



**AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE  
DE SÃO PAULO**

**METODOLOGIA PARA ANÁLISE TERMO-HIDRÁULICA DE  
REATORES DE PESQUISA TIPO PISCINA COM  
COMBUSTÍVEL TIPO PLACA**

**PEDRO ERNESTO UMBEHAUN**

**Dissertação apresentada como parte  
dos requisitos para obtenção do Grau  
de Mestre em Ciências na Área de  
Reatores Nucleares de Potência e  
Tecnologia do Combustível Nuclear.**

**Orientador:  
Dr. Antonio Teixeira e Silva**

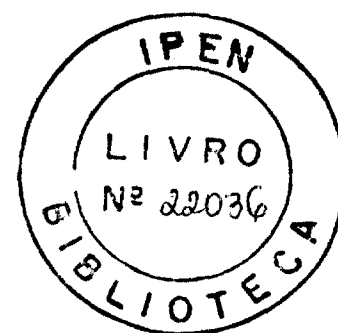
**São Paulo  
2000**

**INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES**

**Autarquia associada à Universidade de São Paulo**

**METODOLOGIA PARA ANÁLISE TERMO-HIDRÁULICA DE REATORES DE  
PESQUISA TIPO PISCINA COM COMBUSTÍVEL TIPO PLACA**

**PEDRO ERNESTO UMBEHAUN**



**Dissertação apresentada como parte  
dos requisitos para obtenção do grau  
de Mestre em Ciências na Área de  
Reatores Nucleares de Potência e  
Tecnologia do Combustível Nuclear.**

**Orientador:**

**Dr. Antonio Teixeira e Silva**

**SÃO PAULO**

**2000**

**INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES**

*À minha esposa Rosimeire, pelo amor,  
carinho, compreensão e apoio.*

*À minha mãe Anastacia.*

## AGRADECIMENTOS

Ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN – CNEN/SP) na pessoa do seu Superintendente, Dr. Cláudio Rodrigues, pelo apoio e incentivo à pesquisa e capacitação científica nacional.

Ao Dr. Antonio Teixeira e Silva, pela orientação, confiança, dedicação e incentivo no desenvolvimento deste trabalho.

Ao meu amigo, Dr. José Luís Ferraz Bastos, que hoje se encontra na Agência Internacional de Energia Atômica, meu orientador durante alguns anos e companheiro de trabalho que muito me ensinou durante o projeto do aumento de potência do reator IEA-R1 de 2 MW para 5 MW quando se iniciou este trabalho.

Ao meu amigo Dr. Delvonei Alves de Andrade pela valiosa ajuda neste trabalho e pelo companheirismo, apoio e incentivo.

Aos amigos Alvim, José Carlos, Adilson e Omar no projeto e construção da Bancada de Aferição de Vazão e na realização dos experimentos que foram de fundamental importância para a realização deste trabalho.

Aos amigos Eduardo Maprelian, Mitsuo, Perrotta, José Eduardo, Roberto Frajndlich, Berretta, Patrícia e Maria Eugênia pelas informações, materiais e apoio prestados.

Aos membros titulares e suplentes componentes da banca examinadora.

E finalmente a todos aqueles que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho.

# **METODOLOGIA PARA ANÁLISE TERMO-HIDRÁULICA DE REATORES DE PESQUISA TIPO PISCINA COM COMBUSTÍVEL TIPO PLACA**

**Pedro Ernesto Umbehaun**

## **RESUMO**

Neste trabalho é desenvolvida uma metodologia para análise termo-hidráulica de reatores de pesquisa tipo piscina com combustível tipo placa MTR (“Material Test Reactor”). Para esta metodologia foram desenvolvidos um programa computacional para cálculo da distribuição de vazão no núcleo do reator ( programa FLOW) e um modelo que permite realizar análises termo-hidráulicas do núcleo em regime permanente (modelo MTRCR-IEAR1). O programa FLOW calcula a vazão pelos elementos combustíveis, elementos de controle, irradiadores e pelos canais formados entre os elementos combustíveis e entre os irradiadores e refletores no reator. O programa foi validado através de experimentos para o reator de pesquisas IEA-R1 do IPEN-CNEN/SP. O MTRCR-IEAR1 é um modelo baseado no programa comercial “Engineering Equation Solver” (EES). Além das análises termo-hidráulicas do núcleo em regime permanente realizadas por programas computacionais tradicionais como o COBRA-3C/RERTR e o PARET, o modelo permite analisar canais paralelos com diferentes vazões de resfriamento e/ou geometria. Fatores de incerteza das variáveis de cálculo neutrônico e termo-hidráulico e de fabricação do elemento combustível são introduzidos no modelo. Para regime permanente, ele mostrou boa concordância quando verificado frente a resultados fornecidos pelos programas COBRA-3C/RERTR e PARET. A metodologia desenvolvida foi aplicada no cálculo da distribuição de vazão e na análise termo-hidráulica de uma configuração de núcleo típica do reator IEA-R1.

# **METHODOLOGY FOR THERMAL-HYDRAULICS ANALYSIS OF POOL TYPE MTR FUEL RESEARCH REACTORS**

**Pedro Ernesto Umbehaun**

## ***ABSTRACT***

*This work presents a methodology developed for thermal-hydraulic analysis of pool type MTR fuel research reactors. For this methodology a computational program, FLOW, and a model, MTRCR-IEAR1 were developed. FLOW calculates the cooling flow distribution in the fuel elements, control elements, irradiators, and through the channels formed among the fuel elements and among the irradiators and reflectors. This computer program was validated against experimental data for the IEA-R1 research reactor core at IPEN-CNEN/SP. MTRCR-IEAR1 is a model based on the commercial program Engineering Equation Solver (EES). Besides the thermal-hydraulic analyses of the core in steady state accomplished by traditional computational programs like COBRA-3C/RERTR and PARET, this model allows to analyze parallel channels with different cooling flow and/or geometry. Uncertainty factors of the variables from neutronic and thermal-hydraulic calculation and also from the fabrication of the fuel element are introduced in the model. For steady state analyses MTRCR-IEAR1 showed good agreement with the results of COBRA-3C/RERTR and PARET. The developed methodology was used for the calculation of the cooling flow distribution and the thermal-hydraulic analysis of a typical configuration of the IEA-R1 research reactor core.*

## SUMÁRIO

	<i>Página</i>
<b>1. INTRODUÇÃO</b> _____	<b>1</b>
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> _____	<b>6</b>
<b>2.1. Modelo Térmico Utilizado nos Programas COBRA-3C/RERTR e PARET</b> _____	<b>8</b>
<b>2.2. Velocidade Crítica de Escoamento do Fluido Refrigerante</b> _____	<b>10</b>
<b>2.3. Início da Ebulição Nucleada (“Onset of Nucleate Boiling” - ONB)</b> _____	<b>11</b>
<b>2.4. Instabilidade no Escoamento do Fluido Refrigerante</b> _____	<b>12</b>
<b>2.5. Correlações para DNB (“Departure From Nucleate Boiling”)</b> _____	<b>18</b>
<b>3. DISTRIBUIÇÃO DE VAZÃO NO NÚCLEO DO REATOR</b> _____	<b>21</b>
<b>3.1 Metodologia para o Cálculo da Distribuição de Vazão em Núcleos de Reatores de Pesquisa Tipo Piscina com Combustíveis MTR</b> _____	<b>21</b>
<b>3.2 - Modelagem da Distribuição de Vazão em Núcleos de Reatores de Pesquisa</b> _____	<b>22</b>
3.2.1 Estrutura do Programa FLOW _____	26
3.1.3 Experimento para Validação do Programa FLOW para o Reator IEA-R1 _____	27
<b>3.3 Validação do Programa FLOW</b> _____	<b>30</b>
3.3.1 Elemento Combustível Padrão (EC) _____	31
3.3.2 Elemento Combustível de Controle (Ect) _____	32
3.3.3 Elementos para Irradiação de Amostras Refrigerados a Água (EIRA) _____	34
3.3.4 Elemento Irradiador de Silício (EIS) _____	35
3.3.5 Canais Entre Elementos (CEE) _____	36
3.3.6 Comparação dos Resultados Experimentais e Numéricos da Perda de Carga em Função da Vazão nos Diversos Elementos do Núcleo do Reator IEA-R1 _____	37
<b>4. MODELO TÉRMICO MTRCR-IEAR1</b> _____	<b>39</b>

<b>4.1 Modelo Térmico do MTRCR-IEAR1</b>	<b>39</b>
<b>4.2 Configuração Típica do Reator IEA-R1 e Condições de Operação para as Análises Termo-hidráulicas e Cálculo da Distribuição de Vazão no Núcleo realizadas neste Trabalho</b>	<b>45</b>
<b>4.3 Comparação dos Resultados do Modelo MTRCR-IEAR1 com os Programas COBRA – 3C/RERTR e PARET</b>	<b>49</b>
<b>4.4 Metodologia para Tratamento das Incertezas no Modelo MTRCR-IEAR1</b>	<b>55</b>
<b>4.5 Fatores de Incerteza para o Reator IEA-R1</b>	<b>60</b>
4.5.1 Fator de Canal Quente para o Aumento de Temperatura do Fluido Refrigerante	62
4.5.2 Fator de Canal Quente para Fluxo de Calor $F_q$	65
4.5.3 Fator de Transferência de Calor $F_h$	66
<b>4.6 Introdução dos Fatores de Canal Quente nas Análises com o MTRCR-IEAR1</b>	<b>70</b>
<b>5. APLICAÇÃO DO PROGRAMA FLOW E DO MODELO MTRCR-IEAR1 PARA UMA CONFIGURAÇÃO TÍPICA DO REATOR IEA-R1</b>	<b>72</b>
<b>5.1 Distribuição de Vazão no Núcleo do Reator IEA-R1 com o Programa FLOW</b>	<b>73</b>
<b>5.2 Análise Termo-hidráulica do Núcleo do Reator IEA-R1 com a Distribuição de Vazão Obtida com o Programa FLOW</b>	<b>79</b>
<b>5.3 Introdução dos Fatores de Incerteza na Análise Termo-hidráulica</b>	<b>81</b>
<b>5.4 Análise Termo-hidráulica dos Canais Entre Elementos Combustíveis - CEE</b>	<b>83</b>
<b>6. CONCLUSÕES TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>92</b>
<b>APÊNDICE: PROGRAMA DO MODELO MTRCR-IEAR1</b>	<b>94</b>
<b>7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>106</b>



## Índice de Figuras

<i>Figura 1- Esquema do Modelo Térmico do Canal Refrigerante dos Programas COBRA-3C/RERTR e PARET.</i>	9
<i>Figura 2 - Instabilidade de Fluxo, Curva S.</i>	13
<i>Figura 3 – Representação esquemática do núcleo do reator IEA-R1.</i>	22
<i>Figura 4 – Isométrico do Circuito Experimental para Ensaio dos Elementos Combustíveis e Irradiadores.</i>	29
<i>Figura 5 Seção de Testes</i>	30
<i>Figura 6 - Elemento Combustível Padrão do Reator IEA-R1.</i>	31
<i>Figura 7 - Elemento Combustível de Controle do Reator IEA-R1.</i>	33
<i>Figura 8 – Croqui do Elemento de Irradiação de Amostras (Irradiadore).</i>	34
<i>Figura 9 - Croqui do Elemento Irradiador de Silício.</i>	35
<i>Figura 10 - Canais Entre Elementos.</i>	36
<i>Figura 11 - Comparação da Perda de Carga Experimental x Teórica.</i>	38
<i>Figura 12 - Esquema Simplificado do Modelo MTRCR-IEARI.</i>	40
<i>Figura 13 – Representação de duas Seções.</i>	41
<i>Figura 14 - Configuração Típica do Núcleo do Reator IEA-R1.</i>	46
<i>Figura 15 - Distribuição de temperaturas ao Longo do Canal –</i>	50
<i>Figura 16 - Distribuição de temperaturas ao Longo do Canal – Correlação de Sider – Tate.</i>	51
<i>Figura 17 - Margem de Segurança para Fluxo Crítico de Calor.</i>	53
<i>Figura 18- Margem para Instabilidade de Fluxo (FIR).</i>	54
<i>Figura 19 - Distribuição de Vazão no Núcleo do Reator IEA-R1.</i>	74
<i>Figura 20 - Máximas Temperaturas no Canal x Vazão para a Configuração 198 do Núcleo do Reator IEA-R1.</i>	80
<i>Figura 21 - Máximas Temperaturas no Canal x Vazão considerando o Fator de Canal Quente Fq.83</i>	
<i>Figura 22 - Saia Lateral ao Redor do Núcleo do Reator FGR-1.</i>	85
<i>Figura 23 - Refrigeração do Canal Externo.</i>	87
<i>Figura 24 – Temperatura da Superfície do Revestimento (Canais Interno e Externo).</i>	88
<i>Figura 25 – Temperatura do Revestimento x Vazão (Entre Elementos).</i>	89
<i>Figura 26 - Fração da Potência Original da Placa x Vazão Mínima de Resfriamento para Manutenção da Temperatura na Placa Lateral em 95 °C.</i>	91

## Índice de Tabelas

<i>Tabela 1 - Dados Geométricos dos Elementos Combustíveis Padrão.</i>	32
<i>Tabela 2 - Dados Geométricos dos Elementos Combustíveis de Controle.</i>	33
<i>Tabela 3 - Dados Geométricos dos Elementos de Irradiação de Amostras (Irradiadores).</i>	34
<i>Tabela 4 - Dados Geométricos dos Canais Entre Elementos.</i>	37
<i>Tabela 5 - Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1 (configuração 198).</i>	48
<i>Tabela 6 - Comparação dos Resultados de Temperaturas com as correlações de Dittus &amp; Boelter e Sieder - Tate configuração 198 do Reator IEA-R1.</i>	52
<i>Tabela 7 - Comparação dos Métodos Convencional e Misto para Cálculo dos Fatores de Canal Quente.</i>	69
<i>Tabela 8 - Impacto da Introdução dos Fatores de Canal Quente na Análise Termo-hidráulica no Núcleo do Reator IEA-R1 (configuração 198).</i>	71
<i>Tabela 9 - Distribuição de Vazão no Núcleo para 25 EC.</i>	76
<i>Tabela 10 - Velocidades de Escoamento para 25 EC.</i>	78

## Índice de Tabelas

<i>Tabela 1 - Dados Geométricos dos Elementos Combustíveis Padrão.</i>	32
<i>Tabela 2 - Dados Geométricos dos Elementos Combustíveis de Controle.</i>	33
<i>Tabela 3 - Dados Geométricos dos Elementos de Irradiação de Amostras (Irradiadores).</i>	34
<i>Tabela 4 - Dados Geométricos dos Canais Entre Elementos.</i>	37
<i>Tabela 5 - Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1 (configuração 198).</i>	48
<i>Tabela 6 - Comparação dos Resultados de Temperaturas com as correlações de Dittus &amp; Boelter e Sider – Tate configuração 198 do Reator IEA-R1.</i>	52
<i>Tabela 7 - Comparação dos Métodos Convencional e Misto para Cálculo dos Fatores de Canal Quente.</i>	69
<i>Tabela 8 – Impacto da Introdução dos Fatores de Canal Quente na Análise Termo-hidráulica no Núcleo do Reator IEA-R1 (configuração 198).</i>	71
<i>Tabela 9 - Distribuição de Vazão no Núcleo para 25 EC.</i>	76
<i>Tabela 10- Velocidades de Escoamento para 25 EC.</i>	78

## 1. INTRODUÇÃO

O núcleo de um reator de pesquisa tipo piscina tem a forma de um paralelepípedo e é formado, basicamente, por elementos combustíveis, elementos de controle, elementos para irradiação de amostras, irradiadores e refletores. Todos os elementos e refletores são encaixados verticalmente em furos de uma placa matriz e colocados dentro de uma piscina de água desmineralizada. A refrigeração do núcleo é feita através da circulação forçada de água que se dá no sentido descendente, promovida pela bomba principal do circuito de resfriamento primário. Esta água, após passar pelo núcleo, é resfriada num trocador de calor e reinjetada na parte superior da piscina.

A vazão fornecida pela bomba é dividida pelos diversos elementos combustíveis e de controle, pelos irradiadores que permitem a passagem de água, pelos furos secundários não tamponados da placa matriz, pelos canais entre elementos combustíveis e pelos canais entre refletores e irradiadores, reunificando-se na região do coletor.

O escoamento pelos canais internos dos elementos combustíveis e de controle promove o resfriamento das placas combustíveis internas. O escoamento pelos canais entre estes elementos promove o resfriamento das faces externas das placas combustíveis laterais. O escoamento pelos canais entre refletores e irradiadores tem por finalidade principal permitir que não haja estagnação do fluido refrigerante e o escoamento pelos furos principais não tamponados não têm nenhuma finalidade e podem, se não tamponados, desviar parte da vazão que deveria passar pelos elementos combustíveis ou irradiadores onde há geração de calor.

Em regime permanente, dois tipos de análises termo-hidráulicas têm sido efetuadas para os núcleos de reatores de pesquisa tipo piscina com combustíveis MTR (Material Test Reactor) [1]:

- **Análise em Condição Nominal**, que se refere a um subcanal de um elemento combustível formado por placas combustíveis com dissipações médias, ou seja, a dissipação das placas corresponde ao valor da dissipação total de calor do núcleo pelo número total de placas combustíveis. Esta análise fornece as condições nominais de operação do reator; e
  
- **Análise Conservativa**, que se refere ao subcanal do elemento combustível com a maior dissipação de calor. Este subcanal é, em geral, o canal crítico do ponto de vista termo-hidráulico. É nesta análise que são introduzidas todas as incertezas de cálculo para verificar se mesmo sob esta condição de operação nenhum limite de projeto é violado.

Nos últimos anos, vários programas computacionais foram desenvolvidos para a análise termo-hidráulica de núcleos de reatores de pesquisas, sendo possível com estes programas efetuar tanto uma “Análise em Condição Nominal” quanto uma “Análise Conservativa”, conforme proposto no Safety-Series – 35 G1 da IAEA [1].

Nestes programas, a vazão de resfriamento para a condição nominal de operação é um valor fixo, que segundo recomendações do TECDOC-233 [2] é obtida dividindo-se a vazão total da bomba pelo número total de placas combustíveis no núcleo do reator. Na análise conservativa, este valor é multiplicado pelo fator de incerteza de medida de vazão. Esta recomendação pressupõe que a vazão fornecida pela bomba se divida igualmente nos canais dos elementos combustíveis, não havendo escoamento pelos irradiadores, canais entre refletores e canais entre irradiadores. Esta hipótese é razoável para núcleos que operem a baixas potências e não possuam irradiadores ou, então, que possuam irradiadores que permitam a passagem de uma quantidade muito pequena de água.

Na prática, observa-se que os reatores de pesquisa possuem vários dispositivos para irradiação de materiais e/ou amostras e que, portanto, não podem ser desprezados.

Em 1995, o IPEN-CNEN/SP deu início ao projeto do aumento de potência do reator IEA-R1 de 2 MW para 5 MW [3], projeto este concluído em 1997. Durante os vários anos de operação do reator a 2 MW, com um núcleo constituído por 26 elementos combustíveis e 4 elementos de controle, as margens de segurança termo-hidráulicas em relação aos limites de projeto foram sempre muito elevadas, mesmo com todo o conservantismo adotado nas análises. No entanto, quando se iniciaram as análises termo-hidráulicas para um núcleo menor, com apenas 21 elementos combustíveis e 4 elementos de controle na potência de 5 MW, constatou-se que análises mais criteriosas e elaboradas se faziam necessárias, pois as margens de segurança haviam sido reduzidas drasticamente e a metodologia de análise conservativa até então utilizada não mais poderia continuar sendo empregada sob pena de inviabilizar a operação neste novo nível de potência [4].

Isto não significava que as análises realizadas até então estivessem erradas, mas que a uma potência de 2 MW, as margens de segurança eram tão elevadas que, por exemplo, o fato de se considerar ou não a vazão pelos irradiadores no núcleo era insignificante.

No caso específico do reator IEA-R1, por exemplo, observava-se que o número de irradiadores não era tão pequeno e que a vazão pelos mesmos não era desprezível e, portanto, seria de fundamental importância o estabelecimento de uma nova metodologia para a estimativa da distribuição de vazão no núcleo, de forma que se pudesse realizar análises mais realistas.

Neste trabalho é apresentado o programa FLOW [4],[5], desenvolvido para o cálculo da distribuição de vazão em núcleos de reatores de pesquisa tipo piscina e que foi validado [6] e [7] experimentalmente para o reator IEA-R1. No programa FLOW, além das

vazões pelos elementos combustíveis e de controle, é considerada a vazão que passa pelos diversos irradiadores, pelos canais laterais entre os irradiadores e pelos furos principais e secundários da placa matriz, permitindo assim uma avaliação mais precisa da influência de cada um deles no resfriamento do núcleo. Além disso, é desenvolvido com o pacote comercial Engineering Equation Solver [8] um novo modelo termo-hidráulico (modelo MTRCR-IEAR1), que possui uma interface gráfica muito prática, facilitando a interpretação dos resultados. Com o MTRCR-IEAR1 é possível realizar todas as análises termo-hidráulicas de núcleos de reatores de pesquisa tipo piscina com combustível tipo placa em regime estacionário com a mesma precisão que hoje estas análises são realizadas com os programas COBRA-3C/ RERTR [9] e PARET [10]. A vantagem deste modelo frente aos modelos acima é que ele permite a análise de canais com diferentes vazões, como é o caso dos canais formados entre elementos combustíveis, nos quais não se pode garantir a vazão. Outra vantagem do MTRCR-IEAR1 é a possibilidade de se avaliar as condições de operação em diferentes níveis de potência ou numa determinada faixa de vazão com maior facilidade. Tudo isso torna o MTRCR-IEAR1 ideal para o acompanhamento da operação de reatores de pesquisa, assim como para as análises que devem ser realizadas quando da mudança de configuração do núcleo do reator ou na introdução de um novo irradiador.

O capítulo 2 deste trabalho apresenta uma descrição sucinta dos principais programas computacionais desenvolvidos para análise termo-hidráulica de reatores de pesquisa tipo piscina, e que estão implementados no IPEN-CNEN/SP, assim como um levantamento das principais correlações utilizadas para cálculo dos principais parâmetros termo-hidráulicos que devem ser verificados segundo recomendações da IAEA [1], [2]. O capítulo 3 apresenta o desenvolvimento do programa FLOW para cálculo da distribuição de vazão em núcleos de reatores de pesquisa e a sua validação experimental para o reator IEA-R1. O capítulo 4 apresenta o novo modelo térmico desenvolvido, onde é feita uma comparação entre os resultados obtidos com este modelo e os obtidos com os programas COBRA-3C/RERTR e PARET para uma configuração de núcleo típica do reator IEA-R1. Além disso, é apresentada uma metodologia para o tratamento das incertezas envolvidas nos cálculos termo-hidráulicos, tais como tolerâncias de fabricação do combustível, erros nos cálculos da distribuição da densidade de potência e da distribuição de vazão no núcleo,

desvios no controle da potência do reator e na medida da vazão, e margens de segurança para os coeficientes de transferência de calor. No capítulo 5, é apresentado um exemplo de aplicação dos programas FLOW e MTRCR-IEAR1 para uma configuração típica do reator IEA-R1, onde se pode verificar a influência dos diversos dispositivos de irradiação no resfriamento do núcleo do reator, a importância da análise termo-hidráulica dos canais entre elementos combustíveis e a importância da consideração dos fatores de incerteza na análise conservativa. A conclusão deste estudo é apresentada na capítulo 6.



## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

No projeto termo-hidráulico de núcleos de reatores de pesquisa são utilizados programas computacionais que predigam quantitativamente as reais condições de operação e garantam que mesmo em condições transitórias nenhum parâmetro de segurança será violado.

Critérios e limites de projeto são estabelecidos para combustíveis MTR (“Material Test Reactor”) de forma a não ocorrer uma mudança geométrica acentuada do elemento combustível e permitir o seu correto funcionamento durante o seu tempo de permanência no reator. Em regime de operação normal, as temperaturas atingidas no combustível são baixas e muito aquém de sua temperatura de fusão ou de temperaturas que levem a reações químicas entre o cerne do combustível e o seu revestimento [11]. Em termos de limites de projeto, a preocupação maior é evitar que as temperaturas na superfície externa do revestimento ultrapassem a temperatura para a qual a probabilidade de corrosão no revestimento é alta. Para revestimento de alumínio, esta temperatura está por volta de 95°C, como no caso do combustível do reator IEA-R1 [12].

No IPEN-CNEN/SP dois programas computacionais estão implementados para as análises termo-hidráulicas do núcleo do reator IEA-R1, os programas COBRA 3C/RERTR [9] e PARET [10].

Em 1980 foi desenvolvido pelo “Argonne National Laboratory”, o programa COBRA-3C/RERTR, que é uma versão modificada do Programa COBRA-3C/MIT para

combustível tipo vareta de reatores de potência tipo PWR (“Pressurized Water Reactor”). Modificações foram realizadas neste programa de forma a adequá-lo para reatores de pesquisa com combustível tipo placa ou vareta operando a baixas pressões e baixas temperaturas. O programa faz as verificações relativas as margens de segurança termo-hidráulicas recomendadas pela Safety Series 35-G1 e faz as análises termo-hidráulicas considerando tanto a existência de escoamento monofásico como de escoamento bifásico nos canais internos do elemento combustível.

As seguintes variáveis termo-hidráulicas são calculadas ao longo do canal: temperatura no cerne do combustível, temperatura no revestimento, temperatura do fluido refrigerante, temperatura na qual se inicia a ebulição nucleada, fração de vazios, fluxo de calor no qual se inicia a ebulição nucleada, fluxo de calor crítico (“Departure of Nucleate Boiling” - DNB), fluxo de calor no qual se inicia a instabilidade de fluxo e as respectivas margens termo-hidráulicas.

O programa permite ainda a simulação de transiente de parada de bomba, desde que sejam fornecidas as curvas de vazão e de potência no núcleo em função do tempo.

As opções para cálculo do coeficiente de transferência de calor para escoamento monofásico são as seguintes: Dittus & Boelter [13] e Thom [14].

Um grande inconveniente deste programa é que os dados de entrada e saída são em unidades britânicas, o que gera um trabalho razoável para transformação de unidades.

Em 1969, foi desenvolvido no “Idaho National Engineering Laboratory” o programa PARET para análise dos experimentos de medidas de temperatura e pressão em reatores de potência. Posteriormente, várias modificações foram realizadas no programa,

sendo introduzidas correlações para cálculo de instabilidade de fluxo, fluxo crítico de calor, correlações de transferência de calor em escoamento monofásico e bifásico e tabelas de propriedades físicas em baixas pressões e temperaturas. O programa permite ainda, além das análises em regime estacionário, análise de pequenos acidentes não destrutivos de inserção de reatividade, bem como acidentes de parada de bomba seguida de circulação natural em reatores de pesquisa.

As variáveis calculadas ao longo do canal são as mesmas calculadas pelo programa COBRA 3C/RERTR.

As opções de correlações para cálculo dos coeficientes de transferência de calor em escoamento monofásico são as seguintes: Dittus & Boelter [13] e Seider-Tate [15].

## **2.1. Modelo Térmico Utilizado nos Programas COBRA-3C/RERTR e PARET**

Os elementos combustíveis do tipo MTR são do tipo placa não existindo, portanto, escoamento transversal entre placas combustíveis. Neste caso, a análise de um elemento pode ser feita independentemente dos elementos vizinhos.

Tendo em vista a simetria geométrica e térmica do problema, o modelo é limitado por duas meias placas e pelo canal refrigerante correspondente, Figura 1. onde  $T_{fr}$  é a temperatura de entrada do fluido refrigerante e  $Q_{fr}$  é a vazão de entrada no canal.

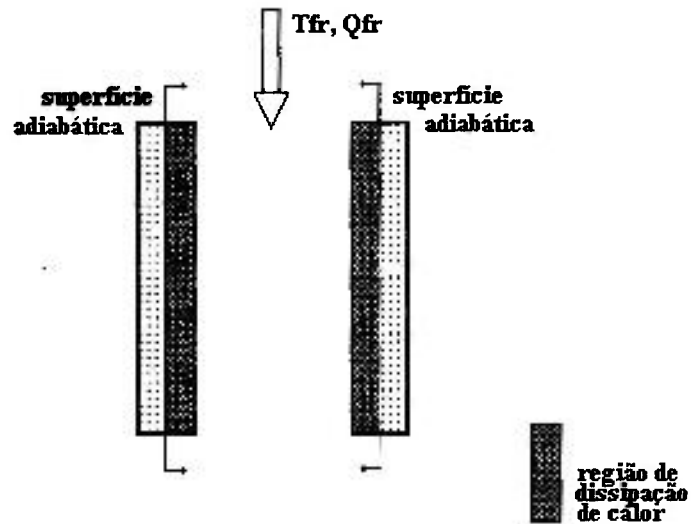


Figura 1- Esquema do Modelo Térmico do Canal Refrigerante dos Programas COBRA-3C/RERTR e PARET.

As trocas térmicas consideradas no modelo do canal são:

- a) condução de calor transversal nas placas combustíveis;
- b) convecção entre a superfície externa do revestimento e o fluido em escoamento;
- c) transporte entálpico devido ao escoamento do fluido.

É desprezada a condução de calor axial nas placas e no fluido refrigerante.

Para o cálculo termo-hidráulico, são definidas as seguintes condições de contorno no canal:

- a) temperatura de entrada do fluido refrigerante;

- b) vazão volumétrica do fluido refrigerante; e
- c) pressão na saída do núcleo.

Outras condições de contorno importantes que devem ser fornecidas são a distribuição axial de potência e o fluxo de calor médio no núcleo, além das dimensões do canal e da placa combustível.

As análises termo-hidráulicas, em condições normais de operação, fornecem os valores dos seguintes parâmetros: velocidade crítica do fluido refrigerante, fluxo de calor para o qual se tem o início da ebulição nucleada, condições para instabilidade no escoamento do fluido refrigerante e fluxo crítico de calor nos diferentes elementos que compõem o núcleo do reator e verificam se estes valores estão dentro dos limites estabelecidos em projeto. A metodologia para o cálculo destes parâmetros está estabelecida no TECDOC-233 da IAEA [2], a qual é descrita a seguir:

## **2.2. Velocidade Crítica de Escoamento do Fluido Refrigerante**

Devido às tolerâncias existentes na fabricação do elemento combustível, pode não existir um paralelismo perfeito entre as placas combustíveis. Neste caso, alguns canais poderão estar mais fechados que outros. Num estreitamento de canal, ocorre um aumento da velocidade do fluido refrigerante e uma conseqüente diminuição da pressão estática. Pela equação de Bernouilli, sabe-se que o diferencial de pressão é proporcional ao quadrado da velocidade. A velocidade do fluido refrigerante que torna o gradiente de pressão da ordem da carga crítica de flambagem da placa é denominada “velocidade crítica”. A essa velocidade, as placas tornam-se instáveis e grandes deflexões podem ocorrer. Essas deflexões podem causar um sobreaquecimento local das placas combustíveis

e possivelmente um bloqueio completo do fluido refrigerante. Miller [16] derivou uma fórmula para a velocidade crítica baseada nas interações entre as variações das áreas transversais dos canais de refrigeração, velocidades do refrigerante e pressões em dois canais adjacentes. Para efeito de projeto, recomenda-se que a velocidade do refrigerante seja limitada a 2/3 da velocidade crítica dada pela expressão (1)

$$v_{\text{refrigerante}} \leq \frac{2}{3} \left[ \frac{15 \times 10^3 E (e_p^3 - e_{\text{cer}}^3) e_c}{\rho L_c^4 (1 - \nu^2)} \right]^{1/2} \quad (1)$$

onde E é o módulo de elasticidade de Young da placa (bar),  $e_p$  a espessura da placa combustível (m),  $e_{\text{cer}}$  a espessura do cerne (m),  $e_c$  a espessura do canal de refrigeração (m),  $\rho$  a densidade do fluido ( $\text{Kg/m}^3$ ),  $L_c$  a largura do canal (m) e  $\nu$  a razão de Poisson (adimensional) e a velocidade é dada em m/s.

### 2.3. Início da Ebulição Nucleada (“Onset of Nucleate Boiling” - ONB)

O início da ebulição nucleada (“Onset of Nucleate Boiling” - ONB) não é um critério limitante no projeto de um elemento combustível. Entretanto, ele é um regime de transferência de calor que deve ser identificado por considerações hidráulicas e de transferência de calor, isto é, escoamento monofásico versus escoamento bifásico.

Sob condições de ONB, a temperatura na superfície do revestimento sob a qual ocorre ebulição nucleada para uma dada pressão local do refrigerante e fluxo de calor superficial é dada pela correlação (2) desenvolvida por Bergles e Rosenow [17]:

$$T_s = T_{sat} + \frac{5}{9} \left( \frac{9,23q}{P^{1,156}} \right)^{2,16} \quad (2)$$

onde  $T_s$  é a temperatura superficial da placa combustível ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $T_{sat}$  a temperatura de saturação local ( $^{\circ}\text{C}$ ),  $P$  a pressão local (bar) e  $q$  o fluxo local de calor ( $\text{W}/\text{cm}^2$ ). Se possível, a temperatura na superfície da placa combustível deve ficar sempre abaixo deste valor, para evitar condições de instabilidade de fluxo e DNB.

#### 2.4. Instabilidade no escoamento do fluido refrigerante

Instabilidades no escoamento do fluido refrigerante são indesejáveis em canais aquecidos porque oscilações no escoamento do fluido afetam as características de transferência de calor local e podem induzir a um prematuro fluxo de calor crítico. Para sistemas de baixa pressão com ebulição subresfriada, instabilidades no escoamento do fluido refrigerante levando ao fluxo de calor crítico foram observadas. O fluxo de calor crítico que ocorria sob condições de escoamento instável estava bem abaixo do fluxo de calor crítico para o mesmo canal sob condição de escoamento estável.

Instabilidade no escoamento do fluido refrigerante não pode ocorrer em um escoamento monofásico, exceto através de vibrações induzidas pelo fluido ou deformações no canal. Em escoamentos bifásicos, a presença de vapor d'água saturado na forma de bolhas atua como um novo mecanismo que afeta a relação vazão - queda de pressão de uma maneira complexa. Quando a potência fornecida ao canal de refrigeração é aumentada, bolhas são formadas (ebulição subresfriada), primeiro de pequenos tamanhos e, a seguir, de tamanhos maiores. Bolhas maiores podem restringir a seção transversal do canal de refrigeração e forçar a fase líquida a acelerar de forma que a vazão mantenha-se

constante. Essa aceleração leva a um aumento da queda de pressão, restringindo ainda mais a passagem do fluido, levando ao seu bloqueio. Esses fenômenos são divergentes e oscilatórios sob condições apropriadas e associam o tamanho da bolha ou a fração de vazios com o início da instabilidade no escoamento.

A curva que relaciona a vazão com a queda de pressão ( $\Delta P$ ) tem, em geral, uma inclinação positiva. Isso é verdade para escoamentos monofásicos tanto de líquido quanto de vapor. Já no caso de escoamento bifásico, a inclinação da curva pode ser negativa, Figura 2, ou seja, um aumento de vazão pode provocar uma diminuição na queda de pressão. É nessa situação que pode ocorrer a instabilidade no escoamento.

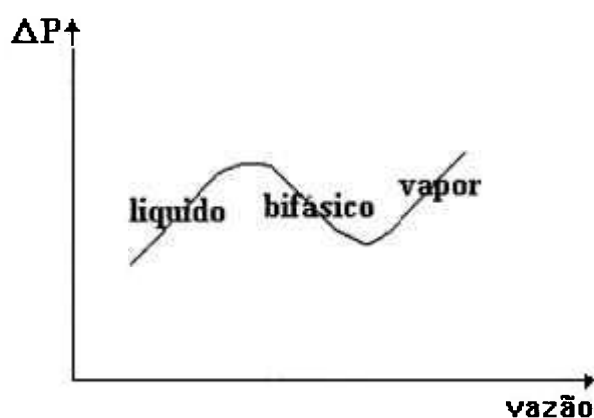


Figura 2 - Instabilidade de Fluxo, Curva S.

Para sistemas de baixa pressão, a variação na inclinação da curva “S” de positivo para negativo é quase abrupta de forma que o critério de inclinação zero para a curva é uma boa aproximação para determinar o início da instabilidade no escoamento.

A fim de correlacionar o mínimo da curva S, uma razão R foi estabelecida, relação (3):



$$R = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_{sat}} \quad (3)$$

onde,  $\Delta T_c$  é a subida da temperatura da água na condição de mínima pressão e  $\Delta T_{sat}$  é a diferença entre a temperatura de saturação na saída do canal e a temperatura na entrada do canal ( $T_{in}$ ).

Whitle e Forgan [18] mediram a vazão, a temperatura de saída e a queda de pressão correspondentes ao ponto mínimo das curvas de vazão versus queda de pressão para a água subresfriada escoando em canais aquecidos nas seguintes condições:

$$17 \text{ psia} \leq P \leq 25 \text{ psia},$$

$$83 \leq L_c / D_h \leq 190$$

onde,  $P$  é a pressão na saída do canal;  $L_c$  é o comprimento aquecido do canal de refrigeração; e  $D_h$  é o diâmetro hidráulico equivalente do canal.

Whitle e Forgan obtiveram que o valor de  $R$  é uma constante nas faixas de vazão e temperaturas de entrada usadas nos testes e que o aumento na queda de pressão no mínimo das curvas  $S$  é, provavelmente, devido à aceleração da água na saída do canal. Isso implica numa fração de vazios que aumenta rapidamente quando a vazão é reduzida até o valor correspondente à queda de pressão mínima.

Foi hipotetizado que a variação abrupta na inclinação da curva  $S$ , no ponto mínimo, é devido à transição do regime no qual as bolhas estão ligadas a parede aquecida do canal para o regime no qual as bolhas se separam da parede. Bowring [19] descreve esta

transição como sendo do regime de ebulição subresfriada para aquela de ebulição levemente subresfriada e nota que a fração de vazios subresfriada aumenta rapidamente quando o subresfriamento é reduzido.

Para um canal aquecido uniformemente, no qual a vazão é reduzida a um valor correspondente ao mínimo da curva S, o ponto de transição ocorrerá na saída do canal. O aumento na fração de vazios do vapor na saída do canal resultará em um aumento da velocidade do fluido e num decréscimo da pressão estática na saída. O critério de Bowring para a variação do regime acima é dado pela expressão (4):

$$\eta = \frac{V(\Delta T_{sub})_0}{q} = \text{constante} \quad (4)$$

com,

$$(\Delta T_{sub})_0 = T_s(z) - T_c(z) \quad (5)$$

onde,  $T_s(z)$  é a temperatura de saturação da água na cota  $z$  (°C);  $T_c(z)$  é a temperatura média do refrigerante na cota  $z$  (°C);  $q$  é o fluxo de calor local ( $W/cm^2$ ) e  $V$  é a velocidade da água no canal (m/s).

A razão  $R$  pode ser expressa em termos de  $\eta$  e  $L_c/D_h$ . O aumento na temperatura da água escoando num canal uniformemente aquecido é dado pela expressão (6):

$$\Delta T = \frac{q P_h L_c}{A_f \rho V c_p} \quad (6)$$

onde,  $A_f$  (cm<sup>2</sup>) é a área do canal de refrigeração;  $P_h$  é o perímetro aquecido do canal (cm);  $V$  é a velocidade do fluido (cm/s);  $c_p$  é o calor específico da água (J/cm<sup>3</sup>°C); e  $\rho$  é a densidade do fluido (g/cm<sup>3</sup>).

Da definição de diâmetro hidráulico,  $D_h = 4A_f/P_h$  e usando o índice "c" para denotar condições no mínimo das curvas S, obtemos a expressão (7):

$$\Delta T_c = \frac{4 \bar{q}_c L_c}{\rho c_p V_c D_h} \quad (7)$$

onde  $\bar{q}_c$  é o fluxo de calor médio para início da instabilidade no escoamento do fluido.

Com,

$$R = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_{sat}} = \frac{\Delta T_c}{(T_{sat})_0 - T_{in}} \quad (8)$$

ou,

$$R = \frac{\Delta T_c}{\Delta T_c + (\Delta T_{sub})_0} = \frac{1}{1 + [(\Delta T_{sub})_0 / \Delta T_c]} \quad (9)$$

Inserindo a expressão (7) em (9) resulta,

$$R = \frac{1}{1 + \frac{\rho c_p}{4} \frac{1}{L_c / D_h} \frac{V_c (\Delta T_{sub})_0}{q_c}} \quad (10)$$

Usando Joule, cm, g e °C, o produto da densidade pelo calor específico,  $\rho c_p$ , para a água é aproximadamente 4 e a expressão (10) pode ser rescrita como:

$$R = \frac{1}{1 + \eta \left( \frac{D_h}{L_c} \right)} \quad (11)$$

Um valor de  $\eta = 25$  [18] foi determinado como o melhor valor que se adapta aos valores experimentais obtidos. O fluxo de calor médio para início da instabilidade no escoamento do fluido pode ser expresso em termos da velocidade, geometria do canal e propriedades do fluido como:

$$\frac{q_c}{L_c} = \rho \frac{R c_p \psi D_h}{4 L_c} (T_{sat} - T_{in}) \quad (12)$$

onde,  $T_{sat}$  é a temperatura de saturação do fluido na saída do canal e  $T_{in}$  é a temperatura de entrada do fluido.

A margem de segurança para instabilidade de fluxo, relação entre o fluxo médio no canal e o fluxo para instabilidade, deve ser maior ou igual a 2,0 [12].

Para a equação (12) são válidas as seguintes considerações:

1) o efeito das perdas de carga na entrada do canal, que é um fator de estabilização forte para o sistema, não é incluído na correlação. Então, o sistema pode ser mais estável do que prediz a correlação;

2) desde que as características de perda de pressão não são utilizadas, a precisão das correlações anteriores não depende de correlações em escoamento bifásico (fração de vazios, queda de pressão e características de transferência de calor). Todos os efeitos do escoamento bifásico são incluídos no parâmetro  $\eta$ ; e

3) o fenômeno é sensível à pressão do sistema através da temperatura de saturação  $T_{sat}$ .

## 2.5. Correlações para DNB (“Departure From Nucleate Boiling”)

Dados aceitáveis sobre o fluxo de calor crítico (“burnout”) são necessários desde que DNB é um critério limitante no projeto do reator. Duas correlações são usadas para a determinação do fluxo de calor crítico: 1) a correlação de Labuntsov [20] e 2) a correlação de Mirshak [21].

A correlação de Labuntsov para escoamento descendente é dada por:

$$q_c = 145,4\theta(p)\left[1 + 2,5V^2 / \theta(p)\right]^{1/4} \left(1 + 15,1C_p \Delta T_{sub} / \lambda P^{1/2}\right) \quad (13)$$

onde  $\theta(p) = 0,99531P^{1/3}(1 - P/P_c)^{4/3}$  (14)

sendo  $V$  a velocidade de escoamento (m/s);  $P$  é a pressão de saída do canal (bar);  $P_c$  é a pressão crítica;  $\lambda$  é o calor de vaporização (J/g °C); e

$$\Delta T_{sub} = T_{sat} - T_{in} - \Delta T_c$$

( 15)

onde,  $\Delta T_c$  é a subida de temperatura no canal refrigerante;  $T_{sat}$  é a temperatura de saturação do fluido na saída do canal; e  $T_{in}$  é a temperatura de entrada do fluido.

A correlação acima é válida na seguinte faixa de parâmetros:

Velocidade:	0,7 - 45 m/s
Pressão absoluta:	1 - 200 bar
Subresfriamento:	0 a 240 °C
$q_c$ :	116 a 5234 W/cm <sup>2</sup>

A correlação Mirshak, para escoamento ascendente, é dada por:

$$q_c = 151(1 + 0,1198V)(1 + 0,00914\Delta T_{sub})(1 + 0,19P) \quad ( 16)$$

onde,  $v$  é a velocidade de escoamento (m/s); e  $P$  é a pressão na saída do canal (bar).

A correlação é válida na seguinte faixa de parâmetros:

Velocidade:	1,5 – 13,7 m/s
Subresfriamento:	5 - 75 °C
Pressão absoluta:	1,72 – 5,86 bar
Diâmetro equivalente:	0,53 – 1,17 cm
q <sub>c</sub> :	284 - 1022 W/cm <sup>2</sup>

Nas duas correlações acima, o fluxo crítico de calor depende do subresfriamento da água. De um balanço de energia para canais retangulares, o subresfriamento da água ( $\Delta T_{sub}$ ) pode ser expresso em função do fluxo de calor no canal, da geometria do canal, da velocidade do refrigerante e das propriedades do refrigerante, conforme a expressão (15)

$$\Delta T_{m\dot{b}} = T_{sat} - T_m - \Delta T_c$$

Substituindo a expressão acima nas correlações de Labuntsov e Mirshak, o fluxo crítico de calor pode ser obtido em função da velocidade do refrigerante para uma dada temperatura de entrada da água, pressão do sistema e propriedades do refrigerante.

A margem de segurança para fluxo crítico, relação entre o fluxo de calor crítico e fluxo de calor local, deve ser superior a 2,0 [12].

### **3. DISTRIBUIÇÃO DE VAZÃO NO NÚCLEO DO REATOR**

#### **3.1 Metodologia para o Cálculo da Distribuição de Vazão em Núcleos de Reatores de Pesquisa Tipo Piscina com Combustíveis MTR**

Como a função do fluido refrigerante, além de atuar como moderador, é promover a remoção do calor que é gerado no núcleo, principalmente nas placas combustíveis, a maior parcela da vazão fornecida pela bomba deve passar pelos mesmos. Logo, o número de irradiadores e furos abertos na placa matriz devem ser minimizados de forma que não se tenha desvios desnecessários de vazão.

Para ilustração, a Figura 3 apresenta o posicionamento no núcleo dos elementos combustíveis e de controle, dos irradiadores, dos refletores de grafite e dos tampões nas posições não ocupadas da placa matriz do reator IEA-R1.

A precisão e a confiabilidade das análises termo-hidráulicas estão diretamente relacionadas com a precisão com que se determina a vazão de resfriamento das placas combustíveis, ou seja, uma estimativa grosseira desta vazão implica em resultados com uma margem de erro considerável.

Com o objetivo de se reduzir os erros na estimativa da vazão de resfriamento, foi desenvolvido o programa FLOW, que é uma ferramenta computacional utilizada para estimar a distribuição de vazão em núcleos de reatores de pesquisa, desde que sejam



conhecidos os coeficientes de perda de carga nos diversos elementos e irradiadores que compõem o núcleo do reator em estudo.

Inicialmente, os coeficientes de perda de carga utilizados neste programa foram extraídos da literatura [22] por similaridade com outras geometrias e, posteriormente, foram ajustados com os valores obtidos experimentalmente para o reator IEA-R1, que era o reator de interesse deste trabalho.

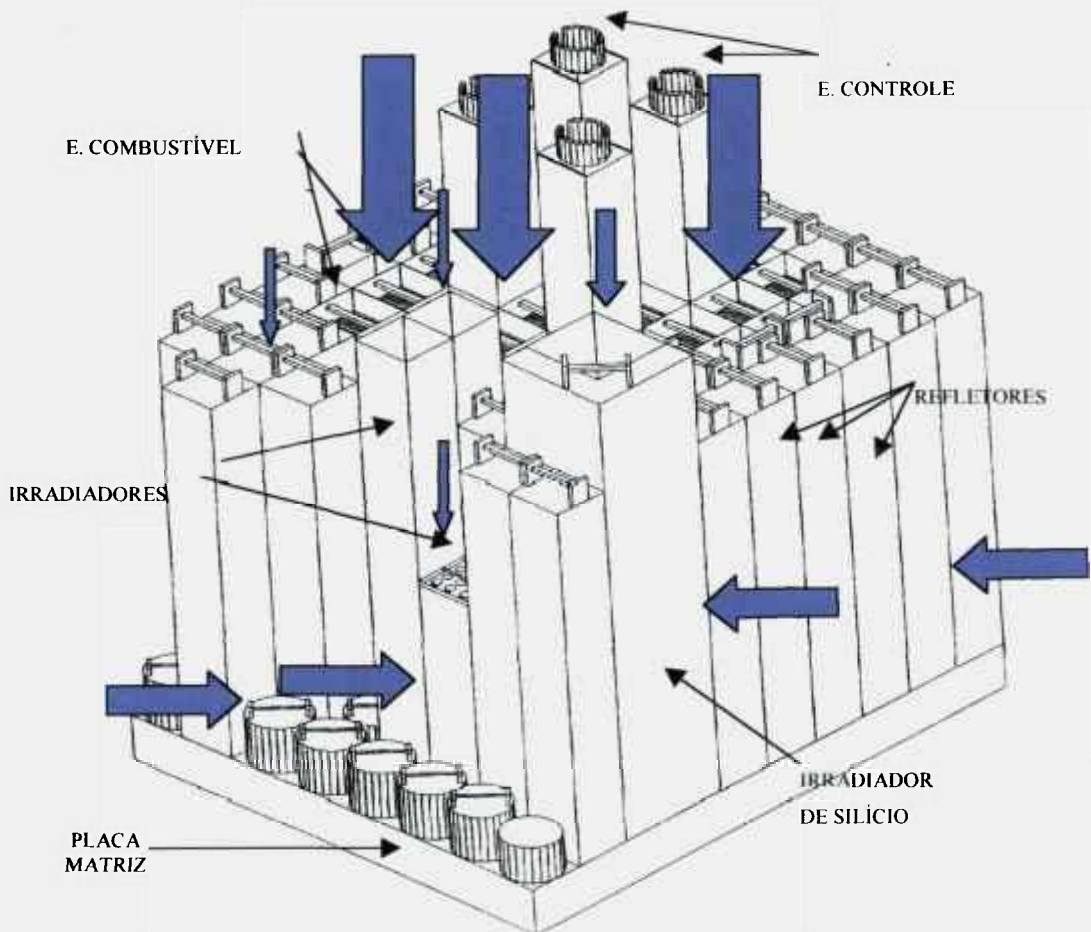


Figura 3 – Representação esquemática do núcleo do reator IEA-R1.

### 3.2 - Modelagem da Distribuição de Vazão em Núcleos de Reatores de Pesquisa

Admite-se que não exista escoamento pelas laterais do núcleo do reator, ou seja, que o escoamento se dá apenas na direção vertical (descendente). Esta hipótese, embora não seja válida para os canais formados entre os elementos combustíveis, irradiadores e refletores onde há escoamento transversal, é plenamente satisfatória para o restante do núcleo. As consequências de um escoamento transversal nestes canais será objeto de um estudo específico no Capítulo 5.

A vazão nos diferentes elementos do núcleo de um reator é estimada considerando-se que a perda de carga é comum a todos os elementos. Ou seja:

$$\Delta H = \Delta H_1 = \Delta H_2 = \Delta H_3 = \Delta H_4 = \Delta H_5 = \dots = \Delta H_n \quad (17)$$

onde  $\Delta H_i$  representa a perda de carga em um elemento genérico  $i$  ( $i = 1, 2 \dots n$ ).

A perda de carga em cada elemento é dada pela expressão (18) que leva em consideração as perdas distribuídas e singulares nas diversas regiões do elemento  $i$ , referência [22]:

$$\Delta H_i = \sum_{j=1}^n \frac{f_j L_j}{D_j} \frac{Q^2}{2g A_j^5} + \sum_{i=1}^n \frac{K_i Q^2}{2g A_i^5} \quad (18)$$

onde “ $m$ ” representa o número de singularidades e “ $n$ ” o número de trechos retos;  $f$  é o fator de fricção;  $L$  é o comprimento do trecho reto;  $Q$  é a vazão;  $D$  é o diâmetro hidráulico;  $g$  é a aceleração da gravidade;  $A$  é a área de escoamento; e  $K$  é o coeficiente de perda de carga localizada.

Definindo a resistência hidráulica,  $R_i$ , como sendo:

$$R_i = \frac{1}{2g} \left( \sum_{j=1}^n \frac{f_j L_j}{D_j A_j^2} + \sum_{i=1}^m \frac{K_i}{A_i^2} \right) \quad (19)$$

pode-se escrever a expressão da perda de carga do elemento  $i$  sob a forma:

$$\Delta H_i = R_i * Q_i^2 \quad (20)$$

É interessante observar que  $R_i$  depende da vazão  $Q_i$ , pois o fator de fricção  $f_j$  é função do número de Reynolds, expressão (21):

$$f = 8 * \left[ \left( \frac{8}{\text{Re}} \right)^{12} + \frac{1}{(A+B)^{15}} \right]^{1/12} \quad (21)$$

As constantes  $A$  e  $B$  dependem do número de Reynolds e da rugosidade do material.

A partir das expressões (17) e (20), pode-se escrever:

$$R_i Q_i^2 = R_j Q_j^2 \Rightarrow Q_j = \sqrt{\frac{R_i}{R_j}} Q_i \quad (22)$$

Chamando

$$R_{\bar{ij}} = \sqrt{\frac{R_i}{R_j}} \quad (23)$$

tem-se:

$$Q_j = R_{\bar{ij}} Q_i \quad (24)$$

Desta maneira estabelece-se uma relação entre as vazões nos diferentes elementos.

Sabe-se também que a vazão total através do núcleo é igual a vazão fornecida pela bomba. Tem-se então a expressão:

$$Q_b = A_1 Q_1 + A_2 Q_2 + A_3 Q_3 + A_4 Q_4 + \dots + A_n Q_n \quad (25)$$

onde  $A_1, A_2, \dots, A_n$ , representam o número de elementos do tipo 1, 2, ..., n que compõem o núcleo e  $Q_b$  é a vazão fornecida pela bomba.

Substituindo a expressão (24) em (25) tem-se que:

$$Q_b = A_1 Q_1 + A_2 R_{12} Q_1 + A_3 R_{13} Q_1 + \dots + A_n R_{1n} Q_1 \quad (26)$$

onde a única incógnita é a vazão no elemento do tipo 1.

Conhecendo a vazão no elemento de tipo 1 e com o auxílio da expressão (22), remonta-se a vazão nos outros elementos.

Os valores de  $R_{ij}$  são calculados a partir de uma distribuição preliminar de vazão no núcleo. Deve-se, portanto, verificar se a estimativa preliminar de vazões é satisfatória. Caso as diferenças entre as vazões estimadas e as calculadas sejam significativas, calcula-se novamente o valor das resistências e estimam-se novas vazões. Este processo é repetido até que as diferenças sejam inferiores a 0,0001 (critério de convergência adotado).

### ***3.2.1 Estrutura do Programa FLOW***

A partir da metodologia descrita no item anterior, foi criado o programa computacional FLOW no intuito de agilizar o cálculo da distribuição de vazão no núcleo do reator, tendo em vista o tratamento de diversas configurações e/ou núcleos.

A linguagem de programação adotada foi o FORTRAN 77 para ambiente DOS e Windows. O programa desenvolvido permite a análise de núcleos de reatores tipo piscina com até 8 diferentes tipos de elementos. Cada elemento pode ser subdividido em até 10 regiões para o cálculo das perdas de carga, sendo 5 para perdas distribuídas e 5 para perdas singulares.

Para a execução do programa deve-se preencher um arquivo de entrada contendo as seguintes informações:

- 1) vazão fornecida pela bomba ( $m^3/h$ );
- 2) quantidade de elementos por tipo;
- 3) descrição geométrica dos diferentes tipos de elementos;
- 4) definição geométrica dos canais entre elementos;
- 5) definição geométrica de outros canais existentes;
- 6) número de furos não tamponados na placa matriz.

A partir dos dados de entrada, as seguintes etapas de cálculo são executadas:

- 1- estimativa preliminar da distribuição de vazão (igual para todos os elementos);
- 2- cálculo da resistência hidráulica para cada tipo de elemento, expressão (19);
- 3- cálculo da relação entre as resistências hidráulicas, expressão (23);
- 4- cálculo da vazão nos elementos de tipo 1, expressão (26);
- 5- cálculo das vazões nos outros elementos, expressão (24);
- 6- cálculo da maior diferença entre as vazões calculadas e as estimadas na etapa 1 ( $dif_{max}$ );
- 7- retorno à etapa 2 caso  $dif_{max}$  seja maior que o critério de convergência estabelecido.

### ***3.1.3 Experimento para Validação do Programa FLOW para o Reator IEA-R1***

No processo de cálculo do programa FLOW, a maior incerteza está na estimativa dos coeficientes de perda de carga localizada para os diversos elementos que compõem o núcleo. Para estimar estes coeficientes, foram realizados experimentos com o objetivo de se levantar as curvas de perda de carga em função da vazão para os diversos elementos e dispositivos de irradiação existentes no núcleo do reator IEA-R1[6] e [7]. Com estas curvas, determinou-se os coeficientes de perda de carga localizada de cada um deles, os quais foram introduzidos no programa FLOW.

A Figura 4 apresenta o desenho isométrico do circuito experimental montado para ensaio de elementos combustíveis e irradiadores. O circuito é formado por uma parte de alimentação de água constituída por uma bomba B1, um medidor de vazão tipo placa de orifício FE1, um tanque de alimentação RV1 de 2.500 litros, uma válvula de regulação de vazão V4, válvulas de isolamento V1, V2, V3, e uma seção de testes. O circuito tem capacidade para fornecer uma vazão volumétrica de até 22 m<sup>3</sup>/h à seção de testes. Para a medida da perda de carga na placa de orifício é utilizado um transmissor de pressão do tipo capacitivo. A placa de orifício foi calibrada utilizando um tanque de volume conhecido e medindo-se o tempo para o seu preenchimento por meio de cronômetro e o diferencial de pressão registrado pelo transmissor.

Para a medida da perda de carga são posicionados dois tubos de aço inoxidável de D = 3,2 mm, como tomadas de pressão estática nos bocais de entrada e saída.

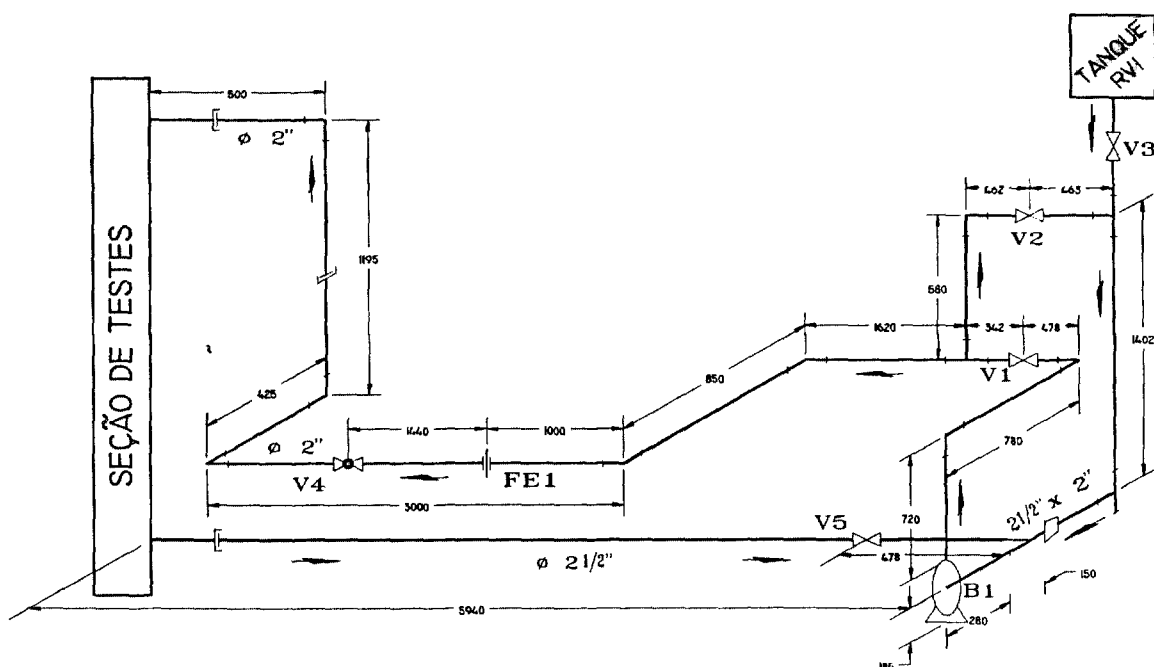
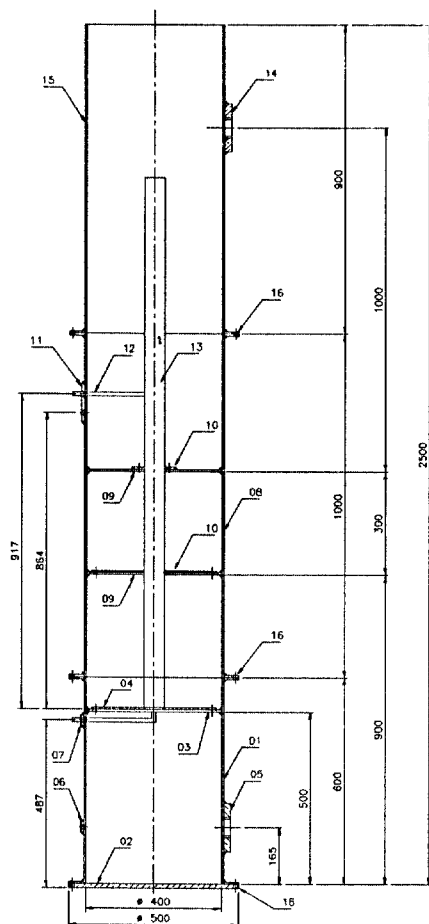


Figura 4 – Isométrico do Circuito Experimental para Ensaio dos Elementos Combustíveis e Irradiadores.

A seção de testes, Figura 5, é constituída por um tubo de alumínio de 400 mm de diâmetro e 2.500 mm de altura. Uma placa de suporte com um encaixe ajustado para o bocal de saída do elemento ou do irradiador a ser ensaiado, faz o papel de placa matriz. O tubo de alumínio tem a função de simular a piscina do reator e é dividido em três partes, câmara inferior, corpo central e câmara superior, acopladas mecanicamente por meio de flanges e parafusos. Essa divisão é feita para facilitar a montagem da placa de suporte, a montagem do elemento combustível e o seu respectivo alinhamento. A seção de testes é alimentada pelo bocal da câmara superior. O escoamento é forçado para dentro do elemento combustível através do seu bocal posicionado a aproximadamente 780 mm abaixo da entrada da câmara superior e conduzido à câmara inferior por meio do bocal do elemento. Da câmara inferior, o escoamento é conduzido à entrada da bomba B1.





16	ANEL DE FIXAÇÃO DAS CÂMARAS E CORPO SECAO DE TESTES
15	CÂMARA SUPERIOR PISCINA
14	BOCAL DE ENTRADA
13	ELEMENTO COMBUSTIVEL
12	SONDAS DE PRESSAO
11	TOMADAS DE PRESSAO
10	ALINHADOR DO E. C.
09	ANEIS DE FIXAÇÃO DO ALINHADOR
08	CORPO CENTRAL
07	TOMADA P/ TUBO DE PITOT
06	TOMADA DE NIVEL
05	BOCAL DE SAIDA
04	PLACA DE SUPORTE
03	ANEL P/ FIXAÇÃO DA PLACA DE SUPORTE
02	TAMPO INFERIOR
01	CÂMARA INFERIOR PISCINA
ITEM	DESCRIÇÃO

Figura 5 Seção de Testes

### 3.3 Validação do Programa FLOW

Para validação do programa FLOW, foram ensaiados os elementos combustíveis e de controle e os irradiadores do reator IEA-R1, descritos a seguir:

INSTITUTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

### 3.3.1 Elemento Combustível Padrão (EC)

Os elementos combustíveis padrão são formados por 18 placas planas com espessura média igual a 1,52 mm e dispostas em um estojo de alumínio com seção transversal de 76,1 mm x 79,76 mm [3],[23], [24] e [25].

As dimensões do canal de refrigeração são 2,89 mm x 67,1 mm (espessura x largura), sendo a altura total da placa de 625mm e a altura ativa (região aquecida) de 600 mm.

O elemento combustível padrão foi subdividido em 5 regiões conforme a Figura 6, (dimensões em milímetros). A Tabela 1 apresenta os comprimentos e os dados de cada região referentes a este elemento.

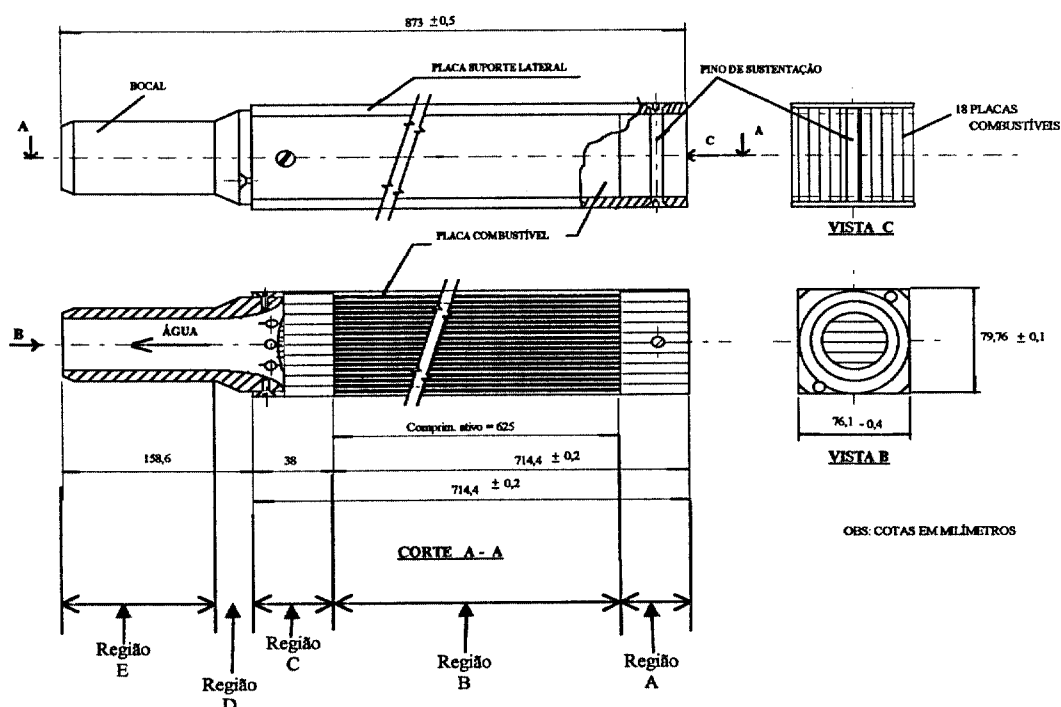


Figura 6 - Elemento Combustível Padrão do Reator IEA-R1.

Tabela 1- Dados Geométricos dos Elementos Combustíveis Padrão.

	Diâmetro hidráulico (mm)	Perímetro molhado (mm)	Área de escoamento (mm <sup>2</sup> )	Comprimento (mm)
Entrada	-	-	5091	-
Região A	44.7	454.8	5091	51.4
Região B	5.54	2362	3271.1	625
Região C	44.7	454.8	5091	13
Região D	-	-	2027	-
Região E	50.8	159.6	2027	152
Saída	-	-	2027	-

### 3.3.2 Elemento Combustível de Controle (Ect)

Os elementos de controle [1] são formados por 12 placas planas com as mesmas características das placas combustíveis. As placas combustível [25] ocupam a região central do elemento. As posições no estojo de alumínio destinadas a primeira e décima sétima placa combustível são reservadas para o percurso das placas das barras absorvedoras de Ag-In-Cd. As placas vizinhas às placas absorvedoras são constituídas de alumínio.

A entrada de fluido refrigerante nestes elementos dá-se por furos laterais. Para o cálculo do coeficiente de perda de carga total, o elemento de controle foi subdividido em 6

regiões conforme apresentado na Figura 7. A Tabela 2 apresenta os comprimentos e os dados referentes a este elemento.

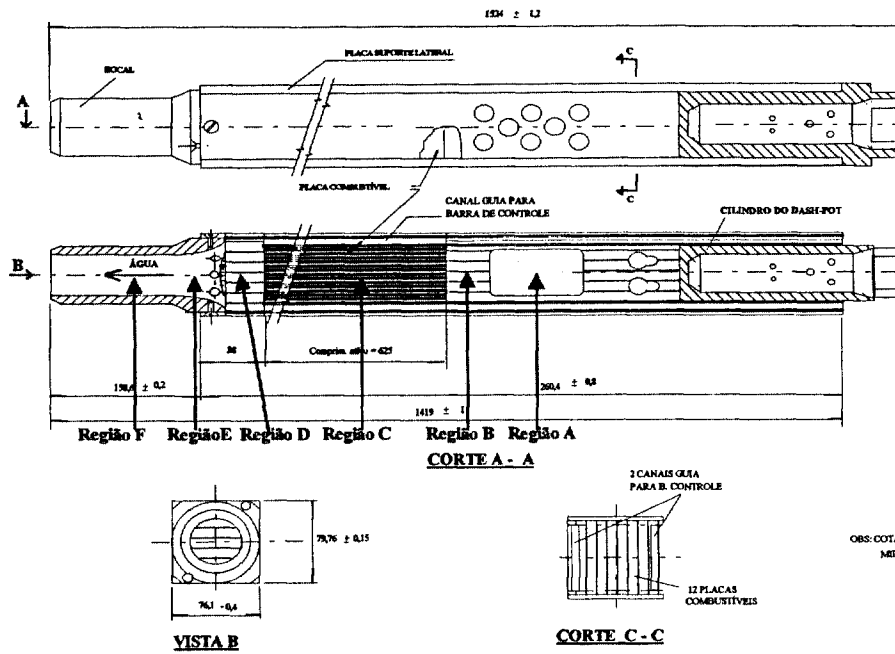


Figura 7 - Elemento Combustível de Controle do Reator IEA-R1.

Tabela 2 - Dados Geométricos dos Elementos Combustíveis de Controle.

	Diâmetro hidráulico (mm)	Perímetro molhado (mm)	Área de escoamento (mm <sup>2</sup> )	Comprimento (mm)
Região A	-	-	6400	-
Região B	48.36	320	3869	69
Região C	5.54	1806	2501	625
Região D	48.35	320	3869	13
Região E	-	-	2027	-
Região F	50.8	159.6	2027	152

### 3.3.3 Elementos para Irradiação de Amostras Refrigerados a Água (EIRA)

Os elementos para irradiação de amostras são caixas de alumínio com o mesmo formato externo dos elementos combustíveis medindo 76,2 x 76,2 mm e internamente são divididas diagonalmente ao meio, onde são colocadas as amostras a serem irradiadas, região A da Figura 8 . A vazão nestes elementos é restringida por 13 furos com diâmetro de 6 mm. A Tabela 3 apresenta os dados geométricos deste elemento.

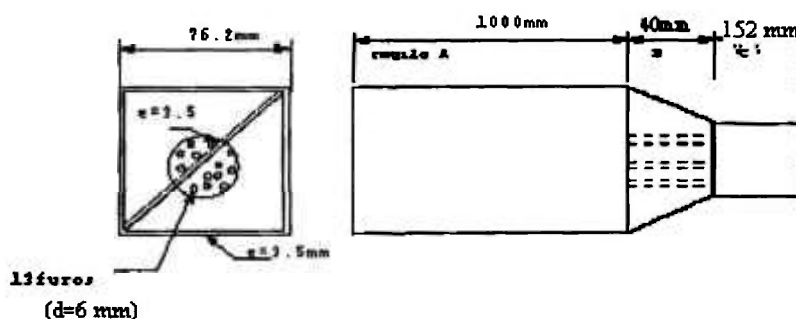


Figura 8 – Croqui do Elemento de Irradiação de Amostras (Irradiadore).

Tabela 3 - Dados Geométricos dos Elementos de Irradiação de Amostras (Irradiadores).

	Diâmetro hidráulico (mm)	Perímetro molhado (mm)	Área de escoamento (mm <sup>2</sup> )	Comprimento (mm)
Região A	39,7	496,4	4925	1000
Região B	-	-	2027	-
Região C	50,8	159,6	2027	152

### 3.3.4 Elemento Irradiador de Silício (EIS)

O dispositivo de irradiação de silício [26] é uma caixa de 151 x 151 mm de largura por 900 mm de altura e, no fundo, possui dois bocais semelhantes aos dos elementos combustíveis, conforme Figura 9. Nesta caixa, é introduzida uma caneca que contém o monocristal de silício, podendo ser retirada durante a operação normal do reator para a colocação de outro monocristal. Este dispositivo ocupa um espaço na placa matriz equivalente ao de quatro elementos combustíveis, sendo que em dois furos da placa matriz, diagonalmente opostos, são encaixados os dois bocais.

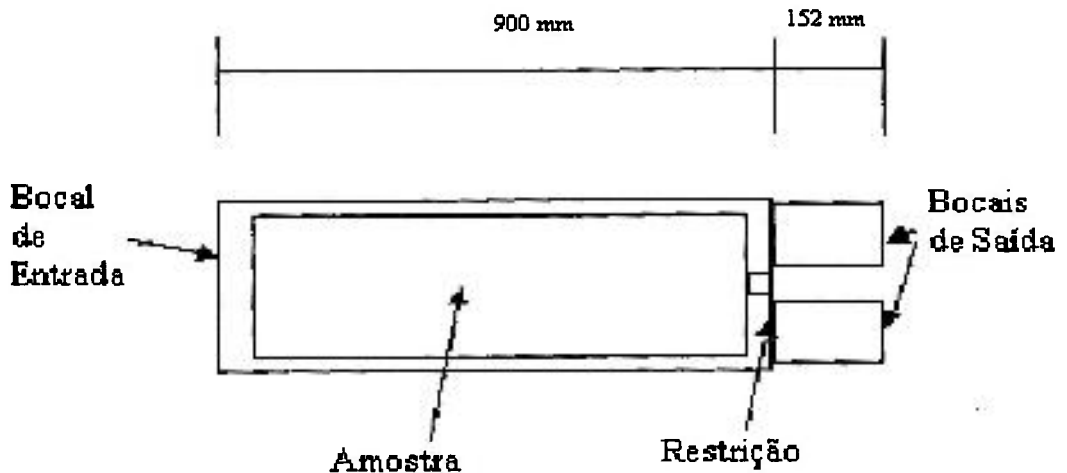


Figura 9 - Croqui do Elemento Irradiador de Silício.

Para a estimativa da perda de carga, foram consideradas, além da perda de carga distribuída, as perdas singulares no bocal de entrada, devido à presença da amostra, a restrição do bocal de saída e a expansão no bocal de saída (ver Figura 9).

### 3.3.5 Canais Entre Elementos (CEE)

Os canais entre elementos não podem ser ensaiados mas são representados esquematicamente, conforme a Figura 10, onde tem-se uma vista de topo, uma vista em elevação e uma vista lateral. Esta representação tem o objetivo de ilustrar os canais existentes entre elementos e facilitar a modelagem para a estimativa dos coeficientes de perda carga para o programa FLOW. A Tabela 4 apresenta os dados geométricos relativos a estes canais.

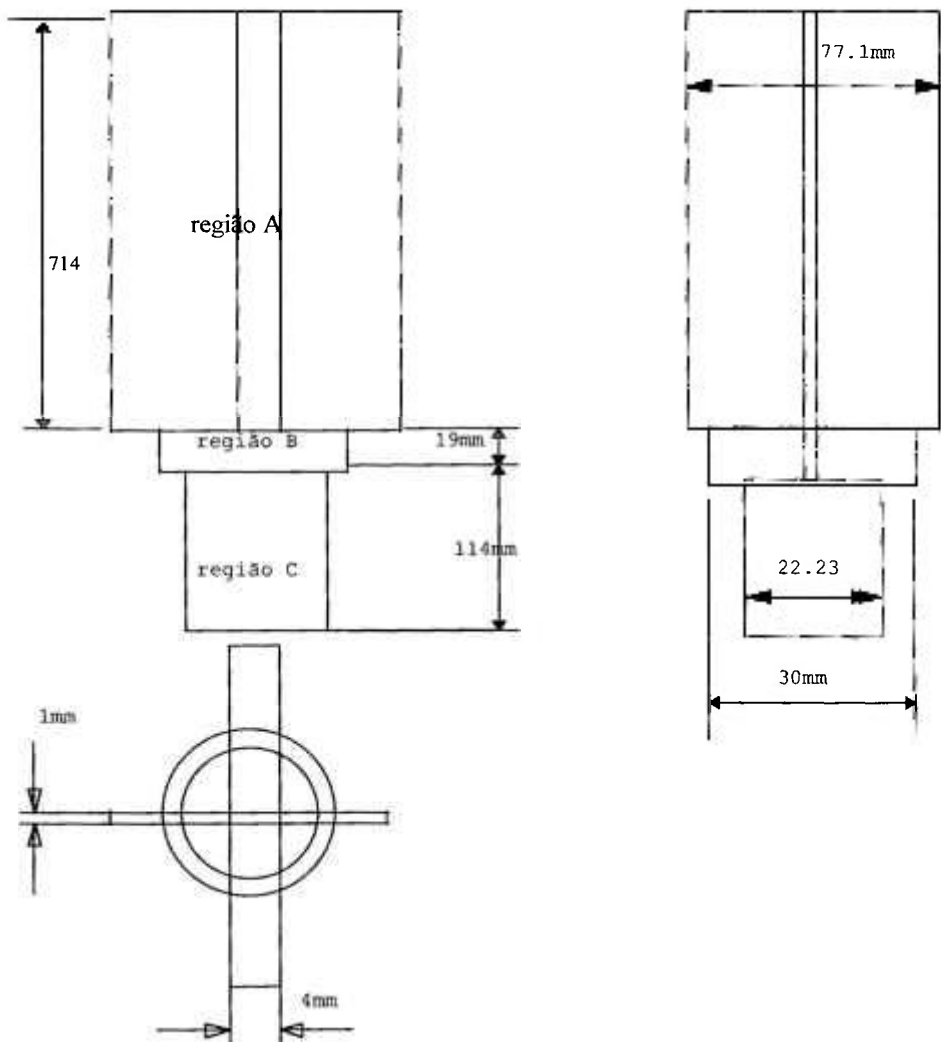


Figura 10 - Canais Entre Elementos.

Tabela 4 - Dados Geométricos dos Canais Entre Elementos.

	Diâmetro hidráulico (mm)	Perímetro molhado (mm)	Área de escoamento (mm <sup>2</sup> )	Comprimento (mm)
Região A	5.52	305.2	421.2	714
Região B	30	-	2313	19
Região C	22.23	-	388	114

### ***3.3.6 Comparação dos Resultados Experimentais e Numéricos da Perda de Carga em Função da Vazão nos Diversos Elementos do Núcleo do Reator IEA-R1***

A Figura 11 apresenta as curvas de perda de carga, experimentais e teóricas, obtidas em função da vazão para o elemento combustível (EC), elemento de controle (Ect), Elemento Irradiador de Amostras Refrigerado a Água (EIRA) e Elemento Irradiador de Silício (EIS) do IEA-R1. As curvas dos elementos combustíveis e de controle, ensaiados até a vazão de 22m<sup>3</sup>/h, foram extrapoladas até o valor de vazão de 25 m<sup>3</sup>/h apenas para melhor visualização.

A curva de perda de carga para o elemento de controle refere-se à posição de 50% de barra inserida. Observa-se que os resultados teóricos estão muito próximos dos resultados experimentais obtidos, existindo um erro muito pequeno (inferior a 2,5%) para o elemento combustível a partir de 20m<sup>3</sup>/h e um erro também muito pequeno, conservativo, para o elemento de controle em quase toda a faixa de vazão estudada(5% para pequenas vazões e inferior a 2,5% para 20 m<sup>3</sup>/h).



Pode-se verificar que o elemento combustível padrão é o que apresenta a maior vazão para uma dada perda de carga, seguido do elemento combustível de controle, ou seja, para uma perda de carga no núcleo de 100 mbar tem-se uma vazão de aproximadamente 20 m<sup>3</sup>/h para o elemento combustível padrão e de aproximadamente 18,5 m<sup>3</sup>/h para o elemento combustível de controle. Este resultado coincide com o esperado, pois a maior parte da energia é gerada nestes elementos e, portanto devem ter a maior vazão.

Para o mesmo diferencial de pressão, o irradiador de silício (EIS) tem uma vazão de aproximadamente 10 m<sup>3</sup>/h e o irradiador de amostras (EIRA) uma vazão de aproximadamente 12,5 m<sup>3</sup>/h. Note-se que a vazão pelos irradiadores é inferior à vazão nos elementos combustível padrão e de controle.

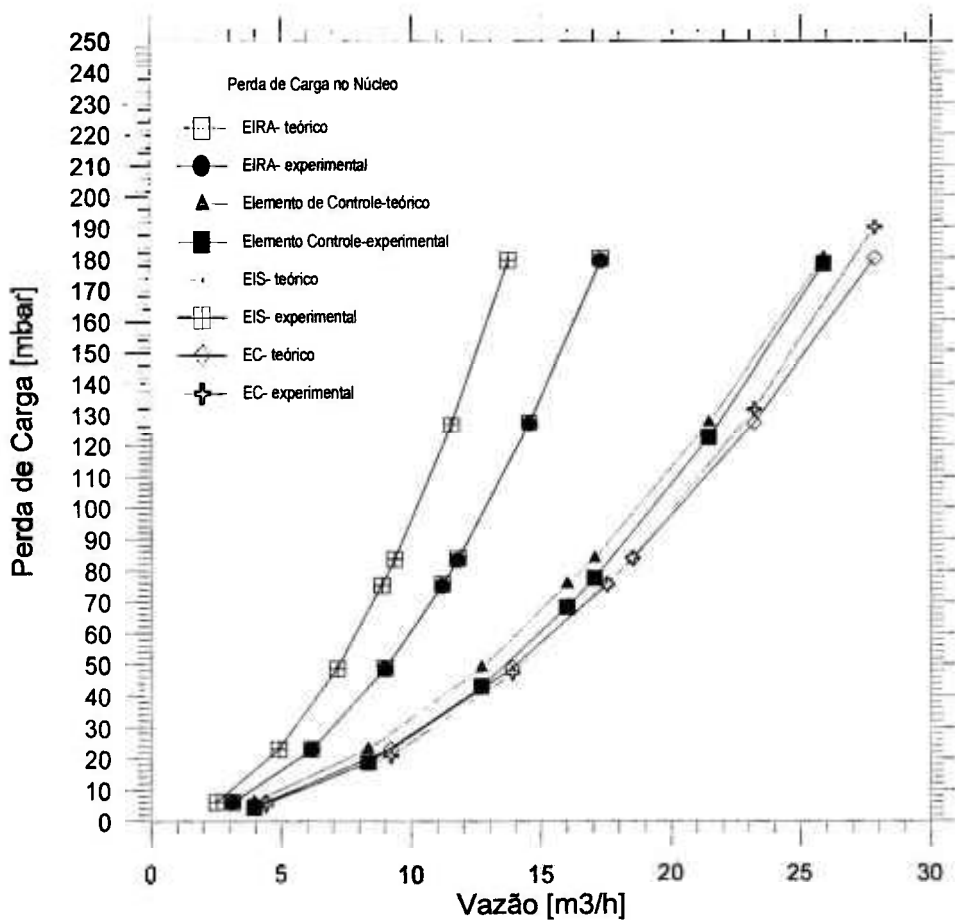


Figura 11 - Comparação da Perda de Carga Experimental x Teórica.

## **4. MODELO TÉRMICO MTRCR-IEAR1**

Neste capítulo é apresentado o modelo térmico MTRCR-IEAR1 desenvolvido com o pacote “Engineering Equation Solver” (EES) e é feita a comparação dos seus resultados com os dos programas COBRA-3C/RERTR e PARET para uma configuração de núcleo típica do reator IEA-R1. É apresentada também a metodologia para tratamento das incertezas, sendo desenvolvidos os fatores de canal quente para o acréscimo de temperatura do fluido refrigerante, para fluxo de calor e de transferência de calor para o reator IEA-R1.

### **4.1 Modelo Térmico do MTRCR-IEAR1**

Este modelo foi desenvolvido inicialmente para análise termo-hidráulica de canais com diferentes condições de resfriamento e/ou diferentes geometrias, que é o caso dos canais formados entre elementos combustíveis, uma vez que os programas PARET e COBRA/3C – RERTR não permitem este tipo de análise.

Posteriormente, foram introduzidas as correlações para cálculo da instabilidade de fluxo, fluxo de calor crítico e temperatura de ONB. Além disso, o modelo permite fazer estudos paramétricos para diferentes condições de operação muito mais rapidamente, e com resultados com a mesma precisão dos programas PARET e COBRA/3C – RERTR.

O MTRCR-IEAR1 é basicamente um conjunto de equações de balanço de fluxo de calor, uma para cada nó, que juntamente com as correlações para cálculo do coeficiente de película, número de Reynolds, número de Prandt e condições de contorno estabelecidas, são resolvidas simultaneamente com o EES. A listagem completa do programa referente a este modelo encontra-se no Anexo 1.

Foram estabelecidas 13 equações de balanço, sendo 3 para os nós no fluido refrigerante; 4 nas interfaces fluido/revestimento; 4 nas interfaces revestimento/combustível e 2 no centro das placas combustíveis.

A Figura 12 apresenta um esquema simplificado do modelo proposto, onde se tem dois meio-canais laterais e um canal central. A diferença deste modelo para o modelo dos programas COBRA- 3C/RERTR e PARET é que se pode definir condições de contorno e dados geométricos diferentes para cada um dos canais ou, ainda, variar as condições em um deles e avaliar a influência nos canais vizinhos.

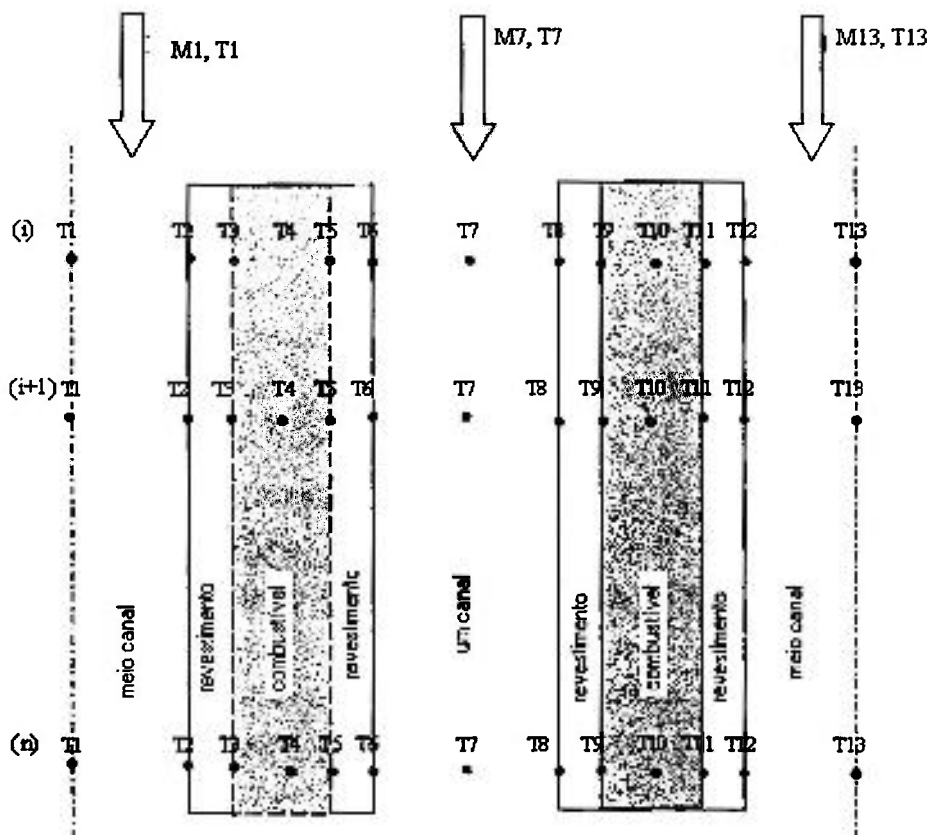


Figura 12 - Esquema Simplificado do Modelo MTRCR-IEAR1.

As trocas térmicas consideradas no modelo são:

- 1) condução de calor transversal nas placas combustíveis;
- 2) convecção entre a superfície externa do revestimento e o fluido em escoamento;
- 3) transporte entálpico devido ao escoamento do fluido.

Desprezou-se a condução de calor axial nas placas e no fluido refrigerante. As propriedades térmicas das placas são consideradas constantes.

As seguintes condições de contorno são definidas na entrada dos canais:

- a) temperatura de entrada do fluido refrigerante (pode ser diferente para cada canal); e
- b) vazão volumétrica do fluido refrigerante (pode ser diferente para cada canal).

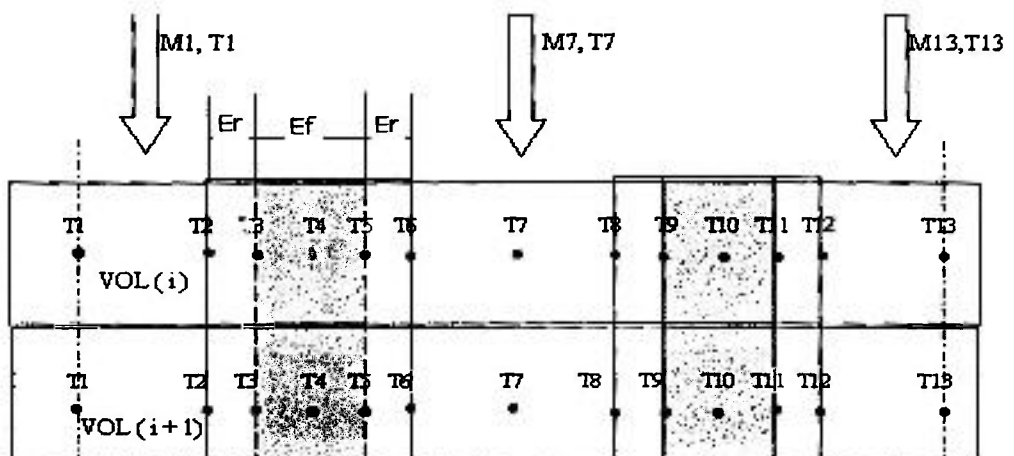


Figura 13 – Representação de duas Seções.

Para duas seções consecutivas, com volumes VOL(i) e VOL(i+1) (Figura 12), pode-se escrever as seguintes equações de balanço :

a) para o ponto 1:

$$M1(i+1) * Cp_1(i+1) * [T1(i) - T1(i+1)] = - h_1(i+1) * A_1(i+1) * [T2(i+1) - T1(i+1)] \quad (27)$$

onde, M1 é a vazão no canal 1; Cp<sub>1</sub> é o calor específico; T1 é a temperatura do fluido; T2 é a temperatura na superfície do revestimento; h é o coeficiente de transferência de calor; e A é a área de troca de calor para o canal 1 e os volumes (i) e (i+1).

b) para o ponto 2:

$$A_1(i+1) * h_1(i+1) * [T1(i+1) - T2(i+1)] = - K_r * A_1/E_r(i+1) * [T3(i+1) - T2(i+1)] \quad (28)$$

onde, T1 é a temperatura do fluido; T3 é a temperatura na interface fluido /revestimento; K<sub>r</sub> é a condutividade térmica do revestimento; e A a área de troca de calor.

c) para o ponto 3:

$$K_r * A / E_r * [T2(i+1) - T3(i+1)] = - K_f * A / (Ec/2) * [T4(i+1) - T3(i+1)] \quad (29)$$

onde,  $T_2$  é a temperatura na interface fluido /revestimento;  $T_3$  é a temperatura na interface revestimento/combustível;  $T_4$  é a temperatura no centro do combustível;  $K_r$  é a condutividade térmica do revestimento;  $K_f$  é a condutividade térmica do combustível e  $A$  é a área de troca de calor.

d) para o ponto 4:

$$K_f * A / (E_c / 2) * [T_3(i + 1) - T_4(i + 1)] + K_f * A / (E_c / 2) * [T_5(i + 1) - T_4(i + 1)] = -q(i+1) * RED_p \quad (30)$$

onde,  $T_3$  é a temperatura na interface revestimento/combustível;  $T_5$  é a temperatura na interface combustível/revestimento;  $T_4$  é a temperatura no centro do combustível;  $K_f$  é a condutividade térmica do combustível;  $q$  é o calor gerado no volume; e  $RED_p$  é um fator de redução da potência na placa (na condição normal é 1,0).

Analogamente, pode-se repetir as equações de balanço para os pontos de 5 a 13 e tem-se o seguinte conjunto de equações:

$$0 = g_{f1}[i+1] * (T_1[i] - T_1[i+1]) + g_{h1}[i+1] * (T_2[i+1] - T_1[i+1]) \quad (31)$$

$$0 = g_{h1}[i+1] * (T_1[i+1] - T_2[i+1]) + g_r * (T_3[i+1] - T_2[i+1]) \quad (32)$$

$$0 = g_r * (T_2[i+1] - T_3[i+1]) + g_c * (T_4[i+1] - T_3[i+1]) \quad (33)$$

$$0 = g_c * (T_3[i+1] - T_4[i+1]) + g_c * (T_5[i+1] - T_4[i+1]) + q[i+1] * RED_p \quad (34)$$

$$0 = g_c * (T_4[i+1] - T_5[i+1]) + g_r * (T_6[i+1] - T_5[i+1]) \quad (35)$$

$$0 = g_r * (T_5[i+1] - T_6[i+1]) + g_{h7}[i+1] * (T_7[i+1] - T_6[i+1]) \quad (36)$$

$$0 = gh7[i+1]*(T6[i+1]-T7[i+1]) + gh7[i+1]*(T8[i+1]-T7[i+1]) + gfl[i+1]*(T7[i]-T7[i+1]) \quad (37)$$

$$0 = gh7[i+1]*(T7[i+1]-T8[i+1]) + gr*(T9[i+1]-T8[i+1]) \quad (38)$$

$$0 = gr*(T8[i+1]-T9[i+1]) + gc*(T10[i+1]-T9[i+1]) \quad (39)$$

$$0 = gc*(T9[i+1]-T10[i+1]) + gc*(T11[i+1]-T10[i+1]) + q[i+1] \quad (40)$$

$$0 = gc*(T10[i+1]-T11[i+1]) + gr*(T12[i+1]-T11[i+1]) \quad (41)$$

$$0 = gr*(T11[i+1]-T12[i+1]) + gh13[i+1]*(T13[i+1]-T12[i+1]) \quad (42)$$

$$0 = gh13[i+1]*(T12[i+1]-T13[i+1]) + gfl3[i+1]*(T13[i]-T13[i+1]) \quad (43)$$

$$0 = gh13[i+1]*(T12[i+1]-T13[i+1]) + gfl3[i+1]*(T13[i]-T13[i+1]) \quad (44)$$

onde, os índices 1, 7 e 13 referem-se ao fluido refrigerante; 2, 6, 8 e 12 a interface fluido/revestimento; 3, 5, 9, e 11 interface revestimento/combustível; e 4 e 10 ao centro do combustível. O índice “i” refere-se a divisão axial que pode variar de 3 a 30, sendo o valor recomendado 30 (Figura 12), e

$$gfl[i+1] = m[i+1]*cpa1[i+1] \quad \text{condutância fluida para o canal lateral esquerdo} \quad (45)$$

$$gf7[i+1] = m7[i+1]*cpa7[i+1] \quad \text{condutância fluida para o canal central} \quad (46)$$

$$gfl3[i+1] = m13[i+1]*cpa13[i+1] \quad \text{condutância fluida para o canal lateral direito} \quad (47)$$

$$gh1[i+1] = atr*h1[i+1] \quad \text{condutância convectiva para o canal lateral esquerdo} \quad (48)$$

$$gh7[i+1] = atr*h7[i+1] \quad \text{condutância convectiva para o canal central} \quad (49)$$

$$gh13[i+1] = atr*h13[i+1] \quad \text{condutância convectiva para o canal lateral direito} \quad (50)$$

$$gc = kf*atr/(Ef/2) \quad \text{condutância do combustível} \quad (51)$$

$$gr = Kr*atr/Er \quad \text{condutância do revestimento} \quad (52)$$

$a_{tr}$  = área de troca térmica do volume

RED<sub>p</sub> = fator para parametrização da potência da placa (utilizado apenas para redução da potência de uma placa).

O pacote “Engineering Equation Solver” (EES), possui, internamente, todas as propriedades físicas da água, o que facilita o cálculo das mesmas ponto a ponto.

#### **4.2 Configuração Típica do Reator IEA-R1 e Condições de Operação para as Análises Termo-hidráulicas e Cálculo da Distribuição de Vazão no Núcleo realizadas neste Trabalho**

A Figura 14 apresenta uma configuração típica do núcleo do reator IEA-R1, correspondendo a configuração de número 198, que foi adotada para a comparação dos resultados do modelo térmico MTRCR-IEAR1 com os dos programas COBRA e PARET, e para a realização das demais análises apresentadas neste trabalho.

Existe atualmente 4 tipos de irradiadores que podem ser colocados no núcleo do reator IEA-R1: Elemento Irradiador de Amostras Resfriado a Água (EIRA), Elemento Irradiador de Silício (EIS), Elemento Irradiador de Grafite (EIGRA) e Elemento Irradiador de Fios de Iridio (EIF), sendo que apenas os dois primeiros permitem a passagem de água através deles.

Nesta configuração adotada o núcleo é constituído basicamente por 21 elementos combustíveis, 4 elementos de controle, 3 EIRAs, 1 EIS, 2 EIGRA e 1 EIF.



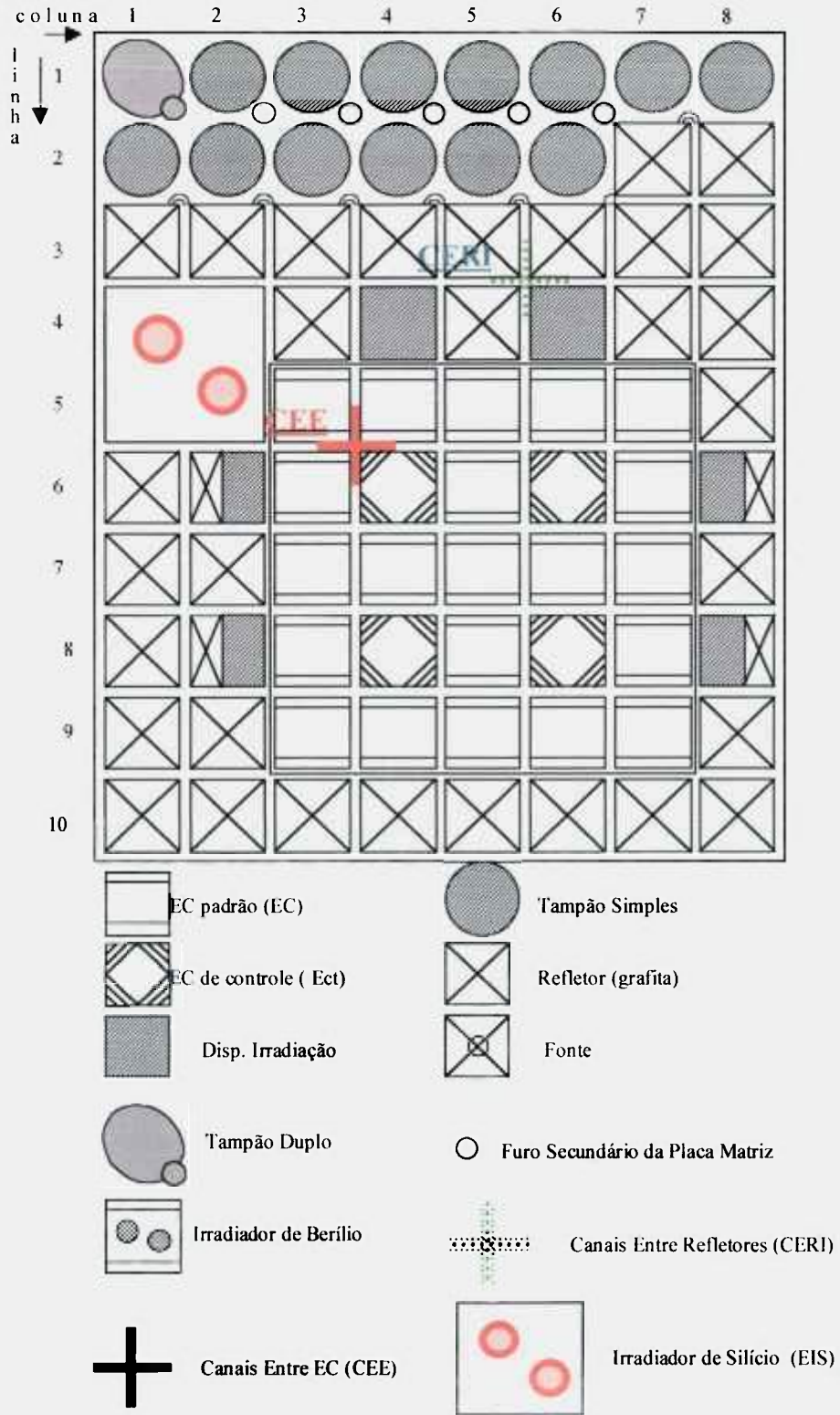


Figura 14 - Configuração Típica do Núcleo do Reator IEA-R1.

As seguintes condições de operação são consideradas para o reator IEA-R1:

- Potência de Operação: 5 MW;
- Vazão da Bomba Principal: 3000 gpm (~680 m<sup>3</sup>/h) ;
- Vazão por Elemento Combustível ( adotada) 19 m<sup>3</sup>/h;
- Temperatura do Fluido Refrigerante na Entrada do Núcleo: 40° C;
- Pressão de Operação (entrada do núcleo): 1,6 bar;

Os principais dados geométricos relativos ao canal e as placas do elemento combustível são:

Largura do canal de refrigeração	67,1 mm
Largura ativa da placa	62,6 mm
Espessura do canal	2,89 mm
Espessura da placa combustível	1,52 mm
Espessura do cerne da placa combustível	0,72 mm
Espessura do revestimento	0,38 mm
Altura total da placa	625 mm
Altura ativa da placa	600 mm

A distribuição axial de potência para o canal mais quente é dada pela Tabela 5.

Tabela 5 - Distribuição Axial de Potência no Canal mais Quente do Reator IEA-R1 (configuração 198).

Fator de Pico*	Posição Relativa (Z/L)**
0,338	0,0333
0,355	0,0667
0,403	0,1000
0,463	0,1333
0,532	0,1667
0,606	0,2000
0,686	0,2333
0,775	0,2667
0,880	0,3000
1,027	0,3333
1,297	0,3667
1,486	0,4000
1,632	0,4333
1,752	0,4667
1,852	0,5000
1,931	0,5333
1,989	0,5667
2,026	0,6000
2,042	0,6333
2,036	0,6667
2,010	0,7000

1,963	0,7333
1,896	0,7667
1,810	0,8000
1,706	0,8333
<sup>1</sup> 1,587	0,8667
1,458	0,9000
1,331	0,9333
1,236	0,9667
1,250	1,0000

<sup>\*</sup> Fator de pico é a razão entre fluxo de calor local e fluxo de calor médio no núcleo.

<sup>\*\*</sup> L é o comprimento ativo da placa, Z a cota do canal.

### 4.3 Comparação dos Resultados do Modelo MTRCR-IEAR1 com os Programas COBRA – 3C/RERTR e PARET

Para a comparação dos resultados do modelo MTRCR-IEAR1 com os resultados dos Programas COBRA e PARET são apresentados os resultados das temperaturas na placa combustível e no fluido refrigerante e das margens para fluxo de calor crítico e instabilidade no escoamento para a configuração 198 adotada para o núcleo do reator IEAR1.

Na modelagem com o MTRCR-IEAR1 foi considerado um canal interno mais dois meio-canais internos do elemento combustível, na condição nominal, ou seja, sem o modelo de incertezas acoplado.

A Figura 15 apresenta os resultados das temperaturas do fluido refrigerante, na superfície do revestimento e do centro da placa combustível ao longo do canal obtidas com os três modelos, utilizando-se a correlação de Dittus & Boelter para o cálculo do coeficiente de transferência de calor. Observa-se que o comportamento das temperaturas ao longo do canal obtido com os três modelos é o mesmo e os valores muito próximos (Tabela 6).

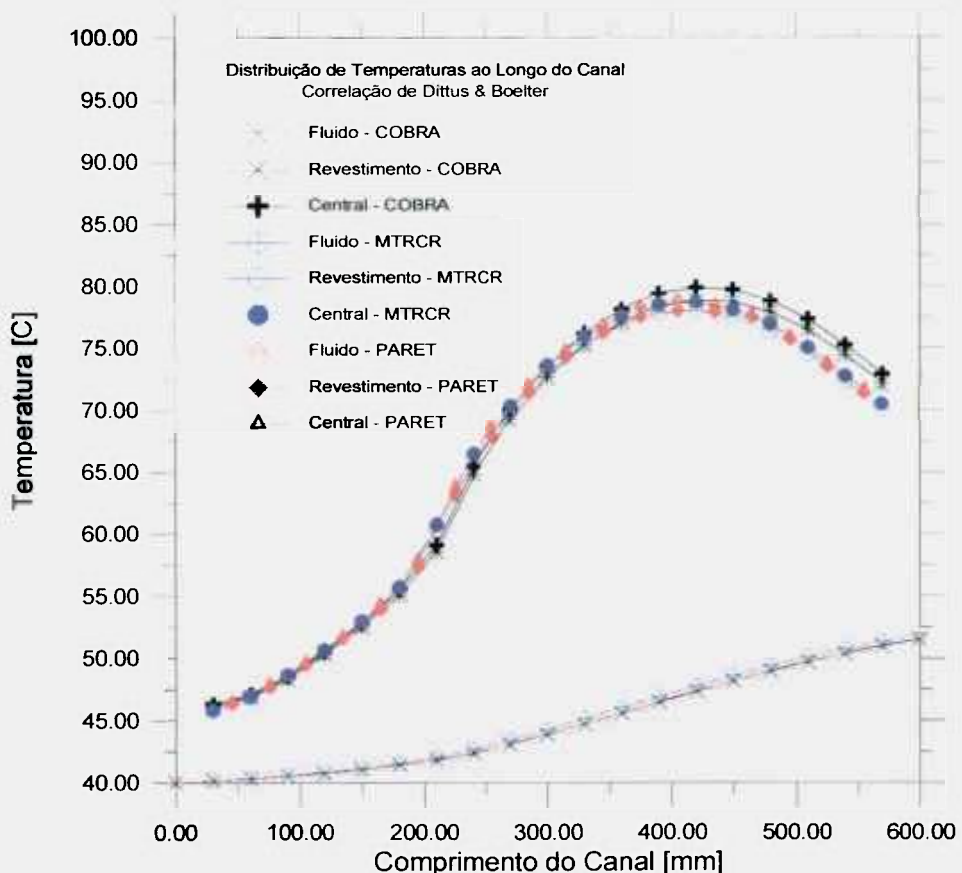


Figura 15 - Distribuição de temperaturas ao Longo do Canal –  
Correlação de Dittus & Boelter.

No entanto, a Correlação de Dittus & Boelter é muito conservativa e para canais retangulares é mais apropriada a correlação de Sieder – Tate, que faz uma correção devido à variação de viscosidade entre as temperaturas da parede e média do fluido refrigerante, e, portanto, mais apropriada para este caso.

A Figura 16 apresenta as curvas de temperaturas do fluido, do revestimento e central do combustível calculados com a correlação de Sieder – Tate ao longo do canal com o programa PARET e o MTRCR-IEAR1. Esta correlação não está disponível no programa COBRA - 3C/RERTR para reatores de pesquisa tipo placa.

Observa-se também que com a correlação de Sieder-Tate o comportamento das temperaturas ao longo do canal obtido com o modelo MTRCR-IEAR1 e com o programa PARET é o mesmo e os valores muito próximos.

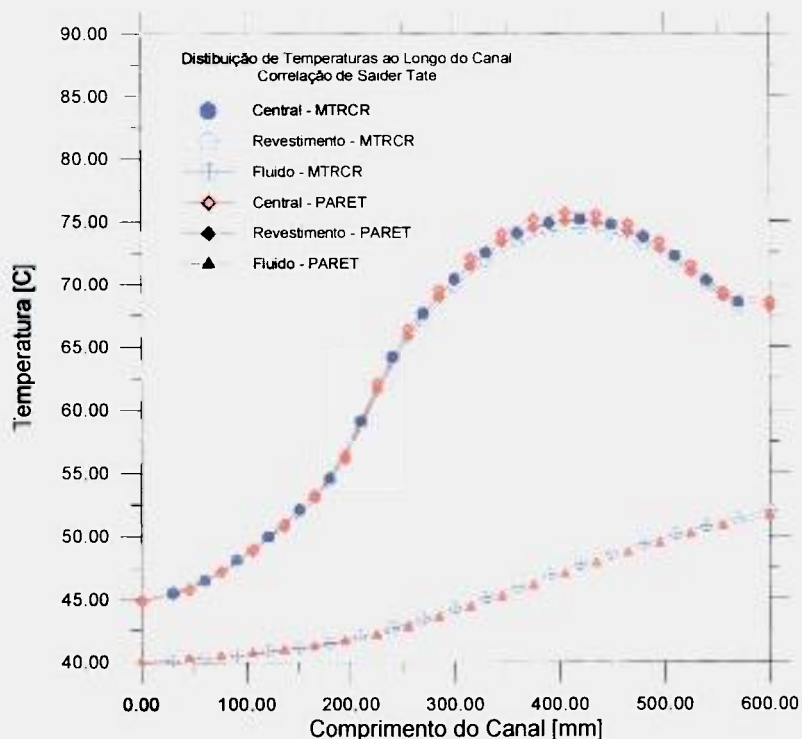


Figura 16 - Distribuição de temperaturas ao Longo do Canal – Correlação de Sieder – Tate.

A Tabela 6 resume os principais resultados obtidos com os três modelos, onde observa-se que a temperatura do fluido refrigerante na saída do canal é a mesma com as duas correlações para o programa PARET (52,10 °C) e o modelo MTRCR-IEAR1 (51,90°C), uma vez que o calor total transferido ao fluido é sempre o mesmo (balanço de energia), enquanto que para o programa COBRA-3C/RERTE é ligeiramente inferior (51,5°C).

Por outro lado, constata-se que as temperaturas na superfície do revestimento e central da placa combustível calculadas com a correlação de Dittus & Boelter são razoavelmente superiores às calculadas com a correlação de Sider – Tate (de 2 a 3°C).

Ainda da Tabela 6, conclui-se que o programa COBRA-3C/RERTR é o que apresenta os resultados mais conservativos para as temperaturas na superfície do revestimento e central do combustível e o programa PARET os resultados menos conservativos.

Tabela 6 - Comparação dos Resultados de Temperaturas com as correlações de Dittus & Boelter e Sider – Tate configuração 198 do Reator IEA-R1.

	COBRA		PARET		MTRCR-IEAR1	
	Dittus & Boelter	Sider - Tate	Dittus & Boelter	Sider - Tate	Dittus & Boelter	Sider – Tate
FLUIDO	51,5°C	-	52,1°C	52,1°C	51,9°C	51,9°C
REVESTIMENTO	78,8°C	-	78,0°C	75,2°C	78,03°C	75,9°C
CENTRAL	79,9°C	-	78,9°C	76,3°C	78,7°C	77,3°C

Portanto, pode-se dizer que o modelo desenvolvido para o MTRCR-IEAR1 apresenta resultados de temperaturas semelhantes aos obtidos com o programa PARET com as correlações de Sieder-Tate e Dittus&Boelter e com os resultados do COBRA-3C/RERTR com a correlação de Dittus&Boelter.

A Figura 17 mostra a comparação entre a margem em relação ao fluxo de calor crítico e o fluxo local (MDNBR) com a correlação de Labuntsov, que é a mais conservativa, obtida com os três modelos. Pode-se observar que existe boa concordância entre os resultados ao longo de todo o canal.

A mínima margem de segurança obtida com a correlação de Labuntsov atinge o valor de 11,8 na posição 400 mm da entrada do canal com os programas COBRA-3C/RERTR, PARET e o modelo MTRCR-IEAR1.

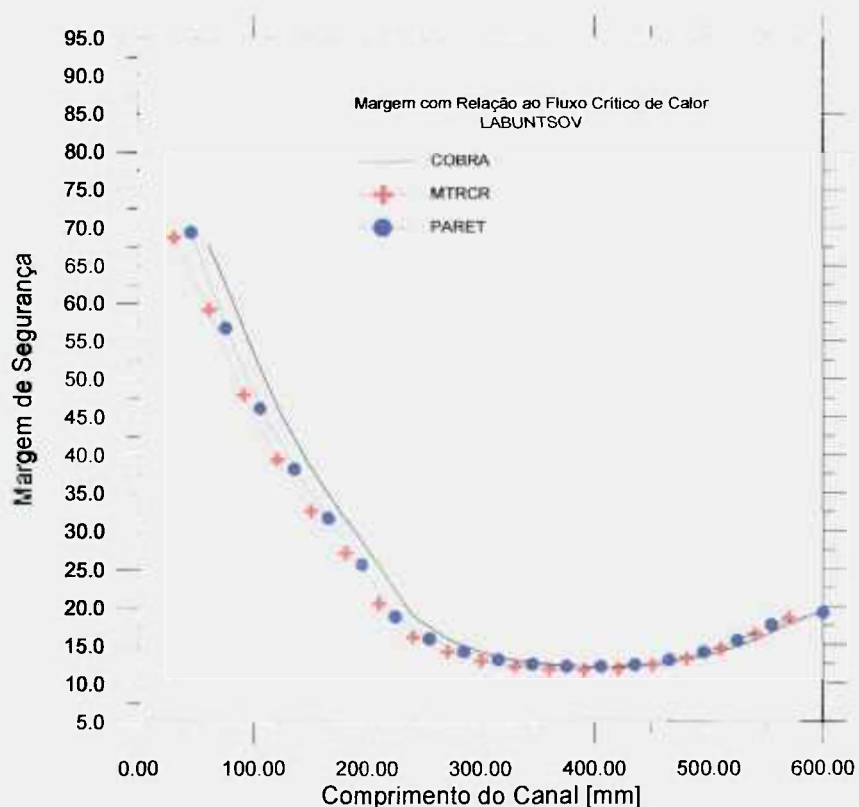


Figura 17 - Margem de Segurança para Fluxo Crítico de Calor.



A Figura 18 mostra a margem de segurança para instabilidade de fluxo obtidas com os programas COBRA-3C/RERTR e PARET e com o modelo do MTRCR-IEAR1.

Antes de comentar os resultados das curvas da Figura 18 vale lembrar que a correlação apresentada no item 2.4 foi desenvolvida através de um experimento onde foram utilizadas placas uniformemente aquecidas por resistências elétricas. Nesta correlação, o fluxo de calor para instabilidade no fluido é função das características geométricas do canal, da temperatura de entrada do fluido refrigerante e da temperatura de saturação na saída do canal. Sendo a margem para instabilidade de fluxo a razão entre o fluxo de calor para instabilidade e o fluxo de calor médio, ela deve ser um valor fixo ao longo de todo o canal.

Na Figura 18 pode-se observar que os resultados do programa PARET e do MTRCR-IEAR1 são coincidentes, ou seja, apresentam uma folga em relação á instabilidade de fluxo de aproximadamente 7,89 ao longo de todo o canal.

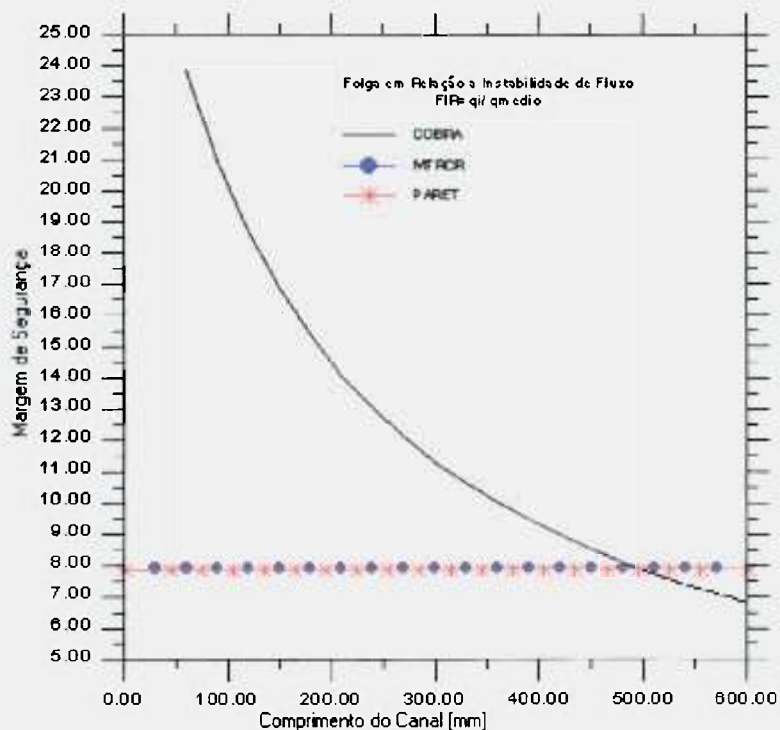


Figura 18- Margem para Instabilidade de Fluxo (FIR).

No entanto, os resultados do Programa COBRA-3C/RERTR estão totalmente incoerentes, o que nos leva a concluir que, pelo menos na versão implementada no IPEN-CNEN/SP, há um erro no programa fonte que deve ser melhor investigado.

A velocidade Crítica pode ser verificada com a equação (1) ,item 2.2, e sendo  $E=6,9 \times 10^5 \text{ bar}$ ;  $\nu = 0,33$ ;  $\rho = 993 \text{ Kg} / \text{m}^3$ ,  $e_p=1.52 \times 10^{-3} \text{ m}$ ;  $e_{cer} = 7.6 \times 10^{-4} \text{ m}$ ;  $e_c = 2.89 \times 10^{-2} \text{ m}$ ;  $L_c = 67.1 \times 10^{-3}$

$$V_{\text{crit}}=15.09 \text{ m/s}$$

Sendo a área de escoamento do canal de refrigeração do elemento combustível do reator IEA-R1 de  $194 \times 10^{-6} \text{ m}^2$ , esta velocidade representa uma vazão de  $10,5 \text{ m}^3/\text{h}$  por canal, portanto muito abaixo das velocidades possíveis para este reator que opera com uma bomba com vazão de  $680 \text{ m}^3/\text{h}$ .

#### 4.4 Metodologia para Tratamento das Incertezas no Modelo MTRCR-IEAR1

Os fatores de incertezas totais de canal quente para fluxo de calor, transferência de calor e aumento da temperatura do fluido refrigerante levam em consideração os efeitos nucleares e as incertezas, tais como tolerâncias de fabricação, erros nos cálculos da distribuição da densidade de potência e da distribuição de vazão no núcleo, desvios no controle da potência do reator e na medida da vazão, e margens de segurança para os coeficientes de transferência de calor. Os efeitos das incertezas de engenharia são geralmente combinados e expressos como fatores de engenharia de canal quente para fluxo

de calor,  $F_q$ ; transferência de calor,  $F_h$ ; e de aumento de temperatura do fluido refrigerante,  $F_b$ .

Os erros e incertezas para reatores de pesquisas são os seguintes:

1) - incertezas na potência:

- a) erro na medida da potência; e
- b) sobrepotência admissível.

2)- incertezas na distribuição axial de potência:

- a) distribuição de urânio na placa;
- b) teor de urânio na placa;
- c) espessura do cerne da placa combustível; e
- d) erro no modelo neutrônico.

3)- incerteza geométrica: espessura do canal de refrigeração.

4)- incerteza na temperatura de entrada: erro na medida da temperatura de entrada do núcleo.

5)- incerteza na vazão mássica: erros na medida e no cálculo da vazão.

Os fatores de engenharia de canal quente podem ser obtidos da combinação dos subfatores correspondentes as incertezas, utilizando-se o método convencional, estatístico e misto, conforme as referências [27] e [28].

O método convencional é obtido fazendo-se o produto de todos os subfatores,  $f$ ,

$$F = \prod_{i=1}^n f_i \quad (53)$$

onde  $i$  é o  $i$ ésimo subfator.

Este método resulta em um fator de canal quente conservativo.

O método estatístico pode ser utilizado quando a distribuição probabilística para cada um dos subfatores é conhecida, por exemplo, Distribuição Normal. Neste caso, a probabilidade de ocorrência da combinação de todos estes subfatores independentes pode ser melhor avaliada.

Sejam os subfatores independentes  $f_1, f_2, \dots, f_n$  e as respectivas funções densidade de probabilidade  $P_1(X_1), P_2(X_2), \dots, P_n(X_n)$ , então a probabilidade de ocorrer um valor menor que  $f_i$  para cada um dos subfatores é dada por:

$$P(X_i \leq f_i) = \int_{-\infty}^{f_i} P_i(X_i) dX_i \quad (54)$$

onde  $P(X_i \leq f_i)$  é a função distribuição acumulada, ou seja, a probabilidade da variável  $X_i$  não ser maior que  $f_i$ , e

$$P(X_i \leq \infty) = \int_{-\infty}^{\infty} P_i(X_i) dX_i = 1. \quad (55)$$

O valor médio de  $X_i$  ( $\mu_i$ ) é definido por

$$\mu_i = \int_{-\infty}^{\infty} X_i P_i(X_i) dX_i \quad (56)$$

e o desvio padrão ( $\sigma_i$ ) por

$$\sigma_i = \sqrt{\int_{-\infty}^{\infty} (X_i - \mu_i)^2 \times P_i(X_i) dX_i} \quad (57)$$

Para avaliar a distribuição de probabilidade acumulada do produto  $Z = X_1 X_2 \dots X_n$ , pode-se assumir, como simplificação, uma pequena variação aleatória em torno do valor médio  $\mu_i$ , ou seja:

$$X_i = \mu_i + \delta_i \quad (i=1 \dots n). \quad (58)$$

Desprezando as pequenas variações de segunda ordem

$$Z = \prod_{i=1}^n \mu_i + \sum_{i=1}^n \delta_i \prod_{j \neq i} \mu_j \quad (59)$$

Quando a distribuição de probabilidade  $P_i(X_i)$  para cada um dos subfatores é uma Distribuição Normal, a distribuição de probabilidade  $P_z(Z)$  também será uma distribuição normal na qual o valor médio de  $Z$  ( $\mu_z$ ) é dado por:

$$\mu_z = \prod_{i=1}^n \mu_i \quad (60)$$

e o desvio padrão dado por:

$$\frac{\sigma_z^2}{\mu_z^2} = \sum_i \frac{\sigma_i^2}{\mu_i^2} \quad (61)$$

Se as variáveis  $X_i$  ( $i = 1, 2 \dots n$ ) são os subfatores de canal quente,  $\mu_i = 1$  ( $i=1, 2 \dots n$ ) e, portanto:

$$\mu_z = 1 \quad (i = 1, 2 \dots n), \quad (62)$$

e

$$\sigma_z = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \dots \sigma_n^2}. \quad (63)$$

Como exemplo, se adotarmos a distância  $3\sigma$  para cada subfator, isto é:

$$f_i = 1 + 3\sigma_i \quad (i=1, 2 \dots n) \quad (64)$$

então a probabilidade de que o valor  $X_i$  não exceda o valor de  $f_i$  está próxima de 99,86%.

Portanto, se considerarmos:

$$F = f_z = 1 + 3\sigma_z = 1 + \sqrt{\sum_i (f_i - 1)^2} \quad (65)$$

o nível de confiança associado ao fator de canal quente dado pelo produto  $Z = X_1 X_2 \dots X_n$  não exceder o valor de F chega a ser de 99,86%.

Quando o erro das variáveis  $X_1, X_2, \dots, X_n$  não é estatístico, mas sistêmico, o método de combinação estatística acima não pode ser aplicado. Portanto, quando o erro para  $X_1, X_2, \dots, X_m$  é estatístico e para  $X_{m+1} \dots X_n$  não é, o seguinte método de combinação mista pode ser utilizado:

$$F = f_z = f_{m+1} \dots f_n \left[ 1 + \sum_{i=1}^m (f_i - 1)^2 \right] \quad (66)$$

#### 4.5 Fatores de Incerteza para o Reator IEA-R1

Aplicando o método de combinação mista para tratamento das incertezas serão calculados os fatores de canal quente para o reator IEA-R1 e será apresentada uma comparação com o método convencional.

Para o reator IEA-R1, os erros e incertezas são os seguintes [3]:

1) incertezas na potência:

- a) erro na medida da potência = 5%; e
- b) sobrepotência admissível = 10%.

2) incertezas na distribuição axial de potência:

- a) distribuição de urânio na placa = 12%;
- b) teor de urânio na placa = 2%;
- c) espessura do cerne da placa combustível = 10%; e
- d) erro no modelo neutrônico = 10%.

3) incerteza geométrica:

espessura do canal de refrigeração = 10%.

4) incerteza na temperatura de entrada:

erro na medida da temperatura de entrada do núcleo = 2 °C.

5) incerteza na vazão mássica:

erros na medida e no cálculo da vazão = 5%.



#### 4.5.1 Fator de Canal Quente para o Aumento de Temperatura do Fluido Refrigerante

O aumento de temperatura da água no canal quente é dado em termos de  $F_b$  por:

$$\Delta T_b = F_b \times \frac{Q}{c_p \times W} \quad (67)$$

onde:  $Q$  é o calor produzido no canal, incluindo o fator de pico de potência,  $c_p$  é o calor específico do fluido refrigerante,  $W$  é a vazão no canal e  $F_b$  está relacionado aos seguintes subfatores probabilísticos:

$$1) \text{ teor de urânio na placa} = 2\% \quad \Rightarrow f_{b1} = 1,02$$

$$2) \text{ espessura do canal} = 10\%.$$

Como o aumento de temperatura do fluido é inversamente proporcional a vazão:

$$\Delta T_b \propto \frac{1}{W} \quad (68)$$

e a perda de carga proporcional ao quadrado da vazão:

$$\Delta P \propto \frac{W^2}{2\rho} \int_0^L \frac{f(l)}{D(l)[A(l)]^2} dl \quad (69)$$

onde,  $f(l)$  é o fator de atrito,  $l$  é a distância da entrada do canal,  $A$  a área de escoamento e  $D$  o diâmetro hidráulico,

se assumimos que:

$$f(l) \propto Re^{-n} \propto (WD/A)^{-n} \quad (70)$$

então a equação (69) fica:

$$\Delta P \propto W^{2-n} \int_0^L \frac{dl}{[D(l)]^{n+1} [A(l)]^{2-n}} \quad (71)$$

e finalmente pode-se escrever que:

$$\Delta T_b \propto \frac{1}{W} \propto \left[ \int_0^L \frac{dl}{D^{n+1} A^{2-n}} \right]^{1/2-n} \quad (72)$$

e portanto,

$$f_{b2} = \frac{\Delta T_b}{(\Delta T_b)_{nom}} = \frac{W}{W_{nom}} = \frac{\left[ \int_0^L \frac{dl}{D^{n+1} A^{2-n}} \right]^{1/2-n}}{\left[ \int_0^{L_{nom}} \frac{dl}{D_{nom}^{n+1} A_{nom}^{2-n}} \right]^{1/2-n}} \quad (73)$$

onde o subscrito “*nom*” refere-se a condição nominal.

Desprezando o erro no comprimento  $L$  do canal e na largura e assumindo que o erro na espessura do canal é  $\delta$ , os erros no diâmetro e na área são dados aproximadamente por  $\delta$ , portanto,

$$f_{b2} = \left[ \frac{1}{(1-\delta)^{n+1}(1-\delta)^{2-n}} \right]^{\frac{1}{2-n}} \quad (74)$$

$$f_{b2} \leq (1-\delta)^{\frac{3}{2-n}} \quad (75)$$

Usando a equação de Blasius para o fator de atrito,  $n = 0,25$ , tem-se  $f_{b2} = 1,2$

3) distribuição de urânio na placa  $f_{b3} = 1,12$

4) espessura do cerne da placa  $f_{b4} = 1,1$

e aos seguintes subfatores determinísticos:

1) erro no cálculo da vazão, incluindo erro de medida  $f_{b5} = 1,05$

2) erro na medida de potência  $f_{b6} = 1,05$

3) erro no cálculo neutrônico  $f_{b7} = 1,1$

4) sobrepotência admissível  $f_{b8} = 1,1$

Portanto,

$$Fb = f_{b5} * f_{b6} * f_{b7} * f_{b8} * [1 + \sqrt{(f_{b1} - 1)^2 + (f_{b2} - 1)^2 + (f_{b3} - 1)^2 + (f_{b4} - 1)^2}] \quad (76)$$

$$Fb = 1,674$$

#### 4.5.2 Fator de Canal Quente para Fluxo de Calor $F_q$

O fator de canal quente para o fluxo de calor é dado em termos de  $F_q$ .

O pico do fluxo de calor,  $q_{\max}$ , pode ser calculado usando  $F_q$ , logo

$$q_{\max} = F_q * F_R * F_Z * q_{\text{méd}} \quad (77)$$

onde,  $F_R$  é o fator de pico radial;  $F_Z$  é o fator de pico axial; e  $q_{\text{méd}}$  é o fluxo médio de calor no núcleo;

$F_q$  está relacionado com os seguintes subfatores probabilísticos:

- |                                  |                 |
|----------------------------------|-----------------|
| 1) teor de urânio na placa       | $f_{q1} = 1,02$ |
| 2) repartição de urânio na placa | $f_{q2} = 1,12$ |
| 3) espessura do cerne da placa   | $f_{q3} = 1,10$ |
| 4) modelo neutrônico             | $f_{q4} = 1,10$ |

e aos seguintes subfatores determinísticos:

- |                               |                 |
|-------------------------------|-----------------|
| 1) sobrepotência admissível   | $f_{q5} = 1,1$  |
| 2) erro na medida de potência | $f_{q6} = 1,05$ |

portanto,

$$Fq = f_{qs} * f_{qt} * [1 + \sqrt{(f_{q1} - 1)^2 + (f_{q2} - 1)^2 + (1 - f_{q3})^2 + (1 - f_{q4})^2}] \quad (78)$$

$$Fq = 1,37$$

#### 4.5.3 Fator de Transferência de Calor $Fh$

O aumento máximo de temperatura do filme pode ser calculado usando o fator de canal quente  $F_h$  como:

$$\Delta T_w = \frac{Fh \times q_{\max}}{h} \quad (79)$$

onde,  $\Delta T_w$  é o máximo aumento de temperatura de filme; e  $h$  é o coeficiente de transferência de calor calculado considerando as dimensões e condições de escoamento nominais.

$Fh$  está relacionado com os seguintes subfatores probabilísticos:

1) diâmetro hidráulico

seja,

$$q'' = h\Delta T_s \quad (80)$$

e

$$\Delta T_s \approx \frac{1}{h} \quad (81)$$

portanto,

$$f_h = \frac{\Delta T_s}{\Delta T_{nom}} = \frac{h_{nom}}{h} \quad (82)$$

Assumindo que o coeficiente de transferência de calor seja:

$$h \propto \frac{1}{D} \text{Re}^{0,8} \quad (83)$$

e assumindo propriedades constantes,

$$h \propto [VD]^{0,8} \frac{1}{D} \quad (84)$$

como a velocidade é dada pela expressão:

$$V \propto \frac{W}{A} \quad (85)$$

logo,

$$h \propto \frac{W^{0,8}}{A^{0,8} D^{0,2}} \quad (86)$$

sendo  $D_{nom} * (1-\delta) \leq D \leq D_{nom} * (1+\delta)$  e, como visto anteriormente em (73)

$$\frac{W}{W_{nom}} = (1-\delta)^{-\frac{7}{2-n}}$$

$$e \quad \frac{h}{h_{\text{cor}}} \geq (1 - \delta)^{-\frac{3}{1,75} \cdot 0,8} (1 + \delta)^{-(0,2+0,8)} \quad (87)$$

sendo o erro na espessura no canal de 10%, tem-se

$$f_{h1} = 1,05$$

2) erro no cálculo da vazão, incluindo erro de medida  $f_2 = 1,05$

$$h \propto W^{0,8} \quad (88)$$

portanto,  $f_{h2} = 1,05^{0,8} = 1,04$

3) subfator determinístico de erro na correlação de cálculo do coeficiente de película :

$$f_{h3} = 1,20$$

Dos subfatores acima, obtém-se:

$$Fh = f_{h3} * [1 + \sqrt{(f_{h1} - 1)^2 + (f_{h2} - 1)^2}] \quad (89)$$

$$Fh = 1,277$$

A Tabela 7 mostra os subfatores de incerteza envolvidos no cálculo de cada um dos fatores de canal quente e no final uma comparação do método convencional com o misto, onde pode-se constatar que o método misto fornece valores bem menores.

Tabela 7 - Comparação dos Métodos Convencional e Misto para Cálculo dos Fatores de Canal Quente.

Variável		Fb	Fq	Fh
Medida de potência	5%	1,05	1,05	
Sobrepotência	10%	1,10	1,10	
Repartição de urânio	12%	1,12	1,12	
Teor de urânio	2%	1,02	1,02	
Espessura do cerne	10%	1,10	1,10	
Modelo neutrônico	10%	1,10	1,10	
Espessura do canal	10%	1,20		1,05
Vazão	5%	1,05		1,04
Cálculo do coeficiente de película	20%			1,20
<b>FATORES TOTAIS</b>				
		<b>Fb</b>	<b>Fq</b>	<b>Fh</b>
<b>Método Convencional</b>		<b>1,844</b>	<b>1,596</b>	<b>1,386</b>
<b>Método Misto</b>		<b>1,674</b>	<b>1,370</b>	<b>1,277</b>



#### **4.6 Introdução dos Fatores de Canal Quente nas Análises com o MTRCR-IEAR1**

Uma análise do impacto da introdução dos fatores de canal quente na análise termo-hidráulica do núcleo do reator IEA-R1 foi desenvolvida. Para esta análise foram utilizadas as condições de operação apresentadas no item 4.2, podendo assim realizar uma comparação com os resultados apresentados no item 4.3.

A Tabela 8 apresenta os resultados para as análises termo-hidráulicas do canal quente na condição nominal e com a introdução dos fatores de canal quente. Pode-se concluir que o fator de canal quente para aumento de temperatura do fluido refrigerante é o responsável pelos maiores aumentos de temperaturas, como também é responsável pelas maiores reduções nas margens de segurança para instabilidade de fluxo, fluxo de calor crítico e início de ebulição nucleada. Portanto, pode-se dizer que, para o caso específico do reator IEA-R1, este é o fator que introduz as maiores limitações nas análises termo-hidráulicas.

Tabela 8 – Impacto da Introdução dos Fatores de Canal Quente na Análise Termo-hidráulica no Núcleo do Reator IEA-R1 (configuração 198).

	Sem Fatores	Fb = 1,673	Fh = 1,277	Fq = 1,377
Temperatura de saída do Fluido Refrigerante [ $^{\circ}\text{C}$ ]	51,9	60,0	51,9	56,4
Temperatura Máxima na Superfície do Revestimento [ $^{\circ}\text{C}$ ]	78,03	91,0	81,4	85,9
Temperatura no Centro do Combustível [ $^{\circ}\text{C}$ ]	78,7	92,4	82,9	87,9
Temperatura para Início de Ebulição Nucleada [ $^{\circ}\text{C}$ ] (Folga = $T_{\text{ONB}} - T_{\text{revestimento}}$ [ $^{\circ}\text{C}$ ])	120,1 (41,4)	120,1 (27,7)	120,1 (37,2)	121,1 (33,2)
MDNBR	11,7	6,35	9,44	6,40
Instabilidade de Fluxo	7,89	4,71	7,89	5,76

## 5. APLICAÇÃO DO PROGRAMA FLOW E DO MODELO MTRCR-IEAR1 PARA UMA CONFIGURAÇÃO TÍPICA DO REATOR IEA-R1

Neste capítulo é apresentado um exemplo de aplicação do programa FLOW para o reator IEA-R1, destacando-se a importância do cálculo da distribuição de vazão no núcleo em função do número de irradiadores e algumas análises termo-hidráulicas realizadas com o MTRCR-IEAR1, que evidencia ainda mais a importância do cálculo da distribuição de vazão.

Os resultados referem-se a configuração 198, típica do reator IEA-R1, nas seguintes condições de operação:

- Potência de Operação: 5 MW;
- Vazão da Bomba Principal: 3000 gpm (~680 m<sup>3</sup>/h) ;
- Vazão por Elemento Combustível ( adotada) 19 m<sup>3</sup>/h;
- Temperatura do Fluido Refrigerante na Entrada do Núcleo: 40<sup>o</sup> C;
- Pressão de Operação (entrada do núcleo): 1,6 bar;

A seguir, é apresentada a influência dos irradiadores no resfriamento do núcleo e, posteriormente, é feita uma análise do resfriamento das placas combustíveis laterais, que têm uma vazão de resfriamento diferente dos canais internos e que os programas PARET e COBRA/3C - RERTR, devido a limitações de modelagem, não permitem executar.

### **5.1 Distribuição de Vazão no Núcleo do Reator IEA-R1 com o Programa FLOW**

Para o cálculo da distribuição de vazão no núcleo do reator IEA-R1, além dos elementos combustíveis e irradiadores devem ser considerados ainda os Canais entre Elementos Combustíveis (CEE), Canais entre Refletores e Irradiadores (CERI), Furos Principais na Placa Matriz (FPPM) e Furos Secundários na Placa Matriz (FSPM), conforme mostra a Figura 14.

Nestas condições, considera-se, conservativamente, a existência de 36 CEE e 27 CERI, cujos coeficientes de perda de carga foram estimados baseados na literatura [22].

Os 8 FPPM da linha 1 e os seis primeiros FPPM da linha 2 (Figura 14) são tamponados com tampões simples, deixando assim 13 FSPM abertos, Figura 14. Os Elementos de Irradiação de Grafite (EIGRA) e de Irradiação de Fios de Iridio (EIF) não permitem a passagem de água pelo bocal inferior, sendo a amostra resfriada apenas pela vazão que passa pelos canais laterais.

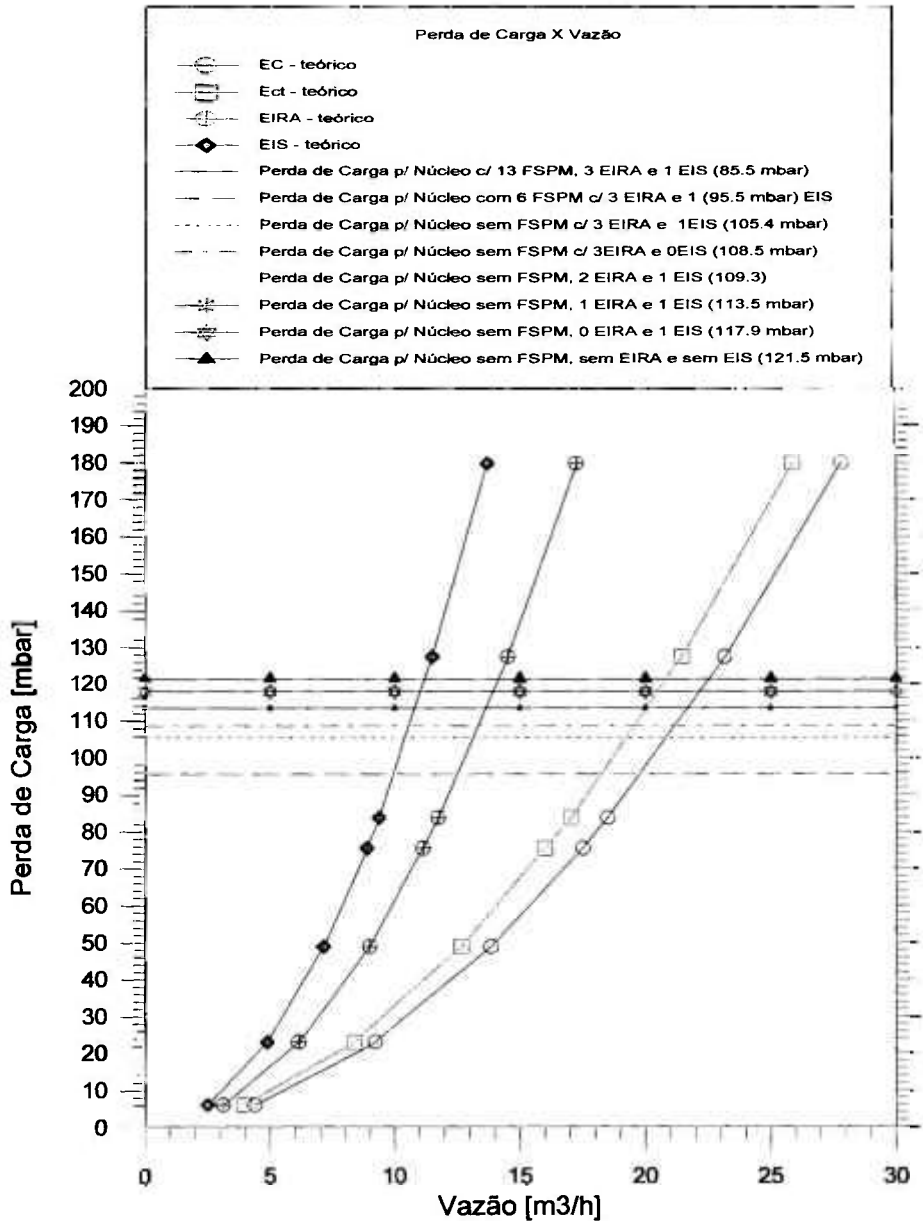


Figura 19 - Distribuição de Vazão no Núcleo do Reator IEA-R1.

Para esta configuração de núcleo, observa-se na Figura 19 que a perda de carga pode variar de 85,5 mbar a 121,5 mbar. A menor perda de carga corresponde a situação onde existe o maior número de dispositivos de irradiação e FSPM abertos (menor restrição ao escoamento) e a maior perda de carga corresponde a situação onde foram retirados todos os dispositivos de irradiação e tamponados todos os FSPM (maior restrição ao escoamento).

Como pode ser visto na Tabela 9 (última linha), para um núcleo sem irradiadores e com todos os furos secundários da placa matriz tamponados, a vazão em cada um dos 21 elementos combustíveis, que possuem 17 canais internos, é de 22,57 m<sup>3</sup>/h ou 1,33 m<sup>3</sup>/h por canal. Em cada um dos 36 canais entre elementos (CEE), a vazão é de 3,16 m<sup>3</sup>/h. Em cada um dos quatro elementos de controle que possuem 12 canais internos, a vazão é de 20,88 m<sup>3</sup>/h ou 1,74 m<sup>3</sup>/h por canal e, finalmente, a vazão em cada um dos 27 canais entre refletores e irradiadores é de 0,70 m<sup>3</sup>/h.

Conclui-se que 80,8% da vazão passa pelos canais internos dos elementos combustíveis, enquanto que pelos canais entre elementos combustíveis passa 16,5% da vazão da bomba e pelos canais entre refletores e irradiadores, 2,7% da vazão.

Nesta condição, ter-se-ia 97,3% da vazão resfriando as placas combustíveis e a recomendação do TECDOC-233 de dividir a vazão da bomba pelo número total de placas parece bastante razoável. Portanto, ao dividir-se a vazão da bomba que é de aproximadamente 681 m<sup>3</sup>/h por 426 placas combustíveis ( 21 EC com 18 placas e 4 Ect com 12 placas) tem-se uma vazão de aproximadamente 1,6 m<sup>3</sup>/h por canal, ou ainda, considerando 17 canais internos ao elemento combustível, uma vazão de 27,2 m<sup>3</sup>/h por elemento combustível. Ao estabelecer-se esta hipótese, não se levou em consideração que os canais entre elementos combustíveis têm uma área de escoamento maior e, portanto, uma menor resistência ao escoamento e, conseqüentemente, uma maior vazão.

O fato dos canais entre elementos combustíveis permitirem uma passagem maior de vazão, devido a menor resistência ao escoamento, pode levar a um erro na estimativa da vazão pelos canais do elemento combustível de aproximadamente 20% (1,6 m<sup>3</sup>/h com o TECDOC-233 e 1,33 m<sup>3</sup>/h com o programa FLOW).

Tabela 9 - Distribuição de Vazão no Núcleo para 25 EC.

Nº FSPM	Nº EIRA	Nº EIS	Perda de Carga [mbar]	Vazão EC [m3/h]	Vazão Ect [m3/h]	Vazão EIRA [m3/h]	Vazão EIS [m3/h]	Vazão FSPM [m3/h]	Vazão CEE [m3/h]	Vazão CERI [m3/h]
13	3	1	85,5	18,72	17,25	11,89	9,44	5,51	2,61	0,619
6	3	1	95,5	19,86	18,32	12,56	9,97	5,82	2,77	0,637
0	3	1	105,4	20,93	19,34	13,20	10,48	0,0	2,92	0,66
0	3	0	108,5	21,24	19,66	13,39	0,0	0,0	2,97	0,67
0	2	1	109,3	21,35	19,73	13,43	10,67	0,0	2,99	0,67
0	1	1	113,5	21,78	20,12	13,68	10,87	0,0	3,06	0,68
0	0	1	117,9	22,23	20,56	0,0	11,09	0,0	3,11	0,69
0	0	0	121,5	22,57	20,88	0,0	0,0	0,0	3,16	0,70

Esta é uma diferença grande, que para baixas potências de operação pode não ter muitas implicações no resfriamento do núcleo, mas em potências mais elevadas pode ser comprometedora.

Da Tabela 9, pode-se ainda concluir que para o resfriamento do núcleo a melhor condição ocorre quando são retirados todos os dispositivos de irradiação e todos os FSPM são tamponados. Nesta condição, a perda de carga no núcleo é de 121,5 mbar e as vazões nos elementos combustíveis e de controle são 22,57 m<sup>3</sup>/h e 20,88 m<sup>3</sup>/h, respectivamente. Para essas vazões, a velocidade de escoamento nos canais internos dos elementos combustíveis e de controle são 1,9 m/s e 2,32 m/s, respectivamente ( veja Tabela 10).

Por outro lado, a pior condição de resfriamento do núcleo é quando são colocados todos os dispositivos de irradiação e todos os FSPM estão abertos. Nesta condição, a perda de carga no núcleo é de apenas 85,5 mbar e as vazões nos elementos combustíveis padrão e de controle são 18,72 m<sup>3</sup>/h e 17,25 m<sup>3</sup>/h, respectivamente (Tabela 9). Para essas vazões, a velocidade de escoamento nos canais internos dos elementos combustíveis padrão e de controle caem para 1,58 m/s e 1,92 m/s, respectivamente (Tabela 10). Os irradiadores e os FSPM reduzem a vazão nos elementos combustíveis e de controle em até 20,5% e 21%, respectivamente.

Da Tabela 9, pode-se ainda concluir, que apenas o tamponamento dos 13 FSPM contribuem para um aumento na vazão dos elementos combustíveis de 18,72 m<sup>3</sup>/h para 20,93 m<sup>3</sup>/h, ou seja um aumento de aproximadamente 12%.

Outra conclusão que pode ser retirada da Tabela 9 é que, considerando todos os FSPM tamponados, a retirada dos três EIRAs pode aumentar a vazão nos elementos combustíveis padrão de 20,93 m<sup>3</sup>/h para 22,23 m<sup>3</sup>/h, ou seja um aumento de 6%.



Tabela 10- Velocidades de Escoamento para 25 EC.

Vazão EC [m <sup>3</sup> /h]	Área de Escoamento o EC [m <sup>2</sup> ]	Vel. de Escoamento EC[m/s]	Vazão Ect [m <sup>3</sup> /h]	Área de Escoamento Ect [m <sup>2</sup> ]	Vel. de Escoamento Ect [m/s]	Vazão CEE [m <sup>3</sup> /h]	Área de Escoamento CEE [m <sup>2</sup> ]	Vel. De Escoamento CEE [m/s]
18,72	3297 E-6	1,58	17,25	2501 E-6	1,92	2,61	421,2 E-6	1,72
19,86	3297 E-6	1,67	18,32	2501 E-6	2,03	2,77	421,2 E-6	1,83
20,93	3297 E-6	1,76	19,34	2501 E-6	2,15	2,92	421,2 E-6	1,93
21,24	3297 E-6	1,79	19,66	2501 E-6	2,18	2,97	421,2 E-6	1,96
21,35	3297 E-6	1,80	19,73	2501 E-6	2,19	2,99	421,2 E-6	1,97
21,78	3297 E-6	1,84	20,12	2501 E-6	2,23	3,06	421,2 E-6	2,02
22,23	3297 E-6	1,87	20,56	2501 E-6	2,28	3,11	421,2 E-6	2,05
22,57	3297 E-6	1,90	20,88	2501 E-6	2,32	3,16	421,2 E-6	2,08

## 5.2 Análise Termo-hidráulica do Núcleo do Reator IEA-R1 com a Distribuição de Vazão Obtida com o Programa FLOW

A seguir, é apresentada a influência do número de irradiadores na análise termo-hidráulica do núcleo do reator. Para isso, foram calculadas as máximas temperaturas na superfície do revestimento, central do combustível e de saída do fluido refrigerante com a vazão variando de 18,72 m<sup>3</sup>/h, menor valor obtido com o programa FLOW (Tabela 9), até a vazão de 27,2 m<sup>3</sup>/h, valor obtido segundo recomendação do TECDOC-233.

A Figura 20 apresenta os resultados destes cálculos, onde pode-se ver o comportamento das temperaturas de saída do fluido refrigerante, máxima no revestimento e máxima no centro do combustível em função da vazão. Observa-se que a temperatura de saída do fluido refrigerante apresenta uma variação de 5 °C, pois para a vazão de 27,2 m<sup>3</sup>/h a temperatura de saída é 48,73 °C e para a vazão de 18,57 m<sup>3</sup>/h a temperatura de saída é 52,7 °C. Sendo a temperatura de entrada do fluido refrigerante de 40 °C, isto equivale a um erro de aproximadamente 45% no aumento de temperatura do fluido no canal, o que é muito grande.

Para a superfície do revestimento, as temperaturas atingem 67 °C com a vazão do TECDOC-233 e 76 °C com a menor vazão do FLOW. Para o centro do combustível, as temperaturas atingem 68,5 °C com a vazão do TECDOC-233 e 77,5 °C com a menor vazão do FLOW, resultando assim numa diferença de 9 °C nas máximas temperaturas do centro do combustível e do revestimento.

A temperatura para início de ebulição nucleada (ONB) se mantém praticamente constante em toda faixa de vazão analisada, sendo de aproximadamente 120,1 °C no ponto de máxima temperatura do revestimento.

A margem de segurança para instabilidade de fluxo é de 10,82, com a vazão do TECDOC-233 e 7,43 para a menor vazão do FLOW, representando uma diferença de 45%. A margem de segurança para início de ebulição nucleada é de 11,78, com a vazão do TECDOC-233 e 9,18 para a menor vazão do FLOW, representando uma diferença de 28%.

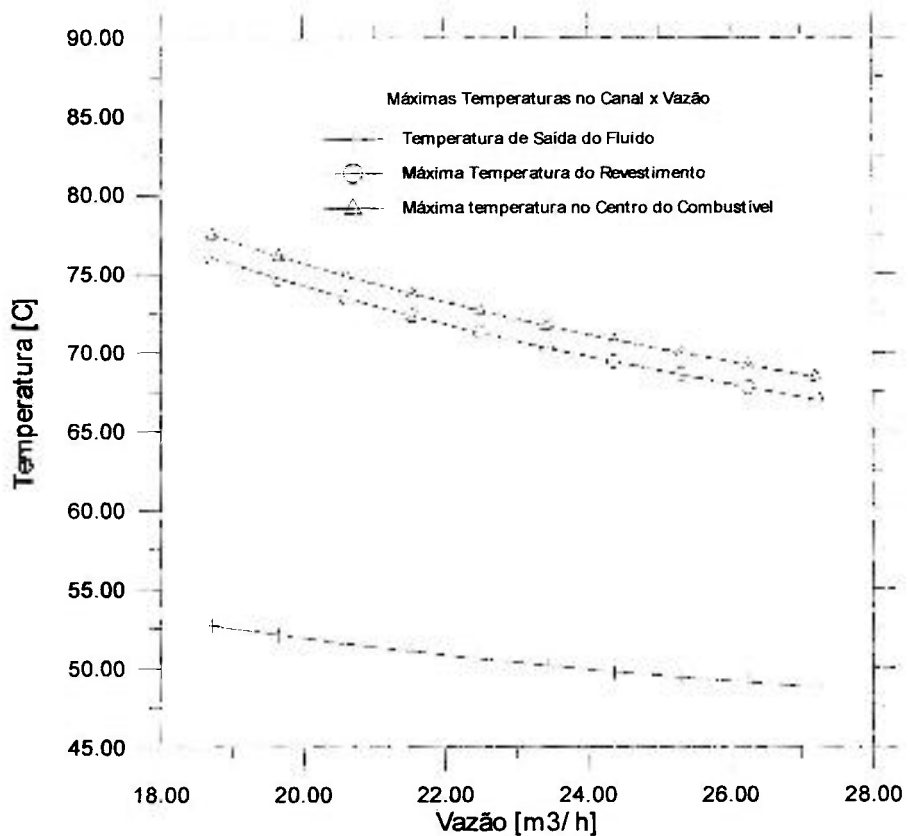


Figura 20 - Máximas Temperaturas no Canal x Vazão para a Configuração 198 do Núcleo do Reator IEA-R1.

Embora nenhum limite de temperatura ou margem de segurança tenha sido violado, mesmo com a menor vazão obtida com o FLOW, essas diferenças são muito grandes e na análise conservativa, onde são introduzidos os fatores de incerteza, essas diferenças se tornam ainda mais significativas, como será mostrado no próximo item.

### 5.3 Introdução dos Fatores de Incerteza na Análise Termo-hidráulica

Neste item foram repetidas as mesmas análises termo-hidráulicas do item anterior, porém introduzindo-se os fatores de canal quente apresentados na Tabela 7.

Todos os fatores de canal quente levam a análises semelhantes, portanto, para não colocar uma série de análises semelhantes e repetitivas, o que seria bastante desgastante, vamos analisar aqui apenas o impacto introduzido pelo fator de canal quente de aumento de temperatura, pois é este fator, no caso do reator IEA-R1, que causa os maiores aumentos de temperaturas e as maiores reduções nas margens de segurança para instabilidade de fluxo e fluxo de calor crítico, como apresentado no capítulo 4.

Além disso, será considerado o erro de medida na temperatura de entrada do canal que é de 2 °C, passando-se assim a temperatura de entrada no canal para 42 °C.

A Figura 21 apresenta os resultados desta parametrização, onde pode-se verificar que a diferença que era de aproximadamente 5 °C na temperatura de saída do fluido refrigerante, agora é de aproximadamente 6,7 °C, pois para a vazão de 27,2 m<sup>3</sup>/h a temperatura de saída é de 56,6 °C e para 18,57 m<sup>3</sup>/h, a temperatura de saída é de 63,3 °C. Sendo agora a temperatura de entrada do fluido refrigerante de 42 °C, permanece a diferença de aproximadamente 45% no aumento de temperatura do fluido no canal.

Para a superfície do revestimento, as temperaturas obtidas foram de 84,8 °C com a vazão do TECDOC-233 e 98,7 °C com a menor vazão do FLOW. Para o centro do combustível, as temperaturas calculadas foram de 87,2 °C com a vazão do TECDOC-233 e 101,1 °C com a menor vazão do FLOW, resultando assim uma diferença de 13,9 °C na máxima temperatura do revestimento e no centro do combustível.

Neste caso, fica bem claro a importância da correta estimativa da vazão de resfriamento para o elemento combustível, pois seguindo a metodologia de cálculo do TECDOC-233 poder-se-ia dizer que não haveria problemas de resfriamento das placas combustíveis, uma vez que na vazão determinada a máxima temperatura no revestimento seria de 87,2 °C, bem abaixo do limite de 95 °C estabelecido para corrosão do revestimento.

No entanto, com os resultados do programa FLOW, constata-se que a máxima temperatura do revestimento pode ser muito maior e problemas de corrosão poderiam ocorrer dependendo do número de irradiadores e do número de FSPM não tamponados no núcleo, podendo chegar até 98 °C.

Na Figura 21, observa-se que para vazões abaixo de 20,6 m<sup>3</sup>/h, a temperatura máxima na superfície do revestimento ultrapassa o limite de 95 °C. Portanto, a mínima vazão de resfriamento para esta situação é de 20,6 m<sup>3</sup>/h e da Tabela 9 conclui-se que o reator poderia operar com os três irradiadores de amostras (EIRA) e com o irradiador de silício (EIS), mas obrigatoriamente todos os FSPM teriam que ser tamponados.

A temperatura para início da ebulição nucleada mantém-se praticamente constante em toda a faixa de vazão, sendo de 121,7°C no ponto de máxima temperatura do revestimento. Portanto, este limite não é ultrapassado.

A margem de segurança para instabilidade de fluxo agora é de 6,3, com a vazão do TECDOC-233 e 4,3 para a menor vazão do FLOW, mantendo assim a mesma diferença de 45% e a margem de segurança para início de ebulição nucleada agora é de 6,2, com a vazão do TECDOC-233 e 4,6 para a menor vazão do FLOW, sendo agora a diferença de 36%.

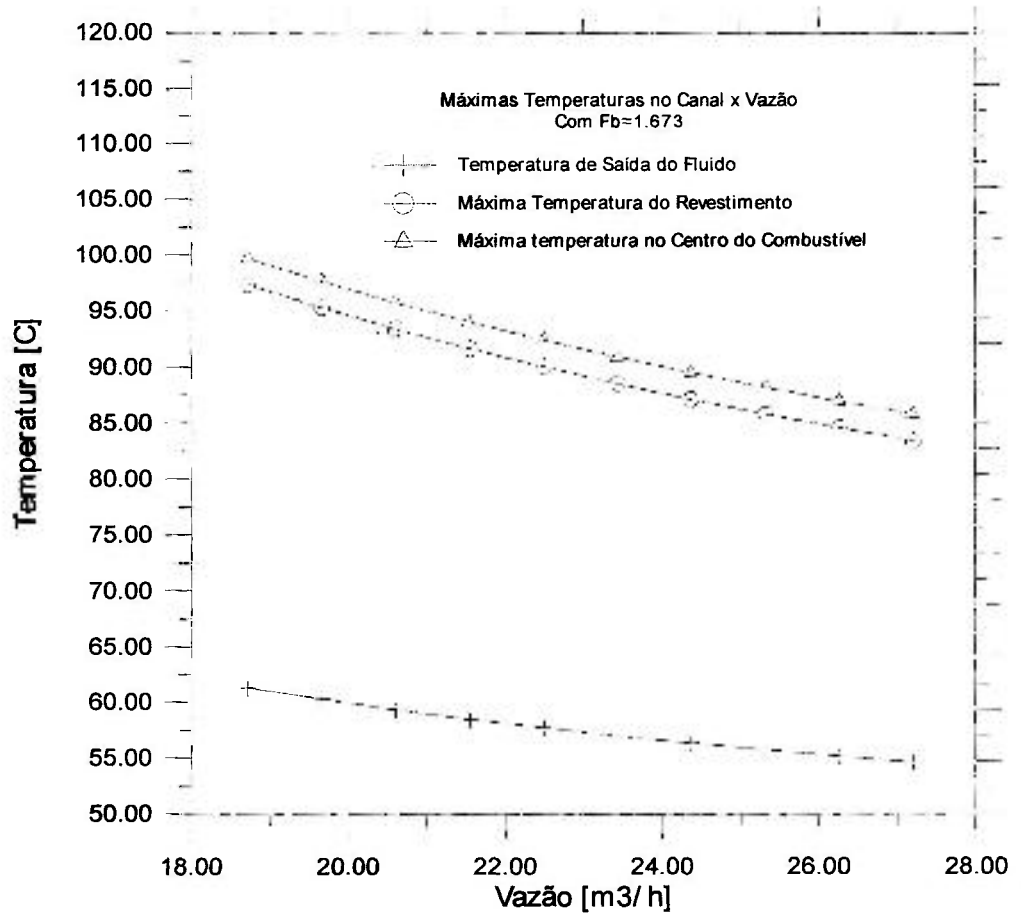


Figura 21 - Máximas Temperaturas no Canal x Vazão considerando o Fator de Canal Quente  $F_q$ .

#### 5.4 Análise Termo-hidráulica dos Canais Entre Elementos Combustíveis - CEE

Conforme mencionado no item 3.2, a vazão é estimada pelo programa FLOW admitindo-se que o escoamento é apenas na direção vertical (descendente). Na realidade, isto não é verdade, uma vez que as laterais do núcleo são abertas e uma parcela razoável da vazão estimada pelo programa FLOW para os canais entre elementos pode estar entrando pela lateral do núcleo, não resfriando suficientemente as placas laterais do elemento combustível.

A vazão nos canais entre elementos só pode ser confirmada experimentalmente, o que não é uma tarefa simples.

Uma maneira de se garantir uma vazão suficiente nestes canais seria a colocação de uma saia em torno do núcleo, impedindo assim o escoamento transversal e forçando o escoamento a ser unidimensional e descendente em todo o núcleo. Neste caso, a margem de erro na estimativa de vazão com o programa FLOW seria pequena. Muito provavelmente, este deve ter sido o motivo da colocação de uma “saia” lateral no reator alemão FRG-1 [29], conforme mostra a Figura 22, após uma redução do núcleo de 24 para 12 elementos combustíveis.

Outra maneira de se resolver o resfriamento das placas laterais, seria a redução da densidade de urânio nas mesmas, o que ocasionaria uma redução na queima do elemento combustível ao final do ciclo, a qual pode ser melhor avaliada por uma análise neutrônica e que não é o escopo neste trabalho.

As placas laterais dos elementos combustíveis do reator RECH-1 do Chile, por exemplo, possuem 50% da densidade de urânio das placas centrais [30]. Com isso, o calor gerado nestas placas é muito menor.

Cada novo elemento combustível que entra no núcleo do reator recebe um número seqüencial, assim como cada mudança de posição dos elementos combustíveis no núcleo ou a introdução de um novo elemento caracteriza uma mudança de configuração que também recebe um número seqüencial. O reator IEA-R1 operando a 5 MW apresentou uma corrosão mais acentuada nas placas laterais do elemento combustível número 153, durante a operação na configuração de número 200.

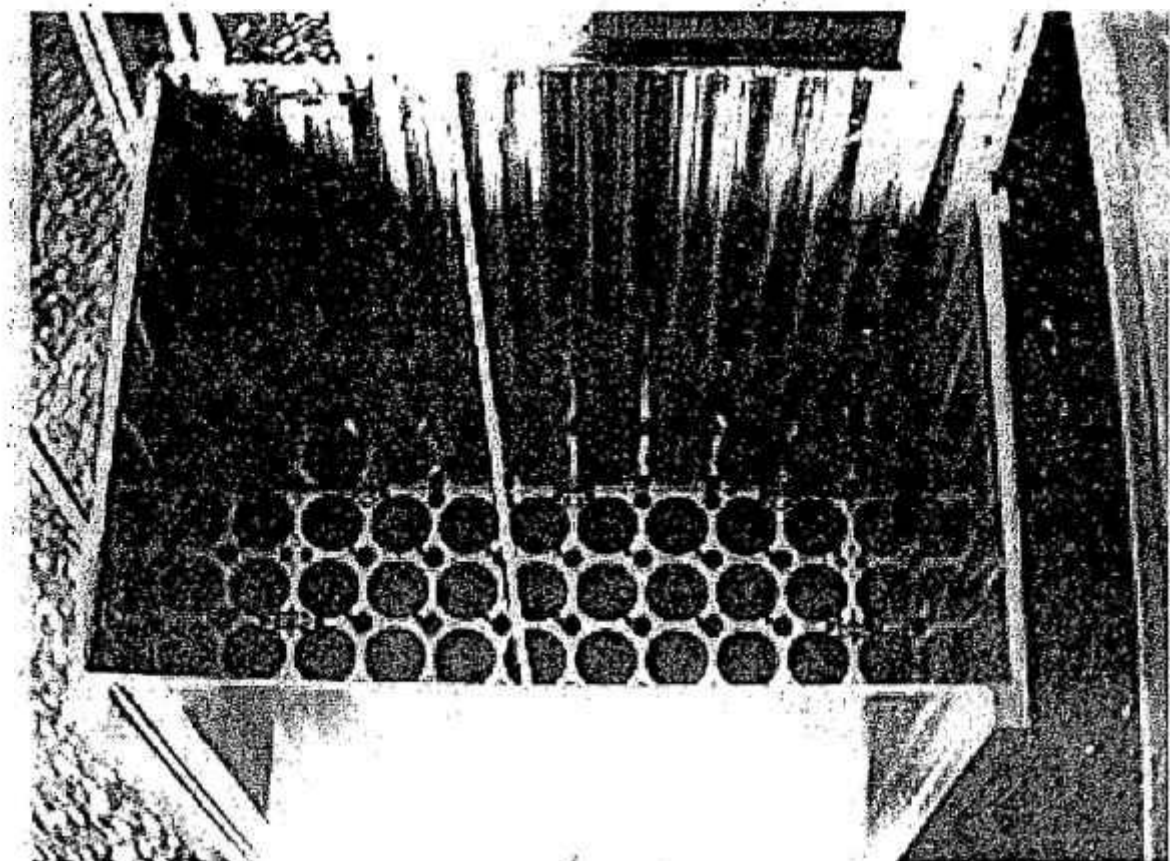


Figura 22 - Saia Lateral ao Redor do Núcleo do Reator FGR-1.

O mecanismo de crescimento da camada de óxido é muito complicado e fortemente relacionado a muitos fatores, tais como a temperatura na superfície do revestimento, fluxo de calor local, a química da água, a temperatura da água, a velocidade do fluido refrigerante, a razão entre a superfície total de alumínio e o volume de água na piscina, o grau de purificação da água durante a operação, etc.

Entretanto, para contribuir com a análise desta situação, foi considerado neste trabalho a análise de uma das causas prováveis que pode ser a falta de refrigeração das placas laterais dos elementos combustíveis.



Para analisar esta situação, foi considerado que o reator IEA-R1 opere com 3 EIRAS, 1 EIS e todos os FSPM tamponados, o que nos fornece, segundo a Tabela 9 uma vazão de 20,93 m<sup>3</sup>/h para o elemento combustível padrão e de 2,92 m<sup>3</sup>/h (velocidade de 1,93 m/s na tabela 9) nos canais entre elementos. Portanto, com estas condições considerando apenas a parcela de vazão que está em contato com a placa temos:

$$Q = v * A$$

onde Q é a vazão, v é a velocidade (1,93 m/s) e A é área de escoamento do canal lateral, dada por:

$$A = \text{largura da placa} * \text{espessura do canal}$$

$$A = 67,1 * 4,47$$

$$A = 299,94 \text{ mm}^2 \cong 0,0003 \text{ m}^2$$

Portanto, a vazão de resfriamento das placas laterais é de 2,08 m<sup>3</sup>/h.

A vazão em cada canal interno do elemento combustível (Q<sub>c</sub>) é:

$$Q_c = \frac{20,93 \text{ m}^3 / \text{h}}{17 \text{ canais}} = 1,231 \text{ m}^3 / \text{h}$$

Ou seja, a vazão calculada nos canais formados entre elementos combustíveis é 59% maior que nos canais internos do elemento combustível.

Portanto, se a vazão nos canais externos pudesse ser garantida, por exemplo, com a colocação de uma saia lateral no núcleo, estas seriam as vazões de operação.

Para verificar a influência da vazão nos canais entre elementos sobre as temperaturas nos canais internos, foi realizada uma análise conforme mostra a Figura 23, onde são representados um meio canal externo, um canal interno e outro meio canal mais interno. A temperatura T2 é a temperatura na superfície externa da placa lateral de um elemento combustível, T6 a temperatura na superfície interna da placa lateral, T8 e T12 são as temperaturas na superfície do revestimento da primeira placa interna.

A Figura 24 apresenta a distribuição de temperaturas na superfície do revestimento ao longo do canal para as placas lateral e interna do elemento combustível para estas vazões. Como esperado, a temperatura na superfície externa da placa lateral ( $T2 = 90,2^{\circ}\text{C}$ ) seria ligeiramente inferior à temperatura da superfície interna ( $T6 = 90,6^{\circ}\text{C}$ ), uma vez que a vazão externa é maior.

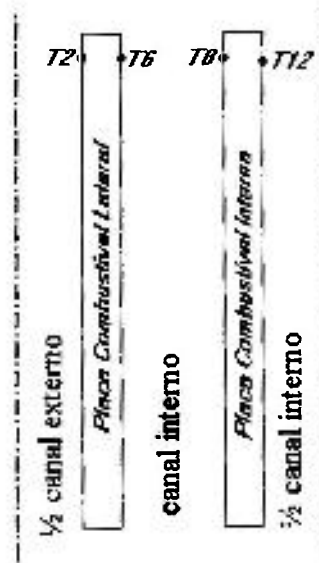


Figura 23 - Refrigeração do Canal Externo.

Neste caso, pode-se concluir também que as temperaturas na superfície das placas internas ( $T8$  e  $T12 = 94,4^{\circ}\text{C}$ ), praticamente, não são afetadas em razão da maior vazão no canal externo.

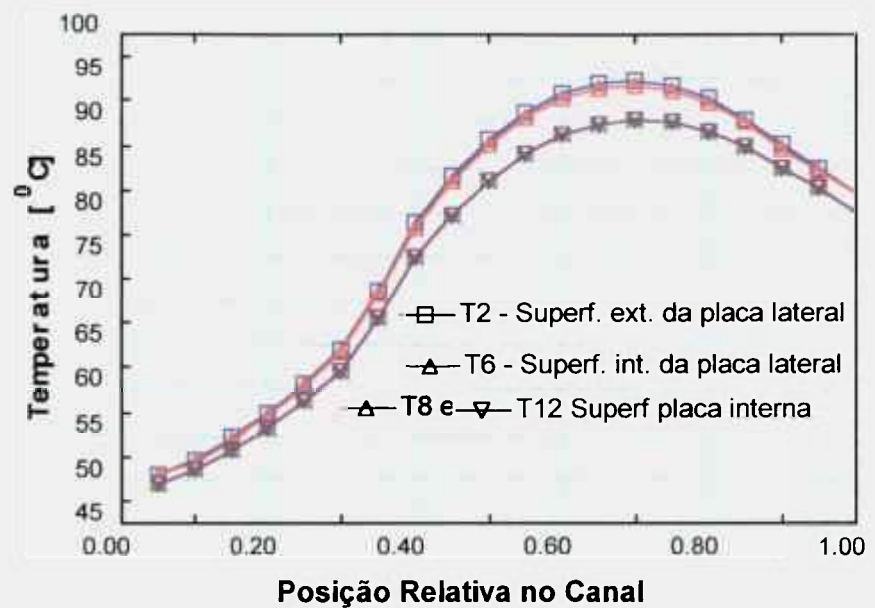


Figura 24 – Temperatura da Superfície do Revestimento (Canais Interno e Externo).

A temperatura de saída do fluido refrigerante no canal lateral é de  $54,2\text{ }^{\circ}\text{C}$ , enquanto que a temperatura dos canais internos é de aproximadamente  $60,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ , devido a menor vazão.

As margens de segurança para os canais internos, mais aquecidos, foram as seguintes: para instabilidade de fluxo  $4,84$  e para fluxo crítico de calor  $5,62$ .

Portanto, nenhum limite de temperatura ou margem de segurança seria violado para estas condições.

Como a vazão nos canais entre elementos não pode ser garantida, foi analisada também a influência desta vazão nas temperaturas da superfície das placas externa e interna do elemento combustível.

Para isso, realizou-se um estudo paramétrico com a vazão nos canais entre elementos combustíveis (canal externo) variando no intervalo de  $\sim 0,5$  a  $1,0 Q$  ( $Q = 2,084 \text{ m}^3/\text{h}$ ) e mantendo constante a vazão no canal interno.

A Figura 25 apresenta as máximas temperaturas na superfície do revestimento em função da vazão no canal externo, onde pode-se confirmar que a temperatura dos canais internos não são afetadas pela vazão no canal externo. Como se pode ver, a temperatura máxima na superfície do revestimento dos canais internos manteve-se constante e igual a aproximadamente  $94 \text{ }^\circ\text{C}$ .

As temperaturas na superfície das placas internas e externas se igualam com uma pequena redução da vazão no canal externo, ou seja ao atingir o valor de  $1,73 \text{ m}^3/\text{h}$ . Isto se justifica, pois embora a vazão nos canais internos seja bem menor ( $1,23 \text{ m}^3/\text{h}$ ), a área externa de escoamento é bem maior e, portanto, nestas condições as velocidades interna e externa ao elemento combustível se igualam, proporcionando as mesmas condições de resfriamento.

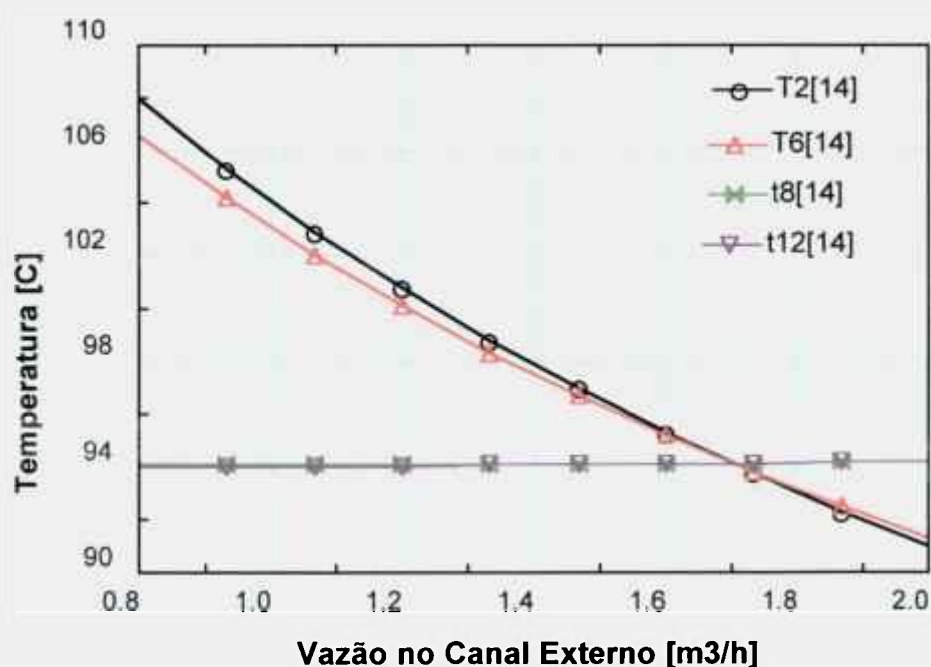


Figura 25 – Temperatura do Revestimento x Vazão (Entre Elementos).

Portanto, se a estimativa de cálculo realizada com o programa FLOW fosse inferior a 20,0 %, poderia-se dizer que as placas combustíveis laterais teriam uma condição de resfriamento melhor ou igual às placas combustíveis internas.

Com uma vazão de  $1,73 \text{ m}^3/\text{h}$ , a temperatura da superfície externa da placa lateral iguala-se a temperatura da superfície das placas internas e se a vazão no canal externo for abaixo de  $1,6 \text{ m}^3/\text{h}$  já se ultrapassa o limite máximo de  $95^\circ\text{C}$  na superfície do revestimento da placa externa.

No caso específico do reator IEA-R1 que não possui a saia lateral para garantir o resfriamento adequado nos canais externos e considerando somente a análise aqui desenvolvida, a solução seria reduzir a quantidade de urânio, ou o nível de potência, nas placas laterais, como no reator RECH-1.

Uma outra análise com o MTRCR-IEAR1 foi feita, fixando-se a vazão no canal interno, e variando a potência da placa lateral para determinar a vazão mínima no canal externo que limita a máxima temperatura na placa lateral em  $95^\circ\text{C}$ .

A Figura 26 mostra a vazão mínima de resfriamento no canal lateral para uma redução de até 40% no nível de potência da placa lateral. Abaixo desta potência, a vazão mínima necessária torna-se tão pequena que o regime de escoamento passa para o regime de transição, tornando os resultados pouco confiáveis, devido as correlações para o cálculo do coeficiente de transferência de calor.

Apenas uma análise neutrônica pode dizer com precisão qual a redução de potência nas placas laterais com uma redução de 50% na quantidade de urânio nas mesmas, mas com certeza é um valor entre 0 e 50%.

A Figura 26 mostra que para uma redução de 10% no nível de potência da placa lateral, pode-se ter uma redução de 20% na vazão sem que o limite de temperatura de 95°C seja ultrapassado. Com 60% de potência na placa lateral, a vazão mínima é muito pequena, sendo 12% da vazão estimada com o programa FLOW.

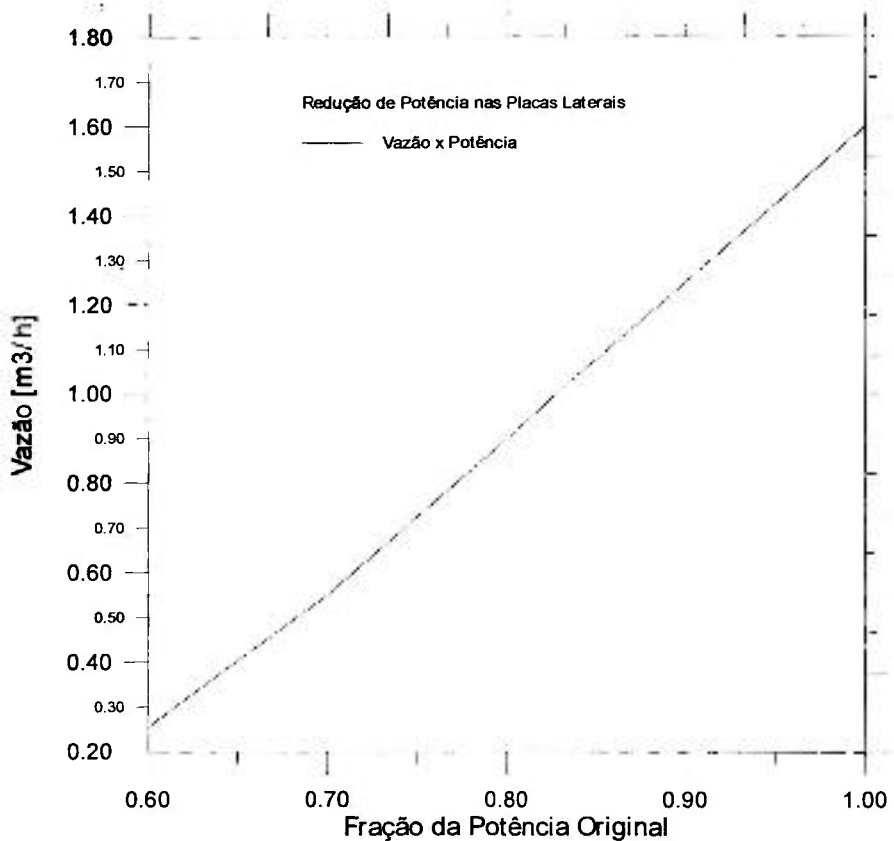


Figura 26 - Fração da Potência Original da Placa x Vazão Mínima de Resfriamento para Manutenção da Temperatura na Placa Lateral em 95 °C.

Portanto, a redução de potência nas placas laterais mostra-se como uma solução para minimizar o aumento de corrosão nas placas laterais, possivelmente justificando a redução da densidade de urânio nas placas laterais efetuada no reator chileno RECH-1.

No caso do reator IEA-R1, se reduzíssemos em 50% a quantidade de urânio nas placas laterais dos 21 elementos combustíveis, isto equivaleria a uma redução de 21 placas combustíveis de um total de 426 placas combustíveis no núcleo, ou a redução de 4,9% na quantidade total de urânio, o que reduziria levemente a queima dos elementos combustíveis como um todo.

## 6. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

O retorno do reator **IEA-R1** à sua potência nominal de projeto de 5 MW demandou a necessidade de se desenvolver uma nova metodologia para a análise termo-hidráulica de núcleos de reatores de pesquisa tipo piscina com combustíveis tipo placa **MTR**. Para aplicação desta metodologia, foram desenvolvidos neste trabalho o programa **FLOW** e modelo térmico **MTRCR-IEAR1**.

O programa **FLOW** mostrou-se uma ferramenta importante na estimativa da distribuição de vazão no núcleo do reator. A sua validação e aplicação para o cálculo da distribuição de vazão no núcleo do reator **IEA-R1** do **IPEN-CNEN/SP** reforçaram a importância de se avaliar a colocação de cada novo dispositivo de irradiação neste reator. Estes dispositivos, dependendo de sua geometria e potência de operação, podem reduzir as margens de segurança termo-hidráulicas do reator.

A verificação desenvolvida para o modelo térmico **MTRCR-IEAR1** mostrou que este modelo pode substituir programas computacionais tradicionais, como o **COBRA-3C/RERTR** e **PARET**, no cálculo das margens de segurança das variáveis termo-hidráulicas do núcleo de reatores de pesquisa em regime permanente. O modelo acopla ainda fatores de incerteza relativos as variáveis de cálculo termo-hidráulicas e de fabricação do combustível e tem a vantagem frente aos programas acima de analisar canais com diferentes vazões, como aqueles formados entre os elementos combustíveis no reator. A interface gráfica do modelo facilita a interpretação dos resultados e permite a sua utilização no acompanhamento da operação do reator, tornando-se uma ferramenta útil nos cálculos termo-hidráulicos de mudança de configuração do núcleo.

A aplicação da nova metodologia de cálculo com os programas **FLOW** e **MTRCR-IEAR1** ao reator **IEA-R1** do IPENCNEN/SP mostrou que soluções de engenharia como, por exemplo, a colocação de uma “saia lateral” no reator e a redução da densidade de urânio nas placas combustíveis laterais do elemento combustível podem aumentar as margens de segurança do reator. Essas soluções permitem ampliar a utilização do reator, principalmente no que tange a colocação de novos dispositivos de irradiação e a otimização do núcleo.

Atualmente está sendo realizada, na bancada de testes descrita no capítulo 3 deste trabalho, a calibração de um elemento combustível “DUMMY” instrumentado. Este elemento será colocado em várias posições do núcleo do reator IEA-R1, podendo assim ser realizado o mapeamento de vazão e de perda de carga completo do núcleo. De posse destes resultados será possível confirmar o adequado resfriamento das placas internas dos elementos combustíveis, e ainda se a distribuição de vazão no núcleo é uniforme.

Numa segunda fase estão previstas algumas alterações neste elemento combustível “DUMMY”, de maneira que se consiga “mapear” as vazão ao longo de todo o canal lateral e assim confirmar a hipótese de que nestes canais a vazão não é uniforme e que estes canais podem ter problemas de resfriamento.



## APÊNDICE: PROGRAMA DO MODELO MTRCR-IEAR1

{Modelo MTRCR-IEAR1}

hipóteses:

{regime permanente}

{Definição de algumas funções para facilitar na solução}

{Função para calculo do Numero de Reynolds}

FUNCTION rey(m1,dh,mi1,ae1)

rey:=m1\*dh/(mi1\*ae1)

END;

{Função para calculo do Numero de Prandtl}

FUNCTION prn(cp1,mi1,k1)

prn:=cp1\*mi1/k1

END;

{determinação do coeficiente de película}

FUNCTION h(k,dh,re,pr)

{ht:=0.023\*(re\*\*0.8\*pr\*\*0.4)\*k/dh+(mi1/mip)\*0}

$ht:=0.027*(re^{**0.8}*pr^{**0.33})*k/dh$

$hl:=4.0*k/dh$

$hlt:=((re-2000)*ht+(4000-re)*hl)/2000$

if ( re>4000) Then

    h:=ht

Else

    if (re<2000) Then

        h:=hl

    Else

        h:=hlt

    Endif;

Endif;

END;

{  
 =====  
 ======Bloco principal de entrada =====  
 =====  
 }

vaz=19.86                    {m<sup>3</sup>/h} {Vazão no elemento combustível}

vaz=2.084                    {vazão no canal lateral}

vaz7=20.93/3600            {m<sup>3</sup>/s vazão no canal entre elementos}

$vaz1=vaz/3600$  {m<sup>3</sup>/s vazão no canal lateral}

$T_{sat}=114.02$  {temperatura de sat. na saída do canal}

$t_e=42.0$  {40 é nominal} {temperatura do refrigerante na entrada do canal C}

$k_f=158.0$  {condutividade térmica do combustível {W/m K}}

$K_r=180$  {condutividade térmica do revestimento {W/m K}}

$n=20$  { número de volumes axiais, Máximo 30, recomendado 20}

$N_{ec}=21$  {No. de elem. comb. c/ 18 placas}

$N_{ect}=4$  {No. de elem. controle c/ 12 placas}

$N_{tp} = N_{ec}*18 + N_{ect}*12$  {No. total de placas comb.}

$V_{tc} = N_{tp}*v_{tp}$  { vol. total de comb. no núcleo}

$Pop= 5.000000$  { Pot. de Operação M W}

$P_1=1.63$  {pressão de operação }



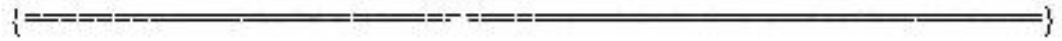
{ FATTORES DE ENGENHARIA }

{ entrar com o valor de um deles e os demais igual a 1.0}

$F_b=1.673$

$F_h=1.0$

$$Fq=1.0$$



{dados - canal/placa interno}

$$H_p=0.600 \quad \{\text{altura da placa em m}\}$$

$$L_c=67.10e-3 \quad \{\text{largura do Canal}\}$$

$$L_p=62.60e-3 \quad \{\text{largura ativa da placa em m}\}$$

$$E_p=1.52e-3 \quad \{\text{espessura total da placa m}\}$$

$$E_f=0.76e-3 \quad \{\text{espessura do fuel}\}$$

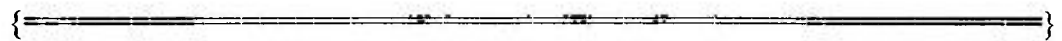
$$E_r=0.38e-3 \quad \{\text{espessura do revestimento}\}$$

$$E_c=2.89e-3 \quad \{\text{espessura do canal em m}\}$$

{Dados dos canais entre elementos}

$$E_{c1}=4e-3 \quad \{\text{espessura do canal em m}\}$$

$$L_{c1}=67.10e-3 \quad \{\text{largura do Canal em m}\}$$



{Cálculos Auxiliares}

$ae=Lc*Ec$  {área de escoamento de um canal interno em m<sup>2</sup>}

$Pm=2*(Ec+Lc$  {perímetro molhado do canal interno}

$at=Hp*Lp$  {área de troca de cond. em m<sup>2</sup>}

$atr=at/n$  {área de troca por região em m<sup>2</sup>}

$dh=4*ae/Pm$  {diâmetro hidráulico em m}

$ae1=Ec1*Lc1$  {área de escoamento do canal externo m<sup>2</sup>}

$Pm1=2*Ec1+2*Lc1$  {perímetro molhado do canal externo m<sup>2</sup>}

$dh1=4*ae1/Pm1$  {diâmetro hidráulico do canal externo m}

$vtp=Ef*Lp*Hp$  {volume total de combustível P/ 1 placa m<sup>3</sup>}

$vtr=vtp/n$  {volume total de combustível P/ 1 placa por região m<sup>3</sup>}

$q=Pop*1e6/Vtc$  {Densidade de potência w/m<sup>3</sup>}

{calculo da vazão massica}

DUPLICATE I=0,n-1

$m[i+1]=vaz1*rho[i+1]$

$m7[i+1]=vaz7*rho[i+1]/17$  {vazão mássica por canal kg/s Div 17 p/ EC e por 13 p/

Ect}

END

{ calculo das propriedades físicas e adimensionais }

DUPLICATE I=0,n-1

$\rho_{i+1} = \text{DENSITY}(\text{Water}, T=T1[i], P=P1)$  { densidade }

$\rho_{7i+1} = \text{DENSITY}(\text{Water}, T=T7[i], P=P1)$

$c_{pa_{i+1}} = \text{SPECHEAT}(\text{Water}, T=T1[i], P=P1) * 1000$  { calor específico }

$c_{pa_{7i+1}} = \text{SPECHEAT}(\text{Water}, T=T7[i], P=P1) * 1000$

$k_{a_{i+1}} = \text{CONDUCTIVITY}(\text{Water}, T=T1[i], P=P1)$

$k_{a_{7i+1}} = \text{CONDUCTIVITY}(\text{Water}, T=T7[i], P=P1)$

$\mu_{i+1} = \text{VISCOSITY}(\text{Water}, T=T1[i], P=P1)$

$\mu_{i+1} = \text{VISCOSITY}(\text{Water}, T=T2[i+1], P=P1)$

$\mu_{7i+1} = \text{VISCOSITY}(\text{Water}, T=T7[i], P=P1)$

$\mu_{6i+1} = \text{VISCOSITY}(\text{Water}, T=T6[i+1], P=P1)$

$Pr_{i+1} = \text{prn}(c_{pa_{i+1}}, \mu_{i+1}, k_{a_{i+1}})$

$Re_{i+1} = \text{rey}(m_{i+1}, dh, \mu_{i+1}, ae)$

$h_{i+1} = h(k_{a_{i+1}}, dh, Re_{i+1}, Pr_{i+1}) / Fh$

$Pr_{7i+1} = \text{prn}(c_{pa_{7i+1}}, \mu_{7i+1}, k_{a_{7i+1}})$

$Re_{7i+1} = \text{rey}(m_{7i+1}, dh, \mu_{7i+1}, ae)$

$h_{7i+1} = h(k_{a_{7i+1}}, dh, Re_{7i+1}, Pr_{7i+1}) / Fh$

$\text{corr}[i+1]=(\text{mi}1[i+1]/\text{mi}2[i+1])**0.14$

$\text{corr}7[i+1]=(\text{mi}7[i+1]/\text{mi}6[i+1])**0.14$

END

DUPLICATE i=1,n

$L[i]=i/n$

$u[i]=\text{INTERPOLATE1} ('conf198.lkt','q2','Hp', Hp=L[i])$

$Q[i]=q*Vtr*u[i]*f$

END

{definição das condutancias}

DUPLICATE I=0,N-1

$gf[I+1]=m [i+1]*cpa[I+1]/2$

$gf1[I+1]= m7[i+1]*cpa7[I+1]$

$gf13[I+1]=m7[i+1]*cpa7[i+1]/2$

$gh[i+1]=atr*h[I+1]*corr[i+1]$

$gh7[i+1]=atr*h7[I+1]*corr7[i+1]$

$$gh_{13}[i+1]=atr*h7[I+1]*corr7[i+1]$$

END

$$gc=kf*atr^2/Ef$$

$$gr=Kr*atr/Er$$

$$t1[0]=te$$

$$t7[0]=te$$

$$t13[0]=te$$

{equações de balanço para regime permanente - Válidas para todo o domínio}

REDp=1.0 { fator de redução da potência da placa lateral}

DUPLICATE i=0,n-1

$$0=gf[I+1]*(t1[i]-t1[i+1])+gh[I+1]*(t2[i+1]-t1[i+1]) \quad \{1\}$$

$$0=gh[i+1]*(t1[i+1]-t2[i+1])+gr*(t3[i+1]-t2[i+1]) \quad \{2\}$$

$$0=gr*(t2[i+1]-t3[i+1])+gc*(t4[i+1]-t3[i+1]) \quad \{3\}$$

$$0=gc*(t3[i+1]-t4[i+1])+gc*(t5[i+1]-t4[i+1]) +q[i+1]*REDp \quad \{4\}$$

$$0=gc*(t4[i+1]-t5[i+1])+gr*(t6[i+1]-t5[i+1]) \quad \{5\}$$

$$0=gr*(t5[i+1]-t6[i+1])+gh7[i+1]*(t7[i+1]-t6[i+1]) \quad \{6\}$$

$$0=gh7[i+1]*(t6[i+1]-t7[i+1])+gh7[i+1]*(t8[i+1]-t7[i+1])+gf7[I+1]*(t7[i]-t7[i+1]) \quad \{7\}$$

$$0=gh7[i+1]*(t7[i+1]-t8[i+1])+gr*(t9[i+1]-t8[i+1]) \quad \{8\}$$

$$0=gr*(t8[i+1]-t9[i+1])+gc*(t10[i+1]-t9[i+1]) \quad \{9\}$$



$$0 = gc \cdot (t9[i+1] - t10[i+1]) + gc \cdot (t11[i+1] - t10[i+1]) + q[i+1] \quad \{10\}$$

$$0 = gc \cdot (t10[i+1] - t11[i+1]) + gr \cdot (t12[i+1] - t11[i+1]) \quad \{11\}$$

$$0 = gr \cdot (t11[i+1] - t12[i+1]) + gh13[i+1] \cdot (t13[i+1] - t12[i+1]) \quad \{12\}$$

$$0 = gh13[i+1] \cdot (t12[i+1] - t13[i+1]) + gf13[i+1] \cdot (t13[i] - t13[i+1]) \quad \{13\}$$

END

{ Verificação do M Cp Dt - Balanço das potências }

$$\text{delT} = (t1[n] - t1[0])$$

$$\text{Pot1} = m[n/2] \cdot cpa[n/2] \cdot \text{delT}$$

$$\text{Erro} = \text{abs}(\text{Pot1} - \text{Pot2}) / \text{pot2} \cdot 100$$

{ Verificação dos Demais Parâmetros Termo-hidráulicos }

{ Temperatura de ONB

Correlação de Bergles and Rohsenow }

$$\text{Tonb} = \text{Tsat} + 5/9 \cdot (9.23 \cdot q/p^{**1,156})^{**}(p^{**0.0234}/2.160)$$

onde:

Tsat - Temperatura de Saturação

p - pressão

q - fluxo local

}

DUPLICATE i=1,n

Tonb[i]= Tsat + 5/9\*(9.23\*(q[i]/10000/(2\*atr))/(p1\*\*1.156))\*\*((p1\*\*0.0234)/2.16)

END

Pc=221.2 {pressão crítica }

hlg=INTERPOLATE('conf198.lkt','h','pres',pres=p1)

{hlg=INTERPOLATE('conf198.lkt','h','pres',pres=p1)}

teta=0.99531\*(p1\*\*0.3333)\*((1-p1/pc)\*\*(4/3))

vel=(vaz7/17)/ae

dtsub=tsat-t1[n]

pot3=sum(ql[i],i=1,n)

{media=pot3/n}

media=pot3/n

{fluxo médio de calor}

fmc=Pop\*1e6/(2\*at\*426)

DUPLICATE I=1,n

DTS[i]=Tsat-t1[n]

$qc[i]=145.4*teta*((1+2.5*(vel*100)**2/teta)**0.25)*(1+15.1*cpa[i]*DTS[n]/(hlg*p1**0.5))/10000$  {LABUNTSOV}

$ql[i]=q[i]/(2*atr*10000)$  {W/cm2}

MDNBR[i]=qc[i]/ql[i]

$MI[i]=151*(1+0.1198*vel)*(1+0.00914*(Tsat-t1[n]))*(1+.19*p1)$  { OK com PARET}

$cmi[i]=mi[i]/ql[i]$

END

{INSTABILIDADE DE FLUXO

CORRELAÇÃO DE WHITTLE E FORGAN}

eta =25

dhe=4\*ae/(2\*Lp+2\*ec)

R=1/(1+eta\*(dhe/Hp))

DUPLICATE I=1,n

qifc[i]=vel\*(Lp\*ec)/(2\*(Lp))/Hp\*(tsat-t1[

1])\*rho[1]\*cpa[1]

FIR[i]=qifc[i]/fmc{ql[i]/10000}{fmc media { paret dividir por media}}

END

## 7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 - INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Safety assessment of research reactors and preparation of the safety analysis report*. Viena: 1994. (IAEA – Safety Series N<sup>o</sup> 35-G1).
- 2 - INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. *Research reactor core conversion from the use of highly enriched uranium to the use of low enriched uranium fuels guidebook*. Viena: Aug. 1980. (IAEA – TECDOC - 233).
- 3 - INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES. *Relatório de análise de segurança do reator IEA-R1m*. (RAS IEA-R1m, Vol.1), São Paulo: Set. 1996.
- 4 - UMBEHAUN, P.E. ; BASTOS, J.L.F. *Análise termo-hidráulica do IEA-R1 à 5MW*. São Paulo: INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES, Set. 1996. (Relatório Interno PSI.IEAR1.002, RELT.003.R002).
- 5 - CASTRO, A .J. UMBEHAUN, P.E., BASTOS, J.L.F. Determinação dos coeficientes de perda da carga do reator IEA-R1. In: **MEETING ON REACTOR PHYSICS AND TERMAL-HYDRAULICS, 11 AND MEETING ON NUCLEAR APLICATION, 4**. Aug. 18 –22, 1997, Poços de Caldas. Proceedings Rio de Janeiro: ABEN, [1997].

- 6 - CASTRO, A.J.A. ; ALMEIDA, J.C. *Experimento de perda de carga nos elementos combustíveis e de controle do IEA-R1*. São Paulo: INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES, Ago. 1996. (Relatório Interno PSI.RAT.IPEN-R00, RELT.001.R00).
  
- 7 - CASTRO, A.J.A., ALMEIDA, J.C. ; UMBEHAUN, P.E. *Experimento de perda de carga nos elementos de irradiação de amostras refrigerados a água e irradiador de silício*. São Paulo: INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES, Set 1997. (Relatório Interno PSI.ROI.IEA-R1.026, RELT.002.R00).
  
- 8 - KLEIN, S.A.; ALVARADO F.L. *EES Engineering equation solver for the microsoft windows operating system*, Version 4.334W Dec. 1996. Middleton, WI. :F-Chart Software, 1992.
  
- 9 - WOODRUF, W. L. *COBRA-3C/RERTR - A thermal-hidraulic subchannel code with low pressure capabilities and supplement*. [S.l.]: Argonne National Laboratory, 1983.
  
- 10 - OBENCHAIN, C. F. *PARET - A program for the analysis of reactor transients*. [S.l.] : Idaho National Engineering Laboratory, 1969. (IDO 17282).
  
- 11 - SIMÕES, A.V. *Desempenho sob irradiação de combustíveis a dispersão de MTR*. , São Paulo: 1993. Dissertação (Mestrado) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares.

- 12 - PERROTTA, J. A. *Análise do projeto dos elementos combustíveis do reator IEA-R1 para operação a 5 MW*. São Paulo: INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES, Abr. 1997. (Relatório Interno PSI.IEAR1.002, RELT.0070R00).
- 13 - DITTUS, F.H.; BOELTER, L. M. K. Heat transfer in automobile radiators of tubular tube. *U. of California Press. Eng.*, v.2, n.13, p. 443, 1930.
- 14 - THOM, J.R.S.; WALKER, W.M.; FALLON, T.A.; REISING, F.G. Boiling in subcooled water during Flow up heated tubes or annuli. (*Proc. Inst. Mech. Eng.*), v. 180 III C, p. 226, 1965 / 66.
- 15 - SIDER, E.N.; TATE, G.E. Heat transfer and pressure drop of liquids in tubes. (*Ind. Eng. Chem.*), v. 28, p.1429 – 1435, 1936.
- 16 - MILLER, D.R. Critical velocities for collapse of reactor parallel plate fuel assemblies. [S.l.:s.n.], Aug. 1958. (KAPL-1954).
- 17 - BERGLES, A. E.; ROSENOW, W. M.. The determination of forced-convection surface boiling heat transfers, *Trans. of the ASME 86 (Series C-J. of Heat Transfer)*, p.365-375, Aug. 1964.
- 18 - WHITTLE, R. H.; FORGAN, R. Correlation for the minima in the pressure drop versus flow-rate curves for subcooled water flowing in narrow heated channels. *Nuc. Eng. and Design*, v. 6, 1967.

- 19 - BOWRING, R.W. *Physical model based on bubble detachment and calculation of steam voidage in the subcooled region of a heated channel*. Norway: Institute for Atomenergie, 1962. (HPR-10).
- 20 - LABUNTSOV, D. A. Critical thermal loads in forced motion of water which is heated to a temperature below the saturation temperature. *Soviet Journal of Atomic Energy*, v. 10, n° 5, p. 523-525, 1960.
- 21 - MIRSHAK, S. ; DURANT, W.D.; TOWELL, R.H. *Heat transfer flux at burnout*. [S.l.]: DuPont, Feb. 1959.(DP355).
- 22 - IDEL'CIK , I.E. - *Memento des pertes de charge- coefficients de pertes de charge singulieres et de pertes de charge par frottement*. Paris: Eyrolles, 1969.
- 23 - MAIORINO, J.R.; PERROTA, J.A. *Atualização dos cálculos da configuração do IEA-R1, para 2MW. dados padronizados*. São Paulo: COORDENADORIA PARA PROJETOS ESPECIAIS, Abr. 1988 (Documento n° R410-16-0021-411/01 Rev.00).
- 24 - SILVA, J. E. R. *Elemento Combustível IEA-R1- Elemento combustível padrão* São Paulo: COORDENADORIA PARA PROJETOS ESPECIAIS, Ago. 1995. (Desenho n° R19-IPN-213PR-1DJ-001. Rev. 7.).
- 25 - SILVA, J. E. R. *Elemento combustível IEA-R1- placa combustível interna*. São Paulo: COORDENADORIA PARA PROJETOS ESPECIAIS, Abr. 1995. (Desenho n° R19-IPN-213PR-2DJ-003. Rev. 4).



- 26 - UMBEHAUN, P. E., MENDONÇA A. G., *Análise termo-hidráulica do elemento de irradiação de silício (EIS) de 5 polegadas*. São Paulo: INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES, Set. 1997. (Documento PSI.ROI.IEA-R1.026 n° RELT.001.R00).
- 27 - MISHIMA K.; KANDA,K. ; SHIBATA, T. *Termal-hidraulic analysis for core conversion to the use of low-enriched uranium Fuels in the KUR*. Kyoto: Research Institute, Kioto University, 1984. (KURRI-TR-258).
- 28 - WOODRUFF, W. L. Evaluation and selection of hot channel (peaking) factors for research reactor applications. In: **INTERNATIONAL MEETING ON REDUCED ENRICHMENT RESEARCH AND TEST REACTOR**, 28 Sept – 10 Oct., 1984, Buenos Aires *Proceedings* ... ( ANL/RERTR/TM-6 em microficha).
- 29 - SCHREINER,P. AND KRULL, W. The New Compact Core Design of the FRG-1. In: **INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON RESEARCH REACTOR – UTILIZATION, SAFETY AND MANAGEMENT**, Sept. 6-10, 1999, Lisbon *Proceedings* ...: Vienna: IAEA, 2000.
- 30 - DURAZZO, M. Comunicação Pessoal.