JULIANA PACHECO DUARTE

UM PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS PARA A AVALIAÇÃO DO FLUXO
DE CALOR CRÍTICO DE REATORES NUCLEARES A ÁGUA PRESSURIZADA
DE PEQUENA ESCALA

SÃO PAULO

2014

JULIANA PACHECO DUARTE

UM PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS PARA A AVALIAÇÃO DO FLUXO
DE CALOR CRÍTICO DE REATORES NUCLEARES A ÁGUA PRESSURIZADA
DE PEQUENA ESCALA

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para obtenção do título de Mestre em
Engenharia Elétrica

SÃO PAULO

2014

JULIANA PACHECO DUARTE

UM PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS PARA A AVALIAÇÃO DO FLUXO
DE CALOR CRÍTICO DE REATORES NUCLEARES A ÁGUA PRESSURIZADA
DE PEQUENA ESCALA

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo
para obtenção do título de Mestre em
Engenharia Elétrica

Área de concentração:

Engenharia de Sistemas

Orientador:

Prof. Dr. José Roberto Castilho Piqueira

SÃO PAULO

2014

Catálogo-na-publicação

Duarte, Juliana Pacheco

Um planejamento de experimentos para a avaliação do fluxo de calor crítico de reatores nucleares a água pressurizada de pequena escala / J.P. Duarte. -- São Paulo, 2014.

70 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Telecomunicações e Controle.

1.Fluxo de calor crítico 2.Reatores nucleares 3.Planejamento e análise de experimentos I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Telecomunicações e Controle II.t.

Aos meus pais e minha irmã

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador, prof. José Roberto Castilho Piqueira, pela orientação e confiança depositada em mim e todo o incentivo e oportunidades proporcionadas durante o desenvolvimento deste trabalho.

Agradeço ao Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo, em nome do almirante Luciano Pagano, os comandantes Luiz Roberto, Silva Serra e Maeda e os colegas Valter, João Trecco, Renata, Gamaliel e tenente Natália, pela oportunidade de convivência e aprendizado em seus ambientes de trabalho.

Agradeço à prof.^a Maria Elena Taqueda pela orientação e grande ajuda na organização das minhas ideias e pelas horas de discussões que ajudaram na elaboração e definição deste trabalho.

Agradeço enormemente ao Dr. Marcelo Veloso pelas modificações realizadas no programa COBRAIII, sem as quais não seria possível realizar esta dissertação. Agradeço também pela paciência e interesse em me ajudar neste projeto e por toda a orientação dada na escolha de modelos, entrada de dados e análises.

Agradeço aos colegas do laboratório, aos professores do LAC e amigos que acompanharam minha jornada.

Agradeço especialmente aos meus pais e minha irmã por todo o apoio em todas as horas.

Agradeço a Deus por tudo.

“O futuro tem muitos nomes.

Para os fracos, é o inalcançável.

Para os temerosos, o desconhecido.

Para os valentes é a oportunidade.”

Os Miseráveis. 1862

Victor Hugo

RESUMO

Um dos parâmetros termo-hidráulicos de segurança mais importantes no projeto e operação de reatores a água pressurizada é o fluxo de calor crítico (FCC). O FCC ocorre quando se atinge uma região de instabilidade na mudança de mecanismo de transferência de calor de uma parede aquecida para um fluido, aumentando drasticamente a temperatura da parede. Transientes em um reator nuclear podem afetar a taxa de geração de calor ou a fluxo de refrigerante no núcleo, prejudicando a retirada de calor das varetas combustíveis. Conhecer o FCC nestas condições é essencial para evitar danos às varetas e, conseqüentemente, a liberação de material radioativo. O objetivo deste trabalho é analisar o FCC para o LABGENE (Laboratório de Geração Nucleoelétrica) por meio do planejamento experimental e da simulação de seções de teste em condições de operação utilizando o código COBRAIIIc/MIT-1 e a correlação EPRI para o FCC. Considerou-se primeiramente seções de teste 3x3 de dois tamanhos distintos e os resultados para 100 pontos experimentais foram mostrados por meio de superfícies de resposta, a fim de melhor visualizar e analisar o comportamento de FCC para cada condição. Dois pontos importantes são os valores máximo e mínimo do FCC encontrados. O valor máximo ($1,038 \text{ MBtu/hr.ft}^2$ ou $3,27 \text{ MW/m}^2$) indica o fluxo de calor necessário para a realização dos experimentos e o mínimo ($0,162 \text{ MBtu/hr.ft}^2$ ou $0,51 \text{ MW/m}^2$) indica a pior condição de operação, a qual estaria mais próxima do ponto de ebulição. As simulações e modificações no código foram verificadas utilizando o banco de dados da Universidade de Columbia. Foram selecionados 2718 pontos experimentais referentes a seções de teste 5x5 com perfil de potência uniforme. Os resultados foram apresentados pela razão entre o valor predito e o valor experimental (DNBR) e os limites de tolerância unilateral 95/95 foram calculados, estando dentro dos valores esperados.

Palavras-chave: fluxo de calor crítico, reatores a água pressurizada, análise de subcanal, COBRA

ABSTRACT

One of the most important thermal-hydraulic safety parameters for pressurized water reactor design and operation is the critical heat flux (CHF). The CHF occurs when a region of instability reached in the change of heat transfer mechanism from a hot wall to a fluid is reached, dramatically increasing the wall temperature. Transients in a nuclear reactor can affect the heat generation rate or the coolant flow in the core, impairing the removal of heat from the fuel rods. Knowledge of the CHF on these conditions is essential to prevent fuel rod damages and therefore the release of radioactive material. The main goal of this work is to analyze the CHF for LABGENE (Nuclear-electrical Generation Laboratory) by an experimental design and test sections simulation in operating conditions by using COBRAIIIc/MIT-1 code and the EPRI correlation for CHF. 3x3 test sections were initially considered for two different heights and outcomes for 100 experimental points were shown by means of response surfaces in order to better visualize and analyze the behavior of CHF for each condition. Two important points are the maximum and minimum values of the CHF found. The maximum value (1.038 MW/m^2 or $3.27 \text{ MBtu/hr.ft}^2$) indicates the power required for the experiments and the minimum one ($0.162 \text{ MBtu/hr.ft}^2$ or 0.51 MW/m^2) indicates the worst operation condition, which would be closer to the boiling point. Code simulations and modifications were verified using the CHF database of Columbia University. 2718 data points pertaining to test sections 5x5 with uniform power profile were selected. The results were presented by the ratio between the predicted value and the experimental value (DNBR) and the limits of unilateral tolerance 95/95 were calculated, being within the expected values.

Keywords: critical heat flux, pressurized water reactors, subchannel analysis, COBRA

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Curva de ebulição em piscina para água sob pressão atmosférica (adaptada de Todreas e Kazimi, 1990a).....	17
Figura 2 - Mecanismo de fluxo crítico de calor em condições de operação de um PWR (adaptada de Todreas e Kazimi, 1990a).	18
Figura 3 - Relação do volume de controle do subcanal para o núcleo do reator (adaptada de AREVA, 2010).	20
Figura 4 - Volumes de controle em subcanais adjacentes (Veloso, 2003).	22
Figura 5 - Seção de teste 3 × 3.....	32
Figura 6 - Perfil real da potência linear na vareta no início da vida do combustível.....	33
Figura 7 - Tipos de canais em uma seção de teste retangular	35
Figura 8 - Fluxo de calor crítico para seções de teste com 100 e 30 cm	36
Figura 9 – Fluxo de calor crítico em função do fluxo mássico e pressão para a menor temperatura de entrada (215°C). $FCC = 0,526 - 0,048 \cdot P + 0,224 \cdot G - 0,028 \cdot G^2 + 0,0116 \cdot P \cdot G$	38
Figura 10 – Fluxo de calor crítico em função do fluxo mássico e pressão para a maior temperatura de entrada (315°C). $FCC = 0,334 + 0,077 \cdot P + 0,111 \cdot G - 0,028 \cdot G^2 + 0,012 \cdot P \cdot G$	38
Figura 11 – Fluxo de calor crítico em função da temperatura e da pressão para o menor fluxo mássico. $FCC = 0,241 - 0,0485 \cdot P - 0,0397 \cdot T + 0,0114 \cdot P \cdot T - 0,007 \cdot T^2$	39
Figura 12 Fluxo de calor crítico em função da temperatura e da pressão para o maior fluxo mássico. $FCC = 0,577 - 0,025 \cdot P - 0,152 \cdot T + 0,0114 \cdot P \cdot T - 0,007 \cdot T^2$	39
Figura 13 - Fluxo de calor crítico em função da temperatura e do fluxo mássico para a menor pressão (120 bar). $FCC = 0,474 + 0,156 \cdot G - 0,028 \cdot G^2 - 0,107 \cdot T - 0,0564 \cdot T \cdot G - 0,007 \cdot T^2$	40
Figura 14 - Fluxo de calor crítico em função da temperatura e do fluxo mássico para a maior pressão (155 bar). $FCC = 0,401 + 0,179 \cdot G - 0,0282 \cdot G^2 - 0,0847 \cdot T - 0,0564 \cdot T \cdot G - 0,0071 \cdot T^2$	40

Figura 15 – Comparação entre o FCC simulado em uma seção de teste 3×3 e uma seção de teste 5×5.....	42
Figura 16 – Influência do modelo de mistura no fluxo de calor crítico.	43
Figura 17 – Influência da inclinação do feixe de varetas no fluxo de calor crítico.....	43
Figura 18 – Pontos considerados <i>outliers</i> em uma primeira análise.....	44
Figura 19 – Distribuição do DNBR com o título local.....	45
Figura 20 – Distribuição do DNBR com a pressão	45
Figura 21 – Distribuição do DNBR com o fluxo mássico.	46
Figura 22 – <i>Boxplot</i> (adaptada de Montgomery, 2003).	47
Figura 23 - Limite de Tolerância superior para o total geral, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.....	67
Figura 24 - Limite de Tolerância superior para o total geral (somando as distribuições individuais por empresa, após a retirada de <i>outliers</i>), usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.	67
Figura 25 - Limite de Tolerância superior para o total geral, somando as distribuições individuais por empresa, e retirando todos os possíveis <i>outliers</i> da distribuição remanescente, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.....	68
Figura 26 - Limite de Tolerância superior para a empresa CE, retirando todos os possíveis <i>outliers</i> da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico. ..	68
Figura 27 - Limite de Tolerância superior para a empresa WH, retirando todos os possíveis <i>outliers</i> da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico. ..	69
Figura 28 - Limite de Tolerância superior para a empresa EX, retirando todos os possíveis <i>outliers</i> da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico. ..	69
Figura 29 - Limite de Tolerância superior para a empresa BW, retirando todos os possíveis <i>outliers</i> da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico. ..	70
Figura 30 - Limite de Tolerância superior para a empresa IN, retirando todos os possíveis <i>outliers</i> da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico. ..	70

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Parâmetros do reator e da seção de teste	33
Tabela 2 – Parâmetros dos canais.....	35
Tabela 3 – Regressão realizada para seção de teste 3x3 com 1 metro de altura.	37
Tabela 4 – Matriz de correlação.....	41
Tabela 5 – <i>Outliers</i> e teste de normalidade para o DNBR por empresa.	47
Tabela 6 – Intervalos de tolerância por empresa e para o total de dados experimentais	48
Tabela 7 – Matriz de experimentos	57
Tabela 8 - Fluxo de Calor Crítico estimado pela correlação do EPRI (EPRI, 1982) para o feixe 3 x 3 de 100 cm de comprimento.....	59
Tabela 9 - Fluxo de Calor Crítico estimado pela correlação do EPRI (EPRI, 1982) para o feixe 3 x 3 de 30 cm de comprimento.....	61
Tabela 10 - Fluxo de Calor Crítico estimado pela correlação do EPRI (EPRI, 1982) para o feixe 5 x 5 de 100 cm de comprimento sem grade espaçadora.....	63

LISTA DE SIGLAS

CDTN	- C entro de D esenvolvimento da T ecnologia N uclear
CFD	- C omputational F luid D ynamics
CHF	- C ritical H eat F lux
CNEN	- C omissão N acional de E nergia N uclear
COBRA	- C oolant B oiling in R od A rrays C ode
CTMSP	- C entro T ecnológico da M arinha em S ão P aulo
DNB	- D eparture from N ucleate B oiling
DNBR	- D eparture from N ucleate B oiling R atio
DNS	- D irect N umerical S imulation
ITM	- I nterface T racking M ethod
LES	- L arge E ddy S imulation
MDNBR	- M inimum D eparture from N ucleate B oiling R atio
ONB	- O nset of N ucleate B oiling
PWR	- P ressurized W ater R eactor
RANS	- R eynolds A verage N avier- S tokes
RELAP	- R eactor E xcursion and L eak A nalysis P rogram
SMR	- S mall M odular R eactor
SVM	- S upport V ector M achine
U.S. NRC	- U nited S tates N uclear R egulatory C ommission
VIPRE	- V ersatile I nternals and C omponent P rogram for R eactors

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	14
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	16
2.1 Ebulição em piscina.....	16
2.2 Ebulição com escoamento.....	17
2.3 Experimentos de fluxo de calor crítico	18
2.4 Códigos computacionais.....	19
3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	22
3.1 Formulação de subcanais.....	22
3.2 Relações constitutivas	25
3.3 Correlações de fluxo de calor crítico.....	28
4. ANÁLISE DO FLUXO DE CALOR CRÍTICO.....	30
4.1 Metodologia	30
4.2 Definição dos parâmetros experimentais	30
4.3 Modificações do COBRAIIIC/MIT-1	31
4.4 Descrição da seção de teste.....	32
4.5 Procedimento experimental	34
5. RESULTADOS	35
5.1 Arranjo 3x3.....	36
5.2 Arranjo 5x5.....	42
5.3 Análises de sensibilidade.....	42
5.4 Verificação das simulações	44

6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES	50
REFERÊNCIAS	52
APÊNDICE A – MATRIZ DE EXPERIMENTOS	57
APÊNDICE B – PRINCIPAIS RESULTADOS	58
APÊNDICE C – EXEMPLO DE ENTRADA NO COBRAIIC/MIT-1.....	65
APÊNDICE D – INTERVALOS DE TOLERÂNCIA	67

1. INTRODUÇÃO

A Marinha do Brasil está construindo o primeiro reator nuclear para propulsão submarina no Brasil, o LABGENE (Laboratório de Geração Nucleoelétrica), um protótipo de um reator a água pressurizada em pequena escala. Um dos parâmetros termo-hidráulicos de segurança mais importantes no projeto e operação do reator é o fluxo de calor crítico (FCC), o qual está em análise para o LABGENE. O FCC ocorre quando se atinge uma região de instabilidade na mudança de mecanismo de transferência de calor de uma parede aquecida para um fluido, aumentando drasticamente a temperatura da parede. Transientes em um reator nuclear podem afetar a taxa de geração de calor ou o fluxo mássico de refrigerante no núcleo, prejudicando a retirada de calor das varetas combustíveis. Conhecer o FCC nestas condições é essencial para evitar danos às varetas e, consequentemente, a liberação de material radioativo.

O fluxo de calor crítico (FCC) ou o afastamento da ebulição nucleada (DNB, *departure from nucleate boiling*) é um dos principais parâmetros termo-hidráulicos no projeto dos reatores a água pressurizada (PWR, *pressurized water reactor*). Durante o projeto e operação do reator, o DNB é medido por meio da razão entre o fluxo de calor crítico e o fluxo de calor real, conhecida como DNBR (DNB *ratio*). Não é desejável que essa razão atinja um valor mínimo (MDNBR, *minimum DNBR*), tipicamente da ordem de 1,3, historicamente, de maneira a assegurar a integridade das varetas combustíveis.

Como o fluxo de calor crítico depende de vários parâmetros específicos de cada reator, como a geometria do feixe de elemento combustível (diâmetro da vareta, espaçamento entre varetas, características das grades espaçadores, por exemplo), das propriedades dos materiais, fluxo mássico, pressão, temperatura de entrada, não existe ainda um modelo teórico capaz de prevê-lo adequadamente, devido à complexidade do sistema. Dessa forma, o projeto de um novo reator requer a realização de experimentos para encontrar uma correlação coerente com suas condições e que seja capaz de estimar o FCC. Após a realização dos experimentos, a formulação da correlação envolve análises estatísticas dos resultados, estimações das incertezas e, por último, a adaptação das informações obtidas no sistema de proteção do reator, onde os sinais obtidos pela instrumentação deverão fornecer adequadamente o valor do DNBR.

O objetivo deste trabalho é analisar o FCC para o LABGENE por meio do planejamento experimental e da simulação de seções de teste em condições de operação utilizando o código COBRAIIIc/MIT-1 (Jackson e Todreas, 1981). As condições de operação dos testes, a

geometria utilizada e a correlação existente mais adequada já foram selecionadas previamente. Porém, a justificativa da realização deste trabalho está na sintetização das informações existentes e na necessidade de realizar as simulações com o código COBRA e, consequentemente, as análises do fluxo de calor crítico nas futuras seções de teste. O COBRA é um código termo-hidráulico amplamente utilizado para analisar o núcleo de reatores PWR por meio da análise de subcanal. Com base em Carajilescov (1995), a correlação da *Electric Power Research Institute* (EPRI, 1982) foi selecionada para prever o FCC.

O próximo Capítulo apresenta uma revisão bibliográfica sobre o fluxo de calor crítico e códigos utilizados na análise. O Capítulo 3 esclarece brevemente a análise de subcanal utilizada pelo código COBRA e os modelos hidráulicos disponíveis. O Capítulo 4 apresenta a metodologia utilizada e as etapas necessárias antes da realização das simulações, como a definição dos parâmetros experimentais e as modificações no código. Os resultados das simulações são mostrados no Capítulo 5 por meio de superfícies de resposta e análises de sensibilidade. Uma verificação do modelo físico utilizado pelo COBRA à luz do banco de dados de FCC da Universidade de Columbia também está apresentada no Capítulo 5. As conclusões e sugestões estão no Capítulo 6.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os estudos dos regimes de ebulição começaram em meados do século passado com os trabalhos de Nukiyama (Nukiyama, 1966; Nukiyama, 1984) e passaram a ter grande importância na área nuclear com o projeto dos reatores de primeira e segunda geração no início da década de 70. Atualmente, os novos projetos de terceira e quarta geração, além de novos reatores de pesquisa e para propulsão submarina, ainda necessitam de muita pesquisa na área a fim de melhorar os sistemas de segurança e os modelos existentes (Smith III *et al.*, 2012; Wieckhorst *et al.*, 2012). Boas revisões bibliográficas sobre o assunto podem ser encontradas em trabalhos (Chang e Baek, 2003) e livros-texto (Todreas e Kazimi, 2012; Carey, 1992; Collier e Thome, 1996; Tong e Tang, 1997).

O fenômeno do afastamento da ebulição nucleada ou crise de ebulição é estudado classicamente em duas situações que serão brevemente discutidas nesta seção. Tanto na ebulição em piscina quanto na ebulição com escoamento é possível distinguir os mecanismos de transferência de calor até e após a ocorrência do DNB.

2.1 Ebulição em piscina

Ebulição em piscina é o nome dado ao estudo do fenômeno de ebulição sem escoamento do fluido e à pressão atmosférica. Uma curva de ebulição em piscina normalmente é expressa em escala logarítmica do fluxo de calor *versus* a diferença de temperatura entre a parede e o fluido, uma vez que o fluxo de calor pode mudar de uma ou duas ordens de grandeza de um regime de transferência de calor para o outro.

A Figura 1 mostra uma curva típica de ebulição em piscina. A primeira região, entre os pontos A-B, é a região de convecção natural com presença apenas de líquido sub-resfriado. O ponto B é conhecido como o início da ebulição nucleada (ONB, *onset of nucleate boiling*). O processo de ebulição nucleada segue até o ponto C, onde ocorre o fluxo de calor crítico. Neste ponto, a taxa de formação de bolhas de vapor é intensa gerando uma região instável. As bolhas começam a se agrupar e os processos de convecção do líquido e do vapor competem entre si. Neste ponto, se o experimento estiver sendo controlado pela geração de calor na parede, a instabilidade levará a um aumento abrupto da temperatura da parede até o ponto C' (Chang e Baek, 2003), devido à formação de um filme de vapor que isola a parede até que se atinja a temperatura necessária para a transferência do calor gerado. A região CDC' só é possível em um experimento de laboratório em que se controla a temperatura da parede. O

ponto D é conhecido como temperatura de Leidenfrost, onde o líquido perde o contato com a parede aquecida, iniciando-se o regime de ebulição por filme de vapor. Nesta etapa, o fluxo de calor aumenta conforme a diferença de temperatura e o processo de transporte de calor por radiação começa a se tornar um processo importante.

Para cada região da Figura 1, usam-se modelos semi-analíticos ou empíricos para a estimação do coeficiente de transferência de calor (Carey, 1992; Collier e Thome, 1996; Tong, 1997, Stephan, 1992). Em especial, o processo de nucleação é muito dependente da superfície da parede, como por exemplo, do número, tamanho e forma dos sítios de nucleação, além das propriedades do material e do fluido, como a molhabilidade.

Figura 1 - Curva de ebulição em piscina para água sob pressão atmosférica (adaptada de Todreas e Kazimi, 1990a).

2.2 Ebulição com escoamento

O caso da ebulição com escoamento é especialmente importante em reatores nucleares. A Figura 2 mostra de maneira simplificada o mecanismo de ocorrência do DNB em um PWR. Nesse tipo de reator, o processo de transferência de calor ocorre devido à convecção forçada do líquido refrigerante que se encontra sub-resfriado (tipicamente com pressão de 15,5 MPa e temperatura média do núcleo igual a $320^{\circ}C$) e da formação de bolhas na parede das varetas combustíveis que colapsam ao se afastar da parede aquecida.

Se algum transiente interromper esse processo, a formação das bolhas poderá predominar, o refrigerante aquecerá e um filme de vapor poderá se formar na parede da vareta, levando a uma crise de ebulição. Evitar a ocorrência do DNB significa evitar o aumento abrupto da temperatura do revestimento e sua possível degradação, o que levaria à liberação de material radioativo para o refrigerante em consequência da ruptura do revestimento.

Da mesma forma que na ebulição em piscina, cada etapa do processo é descrita por modelos semi-empíricos ou completamente empíricos (Carey, 1992; Collier e Thome, 1996; Tong e Tang, 1997, Stephan, 1992). A dependência de modelos empíricos aumenta com o aumento da complexidade do fenômeno.

Figura 2 - Mecanismo de fluxo crítico de calor em condições de operação de um PWR (adaptada de Todreas e Kazimi, 1990a).

2.3 Experimentos de fluxo de calor crítico

Os experimentos para a predição do FCC em reatores nucleares normalmente envolvem uma vareta ou simuladores de elementos combustíveis com arranjos 3x3 ou 5x5, por exemplo, em condições de altas pressões e fluxos mássicos. Existem inúmeras correlações de fluxo crítico de calor disponíveis na literatura, que dependem da temperatura de entrada (sub-resfriamento ou entalpia), pressão e fluxo mássico do subcanal, além da geometria utilizada.

Outra maneira de prever o FCC é por meio de tabelas tridimensionais. Doroshchuk et al (1975, *apud* Groeneveld et al 1996) propuseram a primeira tabela de busca (em inglês, *look-up table*) para fluxo de calor crítico. Groeneveld (1996) desenvolveu a tabela 1995 a partir de um banco de dados de 30 mil experimentos de FCC com pressões de 100 a 21 200 kPa, fluxo mássico

de 6 a 24270 kg m⁻²s⁻¹, sub-resfriamento de entrada de 1211 a 2711 kJ kg⁻¹ e diversos diâmetros e comprimentos de varetas. A aplicação desta tabela depende de vários fatores de correção e da interpolação dos dados. Uma comparação da Tabela 1995 com os dados da seção de teste da usina nuclear Angra 1 pode ser vista em Veloso (1997).

Uma atenção especial é dada para a condição pós-FCC em Moon et al (2005), onde a transferência de calor foi analisada experimentalmente com arranjo 3x3 de varetas aquecidas eletricamente. O interesse por experimentos a baixa pressão e baixo fluxo vem constantemente aumentando devido à escassez de dados comparados aos experimentos de alta pressão e alto fluxo, além da sua importância na análise de acidentes em reatores a água pressurizada (Chang e Baek, 2003). Além disso, em condições de baixo fluxo e de baixa pressão, os fenômenos de pós-FCC se tornam mais complexos devido à força de empuxo, instabilidades do fluxo e ao grande volume específico do vapor (Moon et al, 2005).

Existe também uma necessidade de análises do FCC para novos projetos. Um exemplo é a instalação experimental para o estudo do fluxo de calor crítico a altas pressões e baixos fluxos mássicos que está sendo projetada para avaliar combustíveis de reatores modulares (SMR, *small modular reactors*) (Greenwood et al, 2013).

O maior banco de dados experimentais de FCC disponível no mundo pertence à Instalação de Pesquisa em Transferência de Calor da Universidade de Columbia (EPRI, 1982, 1983), construída em 1951 para obter dados de transferência de calor e escoamento para reatores no estado da Carolina do Norte, nos Estados Unidos, que estavam em construção. São um total de 11077 pontos referentes a 235 diferentes seções de teste.

2.4 Códigos computacionais

Os códigos computacionais utilizados atualmente na simulação do FCC são baseados em análises de subcanais, como por exemplo, os programas da linha COBRA (Stewart et al, 1977), desenvolvidos nas décadas de 60 e 70, e o código VIPRE (CSA, 2014), capazes de simular condições de transientes e estados estacionários em um conjunto de varetas combustíveis.

A análise de subcanais pode ser entendida a partir da Figura 3, onde o subcanal é definido entre as varetas combustíveis. Um conjunto de subcanais pode ser simulado considerando modelos de escoamento cruzado e em cada subcanal é definido um volume de controle onde são resolvidas axialmente as equações de conservação de massa, momento e energia por meio do método de diferenças finitas explícito, implícito ou semi-implícito (dependendo da

versão do código utilizado e das equações discretizadas). Este modelo envolve o escoamento monofásico e bifásico, condução de calor nas varetas e no fluido, equações de estado, etc. A predição do DNB é realizada por uma correlação, programada no código, que é uma função de variáveis, como o fluxo de massa, pressão e título do subcanal.

Figura 3 - Relação do volume de controle do subcanal para o núcleo do reator (adaptada de AREVA, 2010).

Antes de realizar experimentos para a obtenção de uma correlação de FCC, a simulação por meio de um código computacional utilizando uma correlação pré-existente é importante para se estimar o fluxo de calor no qual o DNB irá ocorrer para as situações definidas no planejamento experimental. Pressão, fluxo de massa e temperatura de entrada no canal são variáveis fornecidas por programas que envolvem a simulação de todo o reator (sistemas primário e secundário, no caso de um PWR), como por exemplo, o RELAP (INL, 2005). É importante também conhecer a distribuição de potência e fluxo mássico de refrigerante no núcleo do reator a fim de escolher adequadamente o canal mais representativo para a análise de DNB, ou seja, aquele no qual é mais provável ocorrer uma crise de ebulição. Isso pode ser

feito simulando primeiramente uma fração do núcleo, depois um elemento combustível e, finalmente, os canais mais representativos.

Uma outra abordagem de simulação que vem sendo desenvolvida para análises de FCC é a fluidodinâmica computacional (CFD). A CFD é uma promissora ferramenta na predição do fluxo de calor crítico, no lugar das atuais simulações que utilizam os balanços de subcanais com o uso de correlações empíricas (Bestion et al, 2009). De acordo com Bestion et al (2009), podem-se distinguir três escalas no estudo do fenômeno DNB por meio da CFD: 1) micro-escala (nucleação, crescimento e separação da superfície de bolhas, etc.) por meio da simulação numérica direta (DNS, *direct numerical simulation*) ou dos métodos de controle de interface (ITM, *interface tracking methods*); 2) meso-escala (transporte, dispersão, vaporização-condensação e agrupamento de bolhas, transferência de calor e momento turbulento no líquido, etc.); 3) macro-escala (mistura entre canais, efeitos da grade espaçadora, etc.) que pode ser modelada por meio das equações médias de Reynolds (RANS, *Reynolds Average Navier-Stokes*) ou da simulação de grandes vórtices (LES, *large eddy simulation*). Estas ferramentas permitem a modelagem de fenômenos não considerados nas análises de subcanais, mas necessitam de constante validação experimental nas três escalas de interesse.

Outro ponto atual de pesquisa em fluxo de calor crítico está na busca de ferramentas que melhor determinem o DNBR durante a operação em tempo real utilizando os sinais dos sistemas de controle. Devido ao custo computacional na simulação do FCC, tais sistemas normalmente utilizam expressões aproximadas e conservadoras no cálculo do DNB. Regressão por vetores de apoio (SVR, *Support Vector Regression*) é uma das opções nesta área (Lim et al, 2009; Kim, 2011). A partir do treinamento utilizando de dados da planta, a SVR mostra boa concordância com valores simulados e bom desempenho computacional. Tal ferramenta pode evitar ações demasiadamente conservadoras que poderiam levar ao desligamento do reator e, conseqüentemente, à redução da produtividade da planta.

Para o trabalho aqui apresentado, escolheu-se utilizar uma versão do COBRA para as análises das seções de teste. A escolha foi baseada nas necessidades do CTMSP, por este código ser usado, em geral, nos processos de licenciamento de reatores nucleares. O banco de dados do EPRI (EPRI, 1982, 1983) supracitado também foi utilizado com o propósito de verificar as simulações apresentadas.

3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Este capítulo tem como objetivo explicar de maneira geral a formulação de subcanais utilizada no COBRAIIIc/MIT. A explicação dada aqui não é exaustiva, uma vez que mais detalhes podem ser encontrados em Jackson e Todreas (1981), Todreas e Kazimi (1990b), Veloso (2003). Para as relações constitutivas também foi utilizada como base, além das referências supracitadas, Tong e Tang (1997).

3.1 Formulação de subcanais

A análise de subcanal é uma técnica amplamente utilizada para o estudo do comportamento termo-hidráulico do núcleo de reatores nucleares. Sua metodologia consiste em resolver axialmente as equações de conservação de massa, momento e energia considerando escoamento bifásico e uma interconexão entre os canais adjacentes por meio de modelos de escoamento cruzado. O volume de controle, onde estas equações são resolvidas numericamente, é definido entre varetas de combustíveis nucleares como mostrado na Figura 4.

Um trabalho onde as equações de conservação foram deduzidas para um modelo de um canal, monofásico pode ser visto em Duarte et al (2014a).

Figura 4 - Volumes de controle em subcanais adjacentes (Veloso, 2003).

O modelo utilizado no COBRAIIIc/MIT será brevemente aqui discutido e é baseado nas hipóteses de um escoamento unidimensional, bifásico e com fases separadas. É assumido também que o escoamento cruzado turbulento existente entre canais subjacentes não causa uma mudança líquida na redistribuição do escoamento.

Partindo da equação geral da continuidade e considerando que w_{ij} é a taxa líquida das vazões transversais de um canal j para um canal i , por unidade de comprimento axial, a equação de continuidade pode ser expressa de acordo com a Eq. 1 (Jackson e Todreas, 1981).

$$A_i \frac{\partial \rho_i}{\partial t} + \frac{\partial m_i}{\partial z} = -w_{ij} \quad (1)$$

onde

A_i é a área do escoamento;

ρ_i é densidade do fluido;

m_i é a vazão;

t é o tempo;

z é a posição axial;

A variação da entalpia no volume de controle é dada pela equação de conservação Eq. 2 (Jackson e Todreas, 1981).

$$\frac{1}{u''} \frac{\partial h_i}{\partial t} + \frac{\partial h_i}{\partial z} = \frac{q'_i}{m_i} - (h_i - h_j) \frac{w'_{ij}}{m_i} - (t_i - t_j) \frac{c_{ij}}{m_i} + (h_i - h^*) \frac{w_{ij}}{m_i} \quad (2)$$

onde

h é a entalpia;

q'_i é a potência por unidade de comprimento;

t é a temperatura do canal;

u'' é a velocidade efetiva para transporte de energia;

h^* é uma entalpia selecionada para realizar o desvio devido ao escoamento transversal.

O membro esquerdo da Eq. 2 fornece a variação total de entalpia no canal i . O primeiro termo do membro direito da Eq. 2 é a razão entre a potência e a vazão de um subcanal e fornece a taxa de variação de entalpia se nenhuma mistura turbulenta ocorrer. O segundo termo considera o transporte turbulento de entalpia entre todos os subcanais interconectados, onde a mistura térmica turbulenta w' é definida por correlações empíricas. O terceiro termo

considera o gradiente lateral de temperatura na conexão entre dois subcanais adjacentes por meio de um coeficiente mistura de condução térmica c_{ij} (Veloso, 2003). Finalmente, o último termo considera a energia térmica transportada pelo desvio do escoamento transversal.

Neste ponto, é importante destacar a diferença entre os dois mecanismos que geram escoamento de massa transversal. De acordo com Veloso (2003) e Todreas e Kazimi (1990b), a mistura transversal forçada, w_{ij} , está associada à transferência de massa entre subcanais devido aos gradientes laterais de pressão causados por variações de geometria ou mudanças não uniformes na densidade do fluido. Por outro lado, a mistura transversal turbulenta, w'_{ij} , “é um processo de mistura flutuante com o tempo promovido pela turbulência do fluido e que envolve os transportes laterais de massa, de quantidade de movimento e de energia entre os subcanais adjacentes” (Veloso, 2003).

A conservação do momento axial é dada pela Eq. 3 (Jackson e Todreas, 1981). Além dos componentes de atrito, aceleração e de gravidade, existem nesta equação os componentes de escoamento cruzado. O coeficiente f_T é incluído para ajudar a explicar a analogia imperfeita entre o transporte turbulento da entalpia e momento e é fornecido pelo usuário do código.

$$\begin{aligned} \frac{1}{A_i} \frac{\partial m_i}{\partial t} - 2u_i \frac{\partial p_i}{\partial t} + \frac{\partial p_i}{\partial z} = & \left(\frac{m_i}{A_i} \right)^2 \left[\frac{v_i f_i \phi}{2D_i} + \frac{k_i}{2\Delta z} + \frac{\partial(v_i/A_i)}{\partial z} \right] - \rho_i \cos \theta \\ & - \frac{f_T}{A_i} (u_i - u_j) w'_{ij} + \frac{1}{A_i} (2u_i - u^*) w_{ij} \end{aligned} \quad (3)$$

onde

p_i é a pressão do canal i ;

u_i é a velocidade de transporte de momento axial;

u^* é uma velocidade selecionada para realizar o desvio devido ao escoamento transversal.

v_i é o volume específico efetivo para o transporte de momento;

f_i é o coeficiente de atrito;

ϕ é o multiplicador de atrito bifásico;

k_i é um coeficiente de resistência hidráulica que depende das características do distúrbio local no escoamento;

D_i é o diâmetro hidráulico equivalente no canal i ;

θ é o ângulo de inclinação do feixe.

Por último, temos a conservação do momento transversal dada pela Eq. 4.

$$\frac{\partial w_{ij}}{\partial t} + \frac{\partial(u_{ij} w_{ij})}{\partial z} + \frac{s}{l} C_{ij} w_{ij} = \frac{s}{l} (p_i - p_j) \quad (4)$$

Os primeiros dois termos representam a aceleração temporal e espacial do escoamento transversal. O parâmetro s/l representa a importância dos termos de atrito transversal, C_{ij} , e pressão, p , versus os termos inerciais e é fornecido pelo usuário do código.

3.2 Relações constitutivas

O modelo de atrito monofásico disponível no COBRAIIIc/MIT-1 é baseado no fator de atrito f e no número de Reynolds de acordo com a Eq. 5.

$$f = a \text{Re}^b + c \quad (5)$$

onde a , b e c são constantes específicas que dependem da rugosidade do canal. Os valores-padrão usados para estes coeficientes são respectivamente 0,184, -0,2 e 0,0, correspondendo à correlação de McAdams.

Para o modelo de atrito bifásico, existem quatro opções. O modelo homogêneo considera simplesmente o multiplicador de atrito bifásico, ϕ , como na Eq. 6.

$$\begin{aligned} \phi &= 1,0 & x < 0 \\ \phi &= \frac{\rho_f}{\rho} & x > 0 \end{aligned} \quad (6)$$

onde x é o título, ρ_f é a densidade do líquido e ρ a densidade da mistura.

O título é definido como a razão entre a vazão de massa de vapor, m_g , e a vazão de massa total da mistura bifásica, m , como na Eq. 7, onde m_f é a massa do líquido.

$$x = \frac{m_g}{m} = \frac{m_g}{m_f + m_g} \quad (7)$$

Se ambas as fases estão em equilíbrio termodinâmico, o título de massa de vapor pode ser alternativamente definido pelas entalpias específicas de saturação e da mistura (Eq. 8).

$$x = \frac{h - h_f}{h_g - h_f} = \frac{h - h_f}{h_{fg}} \quad (8)$$

onde h representa a entalpia específica do fluido; h_f e h_g são as entalpias específicas de saturação das fases líquida e gasosa, respectivamente. A diferença h_{fg} entre a entalpia específica do vapor e a entalpia específica do líquido denomina-se calor latente de vaporização.

Em alguns casos, o título termodinâmico é representado por valor negativo, o que significa que o líquido está sub-resfriado, ou seja, possui uma entalpia abaixo da entalpia de saturação do líquido a uma determinada pressão.

O modelo de Armand (Armand, 1946 *apud* Jackson e Todreas, 1981) para o multiplicador de atrito bifásico, ϕ , é dado pela Eq. 9.

$$\begin{aligned} \phi &= 1,0 & \alpha &= 0 \\ \phi &= \frac{1-x}{(1-\alpha)^{1,42}} & 0,39 < \alpha \leq 1,0 \\ \phi &= 0,478 \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha)^{2,2}} & 0,1 < \alpha \leq 0,39 \\ \phi &= 1,730 \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha)^{1,64}} & 0,0 < \alpha \leq 0,1 \end{aligned} \quad (9)$$

onde α é o coeficiente de vazio volumétrico.

As outras duas opções são o modelo de Baroczy (Baroczy, 1966) e uma função polinomial a ser ajustada.

Para o cálculo de vazio sub-resfriado o código utiliza o modelo de Levy (1967), o qual calcula o título verdadeiro em termos do título em equilíbrio e o título de escoamento.

É também necessário escolher um modelo para o escoamento transversal turbulento. O modelo usado neste trabalho é mostrado na Eq. 10.

$$w'_k = \beta S_k G_k \quad (10)$$

onde

G_k , é fluxo de massa médio que atravessa a conexão k entre dois subcanais;

S_k é a largura da conexão k ;

β é o coeficiente de mistura turbulenta. Neste trabalho considerou-se $\beta = 0,02$.

O modelo de Beus (Beus, 1972 *apud* Jackson e Todreas, 1981) para o modelo de mistura foi incluído no COBRAIIc/MIT-1.

Uma vez que o título de vapor é determinado, um modelo para a fração de vazio, α , deve ser utilizado para calcular a fração de vapor no volume de controle (Eq. 11).

$$\alpha = \frac{xv_g}{(1-x)Sv_f + xv_g} \quad (11)$$

onde

v_g é o volume específico do vapor;

v_f é o volume específico do líquido;

S é a razão de escorregamento entre as fases vapor e líquido, definida como a razão entre a velocidade do vapor e a velocidade do líquido.

A razão S pode ser considerada igual a um (modelo homogêneo, onde não existe escorregamento entre as fases) ou calculada pela correlação de Smith (Smith, 1970 *apud* Veloso, 2003) (Eq. 12):

$$S = 0,4 + 0,6 \left[\frac{0,4 + x \left(\frac{v_g}{v_f} - 0,4 \right)}{0,4 + 0,6x} \right]^{1/2} \quad (12)$$

Outra opção disponível para fração de vazio é a correlação Armand-Massena (Massena, 1960 *apud* Jackson e Todreas, 1981) (Eq. 13) ou um modelo polinomial a ser ajustado pelo usuário do código.

$$\alpha = xv_g \frac{0,833 + 0,167x}{(1-x)v_f + xv_g} \quad (13)$$

É importante ressaltar, que os usuários dos códigos da linha COBRA possuem acesso ao código na linguagem Fortran e, portanto, podem ser realizadas novas modificações, como a inclusão de novos modelos, conquanto sejam realizadas novas verificações e qualificações do código.

3.3 Correlações de fluxo de calor crítico

Existem na literatura (Tong e Tang, 1997; Todreas e Kazimi, 2012) várias correlações de fluxo de calor crítico desenvolvidas para faixas de pressão, fluxo mássico e sub-resfriamento diferentes, assim como para diferentes geometrias. Uma vez que os dados relacionados com FCC em reatores nucleares são empíricos, eles possuem intervalos de aplicação específicos e como a maioria deles foi obtida para as usinas nucleares comerciais atuais, uma análise mais detalhada é necessária antes de utilizar essas correlações para outros reatores. Foram testadas, para o LABGENE, apenas as correlações W-3 e EPRI (Carajilescov, 1995). A equação do EPRI (Eq. 14) foi escolhida por representar melhor os dados experimentais do banco de dados da Universidade da Columbia considerados próximos às características do LABGENE.

$$q''_{CHF} = \frac{1}{0,0036} \frac{A \cdot F_A - x_{in}}{C \cdot F_c \cdot F_g \cdot F_{nu} + \left(\frac{x - x_{in}}{0,0036 \cdot q''} \right)} \quad (14)$$

onde

$$A = 0,5328 \cdot P_r^{0,1212} \cdot (0,0036 \cdot G)^{-0,3040-0,3285P_r}$$

$$C = 1,6151 \cdot P_r^{1,4066} \cdot (0,0036 \cdot G)^{0,4843-2,0749P_r}$$

q''_{CHF} é o fluxo de calor crítico em $\text{Btu s}^{-1} \text{ft}^{-2}$;

q'' é o fluxo de calor local em $\text{Btu s}^{-1} \text{ft}^{-2}$;

P_r é a razão entre a pressão do sistema e a pressão crítica;

F_A , F_C , F_G e F_{nu} são fatores opcionais de correção do fluxo de calor crítico devido à parede fria, grades espaçadoras e fluxo de calor não uniforme.

A correlação possui as seguintes faixas de validade:

Fluxo mássico local (G) 0,2 - 4,1 $\text{Mlbs hr}^{-1} \text{ft}^{-2}$ (aproximadamente 275 – 5600 $\text{kg/m}^2\text{s}$)

Pressão 200 a 2450 psia (14 – 170 bar)

Título local (x) - 0,25 a 0,75

Título de entrada (x_{in}) -1,10 a 0,0

Diâmetro hidráulico 0,35 a 0,55 in (8,9 – 14 mm)

Diâmetro aquecido 0,25 a 0,55 in (6,35 – 14 mm)

Comprimento 30 a 168 in (762 – 4267 mm)

Diâmetro das varetas 0,38 a 0,68 in (9,65 – 17,3 mm)

Silva et al (2014) apresentam um estudo inicial para verificar as aplicações de outras correlações de fluxo de calor crítico em reatores de água pressurizada de pequena escala. O trabalho compara e analisa oito correlações a fim de verificar as suas validades em reatores modulares (SMR). Estas correlações são funções que dependem da pressão, da temperatura de entrada, geralmente expressa como título ou entalpia, e fluxo de calor local.

4. ANÁLISE DO FLUXO DE CALOR CRÍTICO

4.1 Metodologia

Com o objetivo de analisar o fluxo de calor crítico nas seções de teste do LABGENE, realizar o planejamento estatístico do experimento e propor novas análises, a metodologia utilizada neste trabalho consiste na definição dos parâmetros experimentais, na definição do modelo físico, no planejamento experimental e na verificação das simulações realizadas.

A primeira etapa, realizada pelo CTMSP, se baseia nas condições de operação e nas análises de transientes do reator, conforme discutido na seção 4.2. A definição do modelo, que constitui a segunda etapa, consiste na escolha do código COBRAIIIc/MIT-1 e nas modificações introduzidas, apresentadas na seção 4.3.

O planejamento estatístico de experimentos é apresentado no Capítulo 5 através de superfícies de resposta, onde o comportamento esperado do fluxo de calor crítico é discutido para as condições experimentais. Por último, a verificação das simulações é realizada simulando seções de teste do banco de dados da Universidade de Columbia (EPRI, 1982) e estimando os intervalos de tolerância dos DNBR calculados pela razão entre o fluxo de calor crítico predito pelo modelo simulado e o experimental.

4.2 Definição dos parâmetros experimentais

As condições de operação do reator são classificadas em quatro grupos de acordo com as frequências de ocorrência dos eventos e as possíveis consequências radiológicas (U.S. NRC, 1978). Espera-se que condições do tipo I ocorram durante a operação normal do reator ou nos processos de recarga e manutenção do mesmo. Condições do tipo II são eventos que devem, nas piores condições, evoluir para o desligamento automático do reator e retorná-lo às condições normais de operação. Condições do tipo III são transientes infrequentes que podem causar danos ao combustível e impedir o pronto retorno às condições normais de operação. Finalmente, os eventos classificados como condição do tipo IV não são esperados durante a vida útil da instalação, mas são postulados por terem potencial para liberar quantidades significativas de material radioativo.

De acordo com CTMSP (2009), todos os transientes considerados como de condição I ou II possuem como pré-requisito a não ocorrência do DNB. Existem, porém um acidente do tipo III (pequena ruptura na linha de vapor do circuito secundário) e quatro do tipo IV com este pré-

requisito. Os limites de pressão, fluxo mássico e temperatura de entrada no núcleo atingido por todos estes transientes precisam ser considerados para definir condições dos experimentos de fluxo de calor crítico. A matriz de experimentos baseada nestas análises está mostrada no Apêndice A.

4.3 Modificações do COBRAIIc/MIT-1

A partir de uma colaboração técnica para a realização deste trabalho com o Dr. Marcelo A. Veloso, do Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear da Comissão Nacional de Energia Nuclear (CDTN/CNEN), foram realizadas pelo Dr. Veloso várias modificações na versão do código COBRAIIc/MIT-1. A seguir, estão resumidas algumas das principais modificações:

- Inclusão da Tabela 1995 para o cálculo de FCC (Groeneveld, 1996);
- Atualização da linguagem computacional do Fortran 77 para o Fortran 90/95.
- Inclusão de método de Brent (Brent, 1971) para a determinação das condições de operação do feixe para DNBR a um determinado valor. Ou seja, no programa atual o usuário pode fixar três entre as quatro condições de operação (fluxo mássico, temperatura de entrada, pressão e fluxo de calor médio) e encontrar a quarta variável de modo a encontrar um determinado valor de DNBR;
- Criação de um arquivo de saída para a análise dos experimentos contendo um resumo dos parâmetros de interesse;
- Inclusão de um critério de convergência para escoamento cruzado;
- Inclusão de uma rotina para o cálculo do tempo de simulação;
- Inclusão de uma rotina para escrever comentários no arquivo de entrada;
- Uniformização dos blocos de common, que agora são inseridos no programa pelo comando INCLUDE;
- Correção da função CHF3 contendo a correlação EPRI (EPRI, 1982) e inclusão dos fatores de correção de grade espaçadora, parede fria e fluxo não-uniforme;
- Eliminação do BLOCK DATA sem nome, como resultado da transferência de seu conteúdo para a rotina CORE;
- Inclusão da formulação 1967 IFC (Meyer, 1967; Schmidt, 1981) e 1997 IAPWS (IAPWS, 1997) para as propriedades da água;
- Inclusão do modelo de Beus (Beus S. G., 1972 *apud* Jackson e Todreas, 1981) para o modelo de mistura.

Existe ainda uma série de modificações que serão sugeridas para trabalhos futuros nas conclusões, como a inclusão de novos modelos de transferência de calor e correlações dos parâmetros hidráulicos mais atuais. Porém, a comparação dos resultados obtidos com as simulações com o banco de dados do EPRI (EPRI, 1982) mostra a verificação das modificações implantadas através do cálculo do DNBR e seus limites de tolerância.

4.4 Descrição da seção de teste

A geometria da seção de teste deve ser projetada de acordo com as especificações do elemento combustível do reator. A seção de teste que será utilizada nos experimentos de fluxo de calor crítico pode ser vista na Figura 5. A geometria 3x3 é uma boa opção inicial para experimentos de fluxo de calor crítico, uma vez que nela podem ser representadas as condições de um canal do núcleo do reator. O diâmetro da vareta, a altura e o passo são os mesmos do reator (Tabela 1). Entretanto, os primeiros feixes de varetas terão um fluxo de calor uniforme. A partir de correlações de fluxo de calor uniforme é possível obterem-se fatores de correção para fluxos não-uniformes. De acordo com Todreas e Kazimi (2012), a correlação do EPRI (EPRI, 1982) prediz o DNBR com um desvio padrão de 8,56% sem utilizar o fator de correção para fluxo de calor não-uniforme.

Figura 5 - Seção de teste 3 x 3.

As varetas serão aquecidas indiretamente com o uso de resistências elétricas e a vareta número 5 terá 10% a mais de potência para induzir o DNB neste ponto. Como o perfil axial de potência (Figura 6) possui uma forma não usual quando comparado a PWR comerciais, uma seção de teste mais curta será também construída. O objetivo desta seção de teste é avaliar o fluxo de calor necessário para a ocorrência do DNB nos primeiros 30% do feixe.

Além disso, serão colocadas seis e três grades espaçadoras nas seções de teste mais longa e mais curta, respectivamente. Como não estão disponíveis para este trabalho, os coeficientes de resistência hidráulica das grades foram considerados iguais a um.

Tabela 1 - Parâmetros do reator e da seção de teste

Parâmetro	Valor	
Pressão nominal	13,1 MPa	1740 psia
Vazão (kg/s)	454 kg/s	367 Mlb/hr
Temperatura de entrada	264 °C	509 °F
Fluxo de calor médio	0,3 MW/m ²	0,09 MBtu/h.ft ²
Fluxo de calor máximo	0,9 MW/m ²	0,28 MBtu/h.ft ²
Fator de canal quente	3,0	-
Diâmetro da vareta	10 mm	0,4 in
Largura da seção de teste	43,4 mm	1,7 in
Passo	13 mm	0.5 in
MDNBR	1,5	-

Figura 6 - Perfil real da potência linear na vareta no início da vida do combustível.

4.5 Procedimento experimental

Os experimentos serão conduzidos em um circuito termo-hidráulico especialmente projetado para as seções de teste discutidas na seção 4.4. O procedimento experimental será o mesmo descrito em EPRI (1982), ou seja, os experimentos de fluxo de calor crítico serão realizados fixando-se as condições do sistema constantes: pressão na saída da seção de teste, temperatura de entrada e fluxo mássico. A potência total da seção de teste será aumentada gradativamente até o aumento abrupto da temperatura ser observado por um ou mais termopares, indicando a ocorrência da crise de ebulição. A simulação *a priori* destes experimentos fornece informações importantes para o projeto e execução dos experimentos e contribui para a redução dos custos dos testes e dos riscos de danos às seções de testes.

5. RESULTADOS

Baseando-se nas condições de operação e em transientes que possuem como pré-requisito a não-ocorrência do DNB, a tabela experimental do Apêndice A foi proposta pelo CTMSP. Consta de um projeto fatorial completo com quatro níveis de pressão, cinco níveis de fluxo mássico e cinco níveis de temperatura de entrada. Destes valores, o fluxo de calor crítico foi calculado utilizando o código COBRAIIIc/MIT-1 com as modificações da seção 4.4. O método iterativo de Brent (Brent, 1971) foi utilizado para encontrar o fluxo médio de calor da seção de teste para o qual o mínimo DNBR se iguala a 1,0. Os resultados encontram-se nas próximas seções e no Apêndice B. Uma tabela experimental com apenas trinta pontos havia sido proposta inicialmente e os resultados das análises podem ser vistos em Duarte et al (2014b).

No Apêndice C encontra-se um exemplo do arquivo de entrada do COBRA. De acordo com a geometria da seção de teste, os subcanais foram subdivididos em três grupos de acordo com a Figura 7: canais lateral, central e de canto. Os dados necessários para distinguir cada um destes canais são a área do escoamento, o perímetro molhado e o perímetro aquecido e estão na Tabela 2.

Figura 7 - Tipos de canais em uma seção de teste retangular

Tabela 2 – Parâmetros dos canais

Parâmetro*	Canal Lateral	Canal de canto	Canal central
Área (mm ²)	75,8	58,6	91,0
P _w (mm)	39,2	35,2	43,2
P _h (mm)	15,4	7,7	30,8

* P_w é o perímetro molhado e P_h, o perímetro aquecido.

Os modelos escolhidos para as simulações foram o de Blasius para o fator de atrito monofásico, o de Armand para o multiplicador de atrito bifásico, o modelo de Levy para o vazio sub-resfriado e o de Smith para a fração de vazio volumétrico. Algumas análises de sensibilidade foram realizadas para verificar a influência da escolha dos modelos.

5.1 Arranjo 3×3

A Figura 8 mostra o comportamento do FCC para os cem pontos simulados. Pode-se notar que os cinco níveis de fluxo mássico são facilmente discriminados, bem como os quatro níveis de pressão e os cinco de temperatura de entrada. Os últimos vinte pontos correspondem ao fluxo mássico mais alto, os últimos cinco à maior pressão e as cinco temperaturas de entrada em ordem crescente.

Figura 8 - Fluxo de calor crítico para seções de teste com 100 e 30 cm

O FCC é aproximadamente linear com a temperatura, exceto nos primeiros vinte experimentos e no experimento número 36, onde o fluxo de calor crítico não ocorreu na vareta central (número cinco). Todos os outros pontos simulados indicaram o fluxo de calor crítico na vareta número cinco. A localização do DNB fora da vareta central indica que os 10% a mais de potência podem não ser suficientes para garantir que a crise de ebulição irá ocorrer na vareta central.

Outros pontos importantes são os valores máximo e mínimo do FCC. O valor máximo (1,038 MBtu/hr.ft² ou 3,27 MW/m², com o maior fluxo mássico, a menor pressão e a menor temperatura de entrada) indica a potência necessária para a realização dos experimentos e o

mínimo (0,162 MBtu/hr.ft² ou 0,51 MW/m², com o menor fluxo mássico, a maior pressão e a maior temperatura de entrada) indica a pior condição de operação, a qual estaria mais próxima do ponto de ebulição.

A fim de melhor analisar o FCC nas condições estabelecidas, foi realizada uma regressão multilinear do FCC em função da temperatura, pressão e fluxo mássico. As variáveis foram codificadas entre -1,0 e 1,0, onde o -1,0 representa o menor valor e +1,0 representa o maior. Os coeficientes da regressão, seus desvios padrões e intervalos de confiança são mostrados na Tabela 3, onde o termo quadrático da pressão se provou ser não significativo baseado em um valor *p* maior que 0,10. A regressão foi realizada pelo STATISTICA™, versão 12 (Hill e Lewicki, 2006).

Tabela 3 – Regressão realizada para seção de teste 3x3 com 1 metro de altura.

Fator*	Coeficiente da Regr.	Desvio padrão	Valor p	Int. conf. -95.%	Int. conf. +95.%
Inter.	0,437303	0,001508	0,000000	0,434306	0,440299
P (L)	-0,036859	0,000885	0,000000	-0,038618	-0,035100
P (Q)	0,000198	0,001488	0,894212	-0,002758	0,003154
G (L)	0,168021	0,000950	0,000000	0,166134	0,169907
G (Q)	-0,028239	0,001497	0,000000	-0,031213	-0,025265
T (L)	-0,096130	0,000936	0,000000	-0,097990	-0,094270
T (Q)	-0,007130	0,001569	0,000017	-0,010246	-0,004014
P G	0,011610	0,001270	0,000000	0,009087	0,014132
P T	0,011416	0,001241	0,000000	0,008950	0,013882
G T	-0,056400	0,001343	0,000000	-0,059068	-0,053732

*Os termos L e Q entre parênteses representam os termos lineares e quadráticos, respectivamente.

¹R-sqr = 0,99801 Adj. 0,99781 MSR = 0,0000431

As superfícies de resposta para a seção teste com um metro de comprimento estão nas Figuras 9 a 14. As seis superfícies mostram o fluxo de calor crítico dependente de duas variáveis, enquanto a terceira é fixada no seu menor ou maior valor. As equações desdobradas da regressão aparecem nas legendas. A cor vermelha indica maiores FCC e o verde escuro indica FCC menores.

¹ R-sqr é o coeficiente de determinação múltipla, Adj. é o R-sqr ajustado e o MSR é a média quadrática da regressão.

Figura 9 – Fluxo de calor crítico em função do fluxo mássico e pressão para a menor temperatura de entrada (215°C). $FCC = 0,526 - 0,048 \cdot P + 0,224 \cdot G - 0,028 \cdot G^2 + 0,0116 \cdot P \cdot G$

Figura 10 – Fluxo de calor crítico em função do fluxo mássico e pressão para a maior temperatura de entrada (315°C). $FCC = 0,334 + 0,077 \cdot P + 0,111 \cdot G - 0,028 \cdot G^2 + 0,012 \cdot P \cdot G$

Figura 11 – Fluxo de calor crítico em função da temperatura e da pressão para o menor fluxo mássico. $FCC = 0,241 - 0,0485 \cdot P - 0,0397 \cdot T + 0,0114 \cdot P \cdot T - 0,007 \cdot T^2$

Figura 12 Fluxo de calor crítico em função da temperatura e da pressão para o maior fluxo mássico. $FCC = 0,577 - 0,025 \cdot P - 0,152 \cdot T + 0,0114 \cdot P \cdot T - 0,007 \cdot T^2$.

Figura 13 - Fluxo de calor crítico em função da temperatura e do fluxo mássico para a menor pressão (120 bar). $FCC = 0,474 + 0,156 \cdot G - 0,028 \cdot G^2 - 0,107 \cdot T - 0,0564 \cdot T \cdot G - 0,007 \cdot T^2$.

Figura 14 - Fluxo de calor crítico em função da temperatura e do fluxo mássico para a maior pressão (155 bar). $FCC = 0,401 + 0,179 \cdot G - 0,0282 \cdot G^2 - 0,0847 \cdot T - 0,0564 \cdot T \cdot G - 0,0071 \cdot T^2$.

Para todas as superfícies pode-se notar que uma menor temperatura de entrada no canal sugere que é preciso um maior fluxo de calor para atingir o DNB. Este comportamento é descrito corretamente pelo coeficiente linear negativo da temperatura. O mesmo raciocínio é feito para a fluxo mássico, onde um maior fluxo mássico retira mais calor das superfícies das varetas e, portanto, um maior fluxo de calor é necessário para a ocorrência do DNB. O termo linear positivo representa este comportamento, enquanto os termos quadráticos negativos da temperatura e fluxo mássico indicam a presença de um ponto máximo.

O comportamento do fluxo de calor crítico com a pressão não pode ser analisado individualmente, pois os efeitos em conjunto com a temperatura de entrada e o fluxo mássico afetam significativamente o seu comportamento. Isto está representado pelo coeficiente linear negativo da pressão e os coeficientes positivos da “pressão e temperatura” e “pressão e fluxo mássico”. De uma maneira geral, a diminuição da pressão está aumentando o fluxo de calor crítico. De acordo com Tong e Tang (1997), o aumento do título local a baixas pressões parece ser compensado por propriedades de transferência de calor mais favoráveis.

A constatação de que não há nenhuma distorção (viés) na regressão foi analisada pelo teste de correlação de Pearson para os fatores assumidos independentes. A matriz de correlação mostra os coeficientes de correlação entre os fatores tomados dois a dois, seguido pelo valor p representando a probabilidade de significância da correlação julgados em um determinado nível de significância (Box, Hunter, e Hunter, 2005).

A Tabela 4 mostra os valores de correlação e os valores p para a regressão. Pode ser visto que as variáveis são praticamente ortogonais entre si.

Tabela 4 – Matriz de correlação

	P	T	T²	G²	P×G	P×T	T×G
G	0,0 1,00						
T	0,0 1,00	0,0 1,00					
T²	0,0 1,00	0,0 1,00	0,0 1,00				
G²	0,0 1,00	0,0033 0,974	0,0 1,00	0,0 1,00			
P×G	-0,1306 0,195	-0,0189 0,852	0,0 1,00	0,0 1,00	-0,0001 1,00		
P×T	0,0 1,00	0,0 1,00	-0,0191 0,850	0,0 1,00	0,0 1,00	0,0 1,00	
T×G	0,0 1,00	0,0 1,00	-0,1306 0,195	0,0 1,00	0,0 1,00	0,0 1,00	0,0025 0,980

5.2 Arranjo 5x5

Apesar das seções 3x3 serem uma boa opção inicial, como dito anteriormente, com este arranjo não é possível observar a influência do tubo guia, uma vareta de instrumentação ou de controle que não gere calor e que, em geral, possui um diâmetro um pouco maior do que as varetas combustíveis. A fim de verificar a diferença de resultados esperada entre uma seção 3x3 e uma seção 5x5, com perfil de potência uniforme sem tubos-guia, simulou-se também esta última. Os resultados podem ser vistos na Figura 15.

Figura 15 – Comparação entre o FCC simulado em uma seção de teste 3x3 e uma seção de teste 5x5.

A maior diferença percentual entre os FCC foi de 17,1% no experimento número 19 e o maior absoluto foi de 0,057 MBtu/hr.ft² no experimento número 34. Todos os resultados para o feixe 5x5 apresentaram valores de FCC menores que os do feixe 3x3. A principal diferença se deve ao efeito da parede da seção de teste.

5.3 Análises de sensibilidade

Análises de sensibilidade foram realizadas para todos os modelos descritos na seção 3.2. O único modelo que apresentou uma variação significativa (diferença no terceiro algarismo significativo) no fluxo de calor crítico foi o modelo de mistura. A Figura 16 mostra este resultado. A diferença máxima absoluta encontrada foi de 0,08 MBtu/hr.ft² no experimento número 81 para Eq. 10 com o parâmetro β igual a zero e igual a 0,05. A diferença máxima percentual entre estes modelos foi de 17,2% no experimento número 18.

Figura 16 – Influência do modelo de mistura no fluxo de calor crítico.

A influência da inclinação da seção de teste também foi analisada, uma vez que se trata de elementos combustíveis que irão ser colocados dentro de um submarino. Simulações iniciais com o COBRA para os ângulos 0° , 45° e 90° não mostraram alterações no fluxo de calor crítico como mostrado na Figura 17. Na ausência de obstáculos, o escoamento lateral numa conexão é governado essencialmente pela diferença lateral de pressão entre os subcanais que compõem a conexão. Aparentemente, a inclusão do termo gravitacional na equação do movimento transversal exercerá um efeito apenas secundário no escoamento transversal. Porém, existe uma suspeita de que a inclinação possa influenciar os resultados, uma vez que os modelos de escoamento cruzado podem não ser mais válidos. Desta forma, a análise utilizando a fluidodinâmica computacional é recomendada neste caso.

Figura 17 – Influência da inclinação do feixe de varetas no fluxo de calor crítico.

5.4 Verificação das simulações

Um programa em Fortran 77 pré-existente a este trabalho foi utilizado para ler o banco de dados de fluxo de calor crítico do EPRI (EPRI, 1982, 1983). O programa precisou ser adaptado para gerar uma entrada para o COBRAIIIc/MIT-1. O programa lê a geometria e as condições de operação de cada seção de teste e gera um arquivo de entrada que é lida pelo COBRA, o qual calcula os valores de DNBR, ou seja, a razão entre o fluxo de calor crítico previsto pelo código pela da correlação escolhida e o fluxo de calor crítico medido pelo experimento em uma determinada vareta e canal. No COBRA foram acrescentadas rotinas para ler a vareta e o canal onde o DNB foi detectado nos experimentos e para gerar os dados do DNBR que são apresentados nesta seção.

Foram selecionadas trinta e quatro seções de teste 5x5, com perfil axial de potência uniforme, totalizando 2718 pontos experimentais que podem ser vistos na Figura 18. Os dados estão apresentados por instituição:

- Combustion Engineering Inc. (CE);
- Westinghouse Electric Co. (WH);
- Exxon Nuclear Co. (EX);
- Babcock & Wilcox Co. (BW);
- Idaho National Engineering Laboratories (IN).

Figura 18 – Pontos considerados *outliers* em uma primeira análise.

Os 19 pontos destacados na Figura 18 foram considerados *outliers* e não aparecem nas Figuras 19, 20 e 21, onde o DNBR é mostrado em função do título local, pressão de operação e fluxo mássico, respectivamente.

Figura 19 – Distribuição do DNBR com o título local

Figura 20 – Distribuição do DNBR com a pressão

Figura 21 – Distribuição do DNBR com o fluxo mássico.

A fim de analisar estes dados, foram realizados testes de normalidade de Anderson-Darling (Montgomery, 2001), após a retirada dos *outliers* utilizando os quartis (diagrama de caixas, ou *Box-plot*), por empresa. Nota-se que nenhuma das distribuições aceitaram a hipótese nula de normalidade, obtendo-se valores de p menores do que 0,005 (Tabela 5).

O teste de Anderson-Darling é uma modificação do teste Kolmogorov-Smirnov (K-S) e pondera com um maior peso as “caudas” da distribuição (NIST, 2014). A hipótese nula de que os dados seguem uma certa distribuição é testada através da estatística do teste (AD) e comparada com um valor crítico tabelado.

O método para a retirada dos *outliers* pelo uso do diagrama de caixas pode ser entendido pela Figura 22. O segundo quartil é definido pela mediana e os quartis primeiro e terceiro, pelos percentis 25% e 75%. Os *whiskers* são traçados até o último dado dentro de 1,5 IQR, onde o IQR é definido pela diferença entre o terceiro e primeiro quartis. Os dados fora desta região são considerados *outliers* (Montgomery, 2003).

A Tabela 5 mostra o número total de dados por empresa, o número de dados considerados *outliers* e as estatísticas calculadas. Nota-se que a média do DNBR de uma empresa para outra varia significativamente de 0,834 até 1,192 o que sugere que existem diferenças nos procedimentos realizados e que, portanto, as amostras são estatisticamente diferentes.

Figura 22 – *Boxplot* (adaptada de Montgomery, 2003).

Tabela 5 – *Outliers* e teste de normalidade para o DNBR por empresa.

Empresa	Total bruto	Total Limpo	Total de <i>outliers</i>	Estatísticas	
CE	599	556	43	Média	1,025
				Desvio padrão	0,07767
				AD	3,792
				Valor p	< 0,005
WH	488	473	15	Média	0,9309
				Desvio padrão	0,04932
				AD	2,450
				Valor p	< 0,005
EX	526	481	45	Média	0,8340
				Desvio padrão	0,06302
				AD	2,530
				Valor p	< 0,005
BW	462	461	1	Média	0,8480
				Desvio padrão	0,07383
				AD	2,549
				Valor p	< 0,005
IN	643	642	1	Média	1,192
				Desvio padrão	0,1849
				AD	41,049
				Valor p	< 0,005
Total geral	2718	2613	105	Média	0,9827
				Desvio padrão	0,1754
				AD	80,397
				Valor p	< 0,005
Total sem <i>outliers</i>		2159	559	Média	0,9159
				Desvio padrão	0,1034
				AD	5,211
				Valor p	< 0,005

Na estatística, existe uma variedade de intervalos para caracterizar os resultados de uma amostra. Os mais conhecidos destes são os intervalos de confiança usados, por exemplo,

para estimar intervalos de parâmetros de uma distribuição. No entanto, intervalos de confiança, nem sempre são adequados. Quando estamos interessados em estimar um intervalo que contenha uma certa proporção da população com uma confiança estabelecida, utiliza-se o intervalo de tolerância (Montgomery, 2001). Este último é o caso do MDNBR, que é estimado através de um intervalo de tolerância unilateral de 95/95 (U.S. NRC, 2007), ou seja, desejamos encontrar seu valor de modo a obter uma probabilidade igual a 0,95 de que pelo menos 95% da população esteja abaixo desse valor.

As Figuras 23-30 no Apêndice D mostram as distribuições das amostras, o gráfico de probabilidade e os limites de tolerância superior individuais para todas as empresas usando um teste paramétrico (supondo uma distribuição normal) e um teste não-paramétrico. Os resultados foram obtidos utilizando o Minitab™ versão 16 (Ryan et al, 2012). Estas figuras mostram claramente a não-normalidade dos dados, mesmo separados por empresa. A Tabela 6 resume os limites de tolerância encontrados para cada amostra.

Tabela 6 – Intervalos de tolerância por empresa e para o total de dados experimentais

Empresa	Média	Limite de tolerância superior 95/95	
		Dist. Normal	Não-paramétrico
CE	1,025	1,161	1,174
WH	0,931	1,018	1,025
EX	0,834	0,945	0,968
BW	0,848	0,979	0,969
IN	1,192	1,516	1,427
Total geral	1,002	1,451	1,348
Total sem <i>outliers</i> por empresa	0,983	1,280	1,340
Total sem <i>outliers</i> *	0,916	1,092	1,113

* Foram retirados os possíveis *outliers* da distribuição remanescente ao juntar todas as empresas.

Os limites de tolerância do DNBR calculados para experimentos de fluxo de calor crítico estão geralmente na faixa de 1,3 a 1,4 com 95% da população e 95% de confiança (Feng et al, 2006). São estes limites que definem o mínimo DNBR utilizado nos critérios de segurança, ou seja, definem uma margem de segurança que nos afasta de 30 a 40% dos valores reais do fluxo de calor crítico. Desta forma, os valores menores que 1,0, como encontrados para as empresas EX e BW não possuem importância prática. O maior limite de tolerância encontrado foi para a empresa IN, considerando que os dados seguem uma distribuição normal, igual a

1,516. A Tabela 6, assim como as Figuras 23-30 (Apêndice D) nos fornece uma ideia geral do intervalo de tolerância esperado para as simulações realizadas neste trabalho.

Um último ponto a ser destacado se refere à estimativa do número de dados necessários para obter-se $100(1 - \alpha) \%$ de certeza de que pelo menos $100 \gamma \%$ da população irão ser incluídos no intervalo de tolerância. Esta estimativa é apresentada em Montgomery (2001) pela Eq. 15 para distribuições não-paramétricas e um intervalo de tolerância unilateral.

$$n \cong \frac{\log(1 - \gamma)}{\log(1 - \alpha)} \quad (15)$$

O valor de n considerando α igual a 0,05 e γ igual a 0,95 é 59, ou seja, o planejamento inicial de 30 experimentos deve ser descartado estatisticamente.

6. CONCLUSÕES E SUGESTÕES

Experimentos de fluxo de calor crítico (FCC) serão realizados para o LABGENE com o propósito de criar uma nova correlação específica para este reator. Neste sentido, este trabalho apresenta uma análise inicial do planejamento de experimentos que considerou 100 pontos operacionais que levam em conta transientes previstos na vida do reator onde a crise de ebulição não deve ocorrer. Estes pontos operacionais foram simulados utilizando-se o código COBRAIIIc/MIT-1. Considerou-se primeiramente seções de teste 3x3 de dois comprimentos distintos e os resultados foram mostrados por meio de superfícies de resposta, a fim de melhor visualizar e analisar o comportamento de FCC para cada condição.

Dois pontos importantes são os valores máximo e mínimo do FCC encontrados. O valor máximo (1,038 MBtu/hr.ft² ou 3,27 MW/m²) indica a potência necessária para a realização dos experimentos e o mínimo (0,162 MBtu/hr.ft² ou 0,51 MW/m²) indica a pior condição de operação, a qual estaria mais próxima do ponto de ebulição. Cabe aqui ressaltar, que o projeto fatorial completo com a combinação de todas as variáveis (pressão, fluxo mássico e temperatura de entrada) inclui pontos extremos que não serão atingidos durante a vida útil do reator. Portanto, um planejamento mais adequado considerando as análises de acidentes é sugerido.

Uma simulação com um feixe de varetas 5x5 também foi realizada e comparada com o feixe 3x3. A diferença dos resultados também foi apresentada, atingindo 17% do valor do FCC apenas pela influência da parede da seção de teste. Experimentos com feixes 5x5 também são recomendados para se avaliar a influência da presença de tubos guia em uma seção de teste.

Por último, as simulações e modificações no código foram verificadas utilizando o banco de dados da Universidade de Columbia. Foram selecionados 2718 pontos experimentais referentes a seções de teste 5x5 com perfil de potência uniforme. As geometrias das seções de teste e condições de operação foram lidas e simuladas pelo COBRA. Os resultados foram apresentados pela razão entre o valor predito e o valor experimental (DNBR) e os limites de tolerância unilateral 95/95 foram calculados, estando dentro dos valores esperados.

Como continuação das melhorias apresentadas na versão do COBRA recomenda-se: a programação para alocação dinâmica de memória; a melhora dos esquemas de emissão de mensagens de falhas e erros de dados de entrada; a mudança de todo o código para precisão dupla; a inclusão da possibilidade de trabalhar no sistema internacional de unidades na entrada e saída do código; a melhora do modelo térmico das varetas combustíveis;

atualização dos modelos constitutivos, especialmente daqueles associados ao escoamento bifásico, e modelos para cálculo das propriedades do combustível e revestimento; a realização de verificações e validações com dados experimentais para perda de carga e coeficientes de mistura.

Recomenda-se também a utilização da fluidodinâmica computacional e comparação com os resultados aqui apresentados. A CFD pode ser muito útil, principalmente no que se refere aos modelos de mistura que não são necessários nesta uma vez que se trata de uma análise tridimensional, e na simulação da inclinação da seção de teste.

REFERÊNCIAS

AREVA, **COBRA-FLX: A Core Thermal-Hydraulic Analysis Code**, Topical Report, ANP-10311NP, Março de 2010.

Armand, A. A., "The Resistance During the Movement of a Two-Phase System in Horizontal Pipes", Traduzido por V. Beark, AERE Trans. 828. Izvestiya Vsesojuznogo Teplotekhnicheskogo Instituta (1), pp. 16-23, 1946.

ASME Steam Properties for Industrial Use. Professional Version Software. Version 1.1, April 2003.

Baroczy, C. J., "A Systematic Correlation for two-phase pressure drop", *Chem. Eng. Progress Symposium Series*, vol. 62, n.64, pp. 232-249, 1966.

Bestion, D., Anglart, H., Caraghiaur, D., Péturaud, P., Smith, B., Andreani, M., Niceno, B., Krepper, E., Lucas, D., Moretti, F., Galassi, M.C., Macek, J., Vyskocil, L., Koncar, B. e Hazi, G., "Review of Available Data for Validation of Nuresim Two-Phase CFD Software Applied to CHF Investigations", *Science and Technology of Nuclear Installations*, 14p, 2009.

Beus, S. G., "A Two-Phase Turbulent Flow and Heat Transfer in Rod Bundles", *American Society of Mechanical Engineering*, 56-62, New York, 1969.

Box, G. E. P. e J. S. Hunter, & W. G. Hunter. **Statistics for Experimenters - Design, Innovation and Discovery**, 2ª ed., Canada: John Wiley and Sons, Inc., 2005.

Brent, R. P., "An Algorithm with Guaranteed Convergence for Finding a Zero of a Function", *The Computer Journal*, 14(4), 422-425, 1971.

Carajilescov, P. e B. R. Valente, "Sistema de Análise de Correlações de Fluxo Crítico de Calor em Reatores Refrigerados a Água", *Anais do X Encontro Nacional de Física de Reatores e Termohidráulica - ENFIR*, Águas de Lindóia, SP, 1995.

Carey, V. P., **Liquid-Vapor Phase-Change Phenomena, An Introduction to the Thermophysics of Vaporization and Condensation Processes in Heat Transfer Equipment**, Hemisphere Publishing Corporation, 1992.

Chang, S. H. e Baek, W-P., "Understanding, Predicting and Enhancing Critical Heat Flux", *Anais do The 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-10)*, Seoul, Korea, 5 a 9 de Outubro, 2003.

Collier, J. G. e Thome, J. R., **Convective Boiling and Condensation**, 3ª ed., Oxford University Press, 1996.

CSA, <http://www.csai.com/vipre/>, acessado dia 08 de maio de 2014.

CTMSP, **Relatório Preliminar de Análise de Segurança**, 2009.

Doroshchuk, V. E., “Tabular data for calculating burnout when boiling water in uniformly heat round tubes”, *Thermal Engineering*, vol. 23, n. 9, pp.77-79, 1976.

Duarte, J. P., Iliuk, I e Piqueira, J. R. C., “Thermal-hydraulic Analysis of Plate Fuel Small Pressurized Nuclear Reactors under a Loss Flow Accident”, *Anais do Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM)*, Uberlândia, Brasil, 10 a 15 de agosto de 2014 (aceito para publicação), 2014a.

Duarte, J. P., Taqueda, M. E. S. e Piqueira, J. R. C., “Experimental Design for the Evaluation of Critical Heat Flux of Small-Scale Pressurized Nuclear Reactors”, *Anais do European Safety and Reliability Conference ESREL*, Wroclaw, Polônia, 14 a 18 de setembro de 2014, (aceito para publicação), 2014b.

EPRI, Electric Power Research Institute, **Parametric Study of CHF Data, Volume 2: A Generalized Subchannel CHF Correlation for PWR and BWR Fuel Assemblies**, NP-2609, Final Report, Janeiro de 1983.

EPRI, Electric Power Research Institute, **Parametric Study of CHF Data, Volume 1: Compilation of Rod**, NP-2609, Final Report, Janeiro de 1982.

Feng, D., Hejzlar, P. e Kazimi, M. S., “Thermal-Hydraulic Design of High-Power-Density Annular Fuel in PWRs”, *Nuclear Technology*, vol. 160, 16-44, 2007.

Greenwood, M. S. S., M. D. Angelis, J. Yang, M. Corradini, e M. Anderson. “Study of critical heat flux for a four rod bundle at small modular reactor operating conditions”. *Anais do 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulic, NURETH-15*, 12 a 17 de Maio, 2013.

Groeneveld, D.C. et al. “The 1995 Look-up table for critical heat flux in tubes”, *Nuclear Engineering and Design*, 163, pp1-23, 1996.

Hill, T. e P. Lewicki, **Statistics: Methods and Applications**. USA: Stat Software, Inc, 2006.

IAPWS. **Release on the IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam**, Erlangen, Alemanha, 1997.

INL, Idaho National Laboratory, **RELAP 3D code manual**, INEEL-EXT-98-00834-V1, June, 2005.

Jackson, J. W. e Todreas, N. E., **COBRA IIIC/MIT-2: A Digital Computer Program for Steady State and Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements**. US: Energy Laboratory Report No: MIT-EL 81-018, 1981.

Kim, D.S., Lee, S.W. e Gyun, M, "Prediction of Axial DNBR Distribution in a Hot Fuel Rod Using Support Vector Regression Models", *IEEE Transactions on Nuclear Science*, vol. 58, NO. 4, 2084-2092, 2011.

Levy, S., "Forced convection subcooled boiling prediction of vapor volumetric fraction", *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol.10, pp. 951-965, 1967. Lim, D.H., Yang, H.Y. e Na, M.G., "Monitoring Minimum DNBR Using a Support Vector Regression Model", *IEEE Transactions no Nuclear Science*, 56(1), pp.286-293, 2009.

Massena, W. A., "Steam-Water Pressure Drop and Critical Discharge Flow – A Digital Computer Program, HW-65706. Handford Atomic Products Operation, Richland, Washington, 17 de junho, 1960.

Meyer, C. A. et al, **ASME Steam Tables**, American Society of Mechanical Engineer, New York, 1967.

Montgomery, D. C., **Applied Statistics and Probability for Engineers**, 3ª edição, John Wiley and Sons, Inc., 2003.

Montgomery, D. C., **Introduction to Statistical Quality Control**, 4ª edição, John Wiley and Sons, Inc., 2001.

Moon, S-K., Chun, S-Y., Cho, S. Kim, S-Y. e Baek, W-P., "An Experimental Study on Post-CHT Heat Transfer for Low Flow of Water in a 3x3 Rod Bundle", *Nuclear Engineering and Technology*, 37(5), pp.457-468, 2005.

NIST/SEMATECH e-Handbook of Statistical Methods,
<http://www.itl.nist.gov/div898/handbook/>, acessado dia 29 de junho de 2014.

Nukiyama, S., "Memories of my research on boiling", *Int. J. Heat Mass Transf.*, **27(7)**, pp.955-957, 1984.

Nukiyama, S., "The Maximum and Minimum Values of the Heat Q Transmitted from Metal to Boiling Water Under Atmospheric Pressure", *Int. J. Heat Mass Transfer*, vol. 9, pp. 1419-143, 1966.

Ryan, B. F., Joiner, B. L. e Cryer, J. D., **MINITAB Handbook: Update for Release 16**, 6ª edição, Cengage Learning, 2012,

Schmidt, E., **Properties Water and Steam in SI Units**, Springer-Verlag Munchen, 1981.

Silva, M. L. L., Oliveira, T. M., Duarte, J. P., Guimarães, O. S. e Piqueira, J. R. C., "Analysis of Critical Heat Flux Correlations for Small Modular Pressurized Water Reactors", *Small Modular Reactors for Nuclear Power – LAS/ANS Symposium*, Rio de Janeiro, Brasil, 21 a 24 de julho de 2014 (aceito para publicação).

Smith III, L.D., Shah, E.H., Anderson, S.A., Hallehn, A., Sheng, DY e Tejne, H., "CHF Testing of Westinghouse VVER-1000 Fuel in the ODEN Loop", *Anais do The TopFuel 2012 Reactor Fuel Performance Conference*, Manchester, UK, 2 a 6 de setembro, 2012.

Smith, S. L., "Void fractions in two-phase flow: a correlation based upon an equal velocity head model". *Proc. Inst. Mech. Engrs.*, v. 184, n. 36, pp. 647-664, 1970

Stephan, K., **Heat Transfer in Condensation and Boiling**, Springer-Verlag, 1992.

Stewart, C.W., Wheeler, C.L., Cena, R.J., McMonagle, C.A., Cuta, J.M. e Trent, D.S., **COBRA IV: The Model and the Method**, Richaland, Washington, Julho, 1977.

Todreas, N. E. e Kazimi, M. S., **Nuclear Systems, Volume 1 - Thermal Hydraulic Fundamentals**, Hemisphere Publishing Corporation, Taylor & Francis Group, 1990a.

Todreas, N. E. e Kazimi, M. S., **Nuclear Systems, Volume 2 - Elements of Thermal Hydraulic**, Hemisphere Publishing Corporation, Taylor & Francis Group, 1990b.

Todreas, N.E. e Kazimi, M.S., **Nuclear Systems, Volume 1 - Thermal Hydraulic Fundamentals**, 2ª ed., CRC Press, 2012.

Tong, L.S., e Tang, Y.S., **Boiling Heat Transfer and Two-Phase Flow**, 2ª ed., Taylor & Francis, 1997.

U. S. NRC, **Standard Format and Content of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants LWR Edition - Regulatory Guide 1.70, Rev. 3** – Novembro de 1978.

U. S. NRC, **Standard Review Plan for the Review of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants: LWR Edition — Transient and Accident Analysis (NUREG-0800, Chapter 15)**, Março de 2007.

Veloso, M. A., “Application of the 1995 CHF table to nuclear fuel elements”. *Anais dor XI Encontro Nacional de Física de Reatores e Termo-hidráulica*. Poço de Caldas, Brasil, 1997.

Veloso, M. A., “Simulação Computacional de Eventos Termo-hidráulicos Transitórios em Multicircuitos com Multibombas”. Tese de doutorado da Faculdade de Engenharia Química da Universidade Estadual de Campinas, 2003.

Wieckhorst, O., Sopel, S., Kronenberg, J., Filhol, F. e Greene, K., “State-of-the-art Development of CHF Correlations at Areva NP”, *Anais do TopFuel 2012 Reactor Fuel Performance Conference*, Manchester, UK, September 2-6, 2012.

APÊNDICE A – MATRIZ DE EXPERIMENTOS

Tabela 7 – Matriz de experimentos

Caso N°	P _{out} (bar)	G _{in} (kg/s.m ²)	T _{in} (°C)	Caso N°	P _{out} (bar)	G _{in} (kg/s.m ²)	T _{in} (°C)	Caso N°	P _{out} (bar)	G _{in} (kg/s.m ²)	T _{in} (°C)
1	120	203	215	41	120	627	215	81	120	1117	215
2	120	203	240	42	120	627	240	82	120	1117	240
3	120	203	265	43	120	627	265	83	120	1117	265
4	120	203	290	44	120	627	290	84	120	1117	290
5	120	203	315	45	120	627	315	85	120	1117	315
6	131	203	215	46	131	627	215	86	131	1117	215
7	131	203	240	47	131	627	240	87	131	1117	240
8	131	203	265	48	131	627	265	88	131	1117	265
9	131	203	290	49	131	627	290	89	131	1117	290
10	131	203	315	50	131	627	315	90	131	1117	315
11	143	203	215	51	143	627	215	91	143	1117	215
12	143	203	240	52	143	627	240	92	143	1117	240
13	143	203	265	53	143	627	265	93	143	1117	265
14	143	203	290	54	143	627	290	94	143	1117	290
15	143	203	315	55	143	627	315	95	143	1117	315
16	155	203	215	56	155	627	215	96	155	1117	215
17	155	203	240	57	155	627	240	97	155	1117	240
18	155	203	265	58	155	627	265	98	155	1117	265
19	155	203	290	59	155	627	290	99	155	1117	290
20	155	203	315	60	155	627	315	100	155	1117	315
21	120	381	215	61	120	764	215				
22	120	381	240	62	120	764	240				
23	120	381	265	63	120	764	265				
24	120	381	290	64	120	764	290				
25	120	381	315	65	120	764	315				
26	131	381	215	66	131	764	215				
27	131	381	240	67	131	764	240				
28	131	381	265	68	131	764	265				
29	131	381	290	69	131	764	290				
30	131	381	315	70	131	764	315				
31	143	381	215	71	143	764	215				
32	143	381	240	72	143	764	240				
33	143	381	265	73	143	764	265				
34	143	381	290	74	143	764	290				
35	143	381	315	75	143	764	315				
36	155	381	215	76	155	764	215				
37	155	381	240	77	155	764	240				
38	155	381	265	78	155	764	265				
39	155	381	290	79	155	764	290				
40	155	381	315	80	155	764	315				

APÊNDICE B – PRINCIPAIS RESULTADOS

Os principais resultados simulados estão mostrados nas Tabelas 6-8. Foram destacados em cinza aqueles casos onde o fluxo de calor crítico não ocorreu na vareta central. Em verde e laranja estão os fluxos de calor crítico mínimo e máximo, respectivamente.

Tabela 8 - Fluxo de Calor Crítico estimado pela correlação do EPRI (EPRI, 1982) para o feixe 3 × 3 de 100 cm de comprimento.

CASO N°	Q _{AVG} (MBtu/hr-ft ²)	DIST. (in)	CHF (MBtu/hr-ft ²)	MDNBR (-)	x _{LOC} (-)	x _e (Canal) (-)	x _e (Feixe) (-)	Vareta N°	Canal N°
1	0,295	39,46	0,325	1,00	0,476	0,496	0,393	5	11
2	0,275	39,46	0,303	1,00	0,526	0,543	0,433	5	10
3	0,255	39,46	0,281	1,00	0,577	0,591	0,477	5	10
4	0,233	39,46	0,257	1,00	0,633	0,645	0,520	5	11
5	0,211	39,46	0,232	1,00	0,690	0,699	0,573	5	10
6	0,268	39,46	0,295	1,00	0,353	0,373	0,292	5	11
7	0,250	39,46	0,275	1,00	0,413	0,431	0,339	5	11
8	0,231	39,46	0,254	1,00	0,476	0,491	0,390	5	6
9	0,212	39,46	0,233	1,00	0,542	0,554	0,445	5	6
10	0,191	39,46	0,210	1,00	0,614	0,623	0,506	5	7
11	0,240	39,46	0,264	1,00	0,211	0,230	0,174	5	7
12	0,223	39,46	0,245	1,00	0,277	0,295	0,228	5	10
13	0,205	39,46	0,225	1,00	0,351	0,367	0,286	5	11
14	0,187	39,46	0,206	1,00	0,431	0,443	0,351	5	10
15	0,169	39,46	0,185	1,00	0,519	0,528	0,423	5	6
16	0,188	39,46	0,188	1,00	-0,105	-0,085	-0,051	9	16
17	0,188	31,16	0,188	1,00	-0,135	0,032	0,070	9	16
18	0,182	39,46	0,200	1,00	0,218	0,233	0,176	5	6
19	0,164	39,46	0,181	1,00	0,308	0,322	0,248	5	7
20	0,147	39,46	0,162	1,00	0,411	0,421	0,333	5	6
21	0,403	39,46	0,443	1,00	0,227	0,240	0,156	5	11
22	0,370	39,46	0,407	1,00	0,281	0,292	0,203	5	6
23	0,337	39,46	0,370	1,00	0,337	0,346	0,253	5	10
24	0,303	39,46	0,333	1,00	0,394	0,401	0,309	5	6
25	0,268	39,46	0,294	1,00	0,453	0,459	0,372	5	10
26	0,374	39,46	0,411	1,00	0,140	0,152	0,077	5	10
27	0,343	39,46	0,377	1,00	0,197	0,208	0,130	5	10
28	0,311	39,46	0,342	1,00	0,260	0,270	0,186	5	11
29	0,279	39,46	0,307	1,00	0,328	0,335	0,249	5	11
30	0,247	39,46	0,271	1,00	0,398	0,404	0,320	5	7
31	0,346	39,46	0,381	1,00	0,047	0,056	-0,014	5	11
32	0,317	39,46	0,349	1,00	0,107	0,117	0,046	5	10
33	0,286	39,46	0,315	1,00	0,172	0,182	0,109	5	6
34	0,255	39,46	0,281	1,00	0,249	0,257	0,178	5	11
35	0,224	39,46	0,247	1,00	0,332	0,338	0,259	5	6
36	0,312	39,46	0,312	1,00	-0,222	-0,202	-0,130	1	1
37	0,292	39,46	0,322	1,00	0,014	0,022	-0,046	5	11
38	0,265	39,46	0,292	1,00	0,086	0,094	0,028	5	6
39	0,234	39,46	0,257	1,00	0,164	0,172	0,103	5	10
40	0,204	39,46	0,224	1,00	0,259	0,265	0,191	5	11
41	0,514	39,46	0,565	1,00	0,089	0,096	0,013	5	10
42	0,469	39,46	0,516	1,00	0,141	0,148	0,068	5	6
43	0,422	39,46	0,464	1,00	0,196	0,203	0,126	5	11
44	0,373	39,46	0,410	1,00	0,256	0,261	0,189	5	10
45	0,321	39,46	0,354	1,00	0,318	0,322	0,258	5	10
46	0,483	39,46	0,531	1,00	0,021	0,027	-0,057	5	7
47	0,442	39,46	0,486	1,00	0,078	0,083	0,006	5	11
48	0,398	39,46	0,438	1,00	0,137	0,144	0,070	5	6
49	0,351	39,46	0,386	1,00	0,204	0,209	0,139	5	6
50	0,303	39,46	0,333	1,00	0,275	0,280	0,216	5	6

51	0,452	39,46	0,497	1,00	-0,061	-0,055	-0,140	5	6
52	0,414	39,46	0,455	1,00	0,004	0,010	-0,070	5	7
53	0,374	39,46	0,412	1,00	0,071	0,077	0,004	5	6
54	0,330	39,46	0,363	1,00	0,143	0,149	0,081	5	11
55	0,284	39,46	0,312	1,00	0,225	0,229	0,166	5	11
56	0,425	39,46	0,467	1,00	-0,151	-0,145	-0,232	5	11
57	0,389	39,46	0,428	1,00	-0,078	-0,073	-0,154	5	6
58	0,351	39,46	0,386	1,00	-0,002	0,003	-0,072	5	6
59	0,312	39,46	0,343	1,00	0,080	0,084	0,017	5	11
60	0,267	39,46	0,293	1,00	0,168	0,173	0,111	5	11
61	0,566	39,46	0,622	1,00	0,043	0,048	-0,034	5	11
62	0,515	39,46	0,567	1,00	0,095	0,100	0,025	5	11
63	0,462	39,46	0,508	1,00	0,150	0,156	0,085	5	6
64	0,405	39,46	0,446	1,00	0,211	0,215	0,150	5	11
65	0,345	39,46	0,380	1,00	0,275	0,279	0,222	5	11
66	0,536	39,46	0,589	1,00	-0,022	-0,016	-0,100	5	6
67	0,489	39,46	0,538	1,00	0,037	0,041	-0,035	5	6
68	0,440	39,46	0,483	1,00	0,097	0,102	0,033	5	6
69	0,386	39,46	0,424	1,00	0,163	0,168	0,104	5	6
70	0,329	39,46	0,362	1,00	0,236	0,239	0,182	5	6
71	0,507	39,46	0,558	1,00	-0,098	-0,093	-0,178	5	6
72	0,462	39,46	0,509	1,00	-0,033	-0,028	-0,107	5	6
73	0,417	39,46	0,458	1,00	0,036	0,041	-0,031	5	6
74	0,367	39,46	0,404	1,00	0,109	0,113	0,049	5	6
75	0,312	39,46	0,343	1,00	0,189	0,193	0,136	5	11
76	0,483	39,46	0,531	1,00	-0,183	-0,177	-0,266	5	7
77	0,440	39,46	0,484	1,00	-0,110	-0,104	-0,186	5	6
78	0,396	39,46	0,435	1,00	-0,033	-0,028	-0,103	5	6
79	0,350	39,46	0,385	1,00	0,050	0,054	-0,012	5	6
80	0,298	39,46	0,328	1,00	0,138	0,143	0,084	5	6
81	0,686	39,46	0,754	1,00	-0,038	-0,033	-0,110	5	6
82	0,619	39,46	0,681	1,00	0,018	0,022	-0,047	5	11
83	0,551	39,46	0,606	1,00	0,075	0,079	0,018	5	7
84	0,477	39,46	0,524	1,00	0,137	0,141	0,087	5	7
85	0,396	39,46	0,435	1,00	0,205	0,208	0,163	5	6
86	0,663	39,46	0,729	1,00	-0,095	-0,090	-0,169	5	6
87	0,599	39,46	0,659	1,00	-0,034	-0,030	-0,101	5	11
88	0,534	39,46	0,587	1,00	0,030	0,033	-0,030	5	11
89	0,464	39,46	0,510	1,00	0,097	0,101	0,046	5	6
90	0,386	39,46	0,424	1,00	0,171	0,174	0,128	5	6
91	0,643	39,46	0,707	1,00	-0,162	-0,157	-0,239	5	6
92	0,581	39,46	0,639	1,00	-0,095	-0,090	-0,164	5	10
93	0,517	39,46	0,569	1,00	-0,024	-0,020	-0,087	5	11
94	0,452	39,46	0,497	1,00	0,051	0,054	-0,003	5	6
95	0,377	39,46	0,415	1,00	0,132	0,135	0,087	5	11
96	0,628	39,46	0,691	1,00	-0,236	-0,231	-0,317	5	11
97	0,568	39,46	0,625	1,00	-0,162	-0,157	-0,236	5	6
98	0,506	39,46	0,557	1,00	-0,084	-0,080	-0,151	5	11
99	0,440	39,46	0,484	1,00	-0,001	0,002	-0,060	5	11
100	0,371	39,46	0,408	1,00	0,089	0,092	0,041	5	6

Tabela 9 - Fluxo de Calor Crítico estimado pela correlação do EPRI (EPRI, 1982) para o feixe 3 × 3 de 30 cm de comprimento.

CASO N°	Q _{AVG} (MBtu/hr-ft ²)	DIST. (in)	CHF (MBtu/hr-ft ²)	MDNBR (-)	x _{LOC} (-)	x _e (Canal) (-)	x _e (Feixe) (-)	Vareta N°	Canal N°
1	0,492	12,75	0,492	1,00	-0,046	-0,013	0,015	3	4
2	0,465	12,75	0,512	1,00	0,100	0,128	0,085	5	10
3	0,423	12,75	0,466	1,00	0,178	0,206	0,145	5	11
4	0,377	12,75	0,414	1,00	0,278	0,304	0,208	5	11
5	0,336	12,75	0,370	1,00	0,378	0,403	0,286	5	7
6	0,370	12,75	0,370	1,00	-0,222	-0,188	-0,153	7	13
7	0,355	12,75	0,355	1,00	-0,133	-0,101	-0,065	7	13
8	0,342	12,75	0,342	1,00	-0,039	-0,008	0,029	3	4
9	0,329	12,75	0,362	1,00	0,173	0,196	0,131	5	11
10	0,287	12,75	0,315	1,00	0,288	0,310	0,212	5	6
11	0,279	12,75	0,279	1,00	-0,388	-0,360	-0,313	3	4
12	0,268	12,75	0,268	1,00	-0,287	-0,260	-0,214	7	13
13	0,257	12,75	0,257	1,00	-0,181	-0,155	-0,110	9	16
14	0,245	12,75	0,245	1,00	-0,068	-0,044	0,001	3	4
15	0,244	12,75	0,268	1,00	0,185	0,205	0,134	5	6
16	0,220	12,75	0,220	1,00	-0,536	-0,513	-0,461	1	1
17	0,211	12,75	0,211	1,00	-0,423	-0,401	-0,351	1	1
18	0,202	12,75	0,202	1,00	-0,306	-0,285	-0,236	7	13
19	0,192	12,75	0,192	1,00	-0,181	-0,161	-0,114	3	4
20	0,184	12,75	0,184	1,00	-0,042	-0,024	0,023	7	13
21	0,611	12,75	0,673	1,00	-0,089	-0,071	-0,150	5	7
22	0,564	12,75	0,621	1,00	-0,019	-0,002	-0,077	5	10
23	0,516	12,75	0,567	1,00	0,054	0,070	-0,001	5	6
24	0,461	12,75	0,507	1,00	0,134	0,151	0,078	5	6
25	0,404	12,75	0,444	1,00	0,226	0,241	0,166	5	6
26	0,540	12,75	0,595	1,00	-0,179	-0,162	-0,239	5	10
27	0,499	12,75	0,549	1,00	-0,102	-0,086	-0,158	5	10
28	0,456	12,75	0,502	1,00	-0,021	-0,006	-0,074	5	6
29	0,411	12,75	0,452	1,00	0,065	0,079	0,015	5	10
30	0,357	12,75	0,392	1,00	0,163	0,178	0,110	5	11
31	0,473	12,75	0,520	1,00	-0,285	-0,268	-0,343	5	6
32	0,437	12,75	0,480	1,00	-0,198	-0,183	-0,253	5	6
33	0,399	12,75	0,439	1,00	-0,108	-0,094	-0,160	5	10
34	0,360	12,75	0,396	1,00	-0,012	0,001	-0,060	5	10
35	0,315	12,75	0,347	1,00	0,093	0,106	0,048	5	7
36	0,413	12,75	0,413	1,00	-0,557	-0,540	-0,460	1	1
37	0,383	12,75	0,421	1,00	-0,305	-0,290	-0,359	5	10
38	0,350	12,75	0,385	1,00	-0,204	-0,190	-0,255	5	7
39	0,316	12,75	0,347	1,00	-0,096	-0,084	-0,143	5	6
40	0,279	12,75	0,307	1,00	0,022	0,033	-0,021	5	6
41	0,735	12,75	0,808	1,00	-0,176	-0,160	-0,238	5	6
42	0,673	12,75	0,740	1,00	-0,103	-0,089	-0,161	5	11
43	0,608	12,75	0,669	1,00	-0,027	-0,013	-0,080	5	6
44	0,541	12,75	0,595	1,00	0,054	0,066	0,007	5	11
45	0,465	12,75	0,512	1,00	0,144	0,155	0,101	5	11
46	0,668	12,75	0,735	1,00	-0,255	-0,240	-0,316	5	6
47	0,612	12,75	0,673	1,00	-0,175	-0,161	-0,231	5	6
48	0,554	12,75	0,609	1,00	-0,091	-0,078	-0,143	5	7

49	0,492	12,75	0,541	1,00	-0,002	0,009	-0,048	5	6
50	0,426	12,75	0,468	1,00	0,095	0,105	0,055	5	11
51	0,606	12,75	0,667	1,00	-0,348	-0,333	-0,407	5	6
52	0,555	12,75	0,611	1,00	-0,260	-0,246	-0,314	5	11
53	0,503	12,75	0,553	1,00	-0,167	-0,155	-0,217	5	11
54	0,447	12,75	0,491	1,00	-0,069	-0,057	-0,114	5	6
55	0,388	12,75	0,426	1,00	0,039	0,048	0,000	5	11
56	0,554	12,75	0,610	1,00	-0,452	-0,437	-0,511	5	7
57	0,508	12,75	0,559	1,00	-0,354	-0,340	-0,409	5	7
58	0,460	12,75	0,506	1,00	-0,252	-0,239	-0,302	5	11
59	0,409	12,75	0,450	1,00	-0,143	-0,132	-0,188	5	11
60	0,354	12,75	0,389	1,00	-0,024	-0,014	-0,063	5	7
61	0,798	12,75	0,877	1,00	-0,206	-0,192	-0,265	5	11
62	0,727	12,75	0,800	1,00	-0,132	-0,119	-0,186	5	6
63	0,653	12,75	0,719	1,00	-0,054	-0,042	-0,103	5	10
64	0,576	12,75	0,634	1,00	0,028	0,039	-0,015	5	11
65	0,492	12,75	0,541	1,00	0,118	0,128	0,081	5	11
66	0,735	12,75	0,809	1,00	-0,281	-0,267	-0,338	5	10
67	0,671	12,75	0,738	1,00	-0,200	-0,187	-0,252	5	11
68	0,603	12,75	0,664	1,00	-0,115	-0,103	-0,163	5	10
69	0,532	12,75	0,585	1,00	-0,025	-0,014	-0,067	5	11
70	0,457	12,75	0,502	1,00	0,073	0,082	0,037	5	11
71	0,678	12,75	0,746	1,00	-0,369	-0,355	-0,426	5	11
72	0,619	12,75	0,681	1,00	-0,280	-0,267	-0,332	5	11
73	0,557	12,75	0,613	1,00	-0,187	-0,175	-0,234	5	6
74	0,492	12,75	0,541	1,00	-0,088	-0,077	-0,130	5	6
75	0,422	12,75	0,464	1,00	0,021	0,029	-0,016	5	6
76	0,632	12,75	0,695	1,00	-0,468	-0,454	-0,526	5	10
77	0,576	12,75	0,634	1,00	-0,370	-0,357	-0,423	5	6
78	0,519	12,75	0,571	1,00	-0,267	-0,255	-0,315	5	11
79	0,459	12,75	0,504	1,00	-0,158	-0,147	-0,201	5	11
80	0,393	12,75	0,432	1,00	-0,039	-0,030	-0,076	5	6
81	0,943	12,75	1,038	1,00	-0,256	-0,244	-0,306	5	11
82	0,852	12,75	0,937	1,00	-0,180	-0,169	-0,225	5	6
83	0,757	12,75	0,832	1,00	-0,100	-0,090	-0,140	5	6
84	0,655	12,75	0,721	1,00	-0,014	-0,006	-0,049	5	11
85	0,547	12,75	0,602	1,00	0,078	0,085	0,050	5	11
86	0,895	12,75	0,985	1,00	-0,323	-0,311	-0,373	5	6
87	0,809	12,75	0,890	1,00	-0,241	-0,229	-0,286	5	6
88	0,720	12,75	0,792	1,00	-0,154	-0,144	-0,195	5	6
89	0,625	12,75	0,688	1,00	-0,062	-0,053	-0,097	5	11
90	0,524	12,75	0,576	1,00	0,038	0,045	0,009	5	6
91	0,855	12,75	0,940	1,00	-0,404	-0,391	-0,454	5	7
92	0,773	12,75	0,851	1,00	-0,313	-0,302	-0,360	5	11
93	0,689	12,75	0,757	1,00	-0,219	-0,209	-0,261	5	6
94	0,599	12,75	0,659	1,00	-0,119	-0,110	-0,155	5	11
95	0,501	12,75	0,551	1,00	-0,010	-0,002	-0,040	5	11
96	0,825	12,75	0,908	1,00	-0,495	-0,482	-0,548	5	10
97	0,747	12,75	0,822	1,00	-0,396	-0,384	-0,445	5	11
98	0,666	12,75	0,733	1,00	-0,293	-0,282	-0,336	5	6
99	0,580	12,75	0,638	1,00	-0,183	-0,174	-0,221	5	11
100	0,486	12,75	0,535	1,00	-0,064	-0,056	-0,096	5	6

Tabela 10 - Fluxo de Calor Crítico estimado pela correlação do EPRI (EPRI, 1982) para o feixe 5 x 5 de 100 cm de comprimento sem grade espaçadora.

CASO N°	Q _{AVG} (MBtu/hr-ft ²)	DIST. (in)	CHF (MBtu/hr-ft ²)	MDNBR (-)	x _{LOC} (-)	x _e (Canal) (-)	x _e (Feixe) (-)	Vareta N°	Canal N°
1	0,293	37,4	0,323	1,00	0,472	0,520	0,485	13	22
2	0,274	37,4	0,301	1,00	0,520	0,565	0,519	13	22
3	0,252	37,4	0,278	1,00	0,575	0,617	0,551	13	22
4	0,227	37,4	0,250	1,00	0,643	0,681	0,576	13	15
5	0,199	37,4	0,219	1,00	0,720	0,753	0,604	13	15
6	0,266	37,4	0,292	1,00	0,362	0,408	0,379	13	22
7	0,249	37,4	0,274	1,00	0,414	0,457	0,425	13	22
8	0,230	37,4	0,253	1,00	0,474	0,514	0,469	13	22
9	0,209	37,4	0,229	1,00	0,548	0,585	0,508	13	15
10	0,183	37,4	0,201	1,00	0,640	0,672	0,545	13	15
11	0,236	37,4	0,260	1,00	0,230	0,273	0,251	13	22
12	0,221	37,4	0,244	1,00	0,292	0,332	0,308	13	22
13	0,206	37,4	0,226	1,00	0,358	0,396	0,366	13	22
14	0,187	37,4	0,206	1,00	0,436	0,471	0,420	13	22
15	0,165	37,4	0,181	1,00	0,537	0,568	0,472	13	15
16	0,178	37,4	0,178	1,00	-0,067	-0,036	-0,012	25	36
17	0,174	33,46	0,174	1,00	-0,033	0,063	0,094	25	36
18	0,167	13,78	0,167	1,00	-0,304	0,146	0,193	25	36
19	0,160	13,78	0,160	1,00	-0,181	0,230	0,296	25	36
20	0,147	37,4	0,161	1,00	0,424	0,454	0,390	13	15
21	0,394	37,4	0,434	1,00	0,239	0,271	0,212	13	15
22	0,361	37,4	0,398	1,00	0,291	0,321	0,253	13	15
23	0,327	37,4	0,360	1,00	0,349	0,377	0,295	13	15
24	0,291	37,4	0,320	1,00	0,412	0,437	0,340	13	15
25	0,253	37,4	0,279	1,00	0,477	0,499	0,394	13	15
26	0,368	37,4	0,404	1,00	0,160	0,189	0,137	13	15
27	0,337	37,4	0,371	1,00	0,214	0,242	0,184	13	15
28	0,305	37,4	0,335	1,00	0,275	0,302	0,233	13	15
29	0,271	37,4	0,298	1,00	0,345	0,370	0,285	13	15
30	0,235	37,4	0,259	1,00	0,422	0,444	0,346	13	15
31	0,318	37,4	0,318	1,00	-0,099	-0,069	0,004	25	36
32	0,308	35,43	0,308	1,00	-0,042	0,020	0,094	25	36
33	0,282	37,4	0,310	1,00	0,193	0,219	0,159	13	15
34	0,250	37,4	0,275	1,00	0,267	0,291	0,220	13	15
35	0,217	37,4	0,238	1,00	0,354	0,376	0,289	13	15
36	0,264	37,4	0,264	1,00	-0,269	-0,242	-0,163	25	36
37	0,250	37,4	0,250	1,00	-0,174	-0,148	-0,071	25	36
38	0,236	37,4	0,236	1,00	-0,076	-0,051	0,025	25	36
39	0,232	37,4	0,255	1,00	0,188	0,211	0,149	13	15
40	0,199	37,4	0,219	1,00	0,280	0,301	0,226	13	15
41	0,493	37,4	0,543	1,00	0,114	0,138	0,048	13	15
42	0,450	37,4	0,495	1,00	0,163	0,185	0,099	13	15
43	0,404	37,4	0,445	1,00	0,216	0,237	0,153	13	15
44	0,356	37,4	0,392	1,00	0,275	0,294	0,211	13	15
45	0,305	37,4	0,336	1,00	0,338	0,354	0,276	13	15
46	0,467	37,4	0,514	1,00	0,051	0,074	-0,017	13	15
47	0,426	37,4	0,469	1,00	0,104	0,126	0,040	13	15
48	0,383	37,4	0,421	1,00	0,161	0,181	0,099	13	15

49	0,338	37,4	0,371	1,00	0,224	0,243	0,163	13	15
50	0,289	37,4	0,318	1,00	0,295	0,312	0,235	13	15
51	0,440	37,4	0,484	1,00	-0,027	-0,003	-0,097	13	15
52	0,402	37,4	0,443	1,00	0,036	0,057	-0,031	13	15
53	0,362	37,4	0,399	1,00	0,099	0,119	0,037	13	15
54	0,319	37,4	0,351	1,00	0,167	0,185	0,108	13	15
55	0,273	37,4	0,300	1,00	0,245	0,262	0,187	13	15
56	0,416	37,4	0,458	1,00	-0,112	-0,088	-0,186	13	15
57	0,379	37,4	0,417	1,00	-0,043	-0,021	-0,113	13	15
58	0,343	37,4	0,377	1,00	0,031	0,051	-0,034	13	15
59	0,303	37,4	0,333	1,00	0,107	0,125	0,047	13	15
60	0,258	37,4	0,284	1,00	0,191	0,207	0,135	13	15
61	0,542	37,4	0,596	1,00	0,070	0,091	-0,003	13	15
62	0,493	37,4	0,542	1,00	0,119	0,139	0,051	13	15
63	0,441	37,4	0,485	1,00	0,172	0,190	0,108	13	15
64	0,387	37,4	0,426	1,00	0,230	0,246	0,170	13	15
65	0,329	37,4	0,361	1,00	0,293	0,307	0,238	13	15
66	0,516	37,4	0,567	1,00	0,008	0,030	-0,067	13	15
67	0,470	37,4	0,517	1,00	0,064	0,084	-0,006	13	15
68	0,422	37,4	0,464	1,00	0,122	0,140	0,058	13	15
69	0,370	37,4	0,407	1,00	0,184	0,201	0,125	13	15
70	0,314	37,4	0,346	1,00	0,254	0,269	0,200	13	15
71	0,491	37,4	0,540	1,00	-0,065	-0,042	-0,143	13	15
72	0,446	37,4	0,491	1,00	-0,003	0,018	-0,075	13	15
73	0,402	37,4	0,442	1,00	0,064	0,082	-0,002	13	15
74	0,353	37,4	0,389	1,00	0,132	0,149	0,073	13	15
75	0,300	37,4	0,330	1,00	0,209	0,224	0,155	13	15
76	0,469	37,4	0,516	1,00	-0,146	-0,122	-0,227	13	15
77	0,427	37,4	0,469	1,00	-0,076	-0,054	-0,152	13	15
78	0,383	37,4	0,421	1,00	-0,003	0,017	-0,072	13	15
79	0,339	37,4	0,372	1,00	0,076	0,094	0,014	13	15
80	0,287	37,4	0,316	1,00	0,160	0,175	0,105	13	15
81	0,656	37,4	0,721	1,00	-0,012	0,008	-0,086	13	15
82	0,592	37,4	0,652	1,00	0,042	0,059	-0,025	13	15
83	0,526	37,4	0,579	1,00	0,096	0,111	0,037	13	15
84	0,455	37,4	0,501	1,00	0,155	0,168	0,103	13	15
85	0,378	37,4	0,416	1,00	0,220	0,231	0,176	13	15
86	0,636	37,4	0,699	1,00	-0,067	-0,047	-0,143	13	15
87	0,574	37,4	0,631	1,00	-0,009	0,009	-0,078	13	15
88	0,511	37,4	0,563	1,00	0,053	0,068	-0,009	13	15
89	0,444	37,4	0,488	1,00	0,116	0,130	0,063	13	15
90	0,369	37,4	0,406	1,00	0,187	0,199	0,142	13	15
91	0,618	37,4	0,680	1,00	-0,132	-0,111	-0,211	13	15
92	0,558	37,4	0,614	1,00	-0,067	-0,048	-0,140	13	15
93	0,496	37,4	0,546	1,00	0,000	0,017	-0,065	13	15
94	0,433	37,4	0,477	1,00	0,072	0,087	0,016	13	15
95	0,362	37,4	0,398	1,00	0,149	0,162	0,102	13	15
96	0,605	37,4	0,665	1,00	-0,203	-0,181	-0,287	13	15
97	0,547	37,4	0,602	1,00	-0,132	-0,112	-0,209	13	15
98	0,487	37,4	0,535	1,00	-0,057	-0,040	-0,127	13	15
99	0,424	37,4	0,467	1,00	0,023	0,038	-0,038	13	15
100	0,356	37,4	0,392	1,00	0,109	0,121	0,058	13	15

APÊNDICE C – EXEMPLO DE ENTRADA NO COBRAIIIC/MIT-1

```

*****
*           Arquivo de entrada para seções de teste de FCC           *
*           Juliana Pacheco Duarte                                   *
*           Junho de 2014                                           *
*****
16  32  0  16  21                                     *Tamanho dos vetores
2000  5  1.0
0  1  0  SECAO DE TESTE
20  0
3  4  4                                     *Geometria dos canais
1  2  3  4
5  6  7  8
9  10  11  12
13  14  15  16
4  .300
.00  .00  .09  1.00.9431  1.00  1.00  .00          *Perfil de potência

41.54  20  *Altura da seção de teste e quantidade de nodos axiais
0  3  6  1  0
1  1  1.  0.5  .386.11751.543.6061
1.0
1  1  1.  0.25  .386.09081.386.3030
1.0
1  4  13  16  0
1  1  1.  1.0  .386.14101.7001.121
1.0
6  7  10  11  0
.0142  1.2085  1.4028  1.5972  1.7915  1.9858  1
9  9  0  1
1  1  .3861.00  1  0.250  2  0.250  5  0.250  6  0.250
1  2  .3861.00  2  0.250  3  0.250  6  0.250  7  0.250
1  3  .3861.00  3  0.250  4  0.250  7  0.250  8  0.250
1  4  .3861.00  5  0.250  6  0.250  9  0.250  10  0.250
1  5  .3861.10  6  0.250  7  0.250  10  0.250  11  0.250
1  6  .3861.00  7  0.250  8  0.250  11  0.250  12  0.250
1  7  .3861.00  9  0.250  10  0.250  13  0.250  14  0.250
1  8  .3861.00  10  0.250  11  0.250  14  0.250  15  0.250
1  9  .3861.00  11  0.250  12  0.250  15  0.250  16  0.250
.154 .154 .154 .154 .122 .122 .154 .122 .122 .122 .154 .122 .122 .154
.122 .122 .122 .154 .122 .122 .154 .154 .154 .154
1  0  1  1  0  1  1  1  0  21 ! < opção de tabela
para água comprimida.
0.020  0          *Modelo de mistura turbulenta
1          *Modelo de atrito bifásico
1  2          *Modelos de fração de vazio subresfriado e
fração de vazio volumétrica
3  .5  .0  .5  0  *Correlação de FCC, resistência de escoamento
transversal, fator de momento turbulento, fator de momento transversal,
inclinação da seção de teste
20 .005          *Critério de convergência
30  1 300.2300.  *N. de pontos de pressão e intervalo da
pressão
1419.00.1501740.  *Condições de operação (T,G,P)

```

0							
0	0	2	4	2	0	*Define o arquivo de saída	
6	7	10	11			*Canais impressos	
5	7					*Varetas impressas	
0							
0	2	1	SECAO DE TESTE			*Grupo 11 - adiciona novos pontos de operação	
11	1						
	1740		464		0.150		.315

APÊNDICE D – INTERVALOS DE TOLERÂNCIA

Figura 23 - Limite de Tolerância superior para o total geral, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.

Figura 24 - Limite de Tolerância superior para o total geral (somando as distribuições individuais por empresa, após a retirada de *outliers*), usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.

Figura 25 - Limite de Tolerância superior para o total geral, somando as distribuições individuais por empresa, e retirando todos os possíveis *outliers* da distribuição remanescente, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.

Figura 26 - Limite de Tolerância superior para a empresa CE, retirando todos os possíveis *outliers* da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.

Figura 27 - Limite de Tolerância superior para a empresa WH, retirando todos os possíveis *outliers* da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.

Figura 28 - Limite de Tolerância superior para a empresa EX, retirando todos os possíveis *outliers* da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.

Figura 29 - Limite de Tolerância superior para a empresa BW, retirando todos os possíveis *outliers* da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.

Figura 30 - Limite de Tolerância superior para a empresa IN, retirando todos os possíveis *outliers* da distribuição, usando teste para distribuição normal e o teste não paramétrico.