

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS  
DEPARTAMENTO DE ENERGIA NUCLEAR  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM TECNOLOGIAS  
ENERGÉTICAS E NUCLEARES (PROTEN)

**DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DE UMA  
SEÇÃO DE TESTES PARA O PRESSURIZADOR DO  
REATOR NUCLEAR IRIS**

MÁRIO AUGUSTO BEZERRA DA SILVA

RECIFE  
2008

**DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DE UMA  
SEÇÃO DE TESTES PARA O PRESSURIZADOR DO  
REATOR NUCLEAR IRIS**

MÁRIO AUGUSTO BEZERRA DA SILVA

**DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DE UMA  
SEÇÃO DE TESTES PARA O PRESSURIZADOR DO  
REATOR NUCLEAR IRIS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação  
em Tecnologias Energéticas e Nucleares do  
Departamento de Energia Nuclear da Universidade  
Federal de Pernambuco. Área de concentração:  
Engenharia de Reatores

ORIENTADOR: DR. CARLOS ALBERTO BRAYNER DE OLIVEIRA LIRA  
CO-ORIENTADOR: DR. ANTONIO CARLOS DE OLIVEIRA BARROSO

RECIFE – PERNAMBUCO – BRASIL  
OUTUBRO – 2008

**Silva, Mário Augusto Bezerra da**  
**Determinação dos parâmetros de uma seção de testes**  
**para o pressurizador do reator nuclear IRIS / Mário**  
**Augusto Bezerra da Silva. – Recife : O Autor, 2008.**  
**x, 103 folhas : il., fig. tab.**

**Tese (doutorado) – Universidade Federal de**  
**Pernambuco. CTG. Energia Nuclear, 2008.**

**Inclui bibliografia e apêndices**

**1. Engenharia dos reatores – Pressurizador IRIS. 2.**  
**Escala fracional – Análise. I. Título.**

**621.039**

**CDU (2.ed.)**

**UFPE**

**621.483**

**CDD (22.ed.)**

**BC - 2008 - 144**

DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DE UMA SEÇÃO DE TESTES  
PARA O PRESSURIZADOR DO REATOR NUCLEAR IRIS

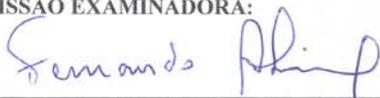
Mário Augusto Bezerra da Silva

APROVADO EM: 29.10.2008

ORIENTADOR: Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. Antonio Carlos de Oliveira Barroso

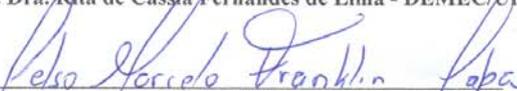
COMISSÃO EXAMINADORA:



Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima – CRCN-NE/CNEN



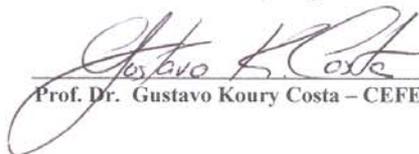
Prof. Dra. Rita de Cássia Fernandes de Lima - DEMEC/UFPE



Prof. Dr. Celso Marcelo Franklin Lapa – IEN-RJ/CNEN



Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira – DEN/UFPE



Prof. Dr. Gustavo Koury Costa – CEFET-PE

Visto e permitida a impressão



Coordenador do PROTEN/DEN/UFPE

Dedico essa tese à minha noiva, Tacyana Cabral, e à minha família, pelo apoio e encorajamento nas situações difíceis pelas quais passei durante a elaboração desse trabalho.

## AGRADECIMENTOS

Gostaria, primeiramente, de agradecer a Deus e à Nossa Senhora. Muitos foram os momentos em que tudo parecia insolúvel, mas o Verbo Encarnado e Sua Santa Mãe me proporcionaram, mais uma vez, a vitória diante das adversidades.

Aos professores Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira (DEN – UFPE) e Antonio Carlos de Oliveira Barroso (IPEN – CNEN), pela orientação segura que a mim dedicaram.

Aos professores Fernando Roberto de Andrade Lima (CRCN – CNEN), Rita de Cássia Fernandes de Lima (DEMEC – UFPE), Celso Marcelo Franklin Lapa (IEN – CNEN) e Gustavo Koury (CEFET – PE), pela participação da comissão examinadora, e ao professor Elias Silva Filho (DEN – UFPE) que, juntamente com os dois primeiros mencionados, compôs o comitê de acompanhamento.

Ao professor Carlos Dantas (DEN – UFPE), por sua aceitação em fazer parte da comissão examinadora, e ao professor Valdemir Alexandre (UNICAP – PE) que, além de ter sido membro da comissão, dedicou a mim várias horas de análises experimentais.

Aos amigos Airton Tavares e Jair de Lima Bezerra, pelas boas horas de convívio e pelo incentivo para vencer as dificuldades inerentes à tese.

À Magali, por tratar das questões burocráticas da Pós-graduação de maneira eficaz, e à Dona Eliete, por manter o ambiente de estudos sempre em condições adequadas à pesquisa.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro a essa pesquisa.

## SUMÁRIO

	Página
SUMÁRIO.....	i
LISTA DE FIGURAS.....	iii
LISTA DE TABELAS.....	iv
LISTA DE SÍMBOLOS.....	v
LISTA DE SIGLAS.....	viii
RESUMO.....	ix
ABSTRACT.....	x
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Objetivo.....	4
1.2 Justificativa do trabalho.....	5
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	6
2.1 Reatores PWR.....	6
2.2 Características gerais de pressurizadores.....	8
2.3 Reator IRIS.....	11
2.3.1 Pressurizador do reator IRIS.....	17
2.4 Eventos com deficiência na homogeneização de boro.....	19
3 FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	24
3.1 Análise dimensional e similaridade.....	24
3.2 Análise de Escala Fracional (FSA).....	26
4 METODOLOGIA.....	35
4.1 Estabelecimento de um modelo físico representativo das trocas de massa de água e de concentração de boro.....	35
4.2 Aplicação da Análise de Escala Fracional (FSA).....	38
4.3 Similaridade local do número de Froude densimétrico.....	47
4.4 Derivação da solução analítica para as concentrações de boro.....	48
4.5 Determinação da potência térmica dos aquecedores do modelo.....	56

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	60
5.1 Determinação das variáveis do modelo pela similaridade do Froude densimétrico.....	61
5.2 Determinação das variáveis remanescentes do modelo pela FSA.....	62
5.3 Validação da metodologia FSA através da solução analítica.....	67
5.4 Avaliação da potência térmica total dos aquecedores do modelo.....	76
5.5 Comparação dos principais parâmetros dos sistemas protótipo e modelo.....	79
6 CONCLUSÕES.....	80
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	83
ANEXO.....	87
APÊNDICES.....	91
APÊNDICE 1.....	92
APÊNDICE 2.....	95
APÊNDICE 3.....	101
APÊNDICE 4.....	103

## LISTA DE FIGURAS

	Página
1. Esquema básico de um pressurizador.....	2
2. Vista seccional do núcleo de um reator PWR convencional.....	6
3. Elementos constituintes de um pressurizador.....	9
4. Vaso de pressão do reator IRIS.....	14
5. Vaso de contenção do reator IRIS.....	16
6. Pressurizador do reator IRIS.....	18
7. LOCAs de grande e pequena intensidades na instalação LOFT.....	33
8. LOCAs de grande e pequena intensidades na instalação <i>Semiscale</i> .....	33
9. Despressurização com LOCA de alta intensidade nas instalações LOFT e <i>Semiscale</i> .....	34
10. Despressurização com LOCA de pequena intensidade nas instalações LOFT e <i>Semiscale</i> .....	34
11. Regiões do pressurizador do IRIS.....	36
12. Dimensões internas das regiões 1, 2 e 3.....	64
13. Comparação entre os protótipos real e simulado da região 1 (deboração).....	69
14. Comparação entre os protótipos real e simulado da região 2 (deboração).....	69
15. Comparação entre os protótipos real e simulado da região 1 (boração).....	70
16. Comparação entre os protótipos real e simulado da região 2 (boração).....	71
17. Diferença absoluta das concentrações em uma deboração.....	73
18. Diferença absoluta das concentrações em uma boração.....	73
19. Deboração na região 1 com variação temporal linear na entrada.....	74
20. Boração na região 2 com variação temporal linear na entrada.....	75

**LISTA DE TABELAS**

	Página
1. Organizações-membro do consórcio IRIS.....	12
2. Agentes em escala normalizados e taxas iniciais de variação fracional.....	30
3. Balanços de massa de água e de boro na região 1.....	37
4. Balanços de massa de água e de boro na região 2.....	37
5. Variáveis do projeto IRIS.....	60
6. Variáveis do modelo.....	62
7. Taxas de variação fracional adimensionalizadas.....	67
8. Variação da concentração média na região 1.....	72
9. Variação da concentração média na região 2.....	72
10. Concentrações das regiões 1 e 2 ao final de uma deborção.....	75
11. Concentrações das regiões 1 e 2 ao final de uma boração.....	76
12. Variação da perda térmica em função da espessura da parede.....	78
13. Principais parâmetros do IRIS e da seção de testes.....	79

## LISTA DE SÍMBOLOS

<b>Letras latinas</b>		<b>Unidade</b>
$A_e$	Área externa da região 3	$m^2$
$C'$	Concentração de boro do circuito primário	ppm
$C_1$	Concentração de boro da região 1	ppm
$C_2$	Concentração de boro da região 2	ppm
$C_E$	Concentração de boro do reservatório externo	ppm
$C_{in}$	Concentração de boro na entrada do pressurizador	ppm
$c_p$	Calor específico	$J/kg.^{\circ}C$
$C_R$	Concentração de boro de referência	ppm
$D$	Diâmetro dos orifícios de recirculação	m
$D_e$	Diâmetro externo da região 3	m
$D_i$	Diâmetro interno da região 3	m
$Fr$	Número de Froude densimétrico	adimensional
$g$	Aceleração da gravidade	$m/s^2$
$Gr$	Número de Grashof	adimensional
$h_e$	Coefficiente de transferência de calor externo	$W/m^2.^{\circ}C$
$h_{fg}, h_{lv}$	Entalpia de vaporização	J/kg
$h_{in}$	Entalpia da água na entrada do pressurizador	J/kg
$k_e$	Condutividade térmica do ar	$W/m.^{\circ}C$
$K_{s, sis}$	Compressibilidade isentrópica do sistema	$Pa^{-1}$
$k_w$	Condutividade térmica da parede no modelo	$W/m.^{\circ}C$
$L$	Altura de escoamento do filme condensado	m
$M$	Massa	kg
$Nu$	Número de Nusselt	adimensional
$P$	Pressão	Pa
$Pr$	Número de Prandtl	adimensional
$Q$	Vazão de circulação	$m^3/s$
$Q$	Potência térmica	W
$q$	Vazão do reservatório externo	$m^3/s$

$Ra$	Número de Rayleigh	adimensional
$R_{cd}$	Resistência térmica de condução	K/W
$S_t$	Fator de escala temporal	adimensional
$S_v$	Fator de escala volumétrica	adimensional
$t$	Tempo	s
$T_{ar}$	Temperatura do ar externo	K
$T_{v1}$	Temperatura do vapor interno	K
$T_{w1}$	Temperatura interna da parede	K
$T_{w2}$	Temperatura externa da parede	K
$u_0$	Velocidade da água no orifício de recirculação	m/s
$v$	Volume	m <sup>3</sup>
$v$	Autovetor	
$\dot{V}_j$	Vazão volumétrica	m <sup>3</sup> /s
$w_{circ}$	Vazão mássica de recirculação	kg/s
$w_{cond}$	Vazão mássica de condensação	kg/s

### Letras gregas

$\alpha$	Absortividade	adimensional
$\beta$	Coefficiente de dilatação volumétrica	K <sup>-1</sup>
$\delta, \Delta$	Varição	
$\varepsilon$	Emissividade	adimensional
$\Phi$	Agente de variação	
$\gamma$	Expoente de Poisson	adimensional
$\lambda$	Autovalor	
$\mu$	Viscosidade dinâmica	kg/m.s
$\nu$	Viscosidade cinemática	m <sup>2</sup> /s
$\omega$	Taxa de variação fracional	s <sup>-1</sup>
$\Omega$	Métrica de efeito	adimensional
$\rho$	Densidade absoluta	kg/m <sup>3</sup>

$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann	$\text{W/m}^2.\text{K}^4$
$\varepsilon$	Coordenada de autovetor	

### Sobrescritos

—	Valor médio
×	Adimensional
^	Adimensional

### Subscritos

<i>in</i>	Entrada
<i>m</i>	Modelo
<i>p</i>	Protótipo

**LISTA DE SIGLAS**

<b>Sigla</b>	<b>significado</b>
AMEBA	Alta Moderazione e Basso Arricchimento
BNFL	British Nuclear Fuels
CFD	Computational Fluid Dynamics
CNEN	Comissão Nacional de Energia Nuclear
ENSA	Equipos Nucleares S.A.
FSA	Fractional Scaling Analysis
ININ	Instituto Nacional de Investigaciones Nucleares
IRIS	International Reactor Innovative and Secure
LOCA	Loss of Coolant Accident
MIT	Massachusetts Institute of Technology
NUCLEP	Nuclebrás Equipamentos Pesados S.A.
ORNL	Oak Ridge National Laboratory
PIRT	Phenomema Identification Ranking Table
PWR	Pressurized Water Reactor
SMART	System-Integrated Modular Advanced Reactor
TVA	Tennessee Valley Authority
VVER	Vodo-Vodyanoi Energetichesky Reactor

## **DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DE UMA SEÇÃO DE TESTES PARA O PRESSURIZADOR DO REATOR NUCLEAR IRIS**

**Autor: Mário Augusto Bezerra da Silva**

Orientador: Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira

Co-orientador: Prof. Dr. Antonio Carlos de Oliveira Barroso

### **RESUMO**

Um reator nuclear integral, modular e de média potência, conhecido como IRIS, encontra-se em fase de desenvolvimento pela Companhia Westinghouse e por centros de indústria e de pesquisa. Uma das principais características do reator IRIS é que a maior parte de seus componentes encontra-se no interior do vaso de pressão, minimizando a probabilidade de acidentes. Devido a essa configuração integral, não há um sistema de aspersão para homogeneização de boro, o que pode causar transitórios de potência. A homogeneização de boro deve, pois, ser investigada.

O presente trabalho tem como objetivo estabelecer as condições sob as quais uma seção de testes deve ser construída para análise da dispersão do boro no pressurizador do reator IRIS. Através de uma nova metodologia de similaridade conhecida como Análise de Escala Fracional, os principais parâmetros de uma seção de testes são obtidos.

Combinando-se a Análise de Escala Fracional com uma escala local do número de Froude densimétrico e um fator de escala volumétrica previamente estabelecido, obtêm-se as medidas dos orifícios de recirculação, da temperatura da água de entrada na seção de testes, do fator de escala temporal e da vazão de recirculação na seção de testes (modelo) para que esta represente, de maneira fiel, a distribuição de boro no pressurizador do reator IRIS (protótipo).

Como comprovação da validade da metodologia empregada, soluções analíticas são utilizadas com base nos valores obtidos pela Análise de Escala Fracional e, quando os resultados simulados no modelo são comparados aos do protótipo, a concordância entre tais sistemas é absoluta.

A potência térmica total também influencia na distribuição de boro no interior da seção, sendo tal potência determinada pelas leis de condensação no interior da região de vapor e de correlações para convecção livre, considerando-se, ainda, as frações necessárias para elevação da entalpia da água de recirculação e da formação de vapor.

Palavras-chave: Análise de Escala Fracional, Similaridade, Concentração de boro.

# **DETERMINATION OF A TEST SECTION PARAMETERS FOR IRIS NUCLEAR REACTOR PRESSURIZER**

**Author: Mário Augusto Bezerra da Silva**

Advisor: Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira

Coadvisor: Prof. Dr. Antonio Carlos de Oliveira Barroso

## **ABSTRACT**

An integral, modular and medium size nuclear reactor, known as IRIS, is being developed by Westinghouse and by research centers. IRIS is characterized by having most of its components inside the pressure vessel, eliminating the probability of accidents. Due to its integral configuration, there is no spray system for boron homogenization, which may cause power transients. Thus, boron mixing must be investigated.

The aim of this thesis is to establish the conditions under which a test section has to be built for boron dispersion analysis inside IRIS reactor pressurizer. Through Fractional Scaling Analysis, which is a new methodology of similarity, the main parameters for a test section are obtained.

By combining Fractional Scaling Analysis with local scaling for the densimetric Froude number and a previously established volumetric scale factor, the values of recirculation orifices, inlet water temperature, time scale factor and recirculation flow for the test section (model) are determined so that boron distribution is well represented in IRIS reactor pressurizer (prototype).

Analytical solutions are used so as to validate the adopted methodology and when the results simulated in the model are compared to those that characterize the prototype, the agreement for both systems is absolute.

The thermal power also influences boron distribution inside the test section. This power is determined by condensation laws in the vapor region and by suitable correlations for free convection. The fractions for rising inlet recirculation water enthalpy and vapor formation are also considered.

Keywords: Fractional Scaling Analysis, Similarity, Boron concentration.

## 1 INTRODUÇÃO

Os primeiros reatores nucleares de potência a serem comercialmente desenvolvidos nos Estados Unidos eram térmicos e utilizavam água leve como refletor, refrigerante e moderador. As bem conhecidas propriedades termodinâmicas da água, aliado à sua disponibilidade a um baixo custo e à relativa capacidade de moderação, estimularam seu uso nos reatores. Dos princípios da termodinâmica, sabe-se que o rendimento térmico de uma máquina ou mesmo de uma usina é maximizado quando se opera em altas temperaturas, sendo exigidas, portanto, altas pressões.

No fim da década de quarenta, a companhia Westinghouse ficou com o encargo de desenvolver o primeiro reator PWR (*Pressurized Water Reactor*), que seria, a princípio, utilizado em submarinos. Em 1953, estendeu-se a aplicação desse tipo de reator a usinas elétricas comerciais, sendo a primeira delas construída em Shippingport, Pensilvânia (ISHIGURO, 2002).

O pressurizador é um componente de grande relevância para os reatores do tipo PWR, já que é responsável pelo controle da pressão do sistema de refrigeração, mantendo um nível de sub-resfriamento no núcleo e, conseqüentemente, prevenindo o combustível de sofrer qualquer detrimento. Outra função desse componente é permitir a monitoração da quantidade de refrigerante no reator (BARROSO et al., 2004), embora haja situações em que tal função não é adequada, devendo o nível do refrigerante ser obtido diretamente (WENRAN et al., 1998).

O pressurizador consiste em uma câmara bifásica, na qual as fases gasosa e líquida se encontram, respectivamente, nas partes superior e inferior, conforme é exibido na Figura 1. Há um bocal aspersor de água no topo do pressurizador, enquanto aquecedores de imersão se encontram na base.

Caso haja um aumento repentino na temperatura média do refrigerante, este terá seu volume aumentado, e essa expansão ocasiona a entrada de surtos de água no pressurizador (*insurges*), com o conseqüente aumento do nível de água e da pressão. As válvulas do aspersor são, então, acionadas: água de uma das pernas frias é borrifada pelo aspersor, condensando parte do vapor e limitando, assim, o aumento de pressão.

Quando ocorre uma diminuição no volume do refrigerante e a conseqüente saída de surtos de água do pressurizador (*outsurges*), há uma queda na pressão, que, por sua vez, facilita a vaporização instantânea da água (*flashing*), contribuindo para limitar a redução da pressão. A diminuição da pressão também é atenuada pelo aumento da potência dos aquecedores.

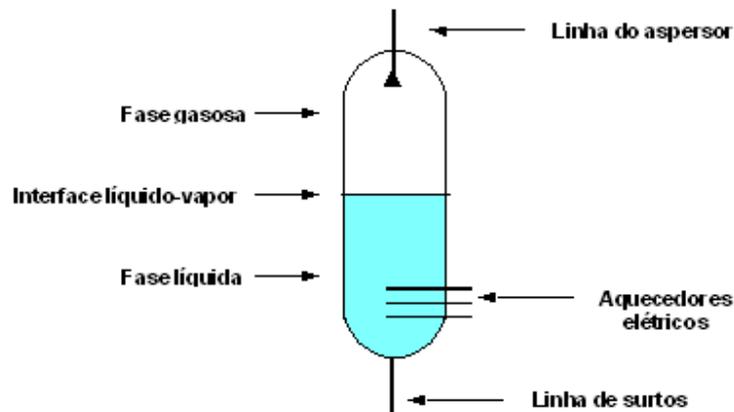


Figura 1 – Esquema básico de um pressurizador

Lideradas pela Westinghouse, cerca de vinte organizações, num total de dez países, formaram um consórcio com o propósito de desenvolver um reator do tipo PWR integral, modular e de média potência conhecido como IRIS (*International Reactor Innovative and Secure*), que possui a maior parte de seus componentes no interior do vaso de pressão. Ainda em fase de desenvolvimento, o reator IRIS é projetado para eliminar ou, ao menos, minimizar, as chances de ocorrência de acidentes, sendo essa capacidade conferida pela filosofia de projeto *safety-by-design* (CARELLI et al., 2004).

Desde o início, o reator IRIS deveria ser projetado, fabricado e comercializado por meio de uma parceria internacional, na qual todos os membros atuariam como sócios, uma vez que, atualmente, uma única companhia ou mesmo um único país ser responsável pelo desenvolvimento de um novo conceito de central nuclear tende a ceder espaço a parcerias internacionais. Universidades e laboratórios vêm propondo e desenvolvendo várias soluções inovadoras, sendo o reator IRIS, talvez, o primeiro e único projeto de reator nuclear em que as áreas acadêmica e industrial atuem com igual responsabilidade.

Sendo considerado um reator com características intermediárias das gerações III e IV, o reator IRIS tem como propósito o atendimento dos seguintes requisitos:

- Proporcionar mais segurança durante o regime de operação;
- Operar com um ciclo de combustível que ofereça mais resistência à proliferação de rejeitos radioativos;
- Minimizar o custo total relativo à energia elétrica.

Uma das aplicações a que se propõe o IRIS está relacionada ao desenvolvimento sustentável de regiões carentes de fontes de energia e de água doce. Por meio de análises preliminares de aspectos sócio-econômicos e ambientais, mostrou-se que a dessalinização e a geração de energia para o Polígono das Secas brasileiro podem ser economicamente viáveis com o uso da energia nuclear nos próximos anos (BAPTISTA FILHO et al., 2005).

O pressurizador do reator IRIS encontra-se na parte superior do vaso de pressão. Tal componente consiste numa estrutura isolada e serve como divisor entre o fluxo de refrigeração circulante e a água saturada do pressurizador. A transferência de calor entre o fluido mais aquecido e a água sub-resfriada do circuito primário é atenuada devido a um sistema isolante. Na porção inferior do pressurizador se encontram os aquecedores, sendo tal região dotada de orifícios de surto por onde passa a água do primário (BARROSO et al., 2003).

Uma vazão constante de borriço (mini-aspersor) é sempre mantida em um pressurizador convencional. Essa vazão é retirada de uma das pernas frias e, ao ser aspergida a partir do topo do pressurizador, espalha-se sob a forma de gotículas na interface líquido-vapor do pressurizador. Uma vazão de mesma intensidade sai do pressurizador pela linha de surto e entra na perna quente do circuito primário, garantindo uma razoável homogeneização entre a água saturada do pressurizador e a água sub-resfriada do circuito primário. Caso haja um *outsurge*, tais águas apresentarão concentrações de boro semelhantes, não provocando alterações significativas na potência.

Pelo fato de o reator IRIS apresentar uma configuração diferente da dos reatores PWRs tradicionais, um outro mecanismo de circulação deverá ser adotado para a homogeneização das concentrações de boro, já que inexistem uma linha de aspersor. Uma possibilidade que vem sendo proposta é a de serem dispostos alguns orifícios de circulação situados numa região convenientemente escolhida (provavelmente, tal região estará próxima às bombas de circulação do primário). Com isso, promove-se a circulação de uma pequena parte do refrigerante no

pressurizador, que entrará pelos orifícios de surto e, devido a uma diferença de carga hidráulica, sairá pelos orifícios de circulação.

### 1.1 Objetivo

O boro ( $B^{10}$ ) é um forte absorvedor de nêutrons térmicos e, sob a forma de ácido bórico diluído no refrigerante de instalações de potência do tipo PWR, ajuda a controlar o excesso de reatividade no núcleo de um reator. Se uma dada quantidade de água, com concentração de boro abaixo da do sistema primário, for bombeada para o núcleo do reator, haverá um aumento indesejável na potência, ocorrendo o inverso se a água bombeada para o núcleo apresentar uma concentração de boro maior do que a do circuito primário.

Em operações de elevação da potência, a concentração de boro do circuito primário é reduzida ao longo de um processo conhecido por deboração, podendo exigir muitas horas. Nesse período, a concentração de boro do pressurizador tende a ficar gradativamente maior que a do circuito primário. De forma análoga, durante o aumento da concentração de boro (boração) e respectiva redução de potência, ter-se-ia uma concentração de boro no pressurizador menor que a do circuito primário. Tal diferença será tão mais acentuada quanto menor for a circulação de água entre o circuito primário e o pressurizador.

Se, durante tais operações, ocorrer um degrau positivo de carga demandada pela rede ou qualquer outro transitório que cause um surto negativo de pressão, haverá uma considerável vazão saindo do pressurizador para o circuito primário e com concentração de boro diferente, acarretando uma perturbação na potência do núcleo. Tais transitórios não são graves o suficiente para terem impacto na segurança, mas causam incômodos à operação suave da planta e devem ser minimizados através do projeto. A maior ou menor homogeneização da concentração de boro no interior do pressurizador, juntamente com a vazão de circulação entre o circuito primário e o pressurizador, irão influenciar na severidade de tal incômodo.

Os objetivos do presente trabalho são:

- exibir, de forma simplificada, a dependência temporal da concentração média de boro no interior do pressurizador;

- calcular as dimensões e principais parâmetros de uma seção de testes de baixo custo, onde se possa representar, experimentalmente, tal fenômeno, em condições adequadas de similaridade.

Em face de o reator IRIS ser um projeto com configuração diferente quando comparado aos reatores PWRs convencionais, a realização de experimentos que auxiliem a verificação dessa homogeneização é muito importante para que se possa otimizar as condições do projeto.

Através de uma nova metodologia de similaridade, conhecida como Análise de Escala Fracional, ou FSA, projetar-se-á uma seção de testes que represente a variação da concentração de boro no pressurizador do reator IRIS. Tal seção é destinada à realização de experimentos, sendo definida a ordem de grandeza dos principais parâmetros, permitindo-se uma margem de reserva para ajustes posteriores.

## **1.2 Justificativa do trabalho**

Em muitos projetos de engenharia, a realização de testes com estruturas apresentando-se em verdadeira grandeza, ou seja, com protótipos, envolve custos bastante elevados, dificultando, ou mesmo impossibilitando, a concretização de tais testes. Em face dessa dificuldade, a utilização de modelos sujeitos a cargas e com dimensões diferentes das do protótipo se tornou uma opção eficiente na elaboração de problemas estruturais.

Experimentos em modelos projetados, construídos e usados apropriadamente reduzem a probabilidade de se cometerem erros na construção do protótipo. A vantagem da utilização de modelos ocorre, também, nos casos em que a expressão analítica envolvendo as variáveis em questão não é conhecida.

Em face de o reator IRIS apresentar uma configuração diferente da dos reatores PWR convencionais, no presente trabalho, visando a questões econômicas e à minimização de erros na construção do protótipo, propõe-se a determinação dos principais parâmetros de uma seção de testes para realização de experimentos em escalas temporal e espacial reduzidas. A pressão de operação é a atmosférica, o que confere mais segurança durante os experimentos, além proporcionar uma redução nos gastos.

## 2 REVISÃO DA LITERATURA

### 2.1 Reatores PWR

Em um reator PWR, a água do circuito primário entra no vaso de pressão a uma temperatura próxima de 550 K(277°C), flui no sentido descendente pelo lado externo (agindo como refletor), atravessa o núcleo num movimento ascendente e se aquece ao entrar em contato com o combustível, chegando a atingir cerca de 590 K(317°C). Nesse tipo de reator, cujo núcleo é exibido pela Figura 2, a pressão varia entre 14 a 17 MPa, inibindo, praticamente, a vaporização global da água.

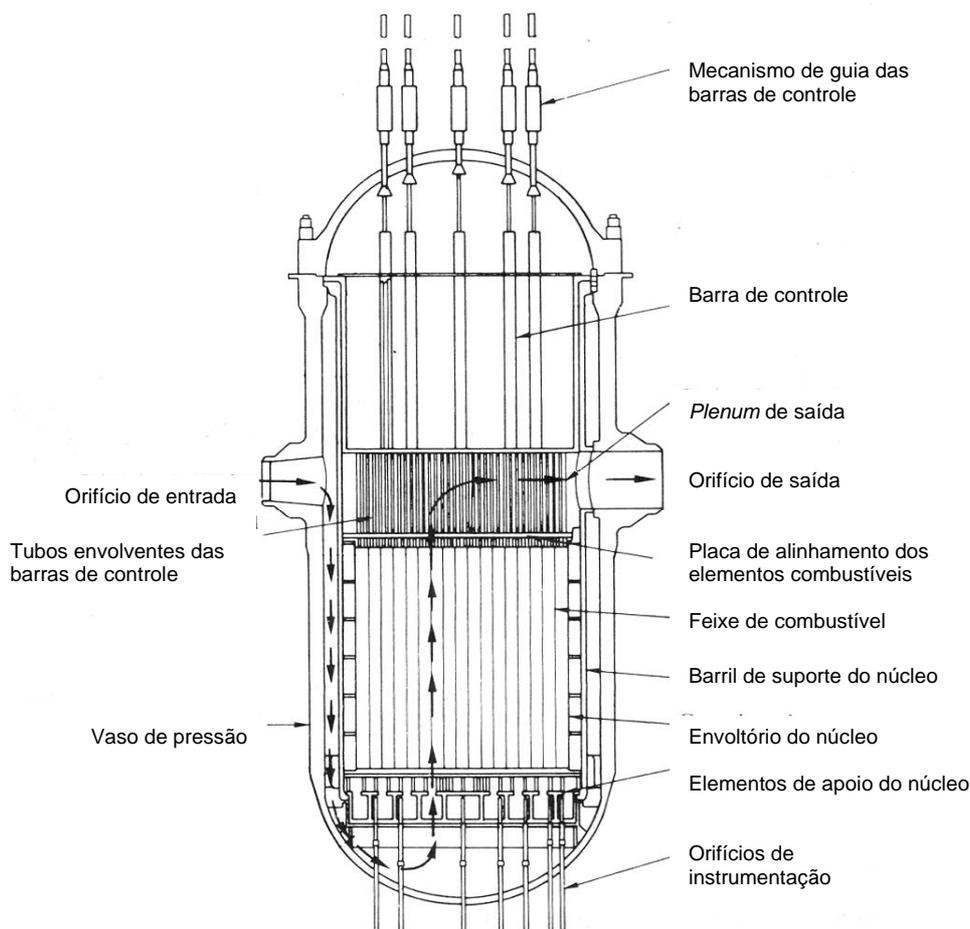


Figura 2 – Vista seccional do núcleo de um reator PWR convencional

O combustível geralmente utilizado em reatores PWR é o dióxido de urânio ( $\text{UO}_2$ ) levemente enriquecido (de 2 a 5 % em massa). Essas pastilhas de  $\text{UO}_2$  possuem cerca de 0,01 m tanto de diâmetro quanto de altura e são armazenadas normalmente em tubos de zircaloy. Quando estão na temperatura de operação, as pastilhas se expandem e, ainda na partida do reator, preenchem os espaços vazios deixados entre si.

Durante os primeiros dias de operação, pode ocorrer a densificação do combustível, reduzindo-se o volume das pastilhas e permitindo-se a existência de espaços vazios dentro dos tubos, que se podem romper devido à grande pressão exercida pelo refrigerante/moderador. Tal problema é superado pressurizando-se os tubos com gás hélio. Uma vez que produtos de fissão gasosos se acumulam dentro dos tubos, a pressão no interior destes aumenta ao longo dos meses de operação até atingir, aproximadamente, 14 MPa (LAMARSH, 2001).

Em reatores PWR, o feixe de combustível consiste em um arranjo de formato quadrangular contendo desde  $15 \times 15$  até  $19 \times 19$  canais, os quais são destinados a receber as barras de combustível ou de controle. Nesse esquema, há cerca de 20 tubos-guia servindo como estrutura de suporte, e grades espaçadoras estão dispostas a fim de que se mantenha uma separação entre as barras de combustível.

Em reatores PWR existem de dois a quatro circuitos primários, todos conectados a um circuito secundário. Cada circuito primário contém um gerador de vapor e uma bomba para circulação de água. Ainda em um dos circuitos primários se encontram o pressurizador, responsável pela manutenção da pressão, e o sistema de emergência de refrigeração do núcleo. Os geradores de vapor estão acima do núcleo, enquanto o vaso de pressão está na região central inferior. Tal disposição facilita a circulação do refrigerante por convecção natural em casos de perda de circulação forçada.

Reatores integrais já foram desenvolvidos no passado, sendo o sistema de propulsão do navio alemão Otto Hahn o mais conhecido. Modernamente, em face de tais reatores serem bastante seguros, alguns projetos foram desenvolvidos nessa linha, dentre os quais se podem citar o SMART, o ATEC-200 e o IRIS.

No Instituto de Pesquisa de Energia Atômica da Coreia foi projetado um reator PWR de 330 MW térmicos para dessalinização de água do mar e geração de eletricidade. Esse reator, conhecido como SMART (do inglês *System-Integrated Modular Advanced Reactor*), é diferenciado dos reatores convencionais pelo fato de a maior parte dos componentes do circuito

primário encontrar-se alojada no vaso de pressão, que, juntamente com o alto coeficiente negativo de temperatura do moderador, minimizam a possibilidade de perda de refrigerante e facilitam a circulação natural do mesmo (BAE et al., 2001).

Um outro modelo de PWR foi proposto por SAMOILOV et al. (1996). Tal reator, conhecido como ATEC-200, é capaz de gerar 240 MW elétricos a partir de 700 MW térmicos e pode ser aplicado para geração de energias elétrica e térmica, além da produção de água doce através de processos de dessalinização. Por conter o núcleo, o pressurizador e o gerador de vapor no interior do vaso principal, esse reator pode ser caracterizado como integral. A remoção de calor é feita por circulação natural, sendo desnecessária a utilização de bombas para circulação do refrigerante. Em casos de acidentes de perda de refrigerante (LOCA – *Loss of Coolant Accident*), acumuladores injetam água pela ação da gravidade ou por meio de gás comprimido, sendo tal acidente também minimizado pelo fato de o vaso do reator estar envolvido por um vaso de contenção.

## **2.2 Características gerais de pressurizadores**

Em reatores PWR, o volume e a pressão do refrigerante podem sofrer oscilação devida a variações na temperatura. Tais variações podem ocorrer tanto em operação normal quanto em situações transitórias. A fim de se manter a pressão numa faixa de tolerância, tais sistemas são dotados de um dispositivo chamado pressurizador, que consiste em um vaso formado, normalmente, por uma liga de aço e carbono, sendo revestido com aço inoxidável.

Os pressurizadores são dotados de aspersores, aquecedores elétricos e válvulas de alívio e de segurança. Há uma linha de surtos que conecta uma das pernas quentes do circuito primário à base do pressurizador, enquanto no topo deste se encontra a linha do aspersor, a qual está ligada a, pelo menos, uma das pernas frias. Na Figura 3 são mostrados os detalhes de um pressurizador convencional.

Nas situações transitórias ocasionadas por eventos de aquecimento do circuito primário, tais como queda de potência das turbinas, o excesso de água, proveniente da expansão, dirige-se ao pressurizador (*insurge*), provocando um aumento na pressão. Acionam-se, então, os aspersores, que reduzem a pressão através da condensação do vapor. Nos casos em que a atuação

do aspersor não é suficiente, são acionadas as válvulas de alívio e, se necessárias, as de segurança.

A contração do refrigerante do circuito primário promove uma saída de água saturada do pressurizador (*outsurge*), originando uma queda de pressão, a qual é atenuada pela ação conjunta da vaporização instantânea (*flashing*) e dos aquecedores elétricos.

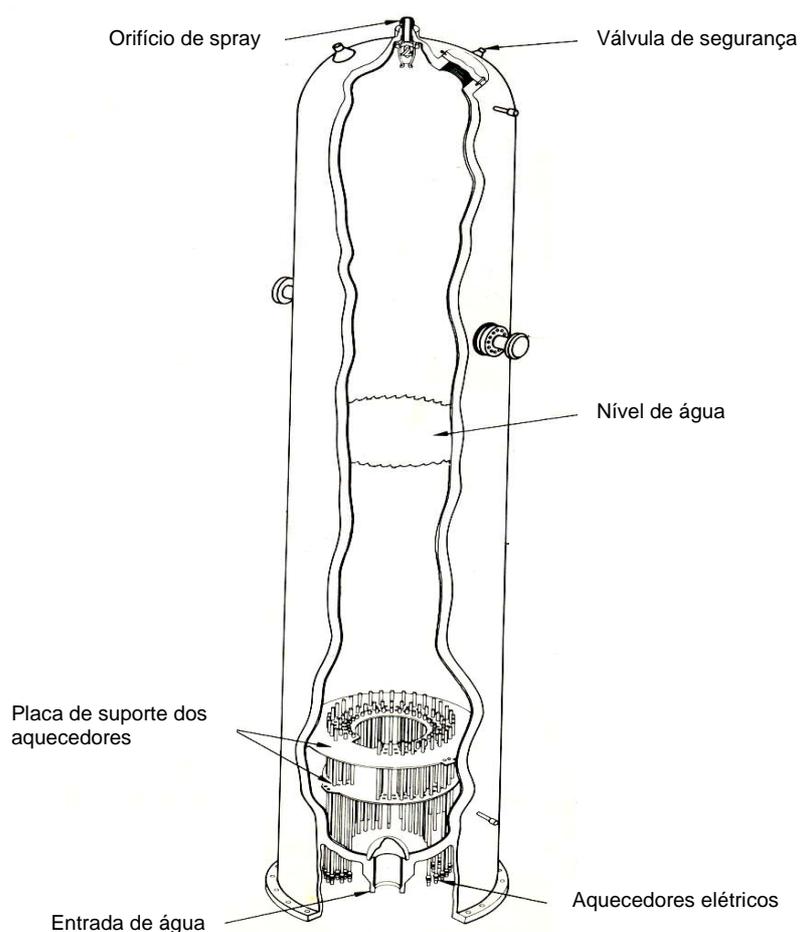


Figura 3 – Elementos constituintes de um pressurizador

Em projetos de pressurizadores, alguns fenômenos físicos devem ser conhecidos previamente. Os mais importantes, segundo KIM (1984), são:

- as condensações na parede do pressurizador, nas gotículas provenientes do aspersor e na interface entre as fases líquida e gasosa;

- as transferências de calor, por vaporização e por condução, na parede do pressurizador;
- a convecção natural entre a parede do pressurizador e as fases líquida e gasosa;
- o fenômeno da vaporização instantânea (*flashing*) em *outsurges* e a transferência de calor devida aos aquecedores elétricos;
- a retirada dos gases não condensáveis acumulados e a vaporização da água, borrifada pelos aspersores, na parede do pressurizador;
- transitórios que aquecem ou resfriam as paredes do pressurizador e a abertura das válvulas de alívio ou de segurança.

O desenvolvimento de uma análise sobre o comportamento dinâmico de um pressurizador tem como ponto de partida as equações de balanço de massa e energia para as fases líquida e gasosa, sendo os modelos mais realistas aqueles que se baseiam no não-equilíbrio termodinâmico. Com isso, as equações de conservação da massa e energia são aplicadas às duas fases, separadamente, considerando temperaturas e volumes distintos para cada fase.

Durante a compressão do vapor em um *insurge*, a condensação sobre as gotas do aspersor é o fenômeno mais importante no controle da pressão do sistema. Por ser atomizada e estar abaixo da temperatura de saturação, a água do aspersor normalmente atinge a saturação antes mesmo de chegar à interface líquido-vapor. Um aspersor apresenta baixa atomização quando resulta em gotas grandes, as quais podem não atingir a saturação enquanto caem pela fase de vapor.

Para a fase líquida, a definição dos volumes de controle tem sido alvo de várias modelagens em face da complexidade devida à distribuição não-uniforme das temperaturas. Normalmente, consideram-se três volumes de controle para a fase líquida: um volume de controle inferior contendo a água que entra pela linha de surtos, um volume de controle constituído da grande massa de líquido no pressurizador, e o volume superior, que contém água vinda do aspersor e também do vapor condensado.

Em seu modelo, GOEMANS (1972) adotou dois volumes de controle para a fase líquida: um volume na parte inferior do pressurizador contendo a água que entra pela linha de surto, e o volume de água principal contendo, inclusive, água proveniente do aspersor e do condensado. Segundo esse modelo, não há mistura entre tais volumes de controle.

### 2.3 Reator IRIS

O IRIS consiste em um reator do tipo PWR integral cujo projeto teve início em 1999. Esse reator de geração IV, com uma potência térmica de 1000 MW (335 MW elétricos), vem sendo desenvolvido através de um consórcio entre várias organizações de dez países, sendo tal consórcio liderado pela Companhia Westinghouse Electric. Entre tais organizações, pode-se encontrar indústrias, laboratórios e universidades.

As contribuições dadas pelos membros do consórcio, através da transferência de tecnologia e fornecimento de dados experimentais, vêm possibilitando um acúmulo de informações valiosas ao desenvolvimento do projeto IRIS. Na Tabela 1 (CARELLI et al., 2004) são exibidas as organizações e países envolvidos nesse projeto.

Ao mesmo tempo em que enfatiza a configuração integral, que se reflete nos aspectos de segurança, simplicidade e economia, o projeto IRIS ainda se apóia na consagrada tecnologia dos reatores passivos avançados AP600 e AP1000, ambos desenvolvidos pela Westinghouse.

Como já foi mencionado, o vaso de pressão desse reator abriga não só o combustível e as barras de controle, mas também a maior parte dos componentes do sistema de refrigeração, incluindo as bombas, os geradores de vapor, o pressurizador, os mecanismos de barras de controle e o refletor de nêutrons. O vaso de pressão do reator IRIS, quando comparado ao de um PWR comum, é maior. Entretanto, as dimensões do sistema de contenção do IRIS correspondem apenas a uma fração das de PWRs tradicionais, e a consequência imediata é a redução do tamanho global da instalação (WESTINGHOUSE, 2003b).

A configuração integral do reator IRIS permite a construção de um grande *downcomer* com geometria anelar abaixo dos geradores de vapor, o qual separa o núcleo do vaso de pressão. Uma consequência favorável dessa configuração é a redução da fluência de nêutrons rápidos que, num PWR convencional, é igual a  $10^{23}$  nêutrons/m<sup>2</sup>, enquanto no reator IRIS, a fluência é da ordem de  $10^{18}$  nêutrons/m<sup>2</sup>.

Tabela 1 – Organizações-membro do consórcio IRIS

<b>Membros do consórcio</b>	<b>País(es)</b>	<b>Atividade desenvolvida</b>
Westinghouse	Estados Unidos	Coordenação global, núcleo e licenciamento
BNFL	Reino Unido	Ciclo do combustível
Ansaldo Energia	Itália	Geradores de vapor
Ansaldo Camozzi	Itália	Geradores de vapor e barras de controle
ENSA	Espanha	Vaso de pressão
NUCLEP	Brasil	Pressurizador
OKBM	Rússia	Testes e dessalinização
ORNL	Estados Unidos	Blindagem, pressurizador e núcleo
CNEN	Brasil	Pressurizador e dessalinização
ININ	México	Avaliação de risco
LEI	Lituânia	Análise de segurança
Univ. Politécnica de Milão	Itália	Análises térmicas e hidráulicas
MIT	Estados Unidos	Manutenção e núcleo
Univ. de Zagreb	Croácia	Análise neutrônica e segurança
Univ. de Pisa	Itália	Vaso de contenção
Univ. Politécnica de Turim	Itália	Fatores humanos
Univ. de Roma	Itália	Rejeito radioativo
TVA	Estados Unidos	Manutenção
Eletronuclear	Brasil	Aplicações gerais
Univ. da Califórnia - Berkeley	Estados Unidos	Análise neutrônica
Univ. do Tennessee	Estados Unidos	Modularização
Univ. Estadual de Ohio	Estados Unidos	Monitoração do núcleo
Univ. Estadual de Iowa	Estados Unidos	Monitoração
Univ. de Michigan	Estados Unidos	Monitoração

Dentre os benefícios devidos a essa configuração, podem-se citar:

- O vaso do reator não sofre, praticamente, dano algum;
- Dispensa da implementação de programas de vigilância do vaso;
- Redução da blindagem biológica e, mesmo com tal redução, não há exposição dos operários à radiação;
- O vaso do reator serve como um escudo para os componentes internos irradiados, simplificando a inativação do reator e o transporte de componentes.

O vaso de pressão do reator IRIS e seus compartimentos internos são projetados para permitir o acesso ao combustível após a remoção da tampa e dos dispositivos internos superiores. Da mesma forma, as estruturas de suporte das bombas de refrigeração e dos geradores de vapor são projetadas para permitir a remoção desses componentes para inspeção e substituição feitas externamente ao vaso.

Procura-se desenvolver uma manutenção otimizada no projeto IRIS, de modo que os intervalos entre os desligamentos destinados à manutenção não devem ser inferiores a 48 meses, proporcionando uma economia nos custos de organização e manutenção. Diferentes composições de combustível são propostas, prevalecendo duas:  $\text{UO}_2$  enriquecido e MOX (mistura de óxidos de urânio e plutônio). A princípio, o combustível do IRIS tem um enriquecimento igual a 4,95% de  $\text{U}^{235}$ , ou seja, um valor abaixo do atual limite de 5%, a fim de satisfazer a exigência de combate à proliferação nuclear.

O agrupamento de combustível no reator IRIS é formado por 264 barras de combustível, cada qual com 0,0095 m de diâmetro externo, todas dispostas em um arranjo de formato quadrangular com  $17 \times 17$  canais. A posição central é destinada à análise de instrumentação do núcleo, enquanto as outras 24 posições são ocupadas por barras de controle que, juntamente com o boro presente no refrigerante, controlam a reatividade do sistema (CARELLI et al., 2004).

Dois considerações importantes foram utilizadas no processo de seleção do revestimento do combustível: primeiramente, do ponto de vista da segurança, o revestimento deve garantir a integridade do combustível mesmo ao se atingir o limite da queima; a segunda consideração é concernente à economia de nêutrons. Para o projeto de queima de até 8 anos, o revestimento de zircaloy apresenta-se como solução viável; para o caso de queima direta igual a 120000 MWd/tU ( $1,04 \times 10^{13}$  J/kg de urânio) de até 15 anos, é preferível utilizar-se aço inoxidável (WESTINGHOUSE, 2003a).

Outra característica marcante no reator IRIS é a capacidade de seu sistema de segurança eliminar acidentes de uma forma tal que não é encontrada em reatores convencionais. A eliminação do LOCA (acidente de perda de refrigerante) de alto impacto é uma das características mais evidentes em reatores integrais, uma vez que não há, nesses reatores, longos sistemas de tubulação (WESTINGHOUSE, 2003c).

São mostrados na Figura 4 (CARELLI et al., 2004) alguns dos componentes presentes no interior do vaso de pressão: oito bombas refrigerantes de pequeno porte, oito geradores modulares de vapor e de formato helicoidal, um pressurizador localizado na parte superior do vaso, o mecanismo de guia das barras de controle e um refletor de aço envolvente do núcleo. Esse arranjo integral do vaso do reator exclui a necessidade de vasos individuais para cada componente, assim como as longas tubulações que os conectam, resultando em uma configuração mais compacta e minimizando as chances de ocorrência de LOCA.

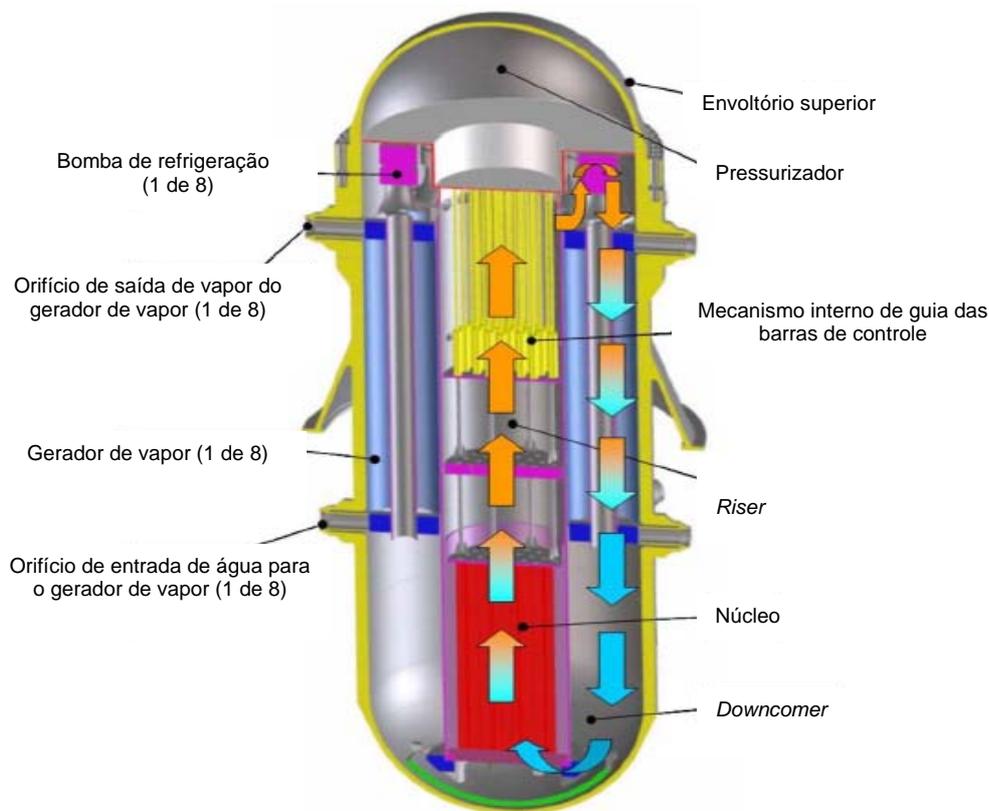


Figura 4 – Vaso de pressão do reator IRIS

Conforme é mostrado na Figura 4, o refrigerante, movendo-se em uma trajetória fechada, atravessa ascendentemente o núcleo e, após um curto trajeto radial, segue em direção a oito bombas primárias, sendo bombeado no sentido descendente, resfriando-se nos geradores de vapor, em direção à região anelar entre a barreira do núcleo e a parede do vaso para, então, retornar ao núcleo.

O vaso de pressão do reator IRIS consiste em um cilindro limitado na parte inferior por uma base semi-esférica; na parte superior há uma estrutura removível dotada de flanges e juntas de vedação. Uma camada de aço inoxidável, com 0,006 m de espessura mínima, reveste a superfície interna do vaso.

Com as dimensões reduzidas devido à configuração integral, aliadas à geometria esférica mostrada na Figura 5, o sistema de contenção possui uma capacidade de suportar pressões três vezes maiores do que os sistemas convencionais cilíndricos quando se utiliza a mesma espessura de metal. O vaso de contenção possui um diâmetro igual a 25 m, dos quais 40% se encontram no subsolo. No interior do sistema de contenção se encontram uma piscina de supressão de pressão e um poço de inundação para o fornecimento de água através da ação gravitacional, garantindo que a seção inferior do vaso do reator (local onde se encontra o núcleo) esteja preenchida com água em caso de acidentes.

A eliminação de grandes LOCAs é possível graças à adoção de um sistema integral de refrigeração e a um amplo espaço acima do núcleo. Com esse espaço, é possível contar com um estoque adequado de água em casos de acidentes de perda de refrigerante de baixa e média intensidades, ao invés de depender de um sistema de injeção. O estoque de água ainda possui a finalidade de servir como trocador de calor em eventos de aquecimento excessivo (WESTINGHOUSE, 2003a).

Apenas tubulações com diâmetro inferior a 0,1 m se encontram no vaso de pressão do reator, sempre acima do núcleo. Portanto, apenas pequenos LOCAs precisam ser levados em consideração. Uma vez garantida a eliminação de LOCAs de alta e média intensidades, LARSON et al. (2007) realizaram análises para identificar os fenômenos relevantes em LOCAs de pequena intensidade no reator IRIS. Essas análises, conhecidas como PIRT (do inglês *Phenomena Identification and Ranking Table*), além de classificarem os fenômenos de acordo com sua importância, organizam o planejamento para obtenção de dados analíticos e experimentais.

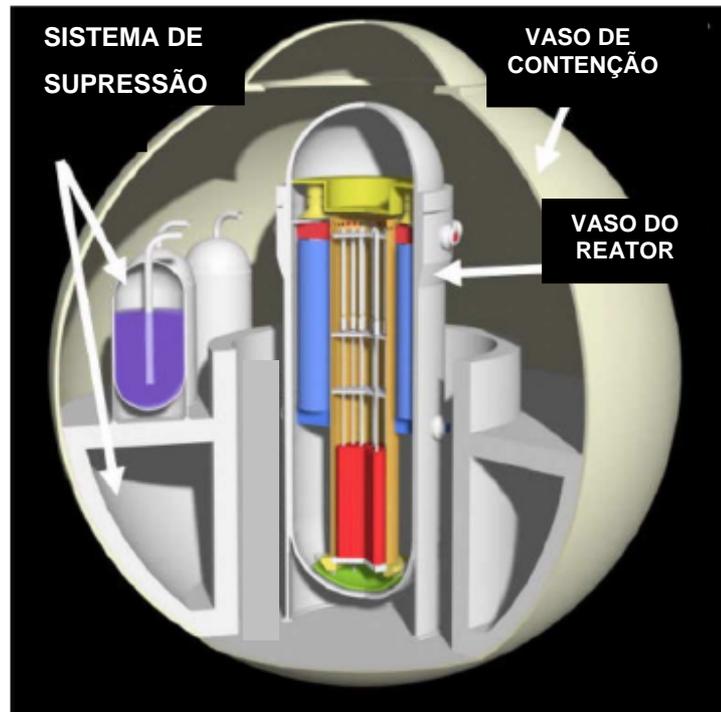


Figura 5 – Vaso de contenção do reator IRIS

O amplo espaço no interior do vaso de pressão do reator, além de facilitar a circulação natural do refrigerante e, conseqüentemente, a retirada de calor residual, acomoda o sistema das barras de controle, eliminando a ejeção destas e sua penetração na parte superior do vaso, evitando a corrosão provocada pelo boro.

As bombas de refrigeração do IRIS estão inteiramente dispostas no interior do vaso de pressão do reator, possuindo apenas pequenas penetrações externas para os cabos elétricos e para o suprimento da água de resfriamento. Tal localização, aliada à sua configuração geométrica (do tipo bobina), maximiza a inércia de rotação, originando fluxos de alta intensidade (CARELLI et al., 2004). Bombas desse tipo nunca foram utilizadas em instalações nucleares; porém, a configuração integral do vaso de pressão do reator IRIS e a pequena queda de pressão no sistema de refrigeração do primário permitem a adoção de tais bombas (WESTINGHOUSE, 2003a).

Várias configurações foram examinadas para os geradores de vapor do reator IRIS. Tomando-se por base os ciclos de operação e a experiência de projeto e de manutenção, geradores de vapor com tubos de formato helicoidal foram selecionados. Os oito geradores de

vapor do reator IRIS estão localizados entre o barrilete do núcleo e o vaso de pressão do reator. Cada gerador consiste em um feixe com 656 tubos feitos de uma liga de cromo e ferro. A geometria helicoidal é responsável pela capacidade do gerador em suportar expansões térmicas sem sofrer tensões mecânicas excessivas, além de resistir a intensas vibrações provocadas pelo fluxo do refrigerante e, havendo falha em um dos geradores, os outros não são afetados (CARELLI et al., 2004).

O refletor radial de nêutrons do reator IRIS, feito de aço inoxidável, promove uma diminuição na fuga de nêutrons, melhorando o aproveitamento destes e permitindo a extensão do ciclo do combustível. Juntamente com a região de *downcomer*, tal refletor ainda reduz a fluência dos nêutrons rápidos no barrilete do núcleo, aumentando o tempo de vida do vaso e minimizando a espessura da blindagem radiológica (WESTINGHOUSE, 2003a).

### **2.3.1 Pressurizador do reator IRIS**

Em um pressurizador, o parâmetro responsável por um bom desempenho corresponde à razão entre o volume de vapor presente no pressurizador e a potência térmica do reator. Tal razão indica a capacidade de redução da taxa de aumento da pressão durante transitórios de aquecimento. No caso do IRIS, essa razão é bem maior do que a de um PWR convencional de dois circuitos.

Ao ser comparado com pressurizadores tradicionais, o pressurizador do reator IRIS dispõe de um amplo volume para acomodar as fases líquida e gasosa. A configuração integral desse reator permite o desenvolvimento de um sistema de pressurização bem mais espaçoso sem qualquer custo adicional. A razão entre o grande volume de vapor e a potência é o motivo pelo qual o reator IRIS dispensa aspersores, os quais são comumente utilizados em PWRs convencionais durante surtos de pressão (CARELLI et al., 2004).

Em alguns reatores integrais, tais como o SMART, emprega-se gás nitrogênio no pressurizador, mas tal medida foi descartada no reator IRIS para se evitar a absorção desse gás na água aquecida e sua acumulação em regiões mais frias (WESTINGHOUSE, 2003a).

A água do pressurizador encontra-se separada da água sub-resfriada do circuito primário por meio de uma estrutura interna com formato de “chapéu invertido”, como é mostrado na Figura 6 (BOTELHO et al., 2005a). Tal estrutura fornece um isolamento térmico capaz de manter

saturada a água no interior do pressurizador. O flange superior e seus lacres não estão expostos à diferença de temperatura das águas sub-resfriada e saturada, reduzindo as tensões térmicas e garantindo a robustez da selagem. Encontram-se, ainda, nessa estrutura, orifícios através dos quais ocorre uma comunicação, por meio de surtos, entre o reator e o pressurizador.

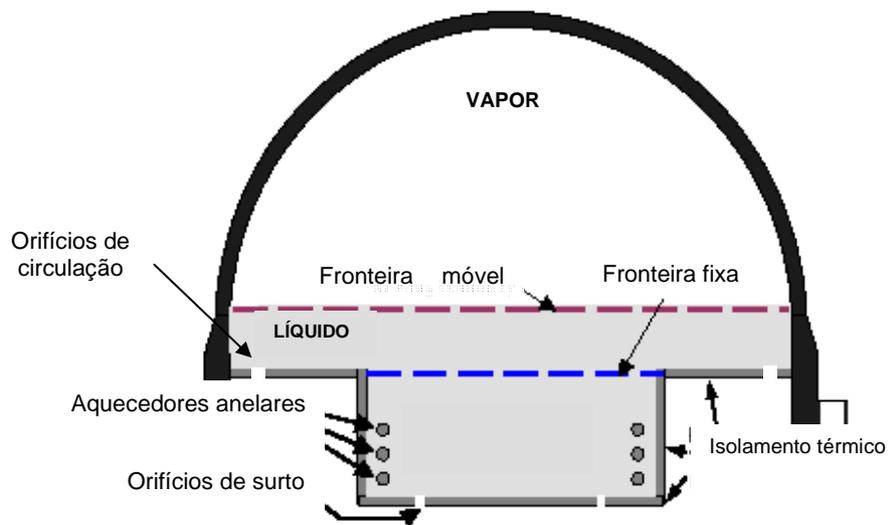


Figura 6 – Pressurizador do reator IRIS

Situações transitórias resultando em *insurges* intensos foram simuladas por BARROSO et al. (2002) para análises da viabilidade do atual projeto do pressurizador, o qual dispensa o sistema de aspersor ativo. Nessas análises, utilizaram-se modelos adiabáticos simplificados e o código computacional RELAP5/MOD3.3, e os resultados foram bastante satisfatórios para dar continuidade ao projeto pré-estabelecido.

Os transitórios de *insurge* geram uma estratificação no pressurizador, fazendo com que a fase líquida permaneça inteiramente sub-resfriada, enquanto a fase gasosa, superaquecida. Na ausência das circunstâncias que originam *insurges*, constatam-se condições termodinâmicas diferentes daquelas encontradas em sistemas que usam aspersores. A razão para tal fenômeno é a ausência, no reator IRIS, da ação homogeneizante do aspersor, resultando num retorno mais lento às condições estacionárias. Deve-se salientar, entretanto, que uma linha auxiliar de aspersor poderá ser adotada, a qual não terá qualquer função durante as operações de potência, devendo ser usada tão somente no desligamento da instalação (BARROSO et al., 2004).

Os aquecedores elétricos do pressurizador do reator IRIS são projetados para gerar água saturada e vapor suficiente para prevenir a queda de pressão em casos de elevação de potência nas turbinas.

Baseando-se em dados experimentais de situações transitórias de *outsurge* no reator Shippingport, BOTELHO et al. (2005b) simularam *outsurges* com modelos de dois volumes (uma fase líquida e outra de vapor) e três volumes (duas fases líquidas e uma de vapor), obtendo resultados próximos aos dados experimentais independentemente do modelo. Ao aplicarem tais modelos ao reator IRIS, puderam constatar o mesmo tipo de comportamento, ou seja, independência dos resultados em relação ao modelo adotado, sugerindo que o comportamento do reator IRIS pode ser estimado quando *outsurges* ocorrerem.

## **2.4 Eventos com deficiência na homogeneização de boro**

Nos últimos anos, estudos de transitórios com deficiência na homogeneização de boro em PWRs vêm recebendo bastante atenção. Uma solução de ácido bórico é normalmente adicionada ao refrigerante do circuito primário, auxiliando no controle das taxas de fissão no núcleo do reator. Tal sistema, entretanto, não consegue controlar, sozinho, a reatividade, já que a mudança na concentração de boro não atua tão rapidamente para satisfazer os requisitos de segurança, como o fazem as barras de controle.

Quando um reator PWR é desligado, o boro presente no refrigerante tem a função de manter o reator no estado de subcriticalidade. Caso água com baixa concentração de boro seja introduzida acidentalmente, é necessário se fazer uma homogeneização para que volumes d'água contendo pouca quantidade de boro não atinjam o vaso do reator e reiniciem a criticalidade.

A mistura entre os fluidos com diferentes concentrações de boro depende da geometria do caminho de escoamento e, devido à complexidade geométrica dessa região em PWRs, a investigação feita com códigos computacionais CFD (*Computational Fluid Dynamics*) é complementada por análises experimentais para o fornecimento de dados espaciais e temporais confiáveis (KIGER & GAVELLI, 2001).

A deficiência na homogeneização está relacionada a eventos externos ou internos que conduzem à formação, no sistema primário, de volumes parcial ou completamente desprovidos de boro. Eventos externos são aqueles caracterizados pela injeção de água pura ou solução diluída

de boro proveniente, por exemplo, de tanques de acumulação dos sistemas de controle químico e volumétrico em operações inadequadas de desligamento. Já os eventos internos de diluição ocorrem no próprio sistema primário, como, por exemplo, o fenômeno de transferência de calor nos regimes de vaporização-condensação.

Nas experiências realizadas por KIGER & GAVELLI (2001), construiu-se uma instalação transparente de testes para análise de misturas. A escala em volume dessa instalação em relação ao protótipo do PWR *Babcock and Wilcox* era igual a 1:500. Devido à considerável diferença entre os números de Reynolds no protótipo e no modelo, vários testes foram realizados nesse último, variando-se tal adimensional desde  $5 \times 10^3$  a  $2 \times 10^4$ , constatando-se a ausência de diferenças qualitativas no modelo de escoamento quando se alterou esse parâmetro adimensional. De acordo com as análises, verificou-se a existência de um campo de escoamento complexo e consideravelmente não-uniforme.

A independência da mistura de boro em relação ao número de Reynolds também foi constatada em investigações realizadas por GAVRILAS & PALAZOV (1999). Entretanto, CATRAKIS & DIMOTAKIS (1996), realizando experimentos com jatos turbulentos e utilizando técnicas de imagens com fluorescência induzida a laser, constataram certa dependência da distribuição de concentração de substâncias em relação ao número de Reynolds. Nessas análises, os valores desse parâmetro adimensional variaram entre  $4,5 \times 10^3$  e  $1,8 \times 10^4$ .

Através de análises feitas por PERONA et al. (1998), também se constatou uma considerável influência do número de Reynolds no tempo de homogeneização. Tal tempo, porém, não era função exclusiva desse adimensional, mas variava de acordo com a posição em que o jato de concentração diferente era inserido.

Segundo BREIDENTHAL et al. (1990), o tempo de homogeneização varia inversamente com o tempo de injeção durante injeções rápidas, aumentando linearmente com este último para injeções prolongadas.

A existência de válvulas isolantes principais nas pernas fria e quente de cada circuito primário é uma característica de reatores do tipo VVER-440 (*Vodo-Vodyanoi Energetichesky Reactor*). Tais válvulas permitem a desconexão de qualquer parte do circuito, ainda que outras sejam mantidas em atividade como, por exemplo, nos casos de perda de refrigerante. Entretanto, a conexão de um setor previamente desconectado pode acarretar uma homogeneização deficiente para a solução de ácido bórico. Esse tipo de acidente foi investigado por ROHDE et al. (1997)

através da combinação dos códigos computacionais DYN3D e SiTap e, de acordo com as análises, o acidente mais grave ocorreria se fosse conectado ao núcleo um setor com água completamente desprovida de boro.

Análises relativas à deficiência na homogeneização de boro também foram realizadas por IVANOV et al. (1999a) em mais de um tipo de reator VVER. Comparando-se os reatores VVER-440 e VVER-1000, verificou-se que, em situações transitórias, as conseqüências eram menos graves no primeiro.

GANGO (1997), realizando análises de acionamento de bomba num reator VVER-440, juntamente com simulações computacionais, concluiu que, embora o processo de mistura de boro fosse uma combinação complexa de fenômenos advectivos e difusivos, os gradientes de concentração eram suavizados principalmente pela turbulência, tendo a difusão molecular pouca relevância. Com essas análises, corroborou-se a dependência da homogeneização em relação às condições geométricas da instalação.

BREIDENTHAL et al. (1990) desenvolveram um modelo para analisar a emissão de jatos em volumes confinados. Segundo tal modelo, a mistura devida à difusão molecular pode ser ignorada, ocorrendo uma homogeneização mais rápida quando se aumenta a energia de injeção.

Foi desenvolvido no Departamento de Engenharia Nuclear da Universidade Politécnica de Milão um novo conceito de PWR, ao qual se deu o nome AMEBA (*Alta Moderazione e Basso Arricchimento*), que significa alta moderação e baixo enriquecimento. Nesse conceito, o circuito primário não apresenta qualquer concentração de boro a fim de se evitar homogeneização deficiente quando houver abertura das válvulas de segurança (NOVELLI, 2000).

Na Universidade do Estado da Pensilvânia, acoplaram-se dois códigos computacionais, TRAC-PF1 e NEM, para a modelagem da homogeneização e do transporte de boro entre os componentes de um reator. O primeiro código é destinado à análise de parâmetros térmicos e hidráulicos, enquanto o segundo analisa questões relativas à física de nêutrons. Com os códigos acoplados para reatores do tipo PWR, obtiveram-se resultados precisos tanto na distribuição de potência no estado estacionário quanto em situações transitórias (IVANOV et al., 1999b).

Estudos de homogeneização de boro em situações estacionária e transitória foram realizados por KLIEM et al. (2004) acoplando-se os códigos DYN3D, de cinética neutrônica, e SAPR, para modelagem de mistura de refrigerante. Nas análises, assumiu-se que água isenta de boro era formada em um dos circuitos durante o desligamento do reator. Variando-se a

quantidade inicial dessa água, foi verificado que, em uma situação estacionária, volumes inferiores a  $14 \text{ m}^3$  não reconduziriam o reator à criticalidade; já em situações transitórias, volumes superiores inseririam quantidades significativas de reatividade, conduzindo o reator à supercriticalidade.

Em 1995, a Framatome Technologies apresentou uma análise sugerindo que, se o sistema de suprimento de vapor, em reatores PWR, permanecer em funcionamento após a ocorrência de LOCAs, a retomada das operações através da circulação natural ou pelo ligamento das bombas de circulação do refrigerante pode ocasionar o escoamento de água desprovida de boro, originando um estado de criticalidade pronta. Em estudos subseqüentes, mostrou-se que o retorno à criticalidade não é possível em reatores da Westinghouse e da Combustion Engineering, mas os reatores da B&W chegariam ao estado crítico (BONACA, 2004).

ROHDE et al. (2005) realizaram análises para verificar como águas com diferentes características (temperatura, densidade, concentração de aditivos, etc.) se misturam na perna fria e no *downcomer* de um PWR antes de entrarem no núcleo de um reator. Obtiveram-se dados relativos à mistura de volumes com acentuadas resoluções espacial e temporal a partir de várias instalações de testes, cobrindo diferentes condições geométricas e de escoamento.

O reinício da circulação natural após um novo enchimento do sistema primário foi analisado na instalação de testes PKL por UMMINGER et al. (2002). Nessa análise, através de injeções simétricas de refrigerante nos quatro circuitos de um PWR, examinou-se a ocorrência de diluição de boro após rupturas de pequeno e médio portes no sistema primário. Embora houvesse condições de simetria nas injeções, verificou-se que a circulação natural se iniciava em tempos diferentes e variava sua intensidade, fazendo com que volumes de água com baixa concentração de boro atingissem o vaso do reator em tempos diferentes após a mistura com a água do *downcomer*, minimizando as chances de ocorrência da recriticalidade. Juntamente com o código computacional S-RELAP5, verificou-se que a circulação natural principiava no circuito que possuía ruptura.

Em alguns tanques de armazenamento de grande volume, a homogeneização dos componentes de uma mistura se faz necessária. A utilização de misturadores mecânicos em grandes tanques não é corriqueira, sendo a homogeneização feita por meio da advecção uma escolha usual. Nessa técnica, um jato flui em direção à massa do líquido no interior do tanque com uma considerável velocidade de entrada, expandindo-se à medida que se afasta do orifício de

entrada e misturando-se com o fluido ambiente. Os constituintes da mistura do tanque devem ser recirculados através de uma bomba normalmente externa ao tanque, retornando a este novamente por intermédio de jatos (PERONA et al. (1998)).

### 3 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

#### 3.1 Análise dimensional e similaridade

A similaridade entre protótipos e seus respectivos modelos não se restringe à área das ciências exatas, podendo ser aplicada na biologia, na medicina e na economia. A questão central da similaridade consiste na obtenção de grupos adimensionais comuns à estrutura projetada e ao modelo utilizado, usando-se como ferramenta a análise dimensional.

A análise dimensional, aliada à compreensão do fenômeno em estudo, torna possível a generalização de dados experimentais, e as conseqüências são múltiplas, uma vez que se consegue descrever o fenômeno no seu todo e não se restringir a uma experiência específica que foi realizada. Dessa forma, é possível a realização de um número reduzido de experiências bem selecionadas para elucidação de um problema, economizando-se tempo e dinheiro.

O princípio da homogeneidade dimensional, ou princípio de Fourier, é um dos alicerces da análise dimensional e consiste em que toda relação funcional expressando um processo físico ou uma lei natural deve ser invariante a qualquer mudança do sistema de unidades adotado (CARNEIRO, 1993).

O teorema pi (ou teorema de Buckingham) é amplamente utilizado na obtenção dos grupos adimensionais, os quais são parâmetros que determinam os fatores de escala necessários à modelagem de um problema. Recentemente, um outro método de adimensionalização foi proposto por ZUBER et al. (2005) para se avaliar a despressurização de centrais nucleares em acidentes de perda de refrigerante. Esse método, conhecido como Análise de Escala Fracional, tem se mostrado eficaz na avaliação dos fenômenos envolvidos, quantificando a importância destes para a elaboração de PIRTs.

Na fase inicial da análise de um problema, este é inicialmente avaliado por meio de um modelo matemático simples o suficiente para obtenção de uma solução. Em seguida, são feitas medições experimentais para verificação dos resultados analíticos e, com base nessas medições, a análise é refinada. Entretanto, a análise por meio de experiências é, ao mesmo tempo, onerosa e demorada. Nesses casos, a análise dimensional é uma ferramenta de grande relevância para a redução do tempo e dos gastos econômicos.

Um modelo é um dispositivo relacionado a um sistema físico (protótipo) que, através de observações feitas no primeiro, pode-se prever o desempenho do segundo. O uso de modelos tem sido, freqüentemente, bastante proveitoso em projetos e simulações de sistemas físicos. Dentre as muitas aplicações de modelos, podem-se citar:

- vasos de reatores nucleares e outras estruturas submetidas a altas pressões;
- estruturas subaquáticas (por exemplo: barragens, plataformas);
- estruturas que, geralmente, possuem grandes dimensões ou configurações complexas (por exemplo: pontes);
- problemas envolvendo a transmissão de calor, em particular a condução e a convecção.

Julgar que o modelo deve ser fisicamente menor que o protótipo é um erro, embora modelos de escala reduzida sejam o caso mais comum. Outro engano freqüente é afirmar que deve haver semelhança geométrica entre o modelo e o protótipo. Em alguns casos, a manutenção da semelhança geométrica pode distorcer, no modelo, a preservação dos grupos adimensionais importantes para os fenômenos em estudo, como, por exemplo, em problemas de convecção natural.

WULFF (1996) demonstrou a importância da análise em escala com experimentos em instalações de dimensões reduzidas para simulação de sistemas térmicos e hidráulicos. Nesse estudo, ele mostrou que a análise de escala facilita a classificação dos fenômenos de acordo com a ordem de prioridade, selecionando parâmetros relevantes de forma racional e eficaz.

Por definição, o fator de escala com respeito a uma variável física particular é o quociente das medidas daquela variável no modelo e no protótipo, ou seja:

$$S_L = \frac{L_m}{L_p} \quad (1)$$

em que  $S_L$ ,  $L_m$  e  $L_p$  simbolizam, respectivamente, o fator de escala para a variável  $L$ , o valor da variável  $L$  no modelo e o valor da variável  $L$  no protótipo.

O uso de fatores de escala facilita bastante o processo de modelagem, já que tais fatores facilitam o manuseio dos dados e tornam a técnica de modelagem mais compreensível. Deve-se salientar que um fator de escala se refere sempre a uma variável física particular, e não ao

modelo. Conseqüentemente, em qualquer experimento de modelagem dimensional, existem exatamente tantos fatores de escala quantas forem as variáveis físicas.

### 3.2. Análise de Escala Fracional (FSA)

Uma nova metodologia foi desenvolvida (ZUBER et al., 2005), (WULFF et al., 2005) e (CATTON et al., 2005) para promover análises de escala em processos dependentes do tempo e que envolvam um agregado de módulos e processos interativos (tais como centrais nucleares), além de integrar e organizar informações e dados de interesse para projetos de estruturas complexas e análises de segurança.

Essa metodologia, conhecida como Análise de Escala Fracional, ou simplesmente FSA, baseia-se em dois conceitos: escala fracional e hierarquia. A escala fracional é utilizada para o fornecimento de dados experimentais que gerem critérios quantitativos de avaliação, além de parâmetros operacionais em processos térmicos e hidráulicos de centrais nucleares.

A FSA, cuja aplicação inicial e validade foram demonstradas em LOCAs, identifica processos dominantes e os classifica quantitativamente de acordo com sua importância, provendo uma base de dados para o estabelecimento de PIRTs.

A FSA é baseada na formulação integral, uma vez que seu interesse está voltado às escalas espacial e temporal de um sistema, ou seja, um agregado de componentes que interagem entre si.

Dada uma região do espaço caracterizada por uma variável  $V$ , a qual sofre uma mudança provocada por um agente  $\Phi$ , então, de acordo com a FSA:

$$\frac{dV}{dt} = \Phi \quad (2)$$

Define-se a *taxa de variação fracional*,  $\omega$ , da variável  $V$  por:

$$\omega = \frac{1}{V} \frac{dV}{dt} = \frac{\Phi}{V} \quad (3)$$

Seja  $V$  a variável contida num espaço e submetida ao um agente de variação  $\Phi$ . Para se quantificar a variação sofrida pela variável,  $\delta V$ , e considerando-se um valor de referência  $V_0$ , define-se *variação fracional* ou *métrica de efeito* de  $V$  por:

$$\Omega = \frac{\delta V}{V_0} \quad (4)$$

que, por meio da Eq.(3), pode também ser dada por:

$$\Omega = \omega \cdot \delta t = \frac{\Phi}{V_0} \delta t \quad (5)$$

Processos que possuem os mesmos valores da métrica de efeito são semelhantes, pois suas variáveis sofreram a mesma mudança fracional. Ao se utilizar essa nova metodologia, a similaridade requer apenas a igualdade dos valores de  $\Omega$ , dispensando a dos parâmetros  $\omega$  e  $\delta t$  (ZUBER et al., 2005).

A transição da Eq.(3), que é exata, para a Eq.(5), esta sendo usada como paradigma da similaridade nesse método, passa por uma aproximação na qual a variável considerada é colocada em função de um valor fixo de referência. Pressupõe-se que os valores de  $V_0$  no protótipo e no modelo correspondam a tempos síncronos nas duas escalas, possivelmente o início do transitório.

Portanto, ao se fazer uma experiência no modelo e, através das escalas de similaridade derivadas por esse método, obtiver-se a evolução temporal do protótipo, tal curva deverá estar correta dentro dos limites implicados na aproximação supracitada. Verificar-se-á que essa precisão é bastante satisfatória, e que tal método proporciona uma simplificação considerável no projeto de seções de teste, já que permite a obtenção de similaridade para as variáveis essenciais ou mais importantes, pois, normalmente, é impossível a obtenção de similaridade para todos os fenômenos.

CATTON et al. (2005) demonstraram que, em LOCAs de alta intensidade (LBLOCA), a energia térmica armazenada na barra de combustível era um dos agentes dominantes de variação, e que a FSA podia classificar os processos de forma quantitativa e objetiva, de acordo com sua importância, além de identificar distorções de escala.

A partir da Eq.(6) abaixo, que representa a taxa de despressurização de um fluido no volume  $V$  de um sistema, WULFF et al. (2005) verificaram que a FSA classificava os processos de uma forma quantitativa, ou seja, de acordo com sua importância, além de reduzir a quantidade de experimentos, promovendo uma economia no planejamento das instalações.

$$\frac{dp}{dt} = \frac{1}{V K_{s,sys}} \left[ -\sum \dot{V}_j + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left( \dot{Q}_{2\phi} \right)_{liq} + \sum_{j=l,v} \left( \frac{\beta_j}{\rho_j \cdot c_{pj}} \dot{Q}_{liq} \right) + \left( \frac{\beta}{\rho \cdot c_p} \right) P_B + \frac{\gamma-1}{\gamma} \frac{\dot{Q}_{N_2}}{p} \right] = \sum_j \Phi_j \quad (6)$$

Na Eq.(6) são definidas as taxas individuais de contração ou dilatação volumétrica,  $\dot{V}_j$ , e os agentes individuais de variação de pressão,  $\Phi_j$ . O termo  $K_{s,sys}$  representa a compressibilidade isoentrópica do sistema, que é dada pela soma das compressibilidades isoentrópicas individuais ponderadas pelas respectivas frações volumétricas.

Os seis termos no interior dos colchetes da Eq.(6) representam todos os agentes possíveis responsáveis pela despressurização do circuito primário. O primeiro termo simboliza a taxa de descarga através de rupturas, fugas e válvulas de alívio e segurança. O segundo termo (com subscrito  $2\phi$ ) representa a formação ou eliminação de volumes por mudança de fase (vaporização ou condensação). Os dois termos seguintes do somatório representam a expansão ou a contração térmica na fase líquida (subscrito  $l$ ) ou na fase gasosa (subscrito  $v$ ). O quinto e sexto termos representam, respectivamente, as contribuições devidas à potência de bombeamento ( $P_B$ ) do líquido e a taxa de expansão térmica do gás nitrogênio ( $N_2$ ). Algumas das grandezas que aparecem na Eq.(6) serão definidas adiante.

Durante o estado estacionário, as descargas devidas a rupturas ou às válvulas de alívio e de segurança são nulas, enquanto o aquecimento devido ao sistema de bombeamento e aos aquecedores do pressurizador é balanceado pelo resfriamento nos geradores de vapor e pelas perdas térmicas para o ambiente. Os termos de aquecimento e compressibilidade relativos ao gás inerte são nulos até que acumuladores descarreguem, em operações de emergência, refrigerante pressurizado pelo nitrogênio. Em face do exposto, o escoamento através de uma ruptura (primeiro termo entre parênteses) é o único agente efetivo quando se inicia um transitório de pressão.

WULFF et al. (2005) definiram a variação fracional da pressão conforme a Eq.(7). Segundo essa definição, a pressão permanece com ordem unitária desde quando possui um valor

absoluto inicial,  $p_o$ , até atingir um valor igual ao da pressão ambiente,  $p_{amb}$ . Tal definição satisfaz o primeiro princípio de escala, como foi estabelecido por WULFF (1996).

$$0 \leq p^\times = \frac{p(t) - p_{amb}}{p_o - p_{amb}} = \frac{p(t) - p_{amb}}{\Delta p} \leq 1 \quad (7)$$

Segundo procedimentos padrões de escala, cada agente de variação pertencente ao lado direito da Eq.(6) é normalizado a fim de que as variáveis adimensionais sejam, também, de ordem unitária. Na Eq.(8), o termo de normalização  $Y_o$  representa o valor inicial do agente de variação  $Y(t)$ .

$$Y^\times(t) = \frac{Y(t)}{Y_o} \quad (8)$$

As taxas de variação volumétrica (dilatação ou contração),  $\dot{V}_j(t)$ , passam a ser adimensionalizadas segundo a Eq.(9):

$$\dot{V}_j^\times = \frac{\dot{V}_j(t)}{\dot{V}_j(0)} \quad (9)$$

Através da combinação das Eqs.(6), (7) e (9), obtém-se a Eq.(10), cujos termos são definidos na Tabela 2 (WULFF et al., 2005).

$$\frac{dp^\times}{dt} = \omega_r \Phi_r^\times + \omega_{2\phi} \Phi_{2\phi}^\times + \omega_l \Phi_l^\times + \omega_v \Phi_v^\times + \omega_{P_B} \Phi_{P_B}^\times + \omega_{N_2} \Phi_{N_2}^\times \quad (10)$$

De acordo com a FSA, cada taxa de variação fracional,  $\omega_j$ , multiplicada por um tempo de referência, origina uma *Métrica de Efeito Fracional*,  $\Omega_j = \omega_j \cdot t_{ref}$ , que deve ter o mesmo valor em todas as instalações onde se deseje representar o mesmo fenômeno, independentemente do tamanho destas, da dimensão da ruptura e da pressão inicial. Para que haja similaridade no

comportamento das pressões ao longo do tempo, exige-se, também, a igualdade de cada agente normalizado,  $\Phi_j^\times$ , para o protótipo e o respectivo modelo (WULFF et al., 2005).

Na Tabela 2,  $K_{s, sis}$ ,  $v_{fg}$ ,  $h_{fg}$ ,  $\beta$ ,  $\rho$ ,  $c_p$  e  $\gamma$  representam, respectivamente, a compressibilidade isoentrópica, a diferença entre os volumes específicos do vapor e do líquido, a entalpia de vaporização, o coeficiente de expansão térmica isobárica, a densidade da água, o calor específico a pressão constante e o expoente isoentrópico.

Tabela 2 – Agentes em escala normalizados e taxas iniciais de variação fracional

Agentes de variação	Agentes em escala da variação de pressão: $\Phi_j^\times$	Taxas de variação fracional iniciais: $\omega_j$
Escoamento pela ruptura (j = 1)	$\Phi_r^\times = -\frac{\dot{V}_1^\times}{K_{s, sis}^\times}$	$\omega_r = \frac{\left(\dot{V}_1\right)_0}{K_{s, sis}}$
Mudança de fase (j = 2)	$\Phi_{2\phi}^\times = \frac{(v_{fg}/h_{fg})^\times}{K_{s, sis}^\times} \dot{Q}_{2\phi}^\times$	$\omega_{2\phi} = \frac{(v_{fg}/h_{fg})_0}{V \Delta p (K_{s, sis})_0} \dot{Q}_{2\phi}$
Expansão ou contração térmica monofásica (j = 3, 4)	$\Phi_{l,v}^\times = \frac{(\beta/(\rho c_p))_{l,v}^\times}{K_{s, sis}^\times} \dot{Q}_{l,v}^\times$	$\omega_{l,v} = \frac{(\beta/(\rho c_p))_{l,v}}{V \Delta p (K_{s, sis})_0} \dot{Q}_{l,v}$
Expansão devida ao aquecimento pelas bombas (j = 5)	$\Phi_{P_B}^\times = \frac{(\beta/(\rho c_p))_l^\times}{K_{s, sis}^\times} P_B^\times$	$\omega_{P_B} = \frac{(\beta/(\rho c_p))_{l,0}}{V \Delta p (K_{s, sis})_0} (P_B)$
Expansão do gás inerte devida ao aquecimento na parede (j = 6)	$\Phi_{N_2}^\times = \frac{\dot{Q}_{N_2}}{p^\times + (p_{amb}/\Delta p)}$	$\omega_{Q_{N_2}} = \frac{\gamma-1}{\gamma} \frac{\dot{Q}_{N_2}}{V (\Delta p)^2 (K_{s, sis})_0}$

Na Tabela anterior,  $\dot{Q}_{l,v}$ ,  $\dot{Q}_{2\phi}$ ,  $\dot{Q}_{N_2}$  e  $P_B$  representam, respectivamente, as transferências de calor para uma fase, para as duas fases, para o gás inerte (nitrogênio) e a potência de bombeamento. Os termos com o sobrescrito “ $\times$ ” representam termos adimensionais.

A variável tempo,  $t$ , no lado esquerdo da Eq.(10), não se encontra adimensionalizada. Caso se deseje obter a importância relativa dos agentes de variação, pode-se dividir a Eq.(10)

pelo módulo da taxa de variação fracional do agente mais importante (nesse caso, a ruptura), ou seja, por aquela que possui maior valor absoluto. O tempo adimensionalizado passa a ter a seguinte forma:

$$t^{\times} = |\omega_r| t \quad (11)$$

A Eq.(10) se torna, então:

$$\frac{dp^{\times}}{dt^{\times}} = \Phi_r^{\times} + \sum_{j=2}^6 \hat{\omega}_j \Phi_j^{\times} \quad (12)$$

sujeita à condição inicial dada pela Eq.(13):

$$p^{\times}(0) = 1 \quad (13)$$

e as razões das taxas de variação fracional, correspondendo aos bem-conhecidos grupos  $\Pi$  dos métodos tradicionais de escala (WULFF, 1996), são definidas, no início do LOCA, por:

$$\hat{\omega}_j = \frac{\omega_j}{|\omega_r|} \quad , \quad j = 2 \dots 6, \quad \left| \hat{\omega}_j \right| < 1 \quad , \quad \hat{\omega}_1 = \hat{\omega}_r = 1 \quad (14)$$

Esse procedimento não escala o tempo corretamente para todo o agregado. Pode-se escalar o tempo, de forma correta, incluindo-se todos os agentes de variação, dividindo-se a Eq.(10) pela taxa de variação fracional do agregado, dada pela soma das taxas individuais. Para esse caso, tal taxa é dada pela contribuição de todas as taxas que provocam pressurização ou despressurização, conforme é mostrado na Eq.(15):

$$\bar{\omega} = \omega_r + \sum_{j=2}^6 \omega_j \quad (15)$$

A variação fracional de todo o agregado, cujo valor absoluto coincide com o da definição do tempo adimensionalizado, é definida por:

$$t^{\times} = |\Omega| = |\bar{\omega}| t \quad (16)$$

Uma vez que as taxas de variação fracional, presentes na Eq.(10), representam taxas iniciais em condições de potência máxima, e considerando que o sistema se encontra no estado estacionário quando da ocorrência da ruptura, todos os agentes de variação estão equilibrados, constituindo a ruptura a única exceção, fazendo com que, para esse caso especial de um LOCA, a taxa de variação fracional do agregado coincida com a da ruptura.

Ao invés de normalizar o tempo combinando-se as Eqs.(6), (10) e (16), pode-se obter a mesma equação escalada normalizando-se cada taxa de variação volumétrica, dividindo-a pela do agregado, a qual é dada pela soma das taxas de todos os agentes.

$$\dot{V}_j^{\times} = \frac{\dot{V}_j(t)}{\left| \sum_j \dot{V}_j \right|_{t=0}} \quad (17)$$

A substituição da Eq.(17) na Eq.(6) conduz à Eq.(18), na qual o termo  $\Phi_j^{\times}$  representa cada agente de variação normalizado:

$$\frac{dp^{\times}}{dt} = \frac{\left| \sum_j \dot{V}_j \right|_{t=0} \sum_j \dot{V}_j}{V \Delta p (K_{s,sis})_0 K_{s,sis}^{\times}} = \frac{\left| \sum_j \omega_j \right| \sum_j \dot{V}_j}{K_{s,sis}^{\times}} = |\bar{\omega}| \sum_j \phi_j^{\times} \quad (18)$$

A divisão da Eq.(18) pelo módulo da taxa de variação fracional de todo o agregado origina a Eq.(19), sujeita à mesma condição inicial dada pela Eq.(13).

$$\frac{dp^{\times}}{dt^{\times}} = \sum_j \phi_j^{\times} \quad (19)$$

A demonstração de eficácia da FSA foi primeiramente feita em duas instalações de testes de PWRs: instalação LOFT e instalação *Semiscale*. A primeira possuía um volume correspondente a 1/48 do de um PWR com 3000 MW térmicos desenvolvido pela Westinghouse, enquanto o volume da segunda correspondia a 1/1700 do mesmo reator de referência. Para LOCAs de grandes intensidades, a demonstração foi feita com uma ruptura (situada numa perna fria) cuja área correspondia a 200% da área de escoamento.

Demonstrou-se, também, a eficiência dessa metodologia para LOCAs de pequenas intensidades na instalação LOFT com uma ruptura cuja área era igual a 0,1% da área de escoamento, enquanto na instalação *Semiscale*, as percentagens da área de ruptura eram de 2,5%, 5% e 10% da área de escoamento (WULFF et al. (2005)). A semelhança entre as curvas, exibida pelas Figuras 7, 8, 9 e 10, evidencia a eficiência da FSA independentemente da intensidade dos LOCAs e do tamanho das instalações de testes, desde que estas obedeçam aos critérios estabelecidos pela metodologia em questão.

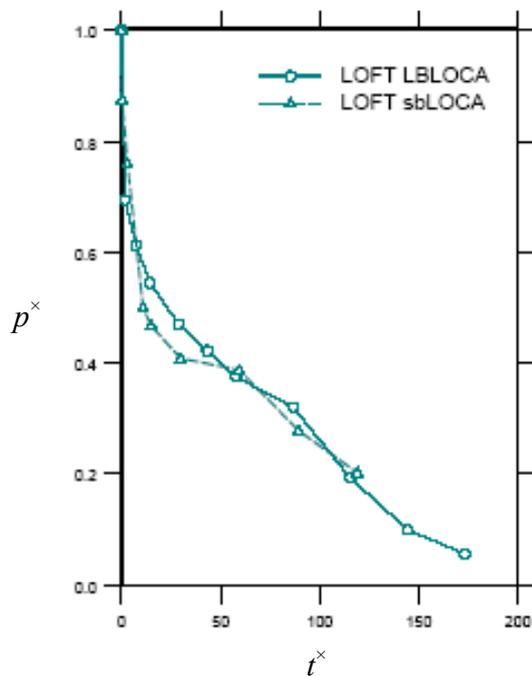


Figura 7 – LOCAs de grande e pequena intensidades na instalação LOFT

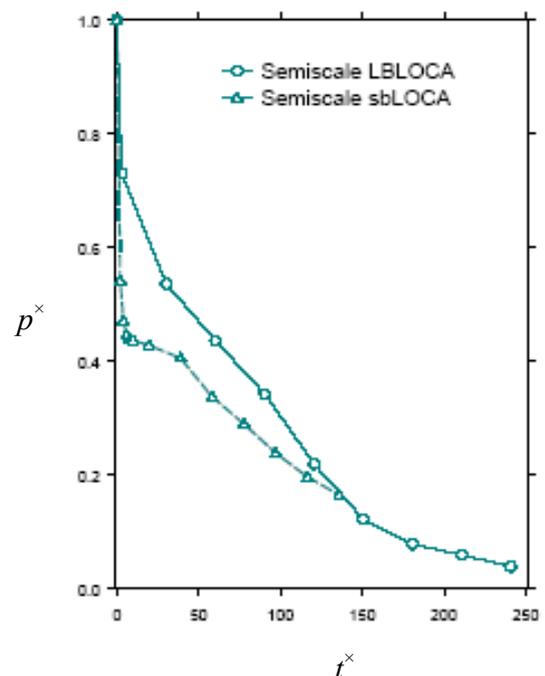


Figura 8 – LOCAs de grande e pequena intensidades na instalação *Semiscale*

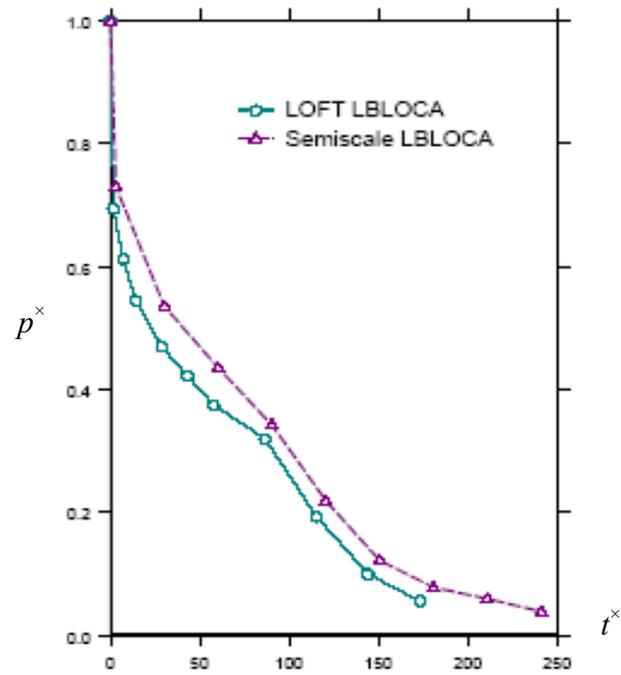


Figura 9 – Despressurização com LOCA de alta intensidade nas instalações LOFT e *Semiscale*

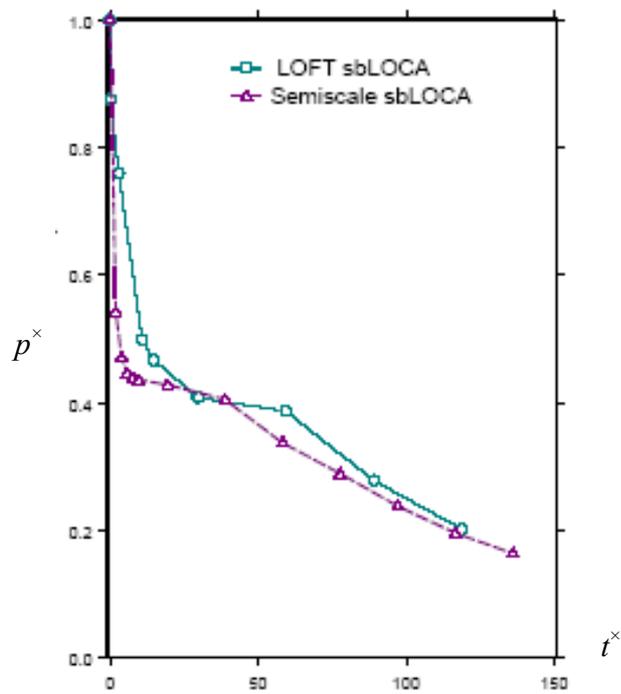


Figura 10 – Despressurização com LOCA de pequena intensidade nas instalações LOFT e *Semiscale*

## 4 METODOLOGIA

A metodologia do presente trabalho encontra-se dividida em cinco etapas:

- a) Estabelecimento de um modelo físico que represente as transferências de massa de água e concentração de boro no interior do pressurizador;
- b) Utilização da FSA para obtenção das leis de escala;
- c) Utilização do número de Froude densimétrico para similaridade da distribuição espacial local;
- d) Derivação das equações para as concentrações visando à validação da metodologia FSA;
- e) Determinação da potência térmica dos aquecedores do modelo.

### **4.1 Estabelecimento de um modelo físico representativo das trocas de massa de água e de concentração de boro**

Para o estabelecimento do modelo físico relevante à homogeneização de boro, o pressurizador é dividido em três regiões, conforme é mostrado na Figura 11. Na região 1, compreendida entre a parte mais baixa do pressurizador e o plano de expansão da parte líquida, encontram-se os orifícios de surto através dos quais passa a vazão de circulação formada por água subresfriada. Nessa região, encontram-se os aquecedores, que poderão ser cilindros verticais dispostos simetricamente, ou anéis espaçados verticalmente.

A região 2, que fica acima da região 1, é aquela contendo líquido saturado e que possui os orifícios de circulação em sua base. Tais orifícios devem situar-se próximo à parede, permitindo uma melhor homogeneização. A região 3 é a que se encontra na parte superior do pressurizador, contendo apenas vapor, filme do condensado nas paredes e eventuais gotículas supostas isentas de boro.

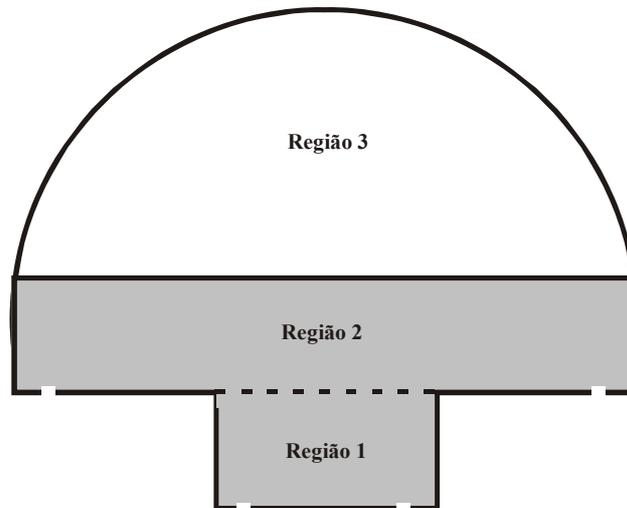


Figura 11 – Regiões do pressurizador do reator IRIS

Conforme já mencionado, a região 1 recebe uma vazão de água subresfriada que fluirá para a região 2. Tal jato não possui fluuabilidade positiva, uma vez que este é mais denso que o meio no qual se dispersará.

A maior parte da energia dos aquecedores é usada para gerar vapor: as bolhas assim produzidas formam uma corrente ascendente que, ao se misturar com o jato entrante, favorecem a homogeneização. Uma parcela substancial das bolhas penetra e atravessa a região 2, incorporando-se à massa de vapor. Para um regime estacionário, a taxa de vaporização é equilibrada pela de condensação na região 3. As poucas bolhas que não alcançaram a região 3, ao entrarem em contato com a água subresfriada do jato, da parede e da base nas regiões 1 e 2, colapsam.

Na interface da região 1 com a região 2, há duas transferências de massa, uma das quais sendo compensada por uma vazão de saída pelos orifícios de circulação encontrados na base da região 2. Embora as transferências de massa se equilibrem, o mesmo não ocorre com o processo de transferência de boro: as bolhas que cruzam a fronteira não transportam boro, mas uma compensação através de uma vazão mássica de igual valor, porém com concentração típica da região 2, chega à região 1. Nas Tabelas 3 e 4 são mostrados os balanços de massa de água e de boro, em que  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_{in}$  representam, respectivamente, as concentrações médias das regiões 1, 2 e do circuito primário. Durante surtos negativos de pressão, a água que sai pela região 2 não

tem, necessariamente, a mesma concentração daquela presente na região e, por esse motivo, consideraram-se, pelo menos, duas regiões para a fase líquida no interior do pressurizador.

Tabela 3 – Balanços de massa de água e de boro na região 1

<b>Agente de variação</b>	<b>Vazão mássica de água</b>	<b>Vazão mássica de boro</b>
Entrada de água ( $w_{circ}$ ) pelo orifício de surto na região 1	$w_{circ}$	$w_{circ} \cdot C_{in}$
Entrada de água ( $w_{circ}$ ) na região 2	$- w_{circ}$	$- w_{circ} \cdot C_1$
Saída de vapor ( $w_{cond}$ ) para a região 2	$- w_{cond}$	$- w_{cond} \cdot 0$
Entrada de água ( $w_{cond}$ ) da região 2	$w_{cond}$	$w_{cond} \cdot C_2$
<b>Balanço</b>	0 (zero)	$w_{circ} \cdot (C_{in} - C_1) + w_{cond} \cdot C_2$

Tabela 4 – Balanços de massa de água e de boro na região 2

<b>Agente de variação</b>	<b>Vazão mássica de água</b>	<b>Vazão mássica de boro</b>
Saída de água ( $w_{circ}$ ) pelo orifício de circulação na base da região 2	$- w_{circ}$	$- w_{circ} \cdot C_2$
Entrada de água ( $w_{circ}$ ) na região 2	$w_{circ}$	$w_{circ} \cdot C_1$
Entrada de vapor ( $w_{cond}$ ) na região 2	$w_{cond}$	$w_{cond} \cdot 0$
Saída de vapor ( $w_{cond}$ ) para a região 3	$- w_{cond}$	$- w_{cond} \cdot 0$
Entrada de água condensada ( $w_{cond}$ ) proveniente da região 3	$w_{cond}$	$w_{cond} \cdot 0$
Saída de água ( $w_{cond}$ ) para a região 1	$- w_{cond}$	$- w_{cond} \cdot C_2$
<b>Balanço</b>	0 (zero)	$w_{circ} \cdot (C_1 - C_2) - w_{cond} \cdot C_2$

As Eqs.(20) e (21) representam as taxas de variação da massa de boro nas regiões 1 e 2, em que  $M_1$  e  $M_2$  simbolizam, respectivamente, as massas de água na região 1 e 2.

$$\frac{d(M_1 C_1)}{dt} = w_{circ} (C_{in} - C_1) + w_{cond} C_2 \quad (20)$$

$$\frac{d(M_2 C_2)}{dt} = w_{circ} (C_1 - C_2) - w_{cond} C_2 \quad (21)$$

#### 4.2 Aplicação da Análise de Escala Fracional (FSA)

Da mesma forma como ocorre na concentração da água do primário, a água no interior do pressurizador tem sua concentração modificada devido a uma pequena vazão de circulação, cuja concentração,  $C_{in}$ , possui valor idêntico ao do refrigerante. As Eqs.(20) e (21) podem ser escritas da seguinte forma:

$$\frac{dC_1}{dt} = \frac{w_{circ}}{M_1} (C_{in} - C_1) + \frac{w_{cond}}{M_1} C_2 \quad (22)$$

$$\frac{dC_2}{dt} = \frac{w_{circ}}{M_2} (C_1 - C_2) - \frac{w_{cond}}{M_2} C_2 \quad (23)$$

Durante a partida ou desligamento de um reator, a concentração de boro deve ser alterada por meio de um processo de inserção de outra concentração na água do circuito primário. Como estimativa inicial, pode-se admitir que a variação da concentração de boro no circuito primário obedece a um modelo homogêneo, conforme mostrado na Eq.(24).

Na Eq.(24), que representa o princípio da conservação de massa,  $C'$ ,  $M'$  e  $w'$  simbolizam a concentração instantânea de boro no primário, a massa de água deste e o escoamento de massa entrando no primário e dele saindo, respectivamente, enquanto  $C_E$  representa uma concentração (de valor constante) proveniente de um reservatório externo, que é responsável pela variação na concentração do primário.

$$\frac{d(M'C')}{dt} = w'(C_E - C') \quad (24)$$

Sendo  $C_0$  a concentração inicial de boro na água do primário, a Eq.(24) pode ser resolvida analiticamente, dando origem à Eq.(25):

$$C' = C_E + (C_0 - C_E)e^{-\alpha t} \quad (25)$$

em que:

$$\alpha = \frac{w'}{M'} \quad (26)$$

Saliente-se, entretanto, que, qualquer que seja a dependência temporal da concentração de boro na entrada do pressurizador, o método FSA pode ser aplicado. A princípio, adotar-se-á a dependência estabelecida pela Eq.(25).

De acordo com a FSA, as concentrações devem ser normalizadas para se garantirem termos adimensionais de ordem unitária. Por exemplo, no caso da diluição de boro (deboração), as concentrações máximas correspondem aos valores iniciais. O primeiro passo consiste, pois, na obtenção dos termos adimensionais. Se  $C_R$  representa uma concentração máxima de referência, pode-se definir concentrações adimensionais conforme é mostrado nas Eqs.(27), (28) e (29).

$$C_1^{\times} = \frac{C_1}{C_R} \quad (27)$$

$$C_2^{\times} = \frac{C_2}{C_R} \quad (28)$$

$$C_{in}^{\times} = \frac{C_{in}}{C_R} \quad (29)$$

Inserindo-se as Eqs.(27), (28) e (29) na Eq.(22), esta pode ser escrita da seguinte maneira:

$$\frac{dC_1^{\times}}{dt} = \frac{w_{circ}}{M_1} (C_{in}^{\times} - C_1^{\times}) + \frac{w_{cond}}{M_1} C_2^{\times} \quad (30)$$

Seguindo a nomenclatura utilizada pela FSA, pode-se definir as taxas de variação fracional,  $\omega$ , e os agentes de variação em escala,  $\Phi^{\times}$ , por:

$$\omega_1 = \frac{w_{circ}}{M_1} \quad (31)$$

$$\omega_2 = \frac{w_{cond}}{M_1} \quad (32)$$

$$\Phi_{in}^{\times} = C_{in}^{\times} \quad (33)$$

$$\Phi_1^{\times} = -C_1^{\times} \quad (34)$$

$$\Phi_2^{\times} = C_2^{\times} \quad (35)$$

A Eq.(30), pode, então, ser escrita da seguinte maneira:

$$\frac{dC_1^\times}{dt} = \omega_1 \Phi_{in}^\times + \omega_1 \Phi_1^\times + \omega_2 \Phi_2^\times \quad (36)$$

De maneira análoga, pode-se adimensionar as variáveis da Eq.(23) definindo-se as seguintes taxas de variação fracional,  $\omega$ , e agentes de variação em escala,  $\Phi^\times$ :

$$\omega_3 = \frac{w_{circ}}{M_2} \quad (37)$$

$$\omega_4 = \frac{w_{cond}}{M_2} \quad (38)$$

$$\Phi_3^\times = C_1^\times \quad (39)$$

$$\Phi_4^\times = -C_2^\times \quad (40)$$

$$\Phi_5^\times = C_2^\times \quad (41)$$

Assim, a Eq.(23) pode ser escrita da forma como é exibida pela Eq.(42):

$$\frac{dC_2^\times}{dt} = \omega_3 \Phi_3^\times + \omega_3 \Phi_4^\times + \omega_4 \Phi_5^\times \quad (42)$$

Pode-se, então, calcular a taxa de variação fracional média do sistema em análise, que, segundo a FSA, é dada pela soma das taxas de variação fracional individuais, cada uma delas multiplicada pelo sinal do agente de variação em escala relacionado, já que, em algumas situações, tais taxas ajudam a aumentar a variável de interesse e, em outras, ajudam a diminuir. Portanto, considerando-se as Eqs.(36) e (42), tem-se que:

$$\bar{\omega} = \omega_1 - \omega_1 + \omega_2 + \omega_3 - \omega_3 + \omega_4 = \omega_2 + \omega_4 \quad (43)$$

Uma vez obtido o valor da taxa de variação fracional média do sistema, postula-se o ponto-chave da metodologia FSA, que é a métrica de efeito do sistema. Tal métrica,  $\bar{\Omega}$ , é dada pelo produto da taxa de variação fracional média e do tempo, ou seja:

$$\bar{\Omega} = \bar{\omega} t \quad (44)$$

De acordo com a FSA, sistemas com métricas de efeito iguais apresentam similaridade, e essas métricas coincidem com o tempo adimensional,  $t^*$ , que deve ter o mesmo valor entre dois sistemas para que estes apresentem comportamentos similares.

A FSA estabelece, também, que cada métrica de efeito individual, definida por:

$$\Omega_j = \omega_j t \quad (45)$$

deve possuir o mesmo valor em todas as instalações escaladas. Nas equações a seguir, os índices  $m$  e  $p$  referem-se ao modelo e protótipo, enquanto  $S_t$  e  $S_v$  representam as escalas temporal e volumétrica, respectivamente. Então:

$$(\omega_1 t)_m = (\omega_1 t)_p \quad (46)$$

Portanto:

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\omega_{1,p}}{\omega_{1,m}} \quad (47)$$

Cada taxa de variação fracional  $\omega_1$  é obtida a partir da Eq.(31) e, quando substituída na Eq.(47), conduz à Eq.(48):

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{w_{circ,p}}{M_{circ,p}} \frac{M_{1,m}}{w_{circ,m}} \quad (48)$$

Na Eq.(48), cada massa líquida  $M_1$  pode ser expressa através do produto da densidade do líquido na saturação,  $\rho$ , pelo respectivo volume no interior do pressurizador,  $V_1$ ; cada vazão mássica,  $w_1$ , pode ser dada pelo produto da densidade da água na entrada do pressurizador,  $\rho_{in}$ , e da vazão volumétrica de circulação,  $Q_{in}$ . Assim, a Eq.(48) pode ser escrita como:

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\rho_{in,p}}{\rho_p} \frac{Q_{in,p}}{\rho_{in,m}} \frac{\rho_m}{\rho_{in,m}} \frac{V_{1,m}}{V_{1,p}} \quad (49)$$

Utilizando o conceito de fator de escala, dado pela Eq.(1), para as razões entre volumes e tempos, a vazão volumétrica de circulação no modelo é dada por:

$$Q_{in,m} = \frac{\rho_{in,p}}{\rho_{in,m}} \frac{\rho_m}{\rho_p} \frac{S_v}{S_t} Q_{in,p} \quad (50)$$

A métrica de efeito relacionada à taxa de variação fracional  $\omega_2$  pode ser obtida de maneira semelhante ao que foi feito com a Eq.(46), conforme é exigido pela FSA:

$$(\omega_2 t)_m = (\omega_2 t)_p \quad (51)$$

Com o auxílio da definição dada pela Eq.(32), a taxa de condensação nas paredes (que é idêntica à taxa de formação de bolhas nos aquecedores para o estado estacionário) do modelo,  $w_{cond,m}$ , é dada por:

$$w_{cond,m} = \frac{\rho_m S_v}{\rho_p S_t} w_{cond,p} \quad (52)$$

Outra condição estabelecida pela FSA é a igualdade de cada agente  $\Phi_j^\times$  normalizado entre o protótipo e o modelo. Tem-se, a partir das Eqs.(33), (34) e (35), que:

$$(C_{in}^\times)_m = (C_{in}^\times)_p \quad (53)$$

$$(-C_1^\times)_m = (-C_1^\times)_p \quad (54)$$

$$(C_2^\times)_m = (C_2^\times)_p \quad (55)$$

Por motivos óbvios, as variáveis adimensionais de interesse,  $C_1^\times$  e  $C_2^\times$ , devem ter, como consequência, o mesmo valor tanto no modelo quanto no protótipo (uma vez que se deseja similaridade entre ambos), e isso é confirmado pelas Eqs.(54) e (55). Sabendo-se que a

concentração do circuito primário é a mesma daquela que entra no pressurizador, pode-se, a partir da inserção das Eqs.(25), (29) e (44) na Eq.(53), obter a seguinte relação:

$$\left[ \frac{C_E}{C_R} + \left( \frac{C_0 - C_E}{C_R} \right) \exp\left( -\frac{\alpha t^\times}{\bar{\omega}} \right) \right]_m = \left[ \frac{C_E}{C_R} + \left( \frac{C_0 - C_E}{C_R} \right) \exp\left( -\frac{\alpha t^\times}{\bar{\omega}} \right) \right]_p \quad (56)$$

Na Eq.(56), o tempo adimensional,  $t^\times$ , e a taxa de variação fracional média,  $\bar{\omega}$ , são obtidos quando o tempo dimensional é escrito em função desses parâmetros, conforme mostrado na Eq.(44) e do fato de a métrica de efeito de todo o sistema,  $\bar{\Omega}$ , ser igual ao tempo adimensional.

Uma vez que *cada* tempo adimensional, que é uma grandeza variável, deve ter o mesmo valor para que um protótipo e seu modelo apresentem comportamentos similares, e a Eq.(56) apresenta a mesma dependência temporal para o modelo e o protótipo, só há semelhança em todos os instantes adimensionais se os respectivos termos forem iguais, ou seja:

$$\left( \frac{C_E}{C_R} \right)_m = \left( \frac{C_E}{C_R} \right)_p \quad (57)$$

$$\left( \frac{C_0 - C_E}{C_R} \right)_m = \left( \frac{C_0 - C_E}{C_R} \right)_p \quad \rightarrow \quad \left( \frac{C_0}{C_R} \right)_m = \left( \frac{C_0}{C_R} \right)_p \quad (58)$$

$$\left( -\frac{\alpha}{\bar{\omega}} \right)_m = \left( -\frac{\alpha}{\bar{\omega}} \right)_p \quad (59)$$

Quando as Eqs.(26), (32), (38), (43), (52) e (59) são combinadas, determina-se a relação necessária para que haja similaridade entre as vazões volumétricas dos reservatórios externos que causam transitórios de concentração no protótipo e no modelo:

$$q_m = q_p \frac{S_v}{S_t} \quad (60)$$

Conforme estabelecido pela FSA, as métricas de efeito relativas a  $\omega_3$  e  $\omega_4$  devem ter o mesmo valor no protótipo e no modelo, além da igualdade de  $\Phi_3^*$ ,  $\Phi_4^*$  e  $\Phi_5^*$  nos mesmos sistemas onde se deseja similaridade.

$$(\omega_3 t)_m = (\omega_3 t)_p \quad (61)$$

Substituindo-se o valor de  $\omega_3$  da Eq.(37) na Eq.(61), obtém-se a mesma relação fornecida pela Eq.(50), ou seja:

$$Q_{in,m} = \frac{\rho_{in,p}}{\rho_{in,m}} \frac{\rho_m}{\rho_p} \frac{S_v}{S_t} Q_{in,p} \quad (62)$$

De maneira análoga, tem-se:

$$(\omega_4 t)_m = (\omega_4 t)_p \quad (63)$$

Ao se substituir o valor de  $\omega_4$  da Eq.(38) na Eq.(63), obtém-se a mesma relação fornecida pela Eq.(52), ou seja:

$$w_{cond,m} = \frac{\rho_m S_v}{\rho_p S_t} w_{cond,p} \quad (64)$$

Para que haja similaridade entre o protótipo e o modelo, as concentrações adimensionais devem, portanto, apresentar curvas superpostas em todos os instantes de tempo adimensional, indicando variações relativas, ou métricas de efeito, idênticas.

### 4.3 Similaridade local do número de Froude densimétrico

Em PWRs convencionais, a homogeneização da concentração de boro entre o circuito primário e o pressurizador é realizada por meio de um aspersor, o qual retira uma fração de água do circuito primário e a asperge sobre o volume de vapor presente no pressurizador. Uma vez que não há qualquer aspersor no projeto IRIS, a homogeneização necessária entre o sistema primário e o pressurizador é feita por meio de orifícios localizados entre esses dois componentes.

Vários autores que estudaram a dispersão de um fluido em outro usam um parâmetro adimensional para analisar tal fenômeno (SCHATZMANN (1978), LARSON & JÖNSSON (1995), TRENT & WELTY (1973), SINI & DEKEYSER (1986), PAPANICOLAU & LIST (1987), BAINES et al. (1989) e FAN (1967)). Esse parâmetro corresponde ao número de Froude densimétrico, dado pela Eq.(65), na qual  $u_0$ ,  $g$ ,  $D$ ,  $\rho_{in}$  e  $\rho$  representam: a velocidade do fluido entrante; a aceleração da gravidade; o diâmetro do orifício através do qual ocorre a comunicação entre os dois fluidos; a densidade do fluido entrante; e a densidade do fluido ambiente, respectivamente.

$$Fr = \frac{u_0}{\sqrt{g D \left( \frac{\rho_{in} - \rho}{\rho} \right)}} \quad (65)$$

Através da FSA, é possível a obtenção da concentração média adimensional dependente do tempo, que deve possuir o mesmo valor para o protótipo e para o modelo, contanto que as leis

de escala sejam obedecidas. Para representar mais fielmente a dispersão local do boro, uma distribuição espacial similar para essa concentração deve ser obtida nos orifícios de surto.

Uma vez que a homogeneização é influenciada pelo perfil do jato de entrada e este depende do número de Froude densimétrico, deve-se trabalhar, no modelo, com uma temperatura de água (entrando no elemento que representa o pressurizador) e um diâmetro do orifício de surto que proporcionem um valor para o número desse adimensional tão próximo quanto possível daquele encontrado no protótipo.

Para se encontrarem as condições de números de Froude densimétrico semelhantes, utiliza-se um programa (desenvolvido na linguagem Fortran) em que a temperatura da água entrante no modelo varia desde a temperatura ambiente (aproximadamente 298 K) até 353 K. No programa, evita-se um limite maior que o adotado a fim de que não seja obtida uma alta temperatura, pois implica mais consumo necessário ao aquecimento do circuito primário em escala.

No mesmo programa, o diâmetro do orifício de surto varia desde 10% até 30% do valor encontrado no protótipo, e, dentro desse intervalo, encontra-se o valor correspondente ao que seria obtido caso se utilizasse uma escala linear dada pela raiz cúbica da escala volumétrica adotada. Por fim, com o intuito de acelerar os experimentos, utiliza-se um fator de escala temporal que varia desde 1:8 até 1:4. No Apêndice 1, encontra-se o programa acima descrito.

#### **4.4 Derivação da solução analítica para as concentrações de boro**

Uma vez que é conhecida a variação da concentração de boro no circuito primário durante uma etapa de deborção ou boração, pode-se, em princípio, resolver analiticamente as equações diferenciais acopladas (22) e (23).

Ao se substituírem os valores determinados pelas leis de escala na solução analítica, esta deve fornecer a mesma dependência temporal, deduzida pela FSA, para as concentrações. A primeira etapa de tal validação consiste no desacoplamento das Eqs.(22) e (23), cuja fundamentação encontra-se detalhada no Anexo (BOYCE & DIPRIMA, 1990). As Eqs. (22) e (23) podem ser escritas como:

$$\frac{dC_1}{dt} = A(C_{in} - C_1) + B C_2 \quad (66)$$

$$\frac{dC_2}{dt} = D(C_1 - C_2) + E C_2 \quad (67)$$

em que:

$$A = \frac{w_{circ}}{M_1} \quad (68)$$

$$B = \frac{w_{cond}}{M_1} \quad (69)$$

$$D = \frac{w_{circ}}{M_2} \quad (70)$$

$$E = -\frac{w_{cond}}{M_2} \quad (71)$$

$$F = E - D \quad (72)$$

Para que o sistema formado pelas Eqs.(66) e (67) possa ser resolvido, deve-se ter uma matriz de autovalores separada da matriz coluna com termos não-homogêneos. Definindo a matriz coluna  $x$  por:

$$x = \begin{bmatrix} C_1 \\ C_2 \end{bmatrix} \quad (73)$$

obtém-se:

$$x' = \frac{dx}{dt} = \begin{bmatrix} C_1' \\ C_2' \end{bmatrix} \quad (74)$$

com isso, o sistema de equações original pode ser escrito como:

$$x' = \begin{bmatrix} -A & B \\ D & F \end{bmatrix} x + \begin{bmatrix} AC_{in} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (75)$$

Os dois autovalores,  $\lambda_1$  e  $\lambda_2$ , da primeira matriz presente no lado direito da Eq.(75) são dados pelas Eqs.(76) e (77), respectivamente:

$$\lambda_1 = \frac{-G + \sqrt{G^2 - 4H}}{2} \quad (76)$$

$$\lambda_2 = \frac{-G - \sqrt{G^2 - 4H}}{2} \quad (77)$$

em que:

$$G = A - F \quad (78)$$

$$H = -AF - BD \quad (79)$$

No Apêndice 4, mostra-se que os autovalores dados pelas Eqs.(76) e (77) são sempre reais. As coordenadas do autovetor associado a  $\lambda_1$ , dadas por  $\varepsilon_1$  e  $\varepsilon_2$ , são obtidas resolvendo-se a igualdade dada pela Eq.(80):

$$\begin{bmatrix} -A & B \\ D & F \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \end{bmatrix} = \lambda_1 \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \end{bmatrix} \quad (80)$$

O primeiro autovetor é, então, dado por:

$$v_1 = \begin{bmatrix} \frac{B}{A + \lambda_1} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (81)$$

De maneira semelhante, as coordenadas do autovetor associado a  $\lambda_2$ , dadas por  $\varepsilon_3$  e  $\varepsilon_4$ , são obtidas resolvendo-se a igualdade dada pela Eq.(82):

$$\begin{bmatrix} -A & B \\ D & F \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \end{bmatrix} = \lambda_2 \begin{bmatrix} \varepsilon_3 \\ \varepsilon_4 \end{bmatrix} \quad (82)$$

O segundo autovetor é dado por:

$$v_2 = \begin{bmatrix} 1 \\ \frac{D}{\lambda_2 - F} \end{bmatrix} \quad (83)$$

A etapa seguinte consiste na normalização dos autovetores, o que é feito dividindo-os pelo seu respectivo módulo.

$$|v_1| = \sqrt{1 + \left( \frac{B}{A + \lambda_1} \right)^2} = J \quad (84)$$

$$|v_2| = \sqrt{1 + \left( \frac{D}{\lambda_2 - F} \right)^2} = L \quad (85)$$

Através da normalização, os autovetores passam a ser dados por:

$$v_1 = \begin{bmatrix} \left( \frac{B}{A + \lambda_1} \right) \\ \frac{1}{J} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \end{bmatrix} \quad (86)$$

$$v_2 = \begin{bmatrix} \frac{1}{L} \\ \left( \frac{D}{\lambda_2 - F} \right) \\ L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_3 \\ J_4 \end{bmatrix} \quad (87)$$

A matriz  $T$  pode, então, ser definida:

$$T = \begin{bmatrix} J_1 & J_3 \\ J_2 & J_4 \end{bmatrix} \quad (88)$$

Definida a matriz  $T$ , caso possua matriz inversa, esta é dada por:

$$T^{-1} = \begin{bmatrix} a & b \\ c & d \end{bmatrix} \quad (89)$$

em que:

$$a = \frac{J_4}{J_1 J_4 - J_2 J_3} \quad (90)$$

$$b = \frac{J_3}{J_2 J_3 - J_1 J_4} \quad (91)$$

$$c = \frac{J_2}{J_2 J_3 - J_1 J_4} \quad (92)$$

$$d = \frac{J_1}{J_1 J_4 - J_2 J_3} \quad (93)$$

A matriz simétrica  $D$  é definida pelos autovalores:

$$D = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 \\ 0 & \lambda_2 \end{bmatrix} \quad (94)$$

A seguir, utiliza-se uma variável auxiliar,  $y$ , cuja derivada é dada por:

$$y' = D \cdot y + T^{-1} g(t) \quad (95)$$

em que  $g(t)$  é o vetor que torna a matriz inicial não-homogênea:

$$g(t) = \begin{bmatrix} AC_{in} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (96)$$

Logo:

$$\begin{bmatrix} y_1' \\ y_2' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_1 & 0 \\ 0 & \lambda_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} a & b \\ c & d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} AC_{in} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_1 y_1 + a AC_{in} \\ \lambda_2 y_2 + c AC_{in} \end{bmatrix} \quad (97)$$

Cada derivada do sistema de Eqs.(97) deve ser resolvida separadamente, utilizando a seguinte dependência temporal para dada pela Eq.(98), idêntica à da Eq.(25).

$$C_{in}(t) = C_E + (C_0 - C_E)e^{-\alpha t} \quad (98)$$

Portanto:

$$y_1' = \lambda_1 y_1 + a A (C_E + (C_0 - C_E)e^{-\alpha t}) \quad (99)$$

A solução da Eq.(99) é dada pela Eq.(100), em que  $d_1$  corresponde a uma constante de integração.

$$y_1 = d_1 e^{\lambda_1 t} + a A \left[ -\frac{C_E}{\lambda_1} - \frac{(C_0 - C_E)e^{-\alpha t}}{\alpha + \lambda_1} \right] \quad (100)$$

Analogamente, tem-se para  $y_2$ :

$$y_2' = \lambda_2 y_2 + c A (C_E + (C_0 - C_E)e^{-\alpha t}) \quad (101)$$

Como solução da Eq.(101) tem-se a Eq.(102), em que  $d_2$  corresponde a uma constante de integração.

$$y_2 = d_2 e^{\lambda_2 t} + c A \left[ -\frac{C_E}{\lambda_2} - \frac{(C_0 - C_E)e^{-\alpha t}}{\alpha + \lambda_2} \right] \quad (102)$$

As constantes de integração  $d_1$  e  $d_2$  podem ser determinadas quando se volta ao sistema original:

$$x = T \cdot y \quad (103)$$

Substituindo-se os devidos termos, o sistema de Eqs.(103) é dado por:

$$\begin{bmatrix} C_1 \\ C_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1 & J_3 \\ J_2 & J_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d_1 e^{\lambda_1 t} + a A \left[ -\frac{C_E}{\lambda_1} - \frac{(C_0 - C_E)e^{-\alpha t}}{\alpha + \lambda_1} \right] \\ d_2 e^{\lambda_2 t} + c A \left[ -\frac{C_E}{\lambda_2} - \frac{(C_0 - C_E)e^{-\alpha t}}{\alpha + \lambda_2} \right] \end{bmatrix} \quad (104)$$

Aplicando-se a condição inicial de que as concentrações  $C_1(0)$  e  $C_2(0)$  são conhecidas e iguais a  $C_0$ , tem-se um sistema de duas equações, através do qual se pode obter os valores das incógnitas  $d_1$  e  $d_2$ . Portanto, fazendo  $t = 0$  nas equações do sistema (104):

$$C_0 = J_1 \left( d_1 + a A \left[ -\frac{C_E}{\lambda_1} - \frac{(C_0 - C_E)}{\alpha + \lambda_1} \right] \right) + J_3 \left( d_2 + c A \left[ -\frac{C_E}{\lambda_2} - \frac{(C_0 - C_E)}{\alpha + \lambda_2} \right] \right) \quad (105)$$

$$C_0 = J_2 \left( d_1 + a A \left[ -\frac{C_E}{\lambda_1} - \frac{(C_0 - C_E)}{\alpha + \lambda_1} \right] \right) + J_4 \left( d_2 + c A \left[ -\frac{C_E}{\lambda_2} - \frac{(C_0 - C_E)}{\alpha + \lambda_2} \right] \right) \quad (106)$$

Os valores de  $d_1$  e  $d_2$ , obtidos a partir das Eqs.(105) e (106), são mostrados nas Eqs.(107) e (108), respectivamente:

$$d_1 = \left( \frac{J_4 - J_3}{J_1 J_4 - J_2 J_3} \right) C_0 - a A \left( -\frac{C_E}{\lambda_1} - \frac{(C_0 - C_E)}{\alpha + \lambda_1} \right) \quad (107)$$

$$d_2 = \left( \frac{J_2 - J_1}{J_2 J_3 - J_1 J_4} \right) C_0 - c A \left( -\frac{C_E}{\lambda_2} - \frac{(C_0 - C_E)}{\alpha + \lambda_2} \right) \quad (108)$$

Dessa forma, quando os valores obtidos para as constantes  $d_1$  e  $d_2$  são inseridos nas equações do sistema (104), as concentrações  $C_1(t)$  e  $C_2(t)$  estão completamente determinadas e, para efeito de validação, os valores determinados pela FSA podem ser inseridos na solução analítica visando à constatação da similaridade.

#### 4.5 Determinação da potência térmica dos aquecedores do modelo

Uma vez determinadas a vazão de circulação e a taxa de formação de vapor (que, no estado estacionário, é igual à taxa de condensação), dadas pela Eqs.(50) e (52), respectivamente, é possível avaliar a potência térmica do elemento que representa o pressurizador no modelo.

A potência deve ser suficiente para elevar a entalpia da água de circulação até a temperatura de saturação, gerar vapor para a região 3 e, ainda, suprir as perdas térmicas nas paredes do elemento.

Para a primeira etapa, uma vez que se conhece a vazão de circulação a partir da Eq.(50), a potência térmica é dada pela Eq.(109), em que  $h_{sat}$  e  $h_{in}$  simbolizam, respectivamente, as entalpias da água na saturação e na entrada do elemento que representa o pressurizador.

$$\dot{Q}_1 = \rho_{in,m} Q_{in,m} (h_{sat} - h_{in}) \quad (109)$$

Quanto à segunda etapa, a potência térmica necessária é dada pela Eq.(110), em que  $h_v$  representa a entalpia de vaporização da água para as condições do modelo.

$$\dot{Q}_2 = w_{cond,m} h_v \quad (110)$$

A avaliação da perda térmica é feita por meio de um balanço energético na interface superfície externa – ar. Para essa terceira etapa, considera-se que as regiões 1 e 2 se encontram perfeitamente isoladas, havendo perda somente na região 3. Isso se dá pelo fato de que a seção de testes deve ser construída com um material transparente para permitir visualização, e apenas essa última região não contém um material isolante.

Como material de construção, considera-se o policarbonato em face de sua transparência, de sua capacidade de tolerar altas temperaturas (até 393 K) e de ser facilmente manuseado quando comparado ao vidro comum.

Uma vez que a pressão de operação é fixada, a temperatura do vapor,  $T_{v1}$ , está estabelecida. A determinação da temperatura interna da parede pode ser feita com base na teoria clássica da condensação e na taxa de condensação dada pela Eq.(52).

Segundo MCADAMS apud ÖZISIK (1985), o coeficiente de transferência de calor,  $h_f$ , para um filme condensando-se em uma superfície vertical é dado pela Eq.(111):

$$h_f = 1,13 \left[ \frac{g \rho_l (\rho_l - \rho_{v1}) h_{lv} k_l^3}{\mu_l (T_{v1} - T_{w1})} \right]^{0,25} \quad (111)$$

Na Eq.(111),  $g$ ,  $\rho_l$ ,  $\rho_{v1}$ ,  $k_l$ ,  $\mu_l$  e  $T_{w1}$  representam, respectivamente, os valores da aceleração da gravidade, da densidade do filme condensado, do vapor interno, da condutividade térmica do filme, da viscosidade dinâmica do filme e da temperatura interna da parede.

A temperatura do filme é dada pela média aritmética das temperaturas do vapor interno e da parede interna (que não é conhecida). Sabe-se, entretanto, que a taxa de condensação, fixada pela Eq.(52), também deve satisfazer a Eq.(112):

$$w_{cond,m} = \frac{\pi D_i L h_f (T_{v1} - T_{w1})}{h_{lv}} \quad (112)$$

Como a temperatura do filme depende da temperatura da parede interna, um processo iterativo, combinando as Eqs.(111) e (112), faz-se necessário. Na Eq.(112),  $D_i$  e  $L$  representam, respectivamente, o diâmetro interno da região 3 e o comprimento vertical por onde o condensado escoar.

Através de um balanço energético entre a superfície externa da parede da região 3 e ao ar externo, tem-se que, para as temperaturas na escala absoluta:

$$\frac{T_{w1} - T_{w2}}{f \cdot R_{cd}} = A_e \left[ h_e (T_{w2} - T_{ar}) + \sigma (\varepsilon T_{w2}^4 - \alpha T_{ar}^4) \right] \quad (113)$$

em que  $T_{w2}$ ,  $R_{cd}$ ,  $A_e$ ,  $h_e$ ,  $T_{ar}$ ,  $\sigma$ ,  $\varepsilon$  e  $\alpha$  representam, respectivamente, a temperatura da superfície externa da parede, a resistência à condução térmica, a área em contato com o ar ambiente, o coeficiente de transferência de calor entre a superfície externa e o ar ambiente, a temperatura deste, a constante de Stefan-Boltzmann, a emissividade e o poder de absorção do material de que a parede é constituída. O fator  $f$  será explicado a seguir.

Considerando-se a geometria esférica da região 3, a resistência à condução pode ser calculada em função da condutividade térmica do material de que é feita a parede,  $k_w$ , e dos diâmetros interno,  $D_i$ , e externo,  $D_e$ , da parede. O fator  $f$  que aparece na Eq.(113) é devido ao fato de não se ter uma casca esférica completa, e os detalhes de sua obtenção se encontram no Apêndice 3. Para uma casca esférica, a resistência à condução é dada por:

$$R_{cd} = \frac{2}{4\pi k_w} \left( \frac{1}{D_i} - \frac{1}{D_e} \right) \quad (114)$$

Para a determinação do coeficiente de transferência de calor entre a superfície externa e o ar ambiente, CHURCHILL apud INCROPERA (2003) determinou, para superfícies de geometria esférica, a seguinte relação para o número de Nusselt com convecção livre:

$$Nu = 2 + \frac{0,589 Ra^{0,25}}{\left( 1 + \left( \frac{0,469}{Pr} \right)^{9/16} \right)^{4/9}} \quad (115)$$

Na Eq.(115),  $Pr$  simboliza o número de Prandtl para o ar calculado em temperatura dada pela média aritmética do ar ambiente e da parede externa.  $Ra$  representa o número de Rayleigh, que, sendo o produto do número de Grashof pelo número de Prandtl, é dado pela Eq.(116):

$$Ra = Gr Pr = \frac{g \beta D_e^3 (T_{w2} - T_{ar})}{\nu^2} Pr \quad (116)$$

Na Eq.(116), os símbolos  $\beta$  e  $\nu$  representam, respectivamente, o coeficiente de dilatação volumétrica e a viscosidade cinemática do ar para a mesma temperatura em que o número de Prandtl foi calculado. O coeficiente de transferência com convecção livre é, então, dado pela Eq.(117), em que  $k_e$  representa a condutividade térmica para o ar calculado à temperatura a pouco mencionada.

$$h_e = \frac{Nu k_e}{D_e} \quad (117)$$

Combinando-se as Eqs.(113), (114), (115), (116) e (117), outro processo iterativo se faz necessário para determinação da temperatura externa da parede, já que as propriedades físicas do ar são calculadas a uma temperatura dada pela média da incógnita  $T_{w2}$  e do ar ambiente,  $T_{ar}$ . A perda térmica é, após, ser calculado o valor da temperatura externa da parede, dada pela Eq.(118), enquanto a potência total dos aquecedores é calculada pela Eq.(119):

$$\dot{Q}_3 = \frac{T_{w1} - T_{w2}}{f \cdot R_{cd}} \quad (118)$$

$$\dot{Q} = \dot{Q}_1 + \dot{Q}_2 + \dot{Q}_3 \quad (119)$$

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Através da FSA, é possível verificar sob quais condições se deve operar em um modelo a fim de que se obtenha similaridade, relativa à concentração de boro, com o protótipo. No projeto do reator IRIS, algumas das variáveis de interesse já estão definidas, conforme exibidas na Tabela 5 (CARELLI, 2003), com exceção do diâmetro de surto de entrada que permite a comunicação entre o sistema primário e o pressurizador. Para este último, é adotado um valor de referência baseado em estimativas do projeto\*.

Tabela 5 – Variáveis do projeto IRIS

Variável	Símbolo	Valor
Densidade da água do primário (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho_{in,p}$	656,0
Densidade média da água no pressurizador (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho_p$	594,1
Vazão total de circulação (m <sup>3</sup> /s)	$Q_{in,p}$	0,000504
Vazão dos tanques de boração ou deboração (m <sup>3</sup> /s)	$q_p$	0,0063
Volume de água do primário (m <sup>3</sup> )	$v_p$	400
Volume total de água no pressurizador (m <sup>3</sup> )	$V_{ap}$	32
Volume de vapor no pressurizador (m <sup>3</sup> )	$V_{vp}$	43,6
Diâmetro do orifício de surto e de circulação (m)	$D_p$	0,05

Com base nos valores apresentados na Tabela 5, pode-se determinar as medidas das variáveis no modelo para a fiel representação do protótipo.

\* Barroso, A.C.O., comunicação pessoal, IPEN/CNEN, 2008.

### 5.1 Determinação das variáveis do modelo pela similaridade local do Froude densimétrico

A realização de experimentos em modelos com dimensões e tempo idênticos aos do protótipo demanda custos elevados e esse é o motivo pelo qual as seções de teste possuem, normalmente, dimensões e tempo de experimentos reduzidos.

Para a seção de testes, define-se para o projeto um fator de escala volumétrica igual a 1:200, tendo em vista tal liberdade de escolha e visando à minimização dos custos de construção.

Observando-se as Eqs.(50) e (52), verifica-se que a densidade da água entrando no elemento representando o pressurizador do modelo, a densidade da água no interior desse mesmo elemento e o fator de escala temporal precisam ser determinados de modo a garantir a similaridade estabelecida pela FSA.

Uma vez há um conjunto com muitas possibilidades, procurou-se, conforme mencionado no item 4.3, uma que fornecesse, no modelo, um valor da distribuição espacial local de boro semelhante à presente no protótipo. Para tal, buscou-se uma solução que proporcionasse números de Froude densimétrico (calculado em um orifício de surto) de valores próximos.

Para o protótipo, com o auxílio da Eq.(65) e da Tabela 5, pode-se determinar o valor do número de Froude densimétrico. Primeiramente, deve-se calcular a velocidade da água na entrada de um dos oito orifícios, o que é feito dividindo-se a respectiva vazão pela área da seção transversal. O valor encontrado para a velocidade em cada um desses orifícios de 0,0321 m/s.

O número de Froude densimétrico calculado na entrada de um dos oito orifícios de surto no pressurizador do IRIS vale:

$$Fr = \frac{0,0321}{\sqrt{9,81 \times 0,05 \times \left( \frac{656 - 594,1}{594,1} \right)}} = 0,142 \quad (120)$$

Conforme já mencionado, um programa computacional (na linguagem Fortran) foi desenvolvido para se obterem as condições que tornam o número de Froude densimétrico no modelo próximo ao do protótipo. Na Tabela 6 estão dispostos os valores obtidos com tal programa, cuja listagem se encontra no Apêndice 1.

Tabela 6 – Variáveis do modelo

Parâmetro do modelo	Símbolo	Valor
Número de Froude densimétrico	$Fr_m$	0,1423
Temperatura de entrada (K)	$T_{in,m}$	306,3
Fator de escala temporal	$S_t$	0,196
Diâmetro de entrada (m)	$D_m$	0,0145

Além do fator de escala volumétrica definido pela Eq.(127), decidiu-se trabalhar com um modelo sob pressão interna igual à atmosférica, ou seja, 0,1 MPa. Nesse modelo, portanto, água em estado líquido e vapor coexistem numa temperatura próxima a 373 K (100°C) no interior do elemento que representa o pressurizador.

## 5.2 Determinação das variáveis remanescentes do modelo pela FSA

De posse do fator de escala temporal, da temperatura de entrada da água de circulação no modelo e da densidade do líquido no interior do elemento que representa o pressurizador, pode-se calcular as variáveis remanescentes do modelo previstas pela FSA.

Em temperaturas iguais a 306,3 K (33,3 °C) e 373 K (100°C), as densidades das águas de entrada e interna valem, respectivamente, 994,7 kg/m<sup>3</sup> e 958 kg/m<sup>3</sup> no modelo (Sonntag & Borgnakke, 2003). De acordo com a Eq.(50) e os dados presentes na Tabela 5, a vazão volumétrica total de circulação no modelo é igual a:

$$Q_{in,m} = \frac{\rho_{in,p} \rho_m S_v}{\rho_{in,m} \rho_p S_t} Q_{in,p} = 1,367 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s} \quad (121)$$

Outra variável de controle que deve ser determinada para o modelo para manutenção da similaridade é a taxa de condensação, que, no estado estacionário, é igual à taxa de formação de vapor que alcança a região 3. Inicialmente, essa taxa deve ser avaliada para o protótipo.

Para o protótipo IRIS, prevê-se que cerca de 65% da perda térmica na região 3 é responsável pela condensação, e que tal perda é da ordem de 14,7 kW \*. A taxa de condensação no IRIS pode, então, ser obtida, utilizando-se o devido valor para a entalpia de vaporização (Sonntag & Borgnakke, 2003):

$$w_{cond,p} = \frac{0,65 \times \dot{Q}}{h_{fg}} = 0,00989 \text{ kg/s} \quad (122)$$

A taxa de condensação no modelo deve ser, de acordo com a Eq.(52), igual a:

$$w_{cond,m} = \frac{\rho_m S_v}{\rho_p S_t} w_{cond,p} = 4,069 \times 10^{-4} \text{ kg/s} \quad (123)$$

Conhecendo-se as dimensões internas e a temperatura do pressurizador do protótipo, pode-se determinar as massas da água nas regiões 1 e 2. Com o fator de escala volumétrica previamente estabelecido e com a temperatura de saturação para a pressão de operação (0,1 MPa), as massas correspondentes também são obtidas para o modelo.

\* Barroso, A.C.O., comunicação pessoal, IPEN/CNEN, 2008.

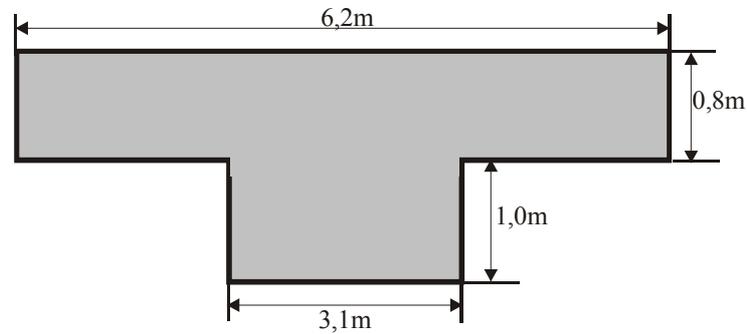


Figura 12 – Dimensões internas das regiões 1 e 2 do protótipo

Para o protótipo, baseando-se nas dimensões mostradas na Figura 12, a massa da região 1 pode ser obtida:

$$M_{1,p} = \rho_p V_{1,p} = 4484 \text{ kg} \quad (124)$$

A respectiva massa no modelo vale:

$$M_{1,m} = \rho_m V_{1,m} = \rho_m S_v V_{1,p} = 36,15 \text{ kg} \quad (125)$$

De forma análoga, tem-se para a região 2:

$$M_{2,p} = \rho_p V_{2,p} = 14349 \text{ kg} \quad (126)$$

A respectiva massa no modelo vale:

$$M_{2,m} = \rho_m V_{2,m} = \rho_m S_v V_{2,p} = 115,68 \text{ kg} \quad (127)$$

Por meio das Eqs.(43), (32) e (38), é possível calcular-se as taxas de variação fracional médias no protótipo e no modelo, uma vez que as taxas de condensação e as massas líquidas nas regiões 1 e 2 estão determinadas. Portanto:

$$\overline{\omega} = \omega_2 + \omega_4 = \frac{W_{cond}}{M_1} + \frac{W_{cond}}{M_2} \quad (128)$$

Para o protótipo, a taxa de variação fracional média pode ser determinada em função dos parâmetros calculados anteriormente e é igual a:

$$\overline{\omega}_p = 2,895 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1} \quad (129)$$

De forma análoga, o valor da taxa de variação fracional média para o modelo é igual a:

$$\overline{\omega}_m = 1,477 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1} \quad (130)$$

Conforme já mencionado, a questão central da FSA é gerar métricas de efeito globais,  $\overline{\Omega}$ , com o mesmo valor para que um modelo represente fielmente o protótipo. Ao se compararem as métricas de efeito de todo o sistema, que também correspondem ao tempo adimensionalizado, obtêm-se para o protótipo:

$$\overline{\Omega}_p = \overline{\omega}_p t_p = 2,895 \times 10^{-6} t_p \quad (131)$$

Já para o modelo, tem-se:

$$\overline{\Omega}_m = \overline{\omega}_m t_m = \overline{\omega}_m S_t t_p = 2,895 \times 10^{-6} t_p \quad (132)$$

Comparando-se as Eqs.(131) e (132), verifica-se que, em qualquer instante  $t_m$  no modelo, a métrica de efeito global é idêntica àquela correspondente ao tempo  $t_p$  no protótipo, indicando distribuições de concentração completamente semelhantes para tempos de experimento e dimensões consideravelmente diferentes.

Baseando-se nas Eqs.(36), (42) e (44), obtêm-se as seguintes equações adimensionalizadas em relação às concentrações e ao tempo:

$$\frac{dC_1^x}{dt^x} = \hat{\omega}_1 \Phi_{in}^x + \hat{\omega}_1 \Phi_1^x + \hat{\omega}_2 \Phi_2^x \quad (133)$$

$$\frac{dC_2^x}{dt^x} = \hat{\omega}_3 \Phi_3^x + \hat{\omega}_3 \Phi_4^x + \hat{\omega}_4 \Phi_5^x \quad (134)$$

em que:

$$\hat{\omega}_j = \frac{\omega_j}{\overline{\omega}} \quad (135)$$

com  $j = 1, 2, 3$  e  $4$ .

Os valores de  $\omega_1$ ,  $\omega_2$ ,  $\omega_3$ ,  $\omega_4$  e  $\overline{\omega}$  dados pelas Eqs.(31), (32), (37), (38) e (43), respectivamente. Uma vez que as Eqs.(133) e (134) são completamente adimensionalizadas em relação à concentração e ao tempo, tanto o protótipo quanto o modelo devem ser descritos por elas.

Na Tabela 7 são mostrados os valores das taxas de variação fracional adimensionalizadas. A comparação entre os termos das segunda e terceira colunas indica que tais taxas possuem, praticamente, o mesmo valor, o que evidencia a similaridade entre o protótipo e o modelo.

Tabela 7 – Taxas de variação fracional adimensionalizadas

<b>Taxa adimensionalizada</b>	<b>Protótipo</b>	<b>Modelo</b>
$\hat{\omega}_1$	25,4676	25,4712
$\hat{\omega}_2$	0,7619	0,7621
$\hat{\omega}_3$	7,9585	7,9598
$\hat{\omega}_4$	0,2381	0,2381

### 5.3 Validação da metodologia FSA através da solução analítica

Por meio da FSA, demonstrou-se um comportamento similar para as concentrações do protótipo e do modelo, desde que se respeitassem leis de escala. Entretanto, embora tal similaridade seja um forte indicio de eficácia do método, não se tem garantia de que as soluções encontradas correspondam aos valores reais.

A igualdade de concentrações obtida por métodos diferentes garante, além da similaridade dos sistemas, respostas compatíveis com a realidade física. No Apêndice 2 está indicado o programa, desenvolvido na linguagem Fortran, para obtenção dos dados por meio da solução analítica descrita no item 4.4. A validação da metodologia FSA consiste nos seguintes passos:

- a) Obtenção das concentrações nas regiões 1 e 2, no caso do protótipo real, através da solução analítica. A concentração na entrada do pressurizador é representada pela Eq.(25);
- b) Obtenção da concentração correspondente para o modelo por meio da solução analítica;
- c) Obtenção das curvas do protótipo simulado por meio do modelo e da transformação da escala temporal;
- d) Comparação entre as curvas do protótipo real e do protótipo simulado pelo modelo.

Durante o *startup* (partida) de um reator, a concentração de boro deve ser reduzida por meio da injeção de água com baixa concentração desse elemento, enquanto que, no *shutdown* (desligamento), a concentração deve ser aumentada.

Para a simulação de uma redução da concentração de boro no protótipo e no modelo (deboração), utilizaram-se concentrações de mesma ordem de grandeza, embora as dimensões, condições físicas e o tempo de realização dos sistemas sejam completamente diferentes. Como concentração inicial, adotou-se um valor típico de 2000 ppm, enquanto que, para a concentração do reservatório externo, adotou-se um valor de 300 ppm. Como concentração de referência para normalização exigida pela FSA (WULFF, 1996), utilizou-se um valor de 2200 ppm.

Nas Figuras 13 e 14 são mostradas as variações das concentrações médias nas regiões 1 e 2, respectivamente, durante uma deborção. Para essas duas figuras, foram utilizados os dados do modelo obtidos pela FSA (para o protótipo simulado), do protótipo real e a transformação da escala temporal. A perfeita superposição das curvas derivadas pela solução analítica indica a eficácia do método FSA.

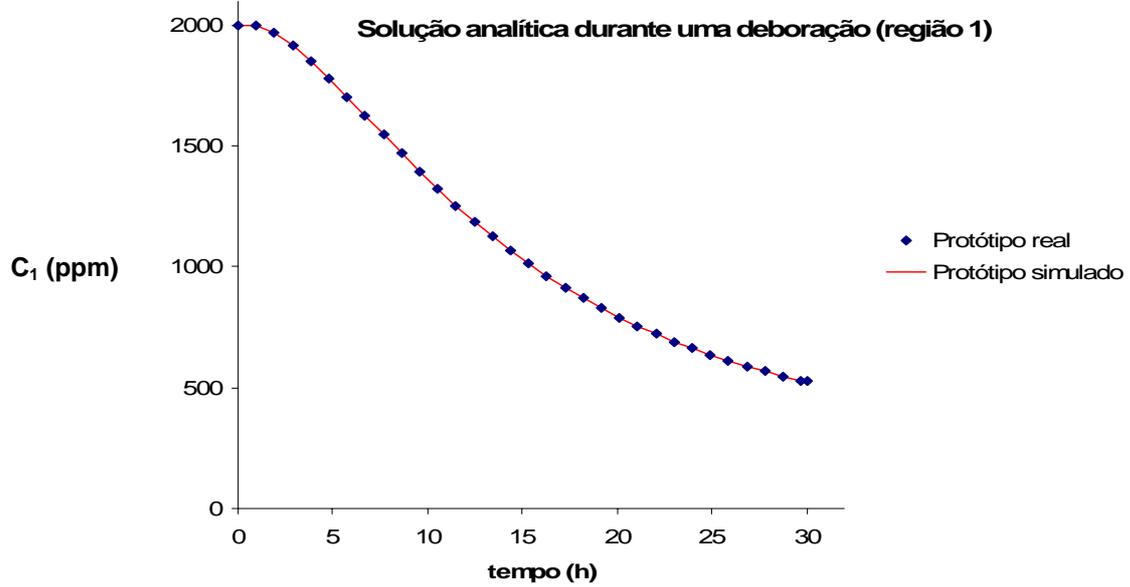


Figura 13 – Comparação entre os protótipos real e simulado da região 1 (deborção)

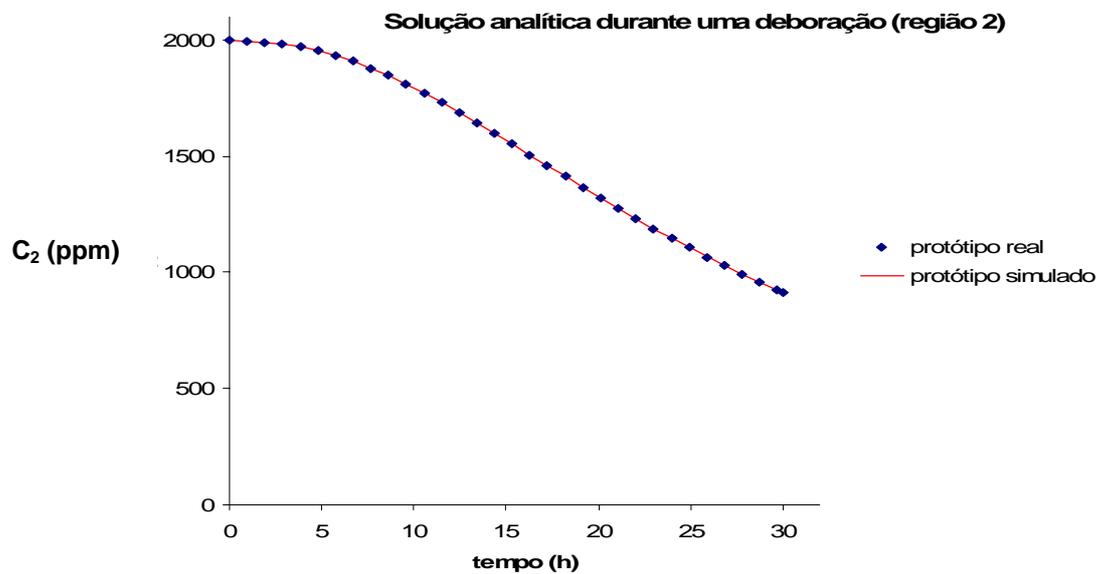


Figura 14 – Comparação entre os protótipos real e simulado da região 2 (deborção)

Na simulação de uma elevação da concentração de boro, utilizaram-se, novamente, concentrações de mesma ordem de grandeza. Como concentração inicial, adotou-se um valor típico de 200 ppm, enquanto que, para a concentração do reservatório externo, adotou-se um valor de 2000 ppm. Como concentração de referência, utilizou-se um valor de 2200 ppm. Nas Figuras 15 e 16, a variação das concentrações médias nas regiões 1 e 2, respectivamente, é exibida durante uma boração.

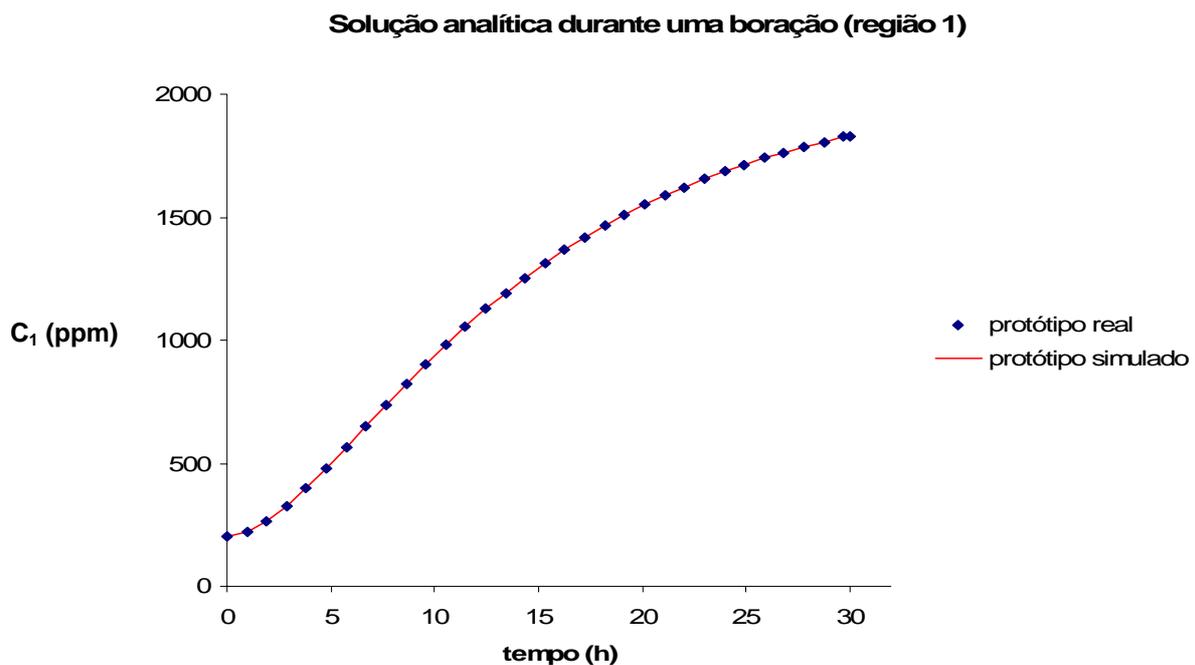


Figura 15 – Comparação entre os protótipos real e simulado da região 1 (boração)

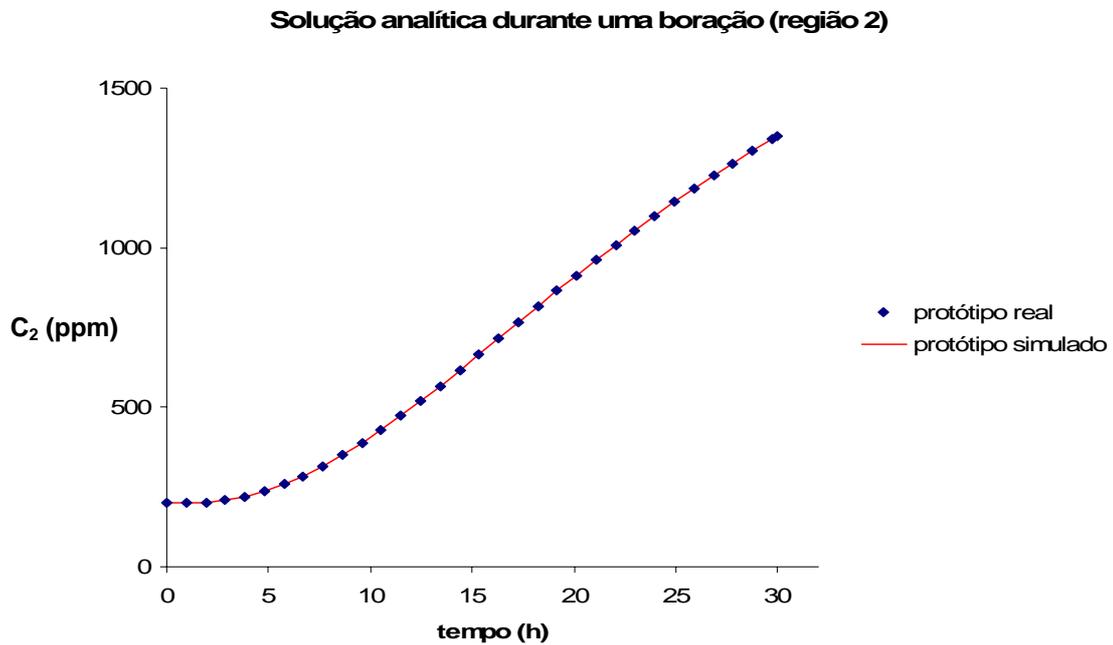


Figura 16 – Comparação entre os protótipos real e simulado da região 2 (boração)

De maneira análoga, são mostradas nas Figuras 15 e 16 as variações das concentrações médias nas regiões 1 e 2, respectivamente, durante uma boração, através da solução analítica e do método FSA. Mais uma vez, a concordância das curvas do protótipo real com o simulado pelo modelo evidencia a eficácia do método FSA.

Para a duração de deboração (durante uma partida do reator), considerou-se um intervalo de 30 horas (108.000 s), o que corresponde, segundo o fator de escala temporal indicado na Tabela 6, a um tempo equivalente a 5,88 horas (21.168 s). Por uma questão de simplicidade, considerou-se o mesmo intervalo de tempo para o caso de uma boração.

Nas Tabelas 8 e 9 são mostrados os valores inicial e final das concentrações médias nas regiões 1 e 2, respectivamente, durante operações de deboração e de boração. Deve ser salientado que tais figuras foram obtidas quando se utilizou, na entrada do pressurizador, uma concentração com dependência temporal dada pela Eq.(25).

Tabela 8 – Variação da concentração média na região 1

<b>Operação</b>	<b>Concentração inicial (ppm)</b>	<b>Concentração final (ppm)</b>
Deboração	2000	527
Boração	200	1832

Tabela 9 – Variação da concentração média na região 2

<b>Operação</b>	<b>Concentração inicial (ppm)</b>	<b>Concentração final (ppm)</b>
Deboração	2000	988
Boração	200	1402

Dos dados das Tabelas 8 e 9, verifica-se que as concentrações médias nas regiões 1 e 2 não variam com a mesma velocidade. Evidentemente, isso se dá pelo fato de o volume de água na região 1 ser menor que o da região 2, além de aquela região estar em contato direto com os orifícios através dos quais iniciam os transitórios de concentração.

Nas Figuras 17 e 18 são mostradas as diferenças absolutas das concentrações médias adimensionalizadas, entre as regiões 1 e 2, durante uma deboração e uma boração, respectivamente. Para a deboração, a diferença máxima entre as concentrações médias das duas regiões é de, aproximadamente, 620 ppm, enquanto na boração, tal diferença é de 590 ppm. Para o protótipo, tais diferenças ocorrem em torno de 17 horas (61200 s) após iniciado o transitório; no modelo, as diferenças máximas ocorrem após 3,33 horas (12000 s) do início.

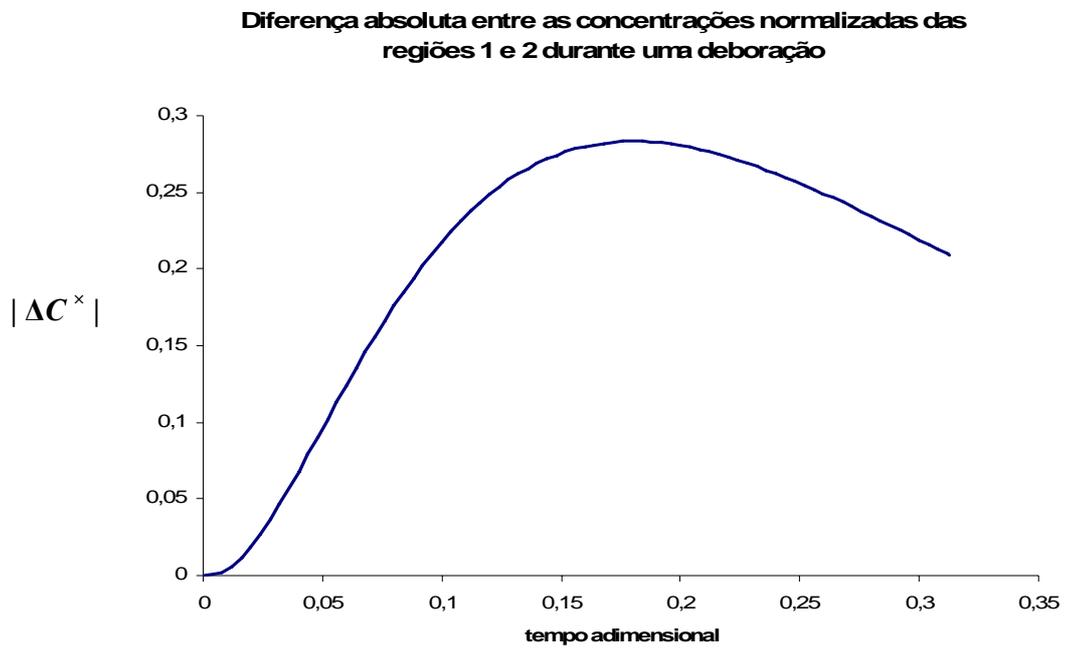


Figura 17 – Diferença absoluta das concentrações em uma deborção

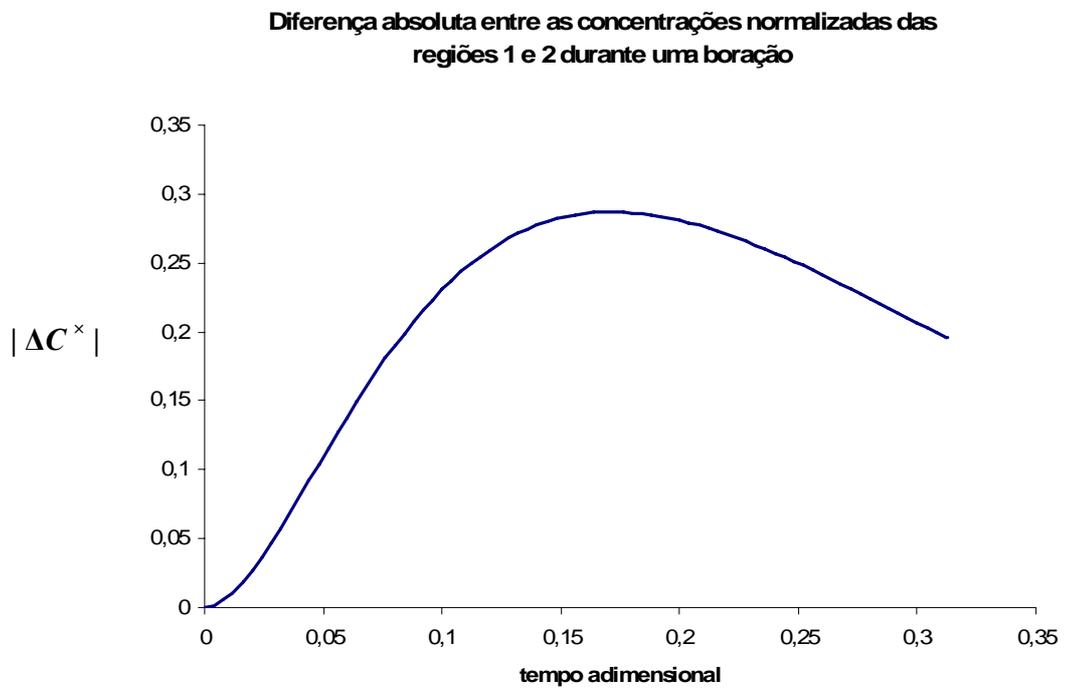


Figura 18 – Diferença absoluta das concentrações em uma boração

Evidentemente, mesmo quando encerrado o transitório de concentração provocado pelo reservatório externo, as constantes transferências de massa entre as duas regiões tendem a homogeneizar, ainda mais, as concentrações das duas regiões.

Conforme mencionado, pode-se aplicar a FSA para qualquer função temporal que represente a concentração de boro na entrada do pressurizador. Apenas para efeito de comparação, é analisada a variação das concentrações, nas regiões 1 e 2, quando uma concentração de entrada, variando linearmente com o tempo, foi adotada. Para esta última, as concentrações inicial e final apresentam valores idênticos aos da Eq.(25) nos respectivos instantes.

Nas Figuras 19 e 20 são mostradas tais dependências temporais com a função linear de entrada para uma deborção na região 1 e uma boração na região 2, respectivamente.

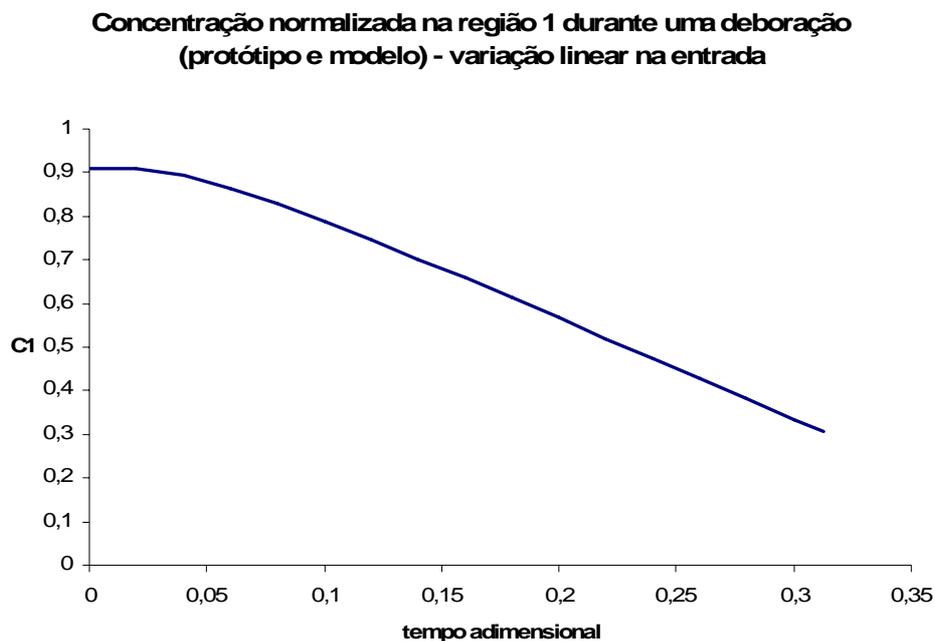


Figura 19 – Deborção na região 1 com variação temporal linear na entrada

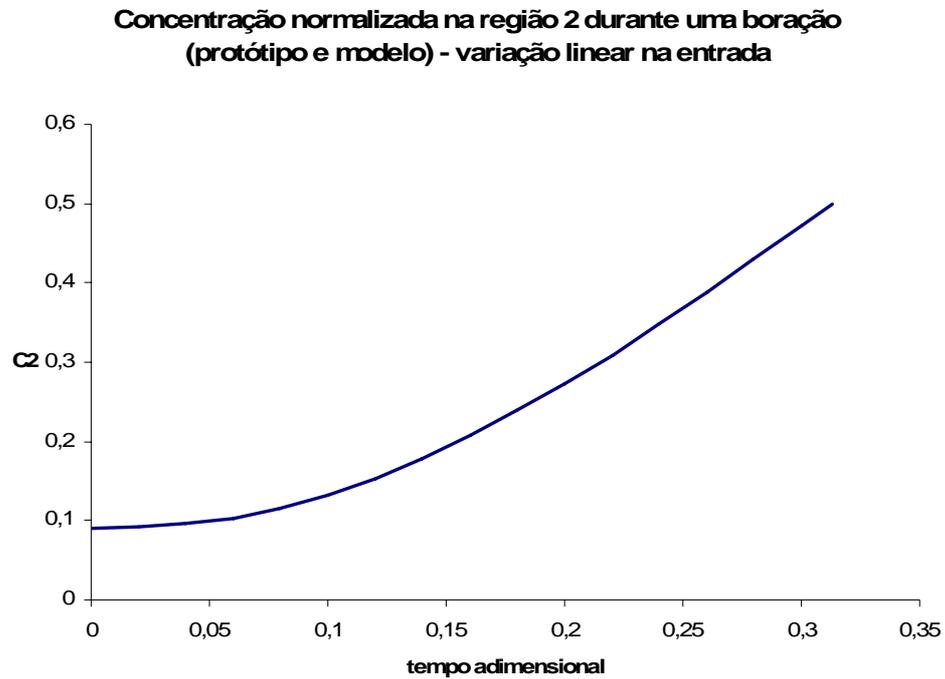


Figura 20 – Boração na região 2 com variação temporal linear na entrada

Nas Tabelas 10 e 11 são comparados os valores das concentrações finais, para as duas regiões, respectivamente, quando se altera a dependência temporal da concentração do circuito primário. Embora as concentrações de entrada apresentem os mesmos valores nos respectivos instantes, o mesmo não ocorre com as concentrações médias das regiões 1 e 2, dependendo, portanto, da função temporal da concentração na entrada do pressurizador.

Tabela 10 – Concentrações das regiões 1 e 2 ao final de uma deboração

<b>Dependência funcional da concentração de entrada</b>	<b>Concentração final na região 1 (ppm)</b>	<b>Concentração final na região 2 (ppm)</b>
Exponencial	527	988
Linear	671	1272

Tabela 11 – Concentrações das regiões 1 e 2 ao final de uma boração

Dependência funcional da concentração de entrada	Concentração final na região 1 (ppm)	Concentração final na região 2 (ppm)
Exponencial	1832	1402
Linear	1681	1101

#### 5.4 Avaliação da potência térmica total dos aquecedores do modelo

Conforme mencionado no item 4.5, a potência térmica dos aquecedores utilizados no modelo deve ser suficiente para elevar a entalpia da água de circulação que entra pelos orifícios de surto, formar vapor e suprir as perdas térmicas na região 3, uma vez que as regiões 1 e 2 contendo líquido são consideradas bem isoladas.

Para a primeira etapa, as entalpias da água líquida a 306,3 K e na saturação (373 K) são, respectivamente, iguais a  $1,39 \times 10^5$  J/kg e  $4,19 \times 10^5$  J/kg (Sonntag & Borgnakke, 2003). A vazão mássica de circulação é calculada por meio do resultado dado pela Eq.(121), exigindo dos aquecedores uma potência dada pela Eq.(109):

$$\dot{Q}_1 = \rho_{in,m} Q_{in,m} (h_{sat} - h_{in}) = 3807 \text{ W} \quad (136)$$

Quanto à segunda etapa, para a formação do vapor a uma taxa dada pela Eq.(123), obtém-se, por meio da Eq.(110) e com uma entalpia de vaporização igual a  $2,257 \times 10^6$  J/kg (Sonntag & Borgnakke, 2003), uma potência cujo valor é:

$$\dot{Q}_2 = w_{cond,m} h_{lv} = 918 \text{ W} \quad (137)$$

A terceira parcela da potência total é devida às perdas térmicas na região 3. Considerando-se o vapor interno e o ar ambiente a 373 K(100°C) e 303 K(30°C), respectivamente, tal parcela é função de, além do material escolhido, da espessura deste. Evidentemente, uma menor espessura promove menos gastos quanto à construção e uma maior perda térmica, exigindo um maior consumo energético. Uma espessura maior diminui a perda térmica, mas envolve custos maiores quanto à construção.

Através das Eqs.(111) e (112), após o primeiro processo iterativo descrito no item 4.5, encontra-se uma temperatura, para a parede interna, muito próxima à do vapor interno saturado, ou seja, cerca de 372,9 K (99,9°C). Para o policarbonato, a condutividade térmica, a absorvidade e a emissividade são, respectivamente, iguais a 0,21 W/m°C, 0,12 (POLIWORK, 2008) e 0,95 (ODP, 2008).

Por meio do balanço energético dado pela Eq.(113), obtém-se, após o segundo processo iterativo descrito no item 4.5, a temperatura na parte externa da parede em função da espessura desta. Para o cálculo do diâmetro interno no modelo, adota-se uma escala linear dada pela raiz cúbica da escala volumétrica, mantendo-se, assim, semelhança geométrica com o protótipo, cujo diâmetro interno é igual a 6,2m.

$$S_l = \sqrt[3]{\frac{1}{200}} = \frac{1}{5,85} \quad (138)$$

Portanto, o diâmetro interno da região 3 no modelo é igual a:

$$D_i = \frac{6,2}{5,85} = 1,06 \text{ m} \quad (139)$$

São mostrados na Tabela 12 os valores das perdas térmicas e das temperaturas externas da parede em função da espessura desta.

Tabela 12 – Variação da perda térmica em função da espessura da parede

<b>Espessura da parede (m)</b>	<b>Temperatura externa da parede</b>	<b>Perda térmica (W)</b>
0,01	338 K (65°C)	976
0,02	320 K (47°C)	749
0,03	309 K (36°C)	621

Caso seja considerada, por exemplo, uma espessura igual a 0,02 m para a parede, a potência total dos aquecedores pode ser calculada por meio da Eq.(119), dos valores obtidos pelas Eqs.(136) e (137) e da Tabela 12.

$$\dot{Q} = 5474 \text{ W} \quad (140)$$

### 5.5 Comparação dos principais parâmetros dos sistemas protótipo e modelo

Em face da combinação da FSA com o número de Froude densimétrico, obtiveram-se os principais parâmetros de uma seção de testes que represente, fidedignamente, a dependência temporal das concentrações médias de boro das regiões 1 e 2 do pressurizador. Na Tabela 13, é exibida a comparação sobredita.

Tabela 13 – Principais parâmetros do IRIS e da seção de testes

<b>Parâmetro</b>	<b>Protótipo (IRIS)</b>	<b>Modelo (seção de testes)</b>
Massa de líquido (kg)	18.833	151,83
Temperatura da água interna (K)	620	306,3
Temperatura da água de entrada (K)	603	373
Pressão de operação (MPa)	15,5	0,1
Vazão de circulação (m <sup>3</sup> /s)	0,000504	0,00001367
Taxa de condensação (kg/s)	0,00989	0,0004069
Potência térmica (kW)	53,91	5,47
Tempo de transitório (h)	108.000	21.168
Diâmetro do orifício de surto (m)	0,05	0,0145
Material constituinte	Aço	Policarbonato

## 6 CONCLUSÕES

O presente trabalho teve como propósito determinar os principais parâmetros de uma seção de testes que simulasse a variação temporal da concentração de boro no pressurizador do reator IRIS, o qual se encontra, ainda, em fase de desenvolvimento.

Uma vez que os custos de construção são proporcionais às dimensões do modelo, optou-se por uma seção de testes em escala reduzida e sob uma pressão de operação igual a uma atmosfera, o que permite maior segurança durante a realização dos experimentos a que a seção se propõe.

Uma recente ferramenta de similaridade, conhecida como Análise de Escala Fracional, ou FSA, foi desenvolvida para escalar processos dependentes do tempo e que envolvam vários componentes interagentes. Através da FSA, é possível projetar estruturas destinadas à representação de processos que, se feitos em escala real, demandariam altos custos e bastante tempo de experimento, mas, quando realizados em modelos adequadamente projetados, simulam os fenômenos de maneira eficaz e econômica.

Por meio da FSA, obtiveram-se as condições de trabalho da seção de testes anteriormente mencionada, para que variações das concentrações médias de boro na seção fornecessem, em um tempo reduzido, concentrações similares no protótipo IRIS.

Além da FSA, procurou-se, também, uma distribuição local de boro semelhante entre os sistemas protótipo e modelo na região de entrada do jato submerso, o que fora obtido fazendo-se números de Froude densimétrico com valores iguais para os orifícios de circulação dos dois sistemas. Esse adimensional foi adotado em face de sua considerável aplicação em problemas de dispersão de fluidos.

Quando se considerou um orifício de surto para o IRIS, obtiveram-se as medidas do diâmetro para o orifício de surto e para a temperatura da água de entrada no modelo. Tal combinação permitiu que, na entrada do pressurizador, haja semelhança cinemática local do escoamento entre o protótipo IRIS e a seção de testes, sendo a similaridade temporal garantida pela FSA.

Para a análise da dispersão de boro, a região contendo líquido no pressurizador foi dividida em duas regiões. Tal divisão é devida ao fato de que surtos envolvem concentrações de boro diferentes na entrada e na saída do pressurizador. Através da combinação FSA e do número

de Froude densimétrico, obtiveram-se curvas superpostas para o protótipo e o modelo, embora as condições de operação sejam completamente diferentes. Enquanto no IRIS, consideraram-se deborção e boração com uma longa duração, no modelo, estas podem ser realizadas em um tempo bem reduzido e com um volume duzentas vezes menor.

No presente trabalho, os valores da vazão de circulação e da taxa de condensação foram também obtidos para o modelo através da combinação da FSA e do número de Froude densimétrico. Esses valores, que dependem das escalas temporal e espacial com as quais se vai trabalhar no modelo, influenciam sobremaneira a similaridade desejada, e os cálculos realizados permitiram a determinação para perfeita representação do protótipo IRIS.

A potência térmica dos aquecedores foi dividida em três parcelas: na primeira, considerou-se a quantidade necessária à elevação da entalpia da vazão de circulação até a saturação; na segunda parcela, estimou-se a fração necessária da potência para a formação do vapor, influenciando significativamente a taxa de condensação tão relevante no processo de homogeneização; a terceira parcela da potência térmica foi determinada através de um balanço energético realizado na superfície externa da parede da seção, sendo utilizadas correlações clássicas e criteriosamente selecionadas para as convecções interna e externa à parede da seção de testes.

A determinação da potência total dos aquecedores do modelo também foi estimada em função da espessura da parede e do material que a constituía. Como material de referência, utilizou-se o policarbonato em face de sua transparência e da capacidade de suportar a temperatura de saturação do vapor no interior do elemento que representa o pressurizador.

Conforme foi mostrado, a completa adimensionalização das equações diferenciais que regem a dependência temporal das concentrações de boro, no interior da seção testes, permitiu que o protótipo e o modelo pudessem ser descritos pelo mesmo par de equações, o que evidencia a desejada similaridade obtida através da FSA. Como validação da metodologia empregada, a solução analítica das concentrações de boro foi deduzida e, com os dados obtidos pela FSA, compararam-se as curvas do protótipo simulado pelo modelo e a do protótipo real, verificando-se, mais uma vez, uma perfeita concordância entre os dois sistemas.

Como proposta para trabalhos futuros, sugere-se a utilização de métodos numéricos para verificação detalhada das distribuições temporal e espacial de boro, além de uma análise

paramétrica que vise a uma maior homogeneização da concentração de boro no pressurizador do IRIS.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- BAE, K.H.; KIM, H.C.; CHANG, M.H.; SIM, K.H. **Safety evaluation and inherent and passive safety features of the SMART design.** Annals of Nuclear Energy, 2001, v.28, p.333-349.
- BAINES, W.D.; TURNER, J.S.; CAMPBELL, I.H. **Turbulent fountains in an open chamber.** Journal of Fluid Mechanics, 1990, v.212, p.557-592.
- BAPTISTA FILHO, B.D.; CEGALLA, M.; RADUAN, R.N.; BARROSO, A.C.O.; LIMA, F.R.A.; LIRA, C.A.B.O.; LIMA, R.C.F. **Um projeto para avaliação sócio-econômica e ambiental do uso da energia nuclear e do gás natural como opções para o desenvolvimento sustentável do semi-árido brasileiro.** In: INAC 2005, Santos, Brasil, 2005.
- BARROSO, A.C.O.; BAPTISTA FILHO, B.D.; PALMIERI, E.T.; SABUNDJIAN, G.; ANDRADE, D.A.; MACEDO, L.A. **CNEN IN THE IRIS PROJECT.** In: LAS-ANS Symposium 2002 – Power Supply and its Challenges: The Nuclear Proposal. 2002, Rio de Janeiro, Brasil.
- BARROSO, A.C.O.; BAPTISTA FILHO, B.D.; ARONE, I.D.; MACEDO, L.A.; SAMPAIO, P.A.B.; MORAES, M. **IRIS pressurizer design.** In: PROCEEDINGS OF THE INTERNATIONAL CONGRESS ON ADVANCES IN NUCLEAR POWER PLANTS ICAPP'03. Cordoba, Spain, 2003.
- BARROSO, A.C.O.; BAPTISTA FILHO, B.D. **Refining the design and analysis of the IRIS pressurizer.** In: 5<sup>th</sup> INTERNATIONAL CONFERENCE ON NUCLEAR OPTION IN COUNTRIES WITH SMALL AND MEDIUM ELECTRICITY GRIDS. Dubrovnik, Croatia, 2004.
- BOTELHO, D.A.; SAMPAIO, P.A.B.; LAPA, C.M.F.; PEREIRA, C.M.N.A. **Optimization procedure to design pressurizer experiments.** In: INAC 2005. Santos, Brasil, 2005a.
- BOTELHO, D.A.; SAMPAIO, P.A.B.; MOREIRA, M.L.; BARROSO, A.C.O. **Simulation of IRIS pressurizer out-surge transient using two and three volumes simulation models.** In: INAC 2005. Santos, Brasil, 2005b.
- BOYCE, W.E.; DIPRIMA, R.C. **Equações diferenciais elementares e problemas de valores de contorno.** Terceira edição. Rio de Janeiro: Editora Guanabara Koogan S.A., 1990, p.249-312.
- BREIDENTHAL, R.E.; BUONADONNA, V.R.; WEISBACH, M.F. **Molecular mixing via jets in confined volumes.** Journal of Fluid Mechanics, 1990, v.219, p.531-544.

- CARELLI, M.D. **IRIS – International Reactor Innovative and Secure. Final Technical Report** – DOE Report Number: Std-Es-03-40, 2003.
- CARELLI, M.D.; CONWAY, L.E.; ORIANI, L.; PETROVIC, B.; LOMBARDI, C.V.; RICOTTI, M.E.; BARROSO, A.C.O.; COLLADO, J.M.; CINOTTI, L.; TODREAS, N.E.; GRGIC, D.; MORAES, M.M.; BOROUGHS, R.D.; NINOKATA, H.; INGERSOLL, D.T.; ORIOLLO, F. **The design and safety features of the IRIS reactor**. Nuclear Engineering Design, 2004. v.230, p.151-167.
- CARNEIRO, F.L. **Análise dimensional e teoria da semelhança e dos modelos físicos**. Rio de Janeiro, Editora UFRJ, 1993.
- CATRAKIS, H.J.; DIMOTAKIS, P.E. **Mixing in turbulent jets: scalar measures and isosurface geometry**. Journal of Fluid Mechanics, 1996, v.317, p.369-406.
- CATTON, I.; WULFF, W.; ZUBER, N.; ROHATGI, U.S. **Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 3. Component Level Scaling for Peak Clad Temperature**. In: The 11<sup>th</sup> International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France, 2005.
- FAN, L. **Turbulent buoyant jets into stratified or flowing ambient fluids**. KH-R-15 - W. M. Keck Laboratory of Hydraulics and water Resources – Division of Engineering and Applied Science – California Institute of Technology, Pasadena, California, United States, 1967.
- GANGO, P. **Numerical boron mixing studies for Loviisa nuclear power plant**. Nuclear Engineering and Design, 1997, v.177, p.239-254.
- GAVRILAS, M; PALAZOV, V. **A scaling approach for fluid mixing in rapid boron-dilution transients**. In: 7<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Engineering, Tokyo, Japan, 1999 – ICONE-7223.
- GOEMANS, T. **Mathematical modeling of pressurizer thermodynamics**. WTHD No.34 – Delft University of Technology – Department of Mechanical Engineering, Netherlands, 1972.
- INCROPERA, F.P.; DEWITT, D.P. **Fundamentos de transferência de calor e massa**. Rio de Janeiro, Brasil. Editora LTC, 2003.
- ISHIGURO, Y. **A energia nuclear para o Brasil**. São Paulo, Brasil. Makron Books Ltda., 2002.
- IVANOV, K.N.; GRUNDMANN, U.; MITTAG, S.; ROHDE, U. **Comparative study of a boron dilution scenario in VVER reactors**. Annals of Nuclear Energy, 1999a. v.26, p.1331-1339.
- IVANOV, K.N.; MACIAN-JUAN, R.; IRANI, A.; BARATTA, A.J. **Features and performance of a coupled three-dimensional thermal-hydraulic/kinetics TRAC-PF1/NEM pressurized water reactor (PWR) analysis code**. Annals of Nuclear Energy, 1999b. v.26, p.1407-1417.

- KIGER, K; GAVELLI, F. **Boron mixing in complex geometries: flow structures details.** Nuclear Engineering and Design, 2001, v.208, p.67-85.
- KIM, S.N. **An experimental and analytical model of a PWR pressurizer during transients.** PhD Thesis – Massachusetts Institute of Technology, Massachusetts, USA, 1984.
- KLIEM, S.; ROHDE, U.; WEIß, F.-P. **Core response of a PWR to slug of under-borated water.** Nuclear Engineering Design, 2004, v.230, p.121-132.
- LAMARSH, J.R.; BARATTA, A.J. **Introduction to nuclear engineering.** 3<sup>rd</sup> edition – Prentice Hall, New Jersey, USA, 2001.
- LARSON, T.K.; MOODY, F.J.; WILSON, G.E.; BROWN, W.L.; FREPOLI, C.; HARTZ, J.; WOODS, B.G.; ORIANI, L. **IRIS small break LOCA Phenomena Identification and Ranking Table (PIRT).** Nuclear Engineering Design, 2007, v.237, p.618-627
- LARSON, M.; JÖNSSON, L. **Efficiency of mixing by a turbulent jet in a stably stratified fluid.** Dynamics of Atmosphere and Oceans, 1996, v.24, p.63-74.
- NOVELLI, A. **The AMEBA PWR, a new concept in the technology of nuclear reactor safety.** Annals of Nuclear Energy, 2000, v.27, p.589-606.
- ODP. **Propriedades térmicas – policarbonato.** Disponível em: <[http://www-odp.tamu.edu/publications/201\\_IR/chap\\_04\\_c4\\_3.htm](http://www-odp.tamu.edu/publications/201_IR/chap_04_c4_3.htm)>. Acessado em: 28 set 08.
- ÖZISIK, M.N. **Heat transfer – a basic approach.** USA, McGraw-Hill Book Company, 1985.
- PAPANICOLAOU, P.N.; LIST, J. **Statistical and spectral properties of tracer concentration in round buoyant jets.** Int. J. Heat Mass Transfer, 1987, v.30, p.2059-2071.
- PERONA, J.J.; HYLTON, T.D.; YOUNGBLOOD, E.L.; CUMMINS, R.L. **Jet mixing of liquids in long horizontal cylindrical tanks.** Ind. Eng. Chem. Res., 1998, v.37, p.1478-1482.
- POLIWORK. **Propriedades térmicas.** Disponível em: <<http://www.poliwork.com.br/compac/manual/compacto.html>>. Acessado em: 28 set 08.
- ROHDE, U.; ELKIN, I.; KALINENKO, V. **Analysis of boron dilution accident for WWER-440 combining the use of the codes DYN3D and SiTAP.** Nuclear Engineering Design, 1997. v.170, p.95-99.
- ROHDE, U.; KLIEM, S.; HÖHNE, T.; KARLSSON, R.; HÖMSTREM, B.; LILLINGTON, J.; TOPPILA, T.; ELTER, J.; BEZRUKOV, Y. **Fluid mixing and flow distribution in the reactor circuit, measurement data base.** Nuclear Engineering Design, 2005, v.235, p.421-443.

- SAMOILOV, O.B.; KUUL, V.S.; MALAMUD, V.A.; TARASOV, G.I. **Integral nuclear power reactor with natural coolant circulation. Investigation of passive RHR system.** Nuclear Engineering and Design, 1996, v.165, p.259-264.
- SCHATZMANN, M. **An integral model of plume rise.** Atmospheric Environment, 1979, v.13, p.721-731.
- SINI, J.F.; DEKEYSER, I. **Numerical prediction of turbulent plane jets and forced plumes by use of the  $k - \varepsilon$  model of turbulence.** Int. J. Heat Mass Transfer, 1987, v.30, No.9, p.1787-1801.
- SONNTAG, R.E.; BORGNACKE, C. **Introdução à termodinâmica para engenharia.** LTC Editora, Brasil, 2003.
- TRENT, D.S.; WELTY, J.R. **numerical computation of momentum jets and forced plumes.** Computer & Fluids, 1973, v.1, p.331-357.
- UMMINGER, K.; MANDL, R.; WEGNER, R. **Restart of natural circulation in a PWR-PKL test results and S-RELAP5 calculations.** Nuclear Engineering Design, 2002, v.215, p.39-50.
- WENRAN, W.; YUEYUAN, J.; LIN, L.; YALI, W. **A novel encoding water level monitor system during and after LOCAs in a nuclear heating reactor.** Nuclear Engineering and Design, 1998, v.179, p.275-280.
- WESTINGHOUSE ELECTRIC COMPANY LCC . **Final technical progress report – STD - ES-03-40.** Nov. 3, 2003a, Pittsburgh.
- WESTINGHOUSE ELECTRIC COMPANY LCC. **IRIS plant description document. Westinghouse Proprietary Class 2 - WCAP-16062-P.** Mar. 21, 2003b. Pittsburgh.
- WESTINGHOUSE ELECTRIC COMPANY LCC. **IRIS preliminary safety assessment. Westinghouse Non-Proprietary Class 3 – WCAP-16082-NP.** vol.1. Jul. 15, 2003c. Pittsburgh.
- WULFF, W. **Scaling of Thermohydraulic systems.** Nuclear Engineering Design, 1996, v.163, p.359-395.
- WULFF, W.; ZUBER, N.; ROHATGI, U.S.; CATTON, I.; **Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 2. System Level Scaling for System Depressurization.** In: The 11<sup>th</sup> International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France, 2005.
- ZUBER, N.; WULFF, W.; ROHATGI, U.S.; CATTON, I.; **Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 1. Methodology Development.** In: The 11<sup>th</sup> International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France, 2005.

## ANEXO

### Resolução de sistemas de equações diferenciais acopladas

Seja  $x^{(1)}, x^{(2)}, \dots, x^{(n)}$  um conjunto de soluções para a Eq.(141):

$$x' = P(t)x \quad (141)$$

em algum intervalo  $\alpha < t < \beta$ . Então, a matriz dada pela Eq.(142):

$$\Psi(t) = \begin{bmatrix} x_1^{(1)}(t) & \text{K} & x_1^{(n)}(t) \\ & \text{M} & \\ x_n^{(1)}(t) & \text{K} & x_n^{(n)}(t) \end{bmatrix} \quad (142)$$

cujas colunas são os vetores  $x^{(1)}, \dots, x^{(n)}$ , é denominada matriz fundamental para o sistema Eq.(141). Pode-se escrever a solução de um problema de valor inicial de forma compacta em termos de uma matriz fundamental. A solução geral da Eq.(141) é:

$$x = c_1 x^{(1)}(t) + \Lambda + c_n x^{(n)}(t) \quad (143)$$

ou, em termos de  $\Psi(t)$ ,

$$x = \Psi(t)c \quad (144)$$

em que  $c$  é um vetor constante com componentes arbitrários  $c_1, \dots, c_n$ . Para um problema de valor inicial constituído da equação diferencial Eq.(143) e da condição inicial

$$x(t_0) = x^0 \quad (145)$$

em que  $t_0$  é um ponto dado em  $\alpha < t < \beta$ , e  $x^0$  é um vetor inicial dado. Assim,  $c$  deve satisfazer a Eq.(146):

$$\Psi(t_0)c = x^0 \quad (146)$$

Portanto:

$$c = \Psi^{-1}(t_0)x^0 \quad (147)$$

e

$$x = \Psi(t) \Psi^{-1}(t_0)x^0 \quad (148)$$

Quando se tem um sistema do tipo dado pela Eq.(149):

$$x' = A.x \quad (149)$$

em que  $A$  é uma matriz constante. A razão básica pela qual um sistema de equações diferenciais apresenta alguma dificuldade é porque as equações estão normalmente acopladas. Assim, as equações têm de ser resolvidas simultaneamente, o que corresponde a transformar a matriz  $A$  numa matriz diagonal.

A transformação mencionada anteriormente é possível sempre que  $A$  tenha um conjunto completo de  $n$  autovalores linearmente independentes. Sejam  $\xi^{(1)}, \dots, \xi^{(n)}$  autovetores de  $A$ , correspondentes aos autovalores  $r_1, \dots, r_n$ , dando origem à matriz de transformação  $T$ , cujas colunas são  $\xi^{(1)}, \dots, \xi^{(n)}$ . Então:

$$T = \begin{bmatrix} \xi_1^{(1)} & \text{K} & \xi_1^{(n)} \\ \text{M} & & \text{M} \\ \xi_n^{(1)} & \text{K} & \xi_n^{(n)} \end{bmatrix} \quad (150)$$

Definindo-se uma nova variável  $y$  pela Eq.(151):

$$x = T \cdot y \quad (151)$$

tem-se, a partir das Eqs.(149) e (151), que:

$$T \cdot y' = A \cdot T \cdot y \quad (152)$$

ou

$$y' = (T^{-1} \cdot A \cdot T) y \quad (153)$$

em que

$$T^{-1} A T = D = \begin{bmatrix} r_1 & 0 & \Lambda & 0 \\ 0 & r_2 & \Lambda & 0 \\ M & M & & M \\ 0 & 0 & \Lambda & r_n \end{bmatrix} \quad (154)$$

é a matriz diagonal cujos elementos diagonais são os autovalores de  $A$ . Assim,  $y$  satisfaz o sistema de equações desacopladas:

$$y' = D \cdot y \quad (155)$$

Para o caso de um sistema não-homogêneo, ou seja, sistemas do tipo:

$$x' = A \cdot x + g(t) \quad (156)$$

e definindo-se  $x$  novamente pela Eq.(151), obtém-se:

$$T \cdot y' = A \cdot T \cdot y + g(t) \quad (157)$$

Multiplicando-se ambos os lados da Eq.(157) por  $T^{-1}$ , tem-se que:

$$y' = D \cdot y + h(t) \quad (158)$$

em que  $D$  é a matriz diagonal dada pela Eq.(154), e  $h(t)$  é dado por:

$$h(t) = T^{-1} g(t) \quad (159)$$

A Eq.(158) é um sistema de equações desacopladas para  $y_1(t), \dots, y_n(t)$ , que podem ser resolvidas separadamente. Na forma escalar, o sistema dado pela Eq.(158) tem a forma:

$$y_j' = r_j y_j(t) + h_j(t) \quad , \quad j = 1, \Lambda, n \quad (160)$$

em que  $h_j(t)$  é uma combinação linear de  $g_1(t), \dots, g_n(t)$ .

A Eq.(160) é linear e de primeira ordem, podendo ser resolvida conforme mostrado na Eq.(161):

$$y_j(t) = (\exp(r_j t)) \int_{t_0}^t (\exp(-r_j s)) h_j(s) ds + c_j (\exp(r_j t)) \quad , \quad j = 1, \Lambda, n \quad (161)$$

em que  $c_j$  são constantes arbitrárias. A solução da Eq.(156) pode, então, ser obtida a partir da Eq.(151).

**APÊNDICES**

## APÊNDICE 1

O programa descrito a seguir, desenvolvido na linguagem Fortran, verifica em que condições o diâmetro do orifício de surto e a temperatura da água, na seção de testes, promovem um número de Froude densimétrico semelhante ao do protótipo, além de indicar o fator de escala temporal adequado. Em seguida, são mostrados os dados de entrada nos quais o programa se baseou e os dados de saída obtidos.

### 1) Listagem do programa FROUDE

```

program FROUDE
real Dm,Dp,St,Sv,Frp,Frm,Qinp,Qinm,g,Tin,i,erro,T,vm,vp
real roinp,roinm,rop,rom,Dmot,Tinot,Frmot,minimo,Sot,pi

! Este programa verifica as condições em que o número de Froude
! densimétrico no modelo é semelhante ao do protótipo

! Dp   : diâmetro do orifício de surto no protótipo
! Dm   : diâmetro do orifício de surto no modelo
! Sv   : escala volumétrica
! St   : escala temporal
! Frp  : número de Froude densimétrico no protótipo
! Frm  : número de Froude densimétrico no modelo
! Qinp : vazão volumétrica total de recirculação no protótipo
! Qinm : vazão volumétrica total de recirculação no modelo
! g    : aceleração da gravidade
! roinp: densidade do fluido de entrada no pressurizador do protótipo
! roinm: densidade do fluido de entrada no pressurizador do modelo
! rop  : densidade do fluido ambiente no pressurizador do protótipo
! rom  : densidade do fluido ambiente no pressurizador do modelo
! Tin  : temperatura da vazão de entrada no modelo

open(unit=5,file="input1.dat")
open(unit=49,file="saida49.dat")
open(unit=50,file="saida50.dat")

read(5,*)Dp
write(50,*)'1 - Diâmetro de recirculação no protótipo (m) = ',Dp
read(5,*)Qinp
write(50,*)'2 - Vazão de recirculação no protótipo (m3/s) = ',Qinp
read(5,*)g
write(50,*)'3 - Aceleração da gravidade (m/s2) = ',g
read(5,*)pi
write(50,*)'4 - Constante pi = ',pi
read(5,*)minimo
read(5,*)roinp
write(50,*)'5 - Densidade da água de entrada no protótipo (kg/m3) = ',roinp
read(5,*)rop
write(50,*)'6 - Densidade do fluido ambiente do protótipo (kg/m3) = ',rop

```

```

read(5,*)rom
write(50,*)'7 - Densidade do fluido ambiente PZR do modelo (kg/m3) = ',rom
read(5,*)Sv
write(50,*)'8 - Fator de escala volumétrica = ',Sv

vp=(4.0*Qinp/8.0)/(pi*Dp*Dp)
Frp=vp/(sqrt(g*Dp*(roinp-rop)/rop))

do T=4.0,8.0,0.1

    St=1.0/T

do Tin=25.0,80.0,0.1

    roinm=1009.0-0.455*Tin
    Qinm=Qinp*Sv*roinp*rom/(St*rop*roinm)

do i=1.0,3.0,0.1

    Dm=(i/10.0)*Dp
    vm=(4.0*Qinm/8.0)/(pi*Dm*Dm)
    Frm=vm/(sqrt(g*Dm*(roinm-rom)/rom))
    erro=abs(1-(Frm/Frp))

    if (erro<=minimo) then

        minimo=erro
        Tinot=Tin
        Dmot=Dm
        Frmot=Frm
        Sot=St

    end if

end do

end do

end do

write(49,*)'1 - Diâmetro do orifício de recirc. no protótipo (m) = ', Dp
write(49,*)'2 - Vazão de recirculação no protótipo (m3/s) = ',Qinp
write(49,*)'3 - Densidade da água de entrada no prot. (kg/m3) = ',roinp
write(49,*)'4 - Densidade da água ambiente no prot. (kg/m3) = ',rop
write(49,*)'5 - Densidade da água ambiente no mod. (kg/m3) = ',rom
write(49,*)'6 - Fator de escala volumétrica adotado = ',Sv

write(*,*)'Resíduo mínimo = ',minimo
write(*,*)'Temperatura otimizada no modelo = ',Tinot
write(50,*)'9 - Temperatura otimizada no modelo = ',Tinot
write(*,*)'Diâmetro otimizado no modelo = ',Dmot
write(50,*)'10 - Diâmetro otimizado no modelo = ',Dmot
write(*,*)'Escala de tempo otimizada no modelo = ',Sot
write(50,*)'11 - Escala de tempo otimizada no modelo = ',Sot
write(*,*)'Froude densimétrico otimizado no modelo = ',Frmot
write(50,*)'12 - Froude densimétrico otimizado no modelo = ',Frmot
write(*,*)'Froude densimétrico no protótipo = ',Frp

```

```
write(50,*)'13 - Froude densimétrico no protótipo = ',Frp

close(unit=5)
close(unit=49)
close(unit=50)

end program
```

## 2) Dados do programa FROUDE

```
1 - Diâmetro de recirculação no protótipo (m) = 5.000000E-02
2 - Vazão de recirculação no protótipo (m3/s) = 5.040000E-04
3 - Aceleração da gravidade (m/s2) = 9.810000
4 - Constante pi = 3.141590
5 - Densidade da água de entrada no protótipo (kg/m3) = 656.000000
6 - Densidade do fluido ambiente do protótipo (kg/m3) = 594.100000
7 - Densidade do fluido ambiente PZR do modelo (kg/m3) = 958.000000
8 - Fator de escala volumétrica = 5.000000E-03
9 - Temperatura otimizada no modelo = 33.300010
10 - Diâmetro otimizado no modelo = 1.450000E-02
11 - Escala de tempo otimizada no modelo = 1.960785E-01
12 - Froude densimétrico otimizado no modelo = 1.419298E-01
13 - Froude densimétrico no protótipo = 1.419305E-01
```

## APÊNDICE 2

O programa descrito a seguir, desenvolvido na linguagem Fortran, calcula as concentrações de acordo com a solução analítica mostrada no item 4.4. Em seguida, são mostrados os dados de entrada nos quais o programa se baseou e os dados de saída obtidos.

### 1) Listagem do programa ANALÍTICA

```

program ANALITICA

real St,Qinp,roinp,wlp,Qinm,roinm,wlm,alfap,alfam
real M1p,M2p,M1m,M2m,w2p,w2m,t1p,t2p,lamb1p,lamb2p,t1m,t2m,lamb1m,lamb2m
real Ap,Bp,Dp,Ep,Fp,Am,Bm,Dm,Em,Fm,tf
real Jp,Lp,Jm,Lm,J1p,J2p,J3p,J4p,J1m,J2m,J3m,J4m
real alp,b1p,cp,d1p,a1m,b1m,cm,d1m
real J5p,J6p,J5m,J6m,s1p,s2p,s1m,s2m,tp,ntp,tadp,tm,ommedp
real Co,Ce,Cr,C1p,C2p,C1m,C2m,aux1p,aux2p,aux1m,aux2m,difad
integer n

! Este programa gera os dados das concentrações
! obtidos a partir da solução analítica

open(unit=13,file="saida1.dat")
open(unit=7,file="input3.dat")
open(unit=70,file="saida3.dat")

read(7,*)Co
write(70,*)'1 - Concentração inicial (ppm) = ',Co
read(7,*)Ce
write(70,*)'2 - Concentração externa (ppm) = ',Ce
read(7,*)Cr
write(70,*)'3 - Concentração de referência (ppm) = ',Cr
read(7,*)St
write(70,*)'4 - Fator de escala temporal = ',St
read(7,*)Qinp
write(70,*)'5 - Vazão de recirculação - prot (m3/s) = ',Qinp
read(7,*)roinp
write(70,*)'6 - Densidade da vazão de recirc - prot (kg/m3) = ',roinp
read(7,*)Qinm
write(70,*)'7 - Vazão de recirculação - mod (m3/s) = ',Qinm
read(7,*)roinm
write(70,*)'8 - Densidade da vazão de recirc - mod (kg/m3) = ',roinm
read(7,*)alfap
read(7,*)alfam
read(7,*)ommedp
read(7,*)M1p
write(70,*)'9 - Massa líq. - região 1 - prot (kg) = ',M1p
read(7,*)M2p
write(70,*)'10 - Massa líq. - região 2 - prot (kg) = ',M2p
read(7,*)M1m

```

```

write(70,*)'l1 - Massa líq. - região 1 - mod (kg) = ',M1m
read(7,*)M2m
write(70,*)'l2 - Massa líq. - região 2 - mod (kg) = ',M2m
read(7,*)w2p
read(7,*)w2m
read(7,*)dtp
read(7,*)tp
read(7,*)n
read(7,*)tf

C1p=Co
C2p=Co
C1m=Co
C2m=Co
C1adp=C1p/Cr
C2adp=C2p/Cr
C1adm=C1m/Cr
C2adm=C2m/Cr
difad=C1adp-C2adp

w1p=Qinp*roinp
w1m=Qinm*roinm

t1p=((w2p/M2p)+(w1p/M2p)+(w1p/M1p))
t2p=sqrt(((w1p/M1p)**2.0)+((w2p/M2p)**2.0)+((w1p/M2p)**2.0)+2.0*w1p*w2p*((M1p/
M2p)+1-(w1p/w2p))/(M1p*M2p))
lamb1p=(-t1p+t2p)/2.0
lamb2p=(-t1p-t2p)/2.0

Ap=w1p/M1p
Bp=w2p/M1p
Dp=w1p/M2p
Ep=-w2p/M2p
Fp=Ep-Dp

Jp=sqrt(1+(Bp/(Ap+lamb1p))**2.0)
Lp=sqrt(1+(Dp/(-Fp+lamb2p))**2.0)
J1p=(Bp/(Ap+lamb1p))/Jp
J2p=1.0/Jp
J3p=1.0/Lp
J4p=(Dp/(-Fp+lamb2p))/Lp

a1p=J4p/(J1p*J4p-J2p*J3p)
b1p=J3p/(-J1p*J4p+J2p*J3p)
cp=J2p/(-J1p*J4p+J2p*J3p)
d1p=J1p/(J1p*J4p-J2p*J3p)

J5p=a1p*Ap*((-Ce/lamb1p)-(Co-Ce)/(alfap+lamb1p))
J6p=cp*Ap*((-Ce/lamb2p)-(Co-Ce)/(alfap+lamb2p))
s1p=((J4p-J3p)*Co/(J1p*J4p-J2p*J3p))-J5p
s2p=((J1p-J2p)*Co/(J1p*J4p-J2p*J3p))-J6p

t1m=((w2m/M2m)+(w1m/M2m)+(w1m/M1m))
t2m=sqrt(((w1m/M1m)**2.0)+((w2m/M2m)**2.0)+((w1m/M2m)**2.0)+2.0*w1m*w2m*((M1m/
M2m)+1-(w1m/w2m))/(M1m*M2m))
lamb1m=(-t1m+t2m)/2.0
lamb2m=(-t1m-t2m)/2.0

```

```

Am=w1m/M1m
Bm=w2m/M1m
Dm=w1m/M2m
Em=-w2m/M2m
Fm=Em-Dm

Jm=sqrt(1+(Bm/(Am+lamb1m))**2.0)
Lm=sqrt(1+(Dm/(-Fm+lamb2m))**2.0)
J1m=(Bm/(Am+lamb1m))/Jm
J2m=1.0/Jm
J3m=1.0/Lm
J4m=(Dm/(-Fm+lamb2m))/Lm

a1m=J4m/(J1m*J4m-J2m*J3m)
b1m=J3m/(-J1m*J4m+J2m*J3m)
cm=J2m/(-J1m*J4m+J2m*J3m)
d1m=J1m/(J1m*J4m-J2m*J3m)

J5m=a1m*Am*((-Ce/lamb1m)-(Co-Ce)/(alfam+lamb1m))
J6m=cm*Am*((-Ce/lamb2m)-(Co-Ce)/(alfam+lamb2m))
s1m=((J4m-J3m)*Co/(J1m*J4m-J2m*J3m))-J5m
s2m=((J1m-J2m)*Co/(J1m*J4m-J2m*J3m))-J6m
tm=tp*St

write(13,*)' tadp Cladp Cladm C2adp C2adm difad'
write(13,*)' '

write(13,101)tadp,C1p,C1m,C2p,C2m,difad*Cr
101 format(1x,f9.5,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,f7.2)

do while (tp<tf)

    tm=tp*St
    aux1m=(-Ce/lamb1m)-(Co-Ce)*(exp(-alfam*tm))/(alfam+lamb1m)
    aux2m=(-Ce/lamb2m)-(Co-Ce)*(exp(-alfam*tm))/(alfam+lamb2m)

C1m=J1m*(s1m*(exp(lamb1m*tm))+a1m*Am*aux1m)+J3m*(s2m*(exp(lamb2m*tm))+cm*Am*aux2m)

C2m=J2m*(s1m*(exp(lamb1m*tm))+a1m*Am*aux1m)+J4m*(s2m*(exp(lamb2m*tm))+cm*Am*aux2m)
    Cladm=C1m/Cr
    C2adm=C2m/Cr

    aux1p=(-Ce/lamb1p)-(Co-Ce)*(exp(-alfap*tp))/(alfap+lamb1p)
    aux2p=(-Ce/lamb2p)-(Co-Ce)*(exp(-alfap*tp))/(alfap+lamb2p)

C1p=J1p*(s1p*(exp(lamb1p*tp))+a1p*Ap*aux1p)+J3p*(s2p*(exp(lamb2p*tp))+cp*Ap*aux2p)

C2p=J2p*(s1p*(exp(lamb1p*tp))+a1p*Ap*aux1p)+J4p*(s2p*(exp(lamb2p*tp))+cp*Ap*aux2p)
    Cladp=C1p/Cr
    C2adp=C2p/Cr
    difad=abs(Cladp-C2adp)

```

```

tadp=ommedp*tp

n=n+1

  if (mod(n,1000)==0) then
    write(13,102)tadp,C1p,C1m,C2p,C2m,difad*Cr
    102 format(1x,f9.5,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,f7.2)
  end if

  tp=tp+ntp

end do

write(13,103)tadp,C1p,C1m,C2p,C2m,difad*Cr
103 format(1x,f9.5,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,1x,f7.2,f7.2)

write(*,*)tadp,C1p,C1m,C2p,C2m,difad*Cr

close(unit=13)
close(unit=7)
close(unit=70)

end program

```

## 2) Dados do programa ANALÍTICA

Dados de entrada para deborção:

```

1 - Concentração inicial (ppm) = 2000.000000
2 - Concentração externa (ppm) = 300.000000
3 - Concentração de referência (ppm) = 2200.000000
4 - Fator de escala temporal = 1.960000E-01
5 - Vazão de recirculação - prot (m3/s) = 5.040000E-04
6 - Densidade da vazão de recirc - prot (kg/m3) = 656.000000
7 - Vazão de recirculação - mod (m3/s) = 1.367000E-05
8 - Densidade da vazão de recirc - mod (kg/m3) = 994.700000
9 - Massa líq. - região 1 - prot (kg) = 4484.000000
10 - Massa líq. - região 2 - prot (kg) = 14349.000000
11 - Massa líq. - região 1 - mod (kg) = 36.150000
12 - Massa líq. - região 2 - mod (kg) = 115.680000

```

Dados de saída para deborção:

tadp	C1p	C1m	C2p	C2m	difad
.00000	2000.00	2000.00	2000.00	2000.00	.00
.00998	1997.61	1997.62	1995.56	1995.56	2.06
.01997	1967.00	1967.02	1990.12	1990.12	23.12
.02995	1916.74	1916.77	1981.97	1981.97	65.23
.03994	1853.29	1853.34	1970.08	1970.08	116.79
.04993	1781.52	1781.59	1953.93	1953.94	172.42
.05992	1705.03	1705.12	1933.37	1933.39	228.34

.06990	1626.49	1626.59	1908.51	1908.53	282.02
.07989	1547.81	1547.92	1879.58	1879.61	331.77
.08987	1470.39	1470.51	1846.97	1847.01	376.58
.09986	1395.18	1395.31	1811.09	1811.14	415.91
.10984	1322.85	1322.99	1772.40	1772.46	449.55
.11983	1253.82	1253.96	1731.36	1731.43	477.54
.12981	1188.31	1188.45	1688.41	1688.49	500.10
.13980	1126.45	1126.60	1643.98	1644.06	517.52
.14978	1068.26	1068.40	1598.46	1598.55	530.20
.15977	1013.68	1013.82	1552.22	1552.32	538.54
.16976	962.61	962.76	1505.58	1505.69	542.97
.17974	914.94	915.08	1458.85	1458.96	543.91
.18973	870.50	870.64	1412.27	1412.39	541.77
.19972	829.09	829.22	1366.03	1366.16	536.95
.20972	790.58	790.72	1320.38	1320.52	529.80
.21972	754.82	754.95	1275.49	1275.63	520.67
.22971	721.63	721.75	1231.50	1231.64	509.87
.23971	690.84	690.96	1188.53	1188.67	497.69
.24971	662.30	662.42	1146.68	1146.82	484.37
.25970	635.85	635.97	1106.02	1106.16	470.16
.26970	611.36	611.46	1066.61	1066.76	455.26
.27970	588.67	588.78	1028.51	1028.65	439.84
.28969	567.67	567.77	991.73	991.88	424.06
.29969	548.23	548.33	956.31	956.45	408.08
.30969	530.24	530.33	922.24	922.39	392.00
.31266	525.16	525.25	912.39	912.53	387.23

#### Dados de entrada para boração:

1 -	Concentração inicial (ppm) =	200.000000
2 -	Concentração externa (ppm) =	2000.000000
3 -	Concentração de referência (ppm) =	2200.000000
4 -	Fator de escala temporal =	1.960000E-01
5 -	Vazão de recirculação - prot (m3/s) =	5.040000E-04
6 -	Densidade da vazão de recirc - prot (kg/m3) =	656.000000
7 -	Vazão de recirculação - mod (m3/s) =	1.367000E-05
8 -	Densidade da vazão de recirc - mod (kg/m3) =	994.700000
9 -	Massa líq. - região 1 - prot (kg) =	4484.000000
10 -	Massa líq. - região 2 - prot (kg) =	14349.000000
11 -	Massa líq. - região 1 - mod (kg) =	36.150000
12 -	Massa líq. - região 2 - mod (kg) =	115.680000

#### Dados de saída para boração:

	tadp	Clp	Clm	C2p	C2m	difad
.00000	200.00	200.00	200.00	200.00	200.00	.00
.00998	218.07	218.06	200.04	200.04	18.02	
.01997	262.52	262.50	202.55	202.54	59.97	
.02995	325.06	325.03	208.99	208.98	116.07	
.03994	399.45	399.40	220.19	220.18	179.26	
.04993	481.03	480.97	236.49	236.48	244.54	
.05992	566.33	566.26	257.89	257.87	308.44	
.06990	652.85	652.77	284.19	284.16	368.66	

.07989	738.76	738.66	315.00	314.96	423.75
.08987	822.75	822.65	349.88	349.84	472.87
.09986	903.95	903.84	388.33	388.28	515.62
.10984	981.75	981.63	429.82	429.76	551.93
.11983	1055.80	1055.68	473.85	473.77	581.95
.12981	1125.90	1125.77	519.91	519.83	605.99
.13980	1191.98	1191.85	567.55	567.45	624.43
.14978	1254.05	1253.92	616.33	616.22	637.72
.15977	1312.19	1312.06	665.86	665.75	646.33
.16976	1366.54	1366.41	715.79	715.67	650.75
.17974	1417.24	1417.11	765.79	765.67	651.44
.18973	1464.46	1464.34	815.61	815.47	648.86
.19972	1508.45	1508.33	865.03	864.90	643.42
.20972	1549.33	1549.21	913.81	913.67	635.52
.21972	1587.28	1587.17	961.76	961.61	625.52
.22971	1622.50	1622.39	1008.73	1008.58	613.77
.23971	1655.15	1655.05	1054.59	1054.44	600.56
.24971	1685.42	1685.32	1099.25	1099.09	586.17
.25970	1713.46	1713.37	1142.61	1142.46	570.85
.26970	1739.43	1739.34	1184.63	1184.47	554.80
.27970	1763.48	1763.39	1225.25	1225.09	538.23
.28969	1785.74	1785.66	1264.44	1264.28	521.30
.29969	1806.34	1806.26	1302.18	1302.02	504.16
.30969	1825.40	1825.33	1338.47	1338.31	486.94
.31266	1830.79	1830.72	1348.96	1348.81	481.82

### APÊNDICE 3

Nessa seção, demonstra-se a determinação do fator  $f$  que, multiplicado pela resistência à condução de calor para uma casca esférica completa, fornece a resistência em função da área por onde realmente há um fluxo de calor.

Para uma casca esférica completa, a resistência à condução térmica é dada por:

$$R = \frac{1}{4\pi k} \left( \frac{1}{a} - \frac{1}{b} \right) = \frac{2}{4\pi k} \left( \frac{1}{D_i} - \frac{1}{D_e} \right) \quad (162)$$

em que  $a$ ,  $b$ ,  $D_i$  e  $D_e$  representam, respectivamente, o raio interno, o raio externo, o diâmetro interno e o diâmetro externo da casca esférica inteira.

No caso da região 3, considerando-se as regiões 1 e 2 isoladas, a área por onde flui o calor não é a de uma casca completa, mas possui uma área interna dada, aproximadamente, por:

$$A = 2\pi a(a - h_2) \quad (163)$$

em que  $h_2$  corresponde, aproximadamente, ao baixo nível (comparado com o diâmetro interno) atingido pela água na região 2, podendo ser determinado através da escala linear da Eq.(138) e da Figura 12, ou pelo volume e pelo diâmetro interno na região 2 do modelo. As duas maneiras fornecem um valor para  $h_2$  igual a 0,137 m.

Definindo-se  $f$  como a razão entre as áreas por onde flui o calor numa casca esférica inteira e na área dada pela Eq.(163), obtém-se:

$$f = \frac{4\pi a^2}{2\pi a(a - h_2)} = \frac{2a}{a - h_2} \quad (164)$$

A substituição dos valores encontrados no modelo fornecem um valor para  $f$  igual a 2,7. Sabendo-se que a resistência é inversamente proporcional à área, este deve ser o valor que multiplica a resistência de condução para uma casca esférica completa.

Do ponto de vista físico, a resistência térmica de condução deve realmente aumentar, uma vez que, para uma casca esférica completa, o calor encontra uma maior área por onde fluir e, portanto, menos resistência. Nas mesmas condições de temperatura interna e espessura da casca, considerando-se as regiões 1 e 2 isoladas, há uma menor área de transferência, justificando-se o aumento da resistência.

#### APÊNDICE 4

Nesta seção, demonstra-se que os autovalores dados pelas Eqs.(76) e (77) são sempre reais em virtude da positividade do discriminante nelas presente. Combinando-se as Eqs.(70), (71) e (72), obtém-se:

$$F = -\frac{(w_{circ} + w_{cond})}{M_2} \quad (165)$$

A inserção da Eq.(165) na Eq.(79), juntamente com as Eqs.(68), (69) e (70) conduz à Eq.(166):

$$H = \frac{w_{circ}^2}{M_1 M_2} \quad (166)$$

Quando as Eqs.(68) e (166) são substituídas na Eq.(68), obtém-se:

$$G = \frac{w_{circ} (M_1 + M_2) + M_1 w_{cond}}{M_1 M_2} \quad (167)$$

O termo que aparece dentro do radical dos autovalores pode, então, ser avaliado por meio das Eqs.(166) e (167):

$$G^2 - 4H = \frac{(M_1 - M_2)^2 w_{circ}^2 + M_1^2 w_{cond}^2 + 2(M_1 + M_2)M_1 w_{circ} w_{cond}}{(M_1 M_2)^2} \quad (168)$$

Conclui-se, a partir da Eq.(168), que, quaisquer que sejam os valores das massas de água, da vazão de circulação e da taxa de condensação no interior do pressurizador, os autovalores são sempre reais.