3 PREPARAÇÃO DAS SUPERFÍCIES

Como descrito no Capítulo 3, no presente estudo foram analisadas o comportamento da transferência de calor no regime de ebulição nucleada para seis diferentes superfícies de cobre. Estas superfícies consistiram de uma lisa (SS), uma rugosa (RS), duas superfícies lisas com deposição de nanopartículas (usando nanofluidos com baixa e alta concentração, SS-LC e SS-HC, respectivamente) e duas superfícies rugosas com deposição de nanopartículas (usando nanofluidos com baixa e alta concentração, RS-LC e RS-HC, respectivamente). Todas as superfícies foram inicialmente polidas usando pasta abrasiva de óxido de alumínio (correspondendo à superfície lisa) ou lixa #600 (correspondendo à superfície rugosa), cuja rugosidade $R_a = 0,05 \mu\text{m}$ e $0,23 \mu\text{m}$, respectivamente. Antes do processo de deposição, todas as superfícies foram limpas com acetona e secas usando jato de ar comprimido.

A fim de analisar a influência da espessura da nanocamada depositada sobre a molhabilidade, as superfícies nanoestruturadas foram produzidas por meio do processo de ebulição do nanofluido Fe_2O_3 -água deionizada, com duas diferentes concentrações mássicas iguais a $0,029 \text{ g/l}$ (correspondendo ao nanofluido de baixa concentração) e $0,29 \text{ g/l}$ (correspondendo ao nanofluido com alta concentração). Para garantir a uniformidade da nanocamada sobre a superfície de aquecimento e evitar o *boiling time effect* sobre o processo de deposição das nanopartículas, o processo de ebulição foi mantido por um período de 3 horas para cada superfície nanoestruturada testada.

Após o processo de ebulição, o nanofluido foi removido da câmara de ebulição e a superfície de aquecimento foi usada nos testes de ebulição sem a remoção da camada de nanopartículas depositada.

As nanopartículas de maguemita (com tamanho médio de 10 nm) foram sintetizadas seguindo o método de Massart (Massart, 1982) através da precipitação de Fe_2^+ e Fe_3^+ em meio alcalino e disperso em água. O nanofluido Fe_2O_3 - água deionizada foi fornecido pela Profa. Maria de Fátima da Silva Verdeaux, do Instituto de Física/Universidade de Brasília.

4.4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os experimentos foram feitos usando água deionizada como fluido de trabalho em condições saturadas a pressão atmosférica ($p_{\text{atm}} = 98 \text{ kPa}$). 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, estimada pela medida da pressão por um barômetro, dentro da faixa de $\pm 0,4$ °C.

Antes de cada teste, o fluido de trabalho foi aquecido próximo à temperatura de saturação para a retirada dos gases não condensáveis. Nenhuma evidência de quantidade significativa de gases dissolvidos no fluido de trabalho foi detectada nas curvas de ebulição. Vácuo foi realizado na câmara de ebulição, antes de cada série de medidas, a qual foi então carregada com o fluido de trabalho (o mesmo volume de fluido de trabalho foi utilizado em todos os testes). As condições de teste foram determinadas por monitoramento da pressão e temperatura dentro da câmara de ebulição.

Uma vez estabilizadas as condições de teste e o processo de ebulição iniciado, o fluxo de calor imposto foi crescente em um intervalo de 100 a 800 kW/m². Para garantir a estabilização do regime, cada patamar de fluxo de calor aplicado teve duração de 1500 s, mas somente os dados de temperatura para os últimos 500 s (correspondendo a 100 pontos experimentais) do intervalo de teste foram considerados na análise. A condição de estabilização do regime foi caracterizada por variações na temperatura dentro da faixa de incerteza de sua medição ($\pm 0,4$ °C).

4.5 PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DO FLUIDO DE TRABALHO

Como mencionado anteriormente, os testes em ebulição foram realizados utilizando água deionizada como fluido de trabalho. A água deionizada é obtida através de um deionizador QUIMIS modelo Q380. A Tab. 4 mostra as principais propriedades termofísicas da água.

Tabela 4 - Propriedades termofísicas da água, à $T_{sat} = 99$ °C e $p_{atm} = 98$ kPa (continua).

| PROPRIEDADES | ÁGUA |
|---|--------------------------|
| Peso molecular | 18,02 kg/kmol |
| Temperatura crítica, T_{crit} | 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 | 0,5786 kg/m ³ |
| Calor latente de vaporização, h_{lv} | 2256,7 kJ/kg |
| Condutividade térmica do líquido, k_l | 0,6648 W/mK |

| | |
|--|--|
| Calor específico líquido, $c_{p,l}$ | 4216 J/kgK |
| Difusividade térmica do líquido, α_l | $1,644 \times 10^{-4}$ m ² /s |
| Viscosidade cinemática do líquido, ν_l | $2,969 \times 10^{-7}$ m ² /s |
| Viscosidade dinâmica do líquido, μ_l | $2,847 \times 10^{-4}$ kg/ms |
| Número de Prandtl, Pr_l | 1,806 |
| Coefficiente de expansão térmica do líquido, β_l | $7,449 \times 10^{-4}$ K ⁻¹ |
| Tensão superficial do líquido, σ_l | 0,059 N/m |

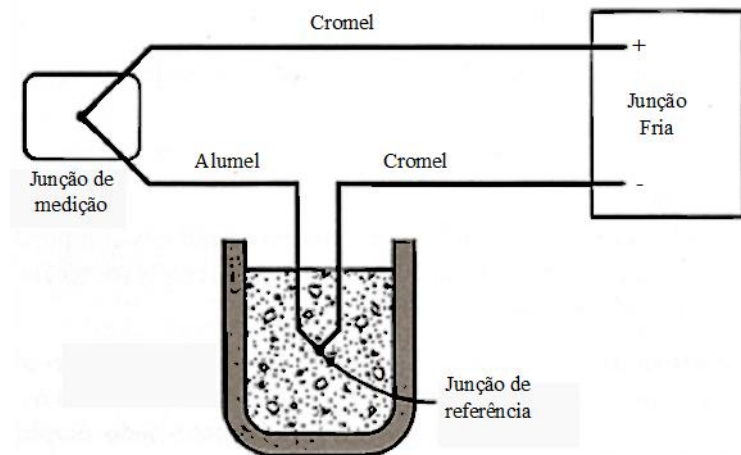
Fonte: Elaboração do próprio autor.

4.6 INCERTEZAS EXPERIMENTAIS

Os termopares são caracterizados pela junção de dois fios condutores elétricos diferentes. A junção ou junta do termopar pode ser criada soldando-se fios ou 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 no bloco de cobre, durante os ensaios de ebulição, 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 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, sendo este imerso em um banho de gelo fundente. O arranjo pode ser simplificado na ilustração da Fig. 12.

Figura 12 - Esquema do termopar de referência utilizado para a calibração dos termopares.



Fonte: Figliola e Beasley (2007)

A medição da diferença de potencial em milivolt (mV) gerada pelos termopares foi capturada utilizando um sistema de aquisição de dados AGILENT 34970A. As medidas de temperatura foram calibradas numa faixa de 15,0 °C a 90,0 °C crescente e decrescente. Após a obtenção das curvas de calibração T vs V para cada termopar, as mesmas foram ajustadas pelo método dos mínimos quadrado para uma função linear dada a seguir:

$$T = A(mV) + B \quad (4.6)$$

na qual, T é o valor real fornecido pelo termômetro de bulbo, A é o coeficiente angular de ajuste da curva, B é o coeficiente linear e, mV é a voltagem medida pelo canal. Os coeficientes A e B são calculados pelo método dos mínimos quadrados. 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.

O desvio padrão médio de incerteza obtida para os termopares foi de 0,4 °C. No Apêndice B está descrito todo o procedimento matemático utilizado para calcular as incertezas associadas à temperatura, ao fluxo de calor que está sendo fornecido ao fluido e ao coeficiente de transferência de calor.

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. A Tabela 5 apresenta as faixas de incertezas encontradas.

Tabela 5 – Incertezas experimentais para temperatura, fluxo de calor e coeficiente de transferência de calor.

| | |
|---|---------------------------|
| Temperatura (T) | $\pm 0,4^{\circ}\text{C}$ |
| Fluxo de calor (q) | $15,3\% > u(q) > 1,6\%$ |
| Coeficiente de transferência de calor (h) | $15,9\% > u(h) > 2,6\%$ |

Fonte: Elaboração do próprio autor.

4.7 CARACTERIZAÇÃO DAS SEÇÕES DE TESTES

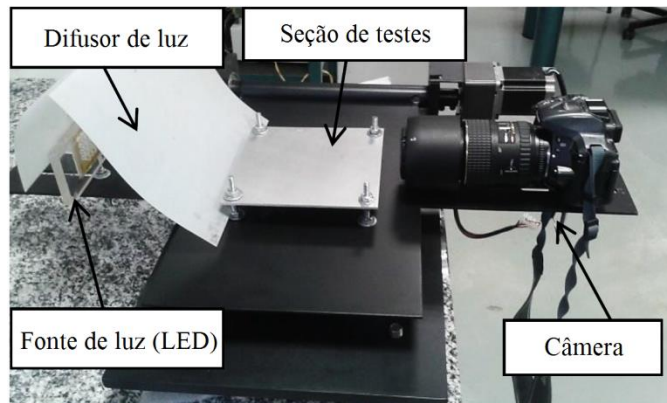
Após a obtenção das seis diferentes superfícies de teste e após a realização dos testes em ebulição da água foi realizada a caracterização dessas superfícies por meio de ensaios metalográficos e de molhabilidade:

- As imagens estruturais e composição química foram obtidas por um microscópio eletrônico de varredura (MEV), marca EVO LS15 Zeiss[®], com uma ampliação de 1000 x;
- A rugosidade superficial média foi obtida por um rugosímetro, marca Mitutoyo Surf-test SJ 301, com um intervalo de medição de -200 a +150 μm (resolução de $\pm 0.005 \mu\text{m}$);
- Os ângulos de contato estático foram medidos a 25 °C por meio da análise de imagens de uma gota séssil de água usando o aparato experimental mostrado na Fig. 13.

Ressalta-se que todas as superfícies também foram caracterizadas antes dos testes em ebulição da água, porém não houve alterações nos resultados dos ensaios metalográficos e de molhabilidade quando comparados àqueles após os testes em ebulição da água.

O aparato para medir o ângulo de contato estático consiste em uma câmera fotográfica, uma fonte de luz LED verde, um difusor de luz e uma placa de alumínio na qual a superfície de teste é fixada. O procedimento adotado para avaliar o ângulo de contato consiste em depositar sobre a superfície de teste uma gota séssil de água, com volume igual a 20 μl , por meio de uma seringa posicionada verticalmente sobre a amostra. Em seguida, imagens da gota sobre a superfície são capturadas com uma câmera digital DSLR D5300 NIKON e Lente Macro Nikon BH-TO10028PNA. Feito isso, as imagens são analisadas usando um software de pós-processamento de imagens. O procedimento adotado está detalhado em Netto, Moraes e Ribatski (2013).

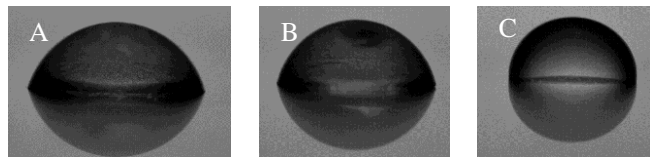
Figura 13 – Aparato experimental utilizado para a medição do ângulo de contato estático.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

O método para avaliar o ângulo de contato foi validado com base no procedimento usado por Netto, Moraes e Ribatski (2013) e Kiyomura et. al. (2015), comparando-se os resultados obtidos com amostras cujos ângulos são conhecidos. Estas amostras consistem de peças semiesféricas denominadas A, B e C feitas de vidro transparente, com formas similares a uma gota, posicionadas sobre a placa de alumínio como mostrado na Fig. 14.

Figura 14 – Três semiesferas A, B e C utilizadas para a validação das medidas de ângulo de contato estático.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Após tirar as fotos de cada semiesfera posicionada sobre a placa de alumínio, três operadores distintos analisaram cada imagem, medindo o ângulo de contato com a ajuda do software de pós-processamento de imagem. A Tabela 6 apresenta a comparação do ângulo de contato medido e o respectivo valor estimado com base em relações geométricas. O valor do erro absoluto médio (*MAE*) menor do que 1° confirma que o método usado de análise de imagem de uma gota séssil é preciso.

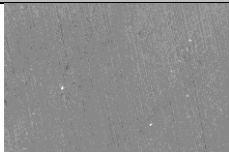
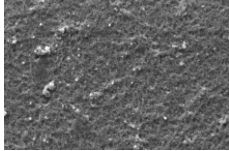
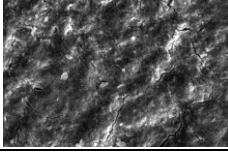
Tabela 6 – Validação do método de análise de imagem de uma gota séssil.

| | 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 do próprio autor.


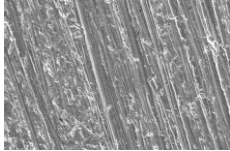

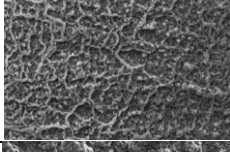

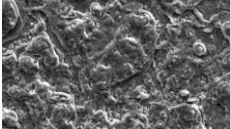
As Tabelas 7 e 8 apresenta as imagens obtidas pelo MEV, após os testes de ebulição da água deionizada, para todas as seis superfícies analisadas no presente estudo.

Tabela 7 – Imagens do MEV para todas as superfícies lisas testadas.

| Superfícies | MEV |
|--|---|
| Superfície lisa (<i>smooth surface, SS</i>) |  |
| SS-Baixa concentração (<i>smooth surface at low concentration, SS-LC</i>) |  |
| SS-Alta concentração (<i>smooth surface at high concentration, SS-HC</i>) |  |

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Tabela 8 - Imagens do MEV para todas as superfícies rugosas testadas.

| Superfícies | | MEV |
|---|--|---|
| Superfície rugosa (<i>rough surface, RS</i>) |  |  |
| RS-Baixa concentração (<i>rough surface at low concentration, RS-LC</i>) |  |  |
| RS-Alta concentração (<i>rough surface at high concentration, RS-HC</i>) |  |  |

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se que, à medida que a concentração do nanofluido usado para o processo de deposição aumenta, a camada de nanopartículas depositada sobre a superfície torna-se mais espessa e microestruturas, como protuberâncias, são formadas sobre a superfície. Por outro lado, para as superfícies obtidas com o nanofluido à baixa concentração, a estrutura da superfície é formada por ramificações e sua espessura é menor.

4.8 VALIDAÇÃO DO APARATO EXPERIMENTAL

A fim de validar o aparato e o procedimento experimental, testes no regime de ebulição nucleada foram realizados para água deionizada sobre a superfície rugosa (RS) e lisa (SS), ambas sem deposição. Os dados experimentais, correspondendo ao ajuste das curvas e valores preditos pela correlação de Rohsenow (1952) estão representados graficamente na Fig. 15a (RS) e 15b (SS). Os ajustes da curva foram baseados na relação entre o coeficiente de transferência de calor e o fluxo de calor, usualmente expresso pela seguinte equação:

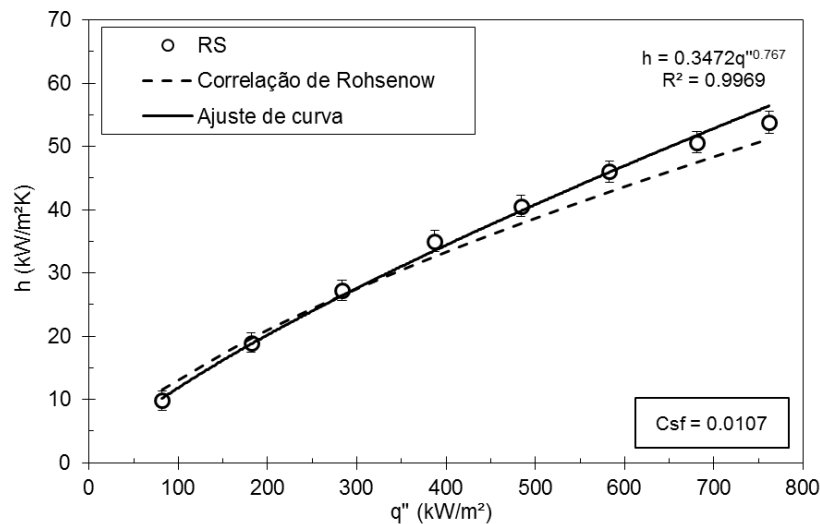
$$h = C q^n \quad (4.7)$$

na qual C é um coeficiente que depende do par fluido-superfície e n é o expoente do fluxo de calor. A correlação de Rohsenow (1952) é dada pela Eq. (2.2).

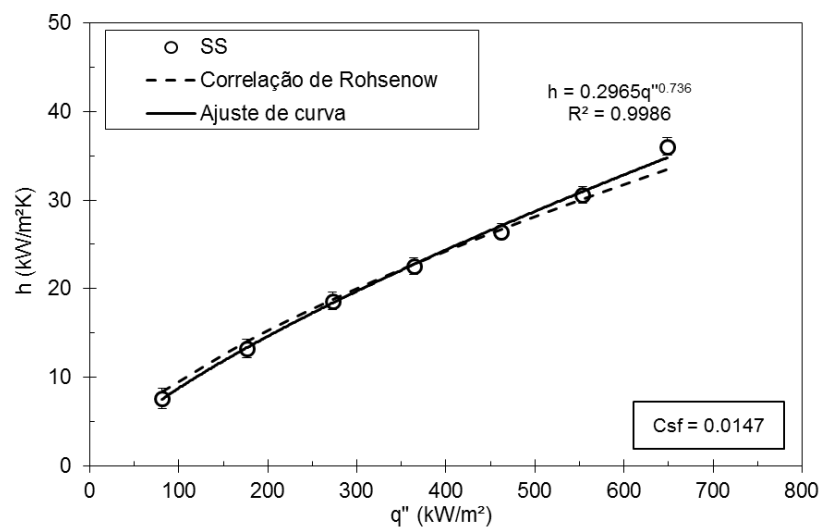
Com base no estudo de Vachon et al. (1968), foi adotado um $C_{sf} = 0,0107$ para RS e $C_{sf} = 0,0147$ para SS. Como mostrado na Fig. 15, a concordância entre os dados experimentais e os preditos pela correlação Rohsenow (1952) foi muito boa, sendo o

erro absoluto médio (*MAE*) foi de, aproximadamente, 7% e 4%, respectivamente, para a superfície rugosa e lisa. Nos ajustes da curva pode-se observa-se que os valores de n são da ordem de 0,7. Tal resultado concorda com aqueles obtidos por Stephan (1992), o qual reportou que no regime de ebulição nucleada, o valor de n situa-se geralmente entre 0,6 e 0,8.

Figura 15 – Validação do aparato experimental usando a ajuste de curva exponencial e a correlação de Rohsenow (1952): (a) superfície rugosa e (b) superfície lisa.



(a)



(b)

Fonte: Elaboração do próprio autor.

5 RESULTADOS

Os primeiros experimentos levando em consideração o controle da rugosidade da superfície foram realizados por Corty e Foust (1995). Os autores relataram que a rugosidade da superfície não somente influencia o superaquecimento necessário para o início da ebulição nucleada, mas também a inclinação da curva de ebulição. Na figura 16 apresenta-se a mesma tendência reportada por Corty e Foust (1995). Segundo os autores, para o mesmo valor de fluxo de calor, a superfície rugosa apresenta um superaquecimento menor comparada com a superfície lisa, e a explicação para tal comportamento é a presença de cavidades de maior diâmetro na superfície aquecida. Sabe-se que, cavidades de maior diâmetro requerem um superaquecimento menor para serem ativadas quando comparadas às de menor diâmetro. Portanto, o número de sítios de nucleação ativos aumenta com o aumento da rugosidade, levando a uma redução da temperatura da superfície e, conseqüentemente, a um aumento no CTC.

Figura 16 – Efeito da rugosidade superficial para $q = 200 \text{ kW/m}^2$ e para superfícies sem deposição. a) superfície rugosa (RS) e b) superfície lisa (SS).



(a)
 $T_p = 107 \text{ }^\circ\text{C}$

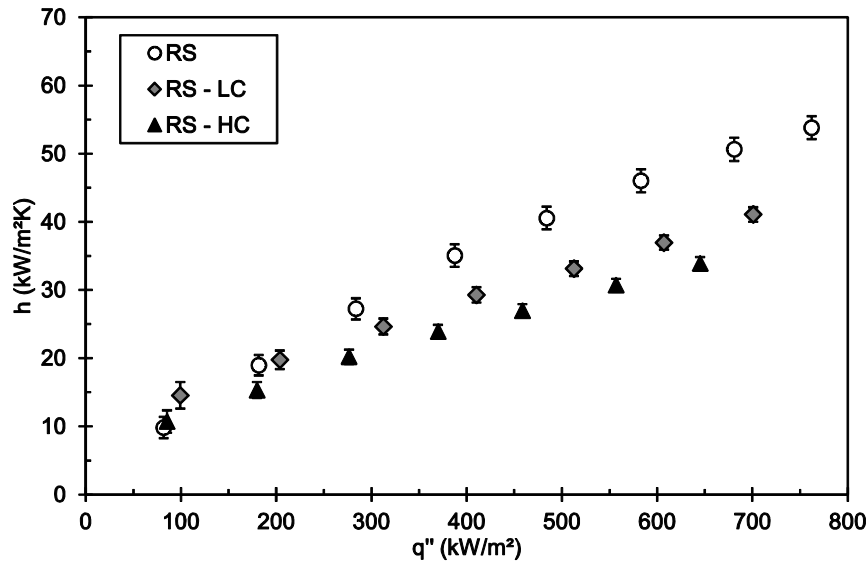


(b)
 $T_p = 113 \text{ }^\circ\text{C}$

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Os resultados experimentais mostraram que a melhoria ou deterioração da transferência de calor, no regime de ebulição nucleada sobre superfícies nanoestruturadas, é fortemente afetada pela relação entre o tamanho das nanopartículas e a morfologia da superfície de aquecimento antes do processo de deposição. Na figura 17, comparam-se o comportamento do CTC para a superfície rugosa sem deposição e para as superfícies rugosas com deposição de nanopartículas (a baixa concentração, RS-LC e, a alta concentração, RS-HC).

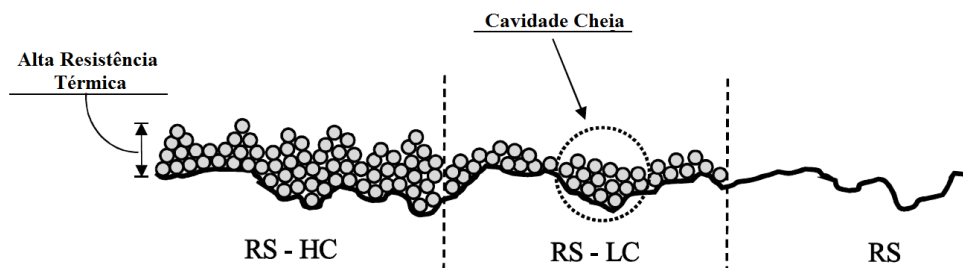
Figura 17 – h vs q'' para as superfícies rugosas sem deposição (RS) e com deposição de nanopartículas (RS-LC e RS-HC).



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se na figura 17 que ambas as superfícies RS-LC e RS-HC apresentaram uma redução no valor do CTC quando comparadas com a superfície sem deposição. Esse fato pode ser explicado pela diminuição na densidade de sítios de nucleação, a qual pode afetar a frequência de desprendimento e o diâmetro das bolhas de vapor, uma vez que os sítios de nucleação (neste caso cavidades de maior diâmetro) podem ser preenchidos pelas nanopartículas e, como consequência, podem desativá-los. A Figura 18 apresenta uma ilustração do referido processo. Além disso, à medida que a concentração do nanofluido aumenta, a espessura da nanocamada depositada sobre a superfície também aumenta, acarretando um aumento da resistência térmica com consequente degradação da transferência de calor (AHMED E AHMED, 2012).

Figura 18 – Desenho esquemático da deposição de nanopartículas sobre a superfície rugosa.

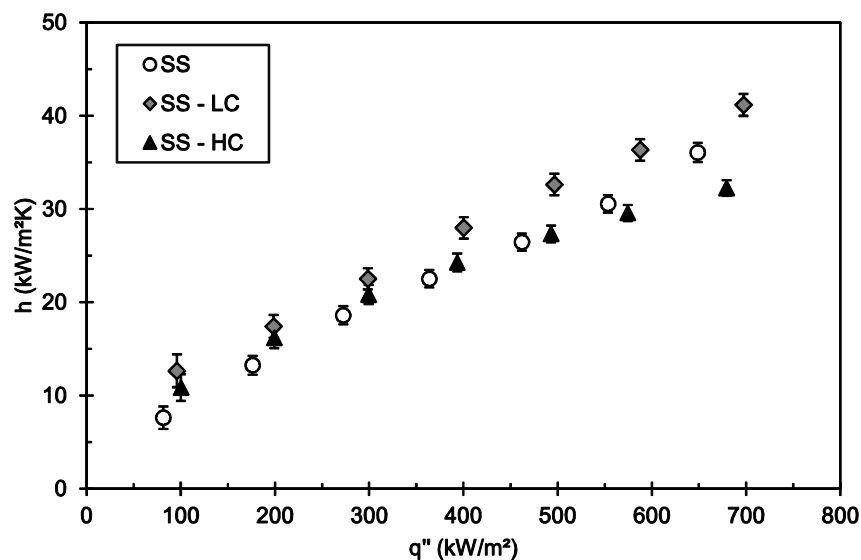


Fonte: Elaboração do próprio autor.

Esse comportamento é ratificado pelas imagens obtidas no MEV para as superfícies rugosas mostradas na Tab. 7, na qual se observa que a camada de nanopartículas depositada da superfície RS-HC aparenta ser mais espessa que a nanocamada depositada da superfície RS-LC.

A Figura 19 apresenta a comparação do comportamento do CTC para as superfícies lisas sem deposição de nanopartículas e para superfícies lisas nanoestruturadas (a baixa concentração, SS-LC e, a alta concentração, SS-HC).

Figura 19 - h vs q'' para as superfícies lisas sem deposição (SS) e com deposição de nanopartículas (SS-LC e SS-HC).

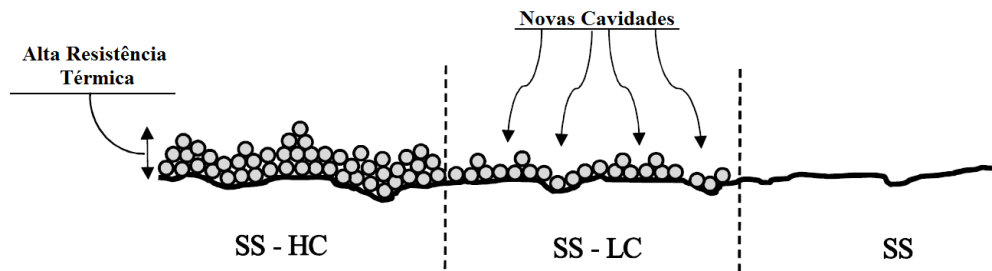


Fonte: Elaboração do próprio autor.

Observa-se na figura 19 que, para a superfície SS-LC houve um incremento de aproximadamente 20% no CTC em comparação com as outras superfícies testadas. Esse comportamento deve-se, principalmente, ao fato de que a rugosidade da superfície lisa aumenta com a deposição de nanopartículas, como pode ser observado na Tab. 7. Um sítio ou cavidade de nucleação ser multiplicado em vários outros, acarretando em uma melhoria na transferência de calor por ebulição, como representado esquematicamente na figura 20. Os resultados obtidos no presente trabalho estão de acordo com aqueles obtidos por Narayan, Anoop e Das (2007), os quais, indicaram uma melhoria no CTC para o caso de superfícies com deposição de nanopartículas quando o $SIP > 1$. No presente estudo, o valor de SIP para a superfície originalmente lisa é igual a 5.

Com o aumento da concentração de nanofluido, a resistência térmica devido à deposição de nanopartículas sobre a superfície de aquecimento se sobrepõe ao efeito do aumento da rugosidade superficial, causando uma redução no CTC, como mostrado na Fig. 19 para a superfície SS-HC e representado esquematicamente na Fig. 20. Como mencionado anteriormente para as superfícies rugosas, de acordo com as imagens apresentadas na Tab. 7, para as superfícies lisas o processo de deposição com o nanofluido a alta concentração também fornece uma nanocamada depositada mais espessa em relação àquela formada com o nanofluido a baixa concentração.

Figura 20 - Desenho esquemático da deposição de nanopartículas sobre as superfícies lisas.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Os resultados das medições de rugosidade da superfície aquecida e do ângulo de contato estático, após os testes de ebulição da água deionizada, são apresentados na Tab. 8. Observa-se que a rugosidade da superfície nanoestruturada e o ângulo de contato estático são funções da concentração do nanofluido e das condições originais da superfície. À medida que a concentração do nanofluido é aumentada, a rugosidade da superfície também aumenta, o ângulo de contato diminui e, conseqüentemente, a molhabilidade aumenta, para ambas as superfícies lisas e rugosas.

Analisando os dados experimentais obtidos no presente estudo, observa-se que o tamanho médio das nanopartículas e a morfologia da superfície de aquecimento são parâmetros que influenciam mais significativamente o coeficiente de transferência de calor do que o ângulo de contato estático. Sarafraz, Hormozi e Peyghambarzadeh (2016) mencionaram que maiores coeficientes de transferência de calor podem ser obtidos por meio de alterações superficiais pelo processo de deposição de nanopartículas e, que o parâmetro chave para explicar o aumento no FCC está relacionado à modificação do ângulo de contato estático.

Hendricks et al. (2010) sugeriram também a existência de um balanço entre os efeitos de capilaridade, relacionados à interação fluido-superfície, e a dinâmica da bolha de vapor, ao invés de somente os efeitos isolados de morfologia da superfície ou hidrodinâmica.

Tabela 9 – Medidas de rugosidade superficial, ângulo de contato estático, C_{sf} e C_s para todas as superfícies testadas.

| Superfícies | R_a (μm) | θ ($^\circ$) | C_{sf} | C_s |
|--------------------------------|-------------------------|-----------------------|----------|--------|
| Superfície lisa (SS) | 0,05 | 95° | 0,0147 | 1,4342 |
| Superfície rugosa (RS) | 0,23 | 75° | 0,0107 | 1,2136 |
| SS-Baixa concentração (SS-LC) | 0,49 | 20° | 0,0126 | 0,3603 |
| SS- Alta concentração (SS-HC) | 1,51 | <10° | 0,0148 | 0,3377 |
| RS- Baixa concentração (RS-LC) | 0,38 | 20° | 0,0123 | 0,3540 |
| RS- Alta concentração (RS-HC) | 0,80 | 14° | 0,0141 | 0,2862 |

Fonte: Elaboração do próprio autor.

5.1 COMPARAÇÃO COM CORRELAÇÕES DA LITERATURA

Além das correlações apresentadas no item 2.4, há na literatura inúmeras outras correlações que permitem estimar o coeficiente de transferência de calor na ebulição nucleada para configurações específicas. Essas correlações são importantes para dimensionar novos equipamentos e estimar sua eficiência. Porém, a sua utilidade diminui muito rapidamente quando os parâmetros afastam-se do intervalo para o qual a correlação foi desenvolvida. No item 4.8, foi mostrada a concordância entre os dados experimentais, para a superfície rugosa e lisa sem deposição, com os resultados preditos pela correlação Rohsenow (1952) com um erro absoluto médio (*MAE*) de, aproximadamente, 7% e 4%, respectivamente.

Assim, adotando o mesmo procedimento de Jabardo et al. (2004), uma análise de regressão dos dados experimentais foi realizada a fim obter valores de C_{sf} para as superfícies nanoestruturadas avaliadas no presente trabalho, mantendo os valores de r e s iguais a 0,33 e 1,0, respectivamente. Esses resultados estão apresentados na Tab. 8, a qual também apresenta o parâmetro C_s , estimado pela correlação proposta por Li et al (2014) dada por

$$C_s = (1 - \cos \theta)^{0,5} \left[1 + \frac{5,45}{(R_a - 3,5)^2 + 2,61} \right] \gamma^{-0,04}, \theta = \text{MAX}(\theta, 15^\circ) \quad (33)$$

na qual, $\gamma = \sqrt{\frac{k_s \rho_s c_{ps}}{k_l \rho_l c_{pl}}}$ corresponde à influência do material da superfície de aquecimento.

Como mencionado pelos autores, o efeito de γ é desprezível quando comparado aos efeitos de θ e R_a .

Para aplicar o método de Rohsenow (1952) o parâmetro que depende da combinação superfície-fluido deve ser obtido previamente baseando-se em dados experimentais de ebulição nucleada. Além disso, neste método o efeito da rugosidade da superfície e o ângulo de contato não são explícitos, enquanto no método de Li et al. (2014), o parâmetro que leva em consideração a influência da interação fluido-superfície é estimado explicitamente em função do ângulo de contato e da rugosidade da superfície aquecida.

De acordo com a Tab. 8, o valor de C_{sf} e C_s diminuem com o aumento na rugosidade da superfície de aquecimento, para as superfícies sem deposição de nanopartículas. Diminuindo o ângulo de contato, e conseqüentemente, aumentando a molhabilidade, é esperado que o fluido inunde as cavidades de maior diâmetro, desativando-as e inibindo a nucleação. Este comportamento poderia levar a um aumento do C_{sf} e do C_s devido à redução na densidade de sítios ou cavidades ativas sobre a superfície. Entretanto, como pode-se observar na Tab. 8, o efeito do ângulo de contato sobre o parâmetro de interação fluido-superfície, para as superfícies sem deposição de nanopartículas, parecem estar camufladas devido ao efeito da rugosidade da superfície. É importante ressaltar que o par fluido-superfície é o mesmo em ambos os casos e a diferença no ângulo de contato é devido, principalmente, às diferenças no polimento das superfícies.

Já para as superfícies nanoestruturadas, a Tab. 8 mostra um comportamento diferente, onde C_{sf} aumenta e C_s diminui com o aumento da rugosidade, independente da rugosidade original da superfície antes do processo de deposição de nanopartículas. O mesmo comportamento foi encontrado com o decréscimo do ângulo de contato. Infelizmente, considerando que ambos os parâmetros, rugosidade da superfície e ângulo de contato, estão variando com a deposição, não é possível separar os efeitos de somente uma dessas variáveis sobre o parâmetro de interação superfície-fluido baseado em dados experimentais.

Ressalta-se que superfícies nanoestruturadas geradas por meio do processo de ebulição podem apresentar características bem distintas daquelas superfícies obtidas por simples processo de polimento com lixa ou pasta abrasiva.

6 CONCLUSÕES

Neste trabalho foram obtidos os resultados experimentais para o coeficiente de transferência de calor por ebulição nucleada para a água, a $T_{sat} = 99 \text{ }^\circ\text{C}$ e $p_{atm} = 98 \text{ kPa}$, sobre seis diferentes superfícies de cobre. Tais superfícies foram: uma lisa (SS), uma rugosa (RS), duas superfícies lisas com deposição de nanopartículas (usando nanofluidos com baixa e alta concentração, SS-LC e SS-HC, respectivamente) e duas superfícies rugosas com deposição de nanopartículas (usando nanofluidos com baixa e alta concentração, RS-LC e RS-HC, respectivamente).

Para analisar a influência da espessura da nanocamada depositada sobre a rugosidade da superfície e sobre o ângulo de contato, as superfícies nanoestruturadas foram produzidas por meio do processo de ebulição do nanofluido Fe_2O_3 -água deionizada, com duas diferentes concentrações mássicas iguais a $0,029 \text{ g/l}$ (nanofluido de baixa concentração) e $0,29 \text{ g/l}$ (nanofluido com alta concentração).

A análise dos dados resultados experimentais obtidos, permitem concluir:

- ✓ A rugosidade da superfície nanoestruturada é função da concentração do nanofluido. À medida que a concentração mássica do nanofluido aumenta, a rugosidade da superfície (R_a) também aumenta.
- ✓ O processo de ebulição do nanofluido acarreta em um aumento considerável na mobilidade independente da rugosidade original da superfície, também observado pela diminuição no ângulo de contato estático. À medida que a concentração do nanofluido aumenta, menor o ângulo de contato da água sobre a superfície nanoestruturada. Este comportamento pode ser explicado pelas modificações topográficas das superfícies.
- ✓ A camada de revestimento de nanopartículas sobre as superfícies rugosas proporciona uma barreira à transferência de calor e reduz a nucleação de bolhas de vapor, podendo levar a uma redução no número de microcavidades e a um aumento da resistência térmica que, por conseguinte, diminui o CTC.
- ✓ Para superfícies lisas, a deposição de nanopartículas tende a aumentar a densidade de sítios de nucleação, aumentando a transferência de calor por ebulição. Entretanto, o aumento do CTC somente ocorre para baixas concentrações de nanofluido, para as quais o efeito das características micro estruturais são mais dominantes do que o efeito da resistência térmica da nanocamada formada sobre a superfície de aquecimento.
- ✓ Para as superfícies sem deposição de nanopartículas, o parâmetro de interação fluido-superfície apresentado por Rohsenow (1952), C_{sf} , e por Li et al. (2014), C_s , diminuiu.

em com o aumento da rugosidade da superfície, independentemente, da rugosidade original desta. Além disso, os valores de C_{sf} e C_s aumentam com o decréscimo do ângulo de contato. Considerando tanto a rugosidade da superfície quanto o ângulo de contato estão variando com o processo de deposição de nanopartículas, torna-se impossível separar os efeitos de somente uma dessas variáveis sobre o parâmetro de interação superfície-fluido baseado em dados experimentais.

Finalmente, como sugestão para futuros trabalhos envolvendo ebulição nucleada, bem como, a utilização de nanofluidos e/ou superfícies nanoestruturadas recomenda-se: a utilização de diferentes fluidos de trabalhos e superfícies aquecedoras de diferentes materiais e geometrias para uma análise mais detalhada do efeito da combinação fluido/superfície; a utilização de diferentes nanofluidos para o processo de deposição, a fim de analisar os efeitos destes sobre a molhabilidade e a transferência de calor; e investigar nano/micro estruturas hierárquicas e seus efeitos sobre a transferência de calor em ebulição, incluindo uma análise da dinâmica das bolhas de vapor.

REFERÊNCIAS

- AHMED, O.; HAMED, M.S. Experimental investigation of the effect of particle deposition on pool boiling of nanofluids. **Int. J. Heat Mass Transfer**, Kidlington, v. 55, n. 13-14, p. 3423-3436.
- BANG, I. C.; CHANG, S. H. Boiling heat transfer performance and phenomena of Al₂O₃-water nanofluids from a plain surface in a pool. **Int. J. Heat Mass Transfer**, Kidlington, v. 48, p. 2407-2419.
- 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.
- CARDOSO, E. M. **Estudo experimental de ebulição nucleada confinada**. 2005. 113 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.
- CARDOSO, E. M. **Intensificação da ebulição nucleada em espaços confinados**. 2010. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.
- CAREY, V. P. **Liquid-vapor phase-change phenomena: an introduction to the thermophysics of vaporization and condensation processes in heat transfer Equipment**. London: Taylor & Francis, 1992.
- CHOI, U. S. **Developments and applications of non-newtonian flows**. New York: ASME FED, v. 66, p. 99-105, 1995.
- COOPER, M. G. Saturation nucleate pool boiling: a simple correlation. In: U. K. NATIONAL CONFERENCE ON HEAT TRANSFER, 1984. **Proceedings...** [S. l: s. n.], 1984. p. 785-793.
- CORTY, C.; FOUST, A. S. **Surface variables in nucleate boiling**. New York: American Institute of Chemical Engineers, 1995. (Series, 51)
- ÇENGEL, Y. A.; GHAJAR, A. J.; KANOGLU, M. **Transferência de calor e massa: uma abordagem prática**. 4. ed. Porto Alegre: AMGH, 2012. 904 p.
- DAS, S. K.; PUTRA, N.; ROETZEL, W. Pool boiling of nano-fluids on horizontal narrow tubes. **International Journal of Multiphase Flow**, Kidlington, v. 29, n. 8, p. 1237-1247, 2003.
- DAS, S. K. et al. Temperature dependence of thermal conductivity enhancement for nanofluids. **Journal of Heat Transfer**, New York, v. 125, n. 4, p. 567-574, 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.

FORREST, E.; WILLIAMSON, E.; BUONGIORNO, J.; HU, L.W., RUBNER, M.; COHEN, R. Augmentation of nucleate boiling heat transfer and critical heat flux using nanoparticle thin-film coatings. **Int. J. Heat and Mass Transfer**, Kidlington, v. 53, n. 1-3, p. 58-67, 2010.

GONZALEZ, E. G. C. Estado da arte dos nanofluidos para uso em transformadores elétricos. In: ENCONTRO REGIONAL IBERO-AMERICANO DO CIGRÉ, 15., 2013, Foz do Iguaçu. **Anais...** Foz do Iguaçu: Cepel, 2013. Disponível em <http://www.icmdt.com.br/wpcontent/uploads/2013/09/Eliane_Guerra_Gonzalez.pdf>. Acesso em: 18 mar. 2014

HARISH, G.; EMLIN, V.; SAJITH, V. Effect of surface particle interactions during pool boiling of nanofluids. **International Journal of Thermal Sciences**, Issy les Moulineaux, v. 50, n. 12, p. 2318-2327, 2011.

HEITICH, L. V. **Efeito de superfícies nano-estruturadas sobre a ebulição nucleada da água**. 2012. 134 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2012.

HENDRICKS, T. J.; KRISHNAN, S.; CHOI, C.; CHANG, C.; PAUL, B. Enhancement of pool-boiling heat transfer using nanostructured surfaces on aluminum and copper. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Kidlington, v. 53, p. 3357–3365, 2010.

HEITICH, L.V.; PASSOS, J. C.; CARDOSO, E. M.; SILVA, M. F.; KLEIN, A. N. Nucleate boiling of water using nanostructured surfaces. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, Heidelberg, v. 36, p 181-192, 2014.

JABARDO, J. M. Transferência de calor por ebulição e trocadores de calor bifásicos. In: ENCONTRO BRASILEIRO SOBRE EBULIÇÃO, CONDENSAÇÃO E ESCOAMENTO MULTIFÁSICO LÍQUIDO-GÁS - EBECOM, 1., 2008, Florianópolis. **Anais...** Florianópolis: ABCM, 2008.

JABARDO, J. M.; SILVA, E.; RIBATSKI, G.; DE 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**, Heidelberg, v. 26, n. 2, p. 218-230, 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.

KIYOMURA, I. S.; NASCIMENTO, F. J.; CUNHA, A. P.; CARDOSO, E. M. Analysis of the influence of surface roughness and nanoparticle concentration on the contact angle. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING - COBEM, 23., 2015, Rio de Janeiro, **Anais...** Rio de Janeiro: ABCM, 2015.

KIM, J. H.; KIM, K.H.; YOU, K.H. Pool boiling heat transfer in saturated nanofluids. In: INTERNATIONAL MECHANICAL ENGINEERING CONGRESS AND EXPOSITION, 2004, Anaheim. **Proceedings...** New York: ASME, 2004. p. 621-628.

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

KIM, H. D.; KIM, M. H. Effect of nanoparticle deposition on capillary wicking that influences the critical heat flux in nanofluids. **Applied. Physics. Letters**, Melville, v. 91, p. 014104, 2007.

KWARK, S. M.; KUMAR, R.; MORENO, G.; YOO, J.; YOU, S. M. Pool boiling characteristics of low concentration nanofluids. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Kidlington, v. 53, n. 5, p. 972-981, 2010.

LALLEMAND, M. **Transferts en changement de phase Ébullition libre**. Professeur des Universités à L'institut National des Sciences Appliquées de Lyon. [S. l.: s. n.], 2005. Disponível em: <<http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/energies-th4/transferts-thermiques-42214210/transferts-en-changement-de-phase-be8236/>>. Acesso em: 19 mar. 2014.

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

LI, Y.Y.; CHEN, Y. J.; LIU, Z. H. A uniform correlation for predicting pool boiling heat transfer on plane surface with surface characteristics effect. **International Journal of Heat and Mass Transfer.**, Kidlington, v. 77, p. 809-817, 2014.

LI, Y.Y.; LIU, Z. H.; ZHENG, B. C. Experimental study on the saturated pool boiling heat transfer on nano-scale modification surface. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 84, p. 550-561, 2015.

LIU C.F.; YANG C.Y. Effect of space distance for boiling heat transfer on micro porous coated surface in confined space. **Experimental Thermal and Fluid Science**, 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., 2003, Mon-tego Bay. **Proceedings...** Mon-tego Bay: [s. n.], 2003. p. 4-8.

MANETTI, L. L.; CARDOSO, E. M. A review of the influence of nanofluids on the nucleate pool boiling. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, 23., 2015, Rio de Janeiro, **Anais...** Rio de Janeiro: ABCM, 2015.

MASSART, R. **Magnetic fluids and process for obtain them**. US Patent 4329241, 20 jul 1979, 11 maio 1982.

- 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.
- 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**, Singapore, v. 102, n. 7, p. 074317, 2007.
- NETTO, F.P.; MORAES, A. A. U.; RIBATSKI, U. The effects of the nanoparticle concentration and surface roughness on the contact angle of nanofluids. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, 22., Ribeirão Preto. **Proceedings...** Ribeirão preto; COBEM, 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, v. 44, p. 115-132, 2013.
- 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.
- PIORO, I. L.; ROHSENOW, W.; DOERFFER, S.S. Nucleate pool boiling heat transfer I: review of parametric effects of boiling surface. **Int. Journal of Heat and Mass Transfer**, Danbury, v. 47, p. 5033–5044, 2004.
- RAINHO NETO, A. **Análise da ebulição nucleada da água contendo nanopartículas de alumina, maguemita ou nanotubo de carbono**. 2011.134 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2011.
- RIBATSKI, G., JABARDO, J. M. S. Experimental study of nucleate boiling of halocarbon refrigerants on cylindrical surfaces. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Danbury, v. 46, p. 4439–4451, 2003.
- ROHSENOW, W.M. A method of correlating heat transfer data for surface boiling of liquids. **Journal of Heat Transfer**, New York, v.74, p. 969-976, 1962.
- SARAFRAZ, M. M.; HORMOZI, F. Nucleate pool boiling heat transfer characteristics of dilute Al₂O₃–ethyleneglycol nanofluids. **International Communications in Heat and Mass Transfer**, Kidlington, v. 58, p. 96-104, 2014.
- SARAFRAZ, M. M.; HORMOZI, F. Pool boiling heat transfer to dilute copper oxide aqueous nanofluids. **International Journal of Thermal Sciences**, Issy les Moulineaux, v. 90, p. 224-237, 2015.
- SARAFRAZ, M. M.; HORMOZI, F.; PEYGHAMBARZADEH, S. M. Pool boiling heat transfer to aqueous alumina nanofluids on the plain and concentric circular micro-structured (CCM) surfaces. **Experimental Thermal and Fluid Science**, Philadelphia, v. 72, p. 125-139, 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**, Kidlington, v. 47, p. 113-120, 2013.

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**, v. 59, p. 195, 2014.

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

STEPHAN, K.; ABDELSALAM, M. Heat transfer correlations for natural convection boiling. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Kidlington, v. 23, p. 73-87, 1980.

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, n. 2, p. 239-246, 1968.

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

VDI HEAT ATLAS. Berlin: Springer-Verlag, 2002.

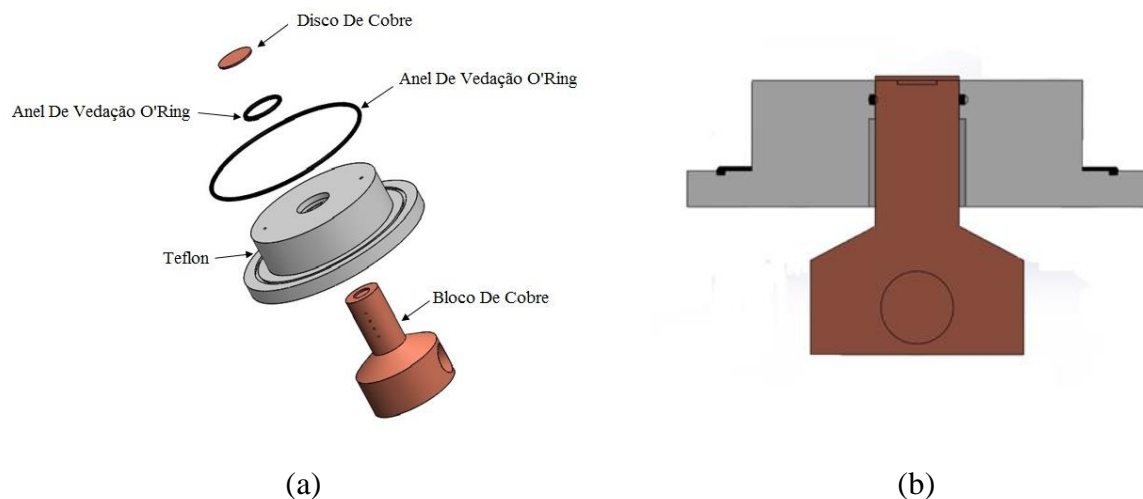
WEN, D.; DING, Y. Experimental investigation into convective heat transfer of nanofluids at the entrance region under laminar flow conditions. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Kidlington, v. 47, n. 24, p. 5181-5188, 2004.

YANG, Y. M.; MAA, J. R. Boiling of suspension of solid particles in water. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, Kidlington, v. 27, p. 145-147, 1984.

APÊNDICE A – PROBLEMAS NA REALIZAÇÃO DO EXPERIMENTO

A primeira seção de teste (Fig. A.1) consistiu de um bloco de cobre de 59 mm de altura, cuja superfície em contato com o fluido de trabalho era de 20 mm de diâmetro. O bloco de cobre era aquecido na sua base através de uma resistência elétrica tipo cartucho que dissipava até 300 W. Na parte superior do bloco de cobre encontrava-se fixado um disco de cobre de 20 mm de diâmetro e 1 mm de espessura. Foi utilizado um bloco de teflon, com espessura de 57,4 mm, para o isolamento térmico da seção de teste e a parte do bloco de cobre que permanecia no exterior da câmara de ebulição foi isolada com vermiculita.

Figura A. 1 - Seção de teste. a) vista explodida; b) vista do corte transversal.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

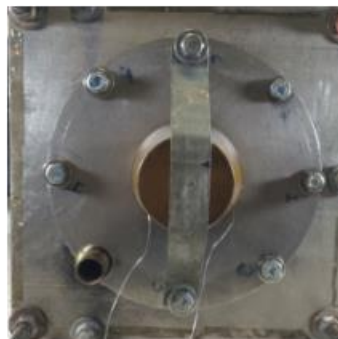
No projeto inicial foi feito um rebaixo no bloco de cobre para o encaixe da superfície de aquecimento (disco de cobre em contato com o fluido de trabalho), que por sua vez possuía um ressalto com as mesmas medidas do encaixe, a fim de melhorar o contato térmico. Entre o bloco e o disco foi utilizada pasta térmica a base de prata (ficha técnica da pasta térmica encontra-se no Apêndice E) para reduzir a resistência térmica de contato.

A.1 DIFICULDADES ENCONTRADAS DURANTE A MONTAGEM

Devido a algumas dificuldades encontradas durante a montagem da seção de testes, o projeto inicial teve que ser alterado.

- Inicialmente, os testes seriam realizados com um grau de sub-resfriamento de 25°C, porém os resultados iniciais em convecção natural indicaram um decréscimo considerável no coeficiente de transferência de calor. Por esta razão, os ensaios de ebulição são realizados à temperatura de saturação, correspondendo à pressão de saturação, cuja leitura é feita no dia do teste. A cuba externa, inicialmente de acrílico, perdeu resistência mecânica a esta temperatura (aproximadamente 100°C) e toda a tensão exercida pelas chapas de aço acabaram sendo concentradas apenas no tubo de vidro, danificando-o. Para resolver tal problema, substituiu-se a cuba de acrílico por uma cuba de vidro;
- Foram encontrados vários pontos de vazamento, devido às chapas não terem sido usinadas adequadamente. Além de nova usinagem, foi usada borracha nitrílica nas interfaces chapa de aço, cuba e tubo de vidro e silicone de alta temperatura nas arestas da seção de testes;
- Ao fazer a montagem do conjunto (Fig. A.1) na chapa de aço inferior, o mesmo não permanecia fixado por pressão devido às folgas e, para solucionar tal problema, foi usinado uma flange conforme mostra a Fig. A.2;
- O mesmo problema de folga foi observado, após os primeiros testes, na fixação do bloco de cobre. O bloco de cobre, devido ao constante aquecimento e resfriamento, começou a apresentar um deslocamento vertical, sendo necessária uma abraçadeira para evitar este deslocamento (Fig. A.2);

Figura A. 2- Vista inferior da bancada experimental.

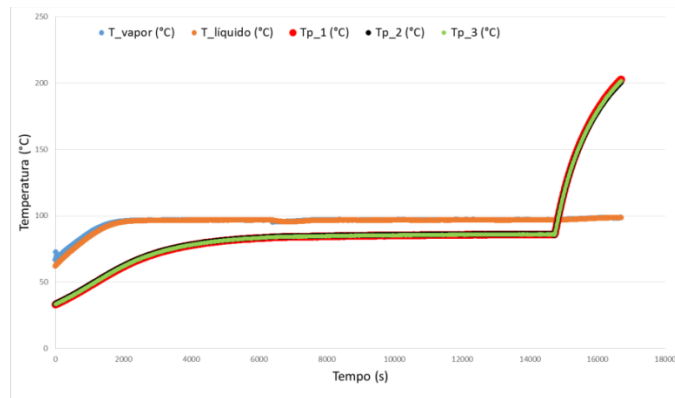


Fonte: Elaboração do próprio autor.

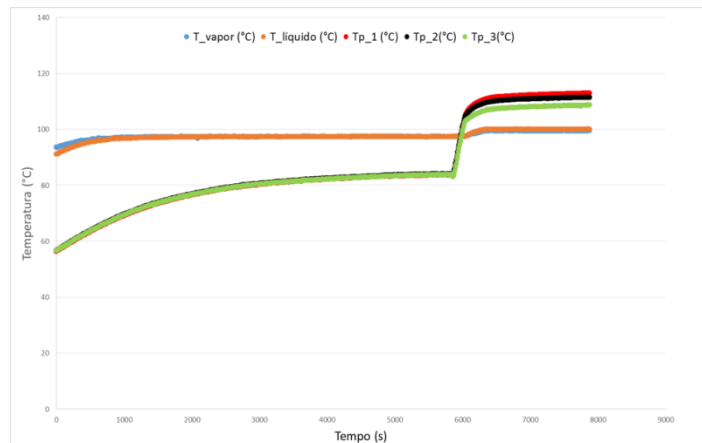
- Nos testes iniciais, para o regime de ebulição nucleada, observou-se um aumento abrupto na temperatura da parede (bloco de cobre + disco de cobre) não entrando em regime permanente (Fig. A.3a). Refazendo os testes, seguindo o mesmo procedimento

de limpeza e montagem, porém sem o disco de cobre fixado na parte superior do bloco, a temperatura da parede logo se estabilizava (Fig. A.3b). Desta forma, chegou-se a conclusão de que existia uma resistência térmica de contato significativa entre a interface do disco e do bloco de cobre, impedindo a transferência de calor por ebulição na face superior do disco de cobre em contato com o fluido de trabalho, e, por conseguinte, elevando as temperaturas da parede. Ressalta-se que inúmeras tentativas foram feitas para minimizar o problema, incluindo: o polimento das superfícies em contato; a troca da pasta térmica utilizada; a mistura da pasta térmica com pó de cobre; a usinagem de novos discos de cobre com tolerância menor para que o encaixe fosse feito por pressão;

Figura A. 3- Temperaturas em função do tempo. a) conjunto (bloco de cobre + disco de cobre) e b) somente bloco de cobre.



(a)



(b)

Fonte: Elaboração do próprio autor.

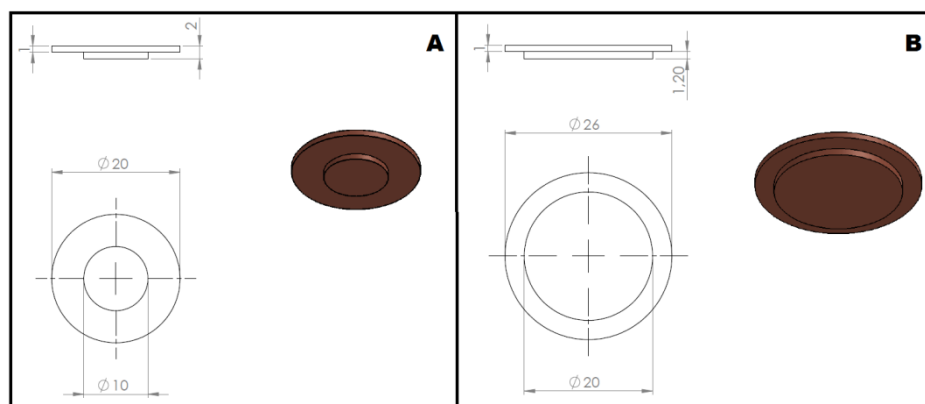
- Durante os testes iniciais foi observada a presença de muitos sítios parasitas no perímetro de contato do disco de cobre/Teflon®. Testes foram realizados com diferentes materiais (Araldite®, adesivo gel para alta temperatura, silicone para alta temperatura, esmalte) para minimizar o problema, porém nenhum dos materiais descritos evitou a formação dos sítios parasitas.

A.2 MODIFICAÇÕES REALIZADAS NA SEÇÃO DE TESTE

Como mencionado na seção anterior, devido à presença da resistência térmica de contato entre o disco e o bloco de cobre e também, à presença de sítios parasitas, foi necessário modificar a seção de teste para minimizar os problemas. Desta forma, as seguintes alterações foram feitas:

- O corpo de prova teve sua geometria alterada conforme mostra a Fig. A.4. Primeiramente, o bloco de cobre que possuía um rebaixo foi faceado para melhorar a aplicação da pasta térmica e para garantir a ausência de ar entre o disco e o bloco de cobre. Em seguida, um novo disco de cobre foi usinado, com diâmetro da face inferior igual ao da face superior do bloco de cobre. O novo disco de cobre possuía uma aleta lateral cuja função era reduzir a presença de sítios parasitas no perímetro de contato cobre/Teflon®;

Figura A. 4- Configuração do disco de cobre. a) Projeto inicial e b) Após as modificações.



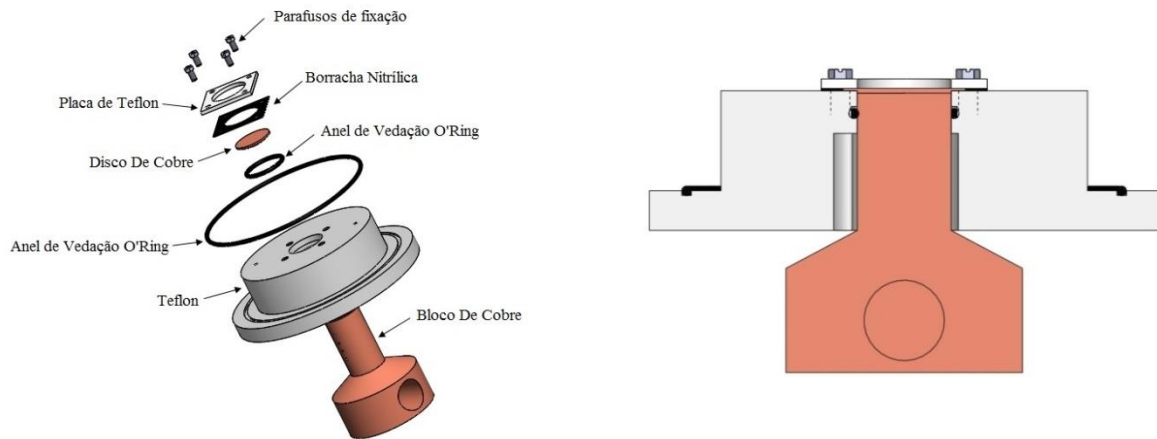
Fonte: Elaboração do próprio autor.

- Uma pequena placa de teflon de 35x35 mm com um furo de 20 mm de diâmetro foi fixada na parte superior da peça de Teflon® com o objetivo de fixar o disco de cobre e pressioná-lo contra o bloco de cobre, aumentando assim a pressão de contato;

- A vedação entre o novo disco e a peça de Teflon® foi feita com borracha nitrílica para evitar a infiltração do fluido de trabalho;

A Fig. A.5 ilustra as alterações realizadas na seção de testes.

Figura A. 5- Conjunto (bloco de cobre + disco de cobre) após as alterações de projeto.



(a) Vista explodida do conjunto.

(b) Corte transversal.

Fonte: Elaboração do próprio autor.

Após as modificações, esperava-se que os problemas relacionados à resistência térmica de contato e à presença de sítios parasitas fossem resolvidos, porém isso não ocorreu. As modificações diminuíram a presença de sítios parasitas, porém a resistência térmica de contato permaneceu alta. Tal fato pode ser explicado por possível infiltração de água da região de contato, levando a um processo de ebulição confinada (como a temperatura da parede era elevada, podia-se ter uma película de vapor dificultando a condução do calor do bloco para o disco de cobre). Desta forma, uma nova seção de testes foi projetada e usinada, que corresponde a atual seção de testes utilizada (descrição detalhada no Capítulo 4).

APÊNDICE B - ANÁLISE DE INCERTEZA

B.1. ANÁLISE DE INCERTEZA

A incerteza de cada instrumento foi levantada através de calibração própria ou através de certificados de calibração do fabricante. A incerteza combinada dos instrumentos foi realizada com base no “Guia para incerteza de medição” (Inmetro, 2012).

B.2. INCERTEZA DAS TEMPERATURAS

A incerteza na diferença de temperaturas da parede e temperatura de saturação é dada por:

$$\Delta T = T_p - T_{\text{sat}} \quad (34)$$

$$u(\Delta T) = \sqrt{\left(\frac{\partial(\Delta T)}{\partial T_p} u(T_p)\right)^2 + \left(\frac{\partial(\Delta T)}{\partial T_{\text{sat}}} u(T_{\text{sat}})\right)^2} \quad (35)$$

Sendo a temperatura de saturação assumida como um valor constante sem incerteza experimental, a incerteza $u(\Delta T)$ resulta do desvio padrão médio das 100 medidas de temperatura obtidas em regime permanente para cada fluxo de calor aplicado. Neste caso, o valor da incerteza foi de $\pm 0,4^\circ\text{C}$.

$$u(\Delta T) = \sqrt{u(T_p)^2} \quad (36)$$

B.3. INCERTEZA DO FLUXO DE CALOR

O fluxo de calor real é calculado pela lei de Fourier na direção axial do bloco de cobre (Eq. B.4). Assim, sua incerteza é dada pela combinação das incertezas das temperaturas

(($u(T_i)$)) e a incerteza da distância entre as medições de temperatura ($u(L_{ji})$). A condutividade térmica do cobre (k_c) foi assumida ser constante e não possui incerteza.

$$q_{12} = \frac{k_c(T_2-T_1)}{L_{21}}; q_{23} = \frac{k_c(T_3-T_2)}{L_{32}}; q_{13} = \frac{k_c(T_3-T_1)}{L_{31}} \dots q_{ij} = \frac{k_c(T_j-T_i)}{L_{ji}} \quad (37)$$

$$u(q_{ij}) = \sqrt{\left(\frac{k_c}{L_{ji}} u(T_i)\right)^2 + \left(\frac{k_c(T_j-T_i)}{L_{ji}^2} u(L_{ji})\right)^2} \quad (38)$$

O fluxo de calor utilizado no cálculo do coeficiente de transferência de calor e da temperatura superficial é o fluxo de calor real médio (\bar{q}) (Eq. B.6) e sua incerteza é dada pela Equação B.7.

$$\bar{q} = \frac{q_{12}+q_{23}+q_{13}}{3} \quad (39)$$

$$u(\bar{q}) = \sqrt{\left(\frac{u(q_{12})}{3}\right)^2 + \left(\frac{u(q_{23})}{3}\right)^2 + \left(\frac{u(q_{13})}{3}\right)^2} \quad (40)$$

B.4. INCERTEZA DO COEFICIENTE DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

O coeficiente de transferência de calor é dado pela Eq. B.8.

$$h = \frac{\bar{q}}{(T_p-T_{sat})} \quad (41)$$

Sendo a temperatura de saturação assumida como um valor constante sem incerteza experimental, a incerteza do coeficiente de transferência de calor é dada por:

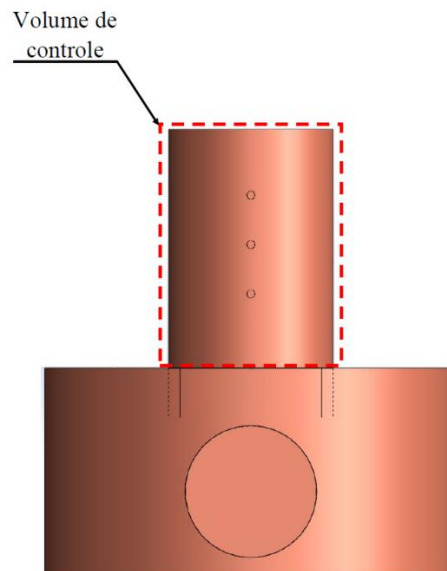
$$u(h) = \sqrt{\left(\frac{1}{(T_p-T_{sat})} u(\bar{q})\right)^2 + \left(\frac{\bar{q}}{(T_p-T_{sat})^2} u(T_p)\right)^2} \quad (42)$$

APÊNDICE C – TRANSFERÊNCIA DE CALR O CILINDRO DE COBRE

Utilizando a equação da energia em coordenadas cilíndricas no volume de controle demarcado na Fig. C.1.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(k \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (43)$$

Figura C. 1- Volume de controle.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Algumas considerações foram realizadas:

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

Com estas considerações, a equação da energia pode ser simplificada e seu campo de temperatura fica em função apenas das coordenadas axiais, z , e radiais, r :

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = 0 \quad (44)$$

O isolamento térmico da seção de testes consiste em uma peça de politetrafluoretileno e, a parte do bloco de cobre que permanece no exterior da câmara de ebulição foi isolada termicamente com vermiculita, conforme apresentado na Fig. 10, Capítulo 4. Então, a condição de contorno na interface cilindro de cobre (seção de teste) e peça de politetrafluoretileno pode ser escrita como:

$$\left(k_{cobre} \frac{\partial T_{cobre}}{\partial r_{cobre}} \right)_{r_{cobre}=R_{cobre}} = \left(k_{teflon} \frac{\partial T_{teflon}}{\partial r_{teflon}} \right)_{r_{teflon}=0} \quad (45)$$

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

$$\Delta T_{cobre,r} \sim \frac{k_{teflon} R_{cobre}}{k_{cobre} R_{teflon}} \Delta T_{teflon,r} \quad (46)$$

A Equação C.4 mostra que a temperatura radial do cobre é em função da temperatura radial da peça de politetrafluoretileno.

O cilindro de cobre possui raio igual a 10 mm e a peça de politetrafluoretileno possui raio interno igual a 10 mm e raio externo igual a 40 mm. A condutividade térmica do cobre e do politetrafluoretileno é 398 W/m.K e 0,45 W/m.K, respectivamente. Assumindo uma condição limite de teste em que o fluxo de calor aplicado é de 800 kW/m² e, que a diferença de temperatura é dada pela medição do termopar mais próximo à resistência elétrica e a temperatura de saturação da água, ou seja, 54 °C, tem-se que:

$$\Delta T_{cobre,r} = \frac{0,45}{398} \left[\frac{10}{(40-10)} \right] 54 \quad (47)$$

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

$$\Delta T_{cobre,r} = 0,0203 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (48)$$

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

$$\frac{\Delta T_{cobre,r}}{R_{cobre}} = \frac{0,0203}{0,010} = 2,035 \frac{K}{m} \quad (\text{Direção radial}) \quad (49)$$

$$\frac{\Delta T_{cobre,z}}{Z} = \frac{25}{0,012} = 2083 \frac{K}{m} \quad (\text{Direção axial}) \quad (50)$$

Sendo assim, pode-se concluir que:

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

Então, considerar a hipótese de condução unidimensional em regime permanente na direção axial é apropriado.

APÊNDICE D - CÁLCULO DA PERDA TÉRMICA

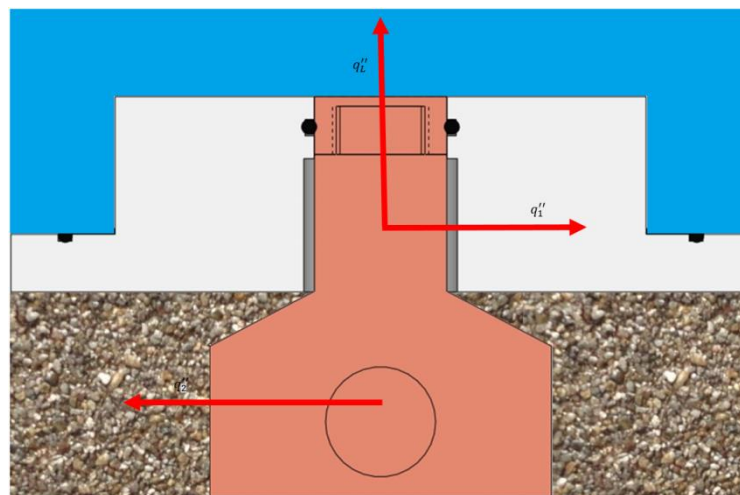
Para realizar os cálculos de perda térmica foi utilizado o modelo de analogia ao circuito elétrico, onde a resistência equivalente é a associação das resistências térmicas pertinentes aos processos de transferência de calor e ao material dentro do dispositivo.

O modelamento da perda térmica foi utilizado as seguintes hipóteses:

- ✓ Regime permanente;
- ✓ Fluxo de calor uniforme;
- ✓ Condução unidimensional;
- ✓ Resistência térmica de contato desprezível;
- ✓ Condutividade térmica do material constante;
- ✓ Propriedades físicas do fluido de trabalho constantes.

A Fig. D.1 mostra o corte transversal da seção de testes esquematizando os fluxos de calor presentes no dispositivo: fluxo de calor do líquido (q_L'') e fluxo de calor perdido (soma de q_1'' e q_2'').

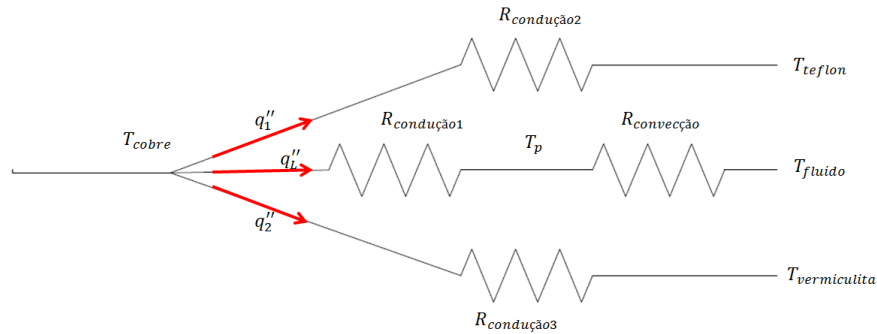
Figura D. 1- Seção transversal do dispositivo com representação dos fluxos de calor.



Fonte: Elaboração do próprio autor.

Com base no esquema de representação do fluxo de calor foi montado o circuito térmico equivalente para o cálculo da perda térmica, conforme mostra a Fig. D.2.

Figura D. 2- Circuito térmico equivalente.



Fonte: Adaptado de Cardoso (2010).

Na Figura D.2, o $R_{condução1}$ representa a resistência térmica de condução devido ao bloco de cobre, $R_{condução2}$ é a resistência térmica de condução devido ao Teflon® e o $R_{condução3}$ é a resistência térmica devido à vermiculita. A taxa de transferência de calor por condução no Teflon® e na vermiculita (correspondendo à taxa perdida) é consideravelmente menor que a taxa de convecção, $R_{convecção}$ devido a grande parte de calor ser transferida pelo bloco de cobre para T_p , a qual representa a temperatura da superfície.

As resistências térmicas citadas acima podem ser calculadas com as seguintes equações relacionadas abaixo (ÇENGEL, 2012):

$$R_{condução1} = \frac{L}{k_{cobre} A} \quad (51)$$

$$R_{condução2} = \frac{\ln r_2/r_1}{2\pi L k_{teflon}} \quad (52)$$

$$R_{condução3} = \frac{\ln r_4/r_3}{2\pi L k_{vermiculita}} \quad (53)$$

$$R_{convecção} = \frac{1}{hA} \quad (54)$$

nas quais:

k = condutividade térmica do material [W/m°C];

A = área do bloco de cobre [m²];

L = altura do bloco de cobre [m];

r_1 = raio da seção superior do bloco de cobre [m];

r_2 = raio do teflon [m];
 r_3 = raio da seção inferior do bloco de cobre [m];
 r_4 = raio da vermiculita [m];
 h = coeficiente de transferência de calor [W/m°C].

Desta forma a taxa de transferência de calor para o fluido, Teflon® e vermiculita podem ser calculados com as seguintes equações:

$$q''_{fluido} = \frac{T_{cobre} - T_{fluido}}{R_{equivalente}} \quad (55)$$

$$q''_{teflon} = \frac{T_{cobre} - T_{teflon}}{R_{condução2}} \quad (56)$$

$$q''_{vermiculita} = \frac{T_{cobre} - T_{vermiculita}}{R_{condução3}} \quad (57)$$

Sendo assim, é possível calcular a taxa de calor perdida utilizando o valor da potência aplicada (P) e, por conseguinte, pode-se calcular o calor fornecido pela resistência que realmente está sendo concedido ao fluido de trabalho.

$$q''_{perdido} = P - q''_{fluido} \quad (58)$$

$$\%útil = \frac{q''_{fluido}}{P} \quad (59)$$

$$\%perdido = \frac{q''_{perdido}}{P} \quad (60)$$