

AVALIAÇÃO DAS DISTORÇÕES DE ESCALA DO SISTEMA DE  
REFRIGERAÇÃO DE CAVIDADE DE REATOR ENTRE OS REATORES HTR-10 E  
HTR-PM, SOB CONDIÇÕES NORMAIS E DE TRANSIENTES

Thiago Daboit Roberto

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de  
Pós-graduação em Engenharia Nuclear, COPPE,  
da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como  
parte dos requisitos necessários à obtenção do  
título de Doutor em Engenharia Nuclear.

Orientadores: Antonio Carlos Marques Alvim  
Celso Marcelo Franklin Lapa


Rio de Janeiro  
Dezembro de 2018

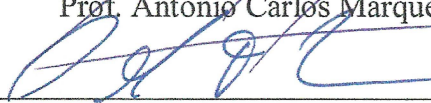
AVALIAÇÃO DAS DISTORÇÕES DE ESCALA DO SISTEMA DE  
REFRIGERAÇÃO DE CAVIDADE DE REATOR ENTRE OS REATORES HTR-10 E  
HTR-PM, SOB CONDIÇÕES NORMAIS E DE TRANSIENTES

Thiago Daboit Roberto

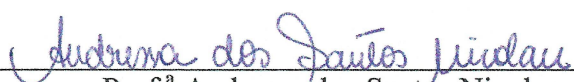
TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ  
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS  
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM  
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA NUCLEAR.

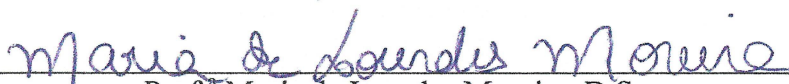
Examinada por:


  
\_\_\_\_\_  
Prof. Antonio Carlos Marques Alvim, Ph.D.

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Celso Marcelo Franklin Lapa, D.Sc.

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Paulo Fernando Ferreira Frutuoso e Melo, D.Sc.

  
\_\_\_\_\_  
Prof.ª Andressa dos Santos Nicolau, D.Sc.

  
\_\_\_\_\_  
Prof.ª Maria de Lourdes Moreira, D.Sc.

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Paulo Victor Rodrigues de Carvalho, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

DEZEMBRO DE 2018

Roberto, Thiago Daboit

Avaliação das distorções de escala do sistema de refrigeração de cavidade de reator entre os reatores HTR-10 e HTR-PM, sob condições normais e de transientes/Thiago Daboit Roberto. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XVII, 101 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Antonio Carlos Marques Alvim

Celso Marcelo Franklin Lapa

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Nuclear, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 95-101.

1. Sistema de remoção de calor de cavidade de reator.
2. HTR-10. I. Alvim, Antonio Carlos Marques *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Nuclear. III. Título.

# Agradecimentos

Agradeço a minha capacidade de me manter com saúde física e mental, coragem e muita força de vontade durante o processo de realização deste trabalho.

Agradeço aos professores e aos orientadores Antonio Carlos Marques Alvim e Celso Marcelo Franklin Lapa pela confiança em mim depositada, pelo incentivo, pela liberdade e pelo apoio durante o processo de realização desta tese.

Agradeço aos meus amigos, familiares e colegas de trabalho que me apoiaram durante todo o processo desta tese.

Ao PEN/COPPE/UFRJ, pelo suporte necessário ao trabalho.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro a esta pesquisa.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

AVALIAÇÃO DAS DISTORÇÕES DE ESCALA DO SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO DE CAVIDADE DE REATOR ENTRE OS REATORES HTR-10 E HTR-PM, SOB CONDIÇÕES NORMAIS E DE TRANSIENTES

Thiago Daboit Roberto

Dezembro/2018

Orientadores: Antonio Carlos Marques Alvim

Celso Marcelo Franklin Lapa

Programa: Engenharia Nuclear

O Reator de teste de Alta Temperatura de 10 MWth (HTR-10) é um protótipo de reator de prova de conceito para o Reator Modular refrigerado a gás de Elevada Temperatura de leito de Esferas (HTR-PM). Ambos os reatores compartilham várias similaridades de projeto, incluindo uma cavidade do reator que precisa ser resfriada devido à alta temperatura de saída do núcleo. A fim de garantir a integridade estrutural da cavidade do reator, um sistema de resfriamento de cavidade de reator (RCCS) que funcione com água e opere por meio de processos passivos de remoção de calor é concebido no projeto. Dadas as semelhanças entre os RCCS dos reatores, este trabalho considera o RCCS do HTR-10 como modelo para o RCCS do HTR-PM, para verificar as distorções de escala entre os RCCS. Com este propósito, o RCCS é modelado e o método tradicional de escala entre os RCCS dos reatores é utilizado para o regime de escoamento estacionário, enquanto a técnica da análise de escala fracional é empregada para o regime de escoamento transiente. As condições necessárias para a completa similaridade no regime de escoamento estacionário são determinadas, assim como as distorções de escala para a similaridade no regime de escoamento transiente são obtidas. A avaliação de similaridade entre os RCCS de ambos os reatores, com base nos dados dos dois problemas de referência, perda pressurizada (ou despressurizada) do resfriamento forçado, mostra que existe uma similaridade entre os RCCS dos reatores para uma dada condição de operação em cada problema analisado.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

DISTORTION EVALUATION OF THE REACTOR CAVITY COOLING SYSTEM  
SCALE BETWEEN HTR-10 AND HTR-PM REACTORS UNDER NORMAL AND  
TRANSIENTS CONDITIONS

Thiago Daboit Roberto

December/2018

Advisors: Antonio Carlos Marques Alvim

Celso Marcelo Franklin Lapa

Department: Nuclear Engineering

The 10 MW<sub>th</sub> high-temperature test reactor (HTR-10) is a proof of concept reactor prototype for the high-temperature gas-cooled reactor pebble-bed module (HTR-PM). These reactors share several design similarities, including a reactor cavity that requires cooling owing to the high core outlet temperature. In order to ensure the integrity of the reactor cavity, a water-cooled reactor cavity cooling system (RCCS) that operates with passive heat removal processes is conceived in the project. Given the similarities between the RCCS of the reactors, this study considers the RCCS of HTR-10 as a model for RCCS of HTR-PM to evaluate the scale distortions between the RCCS. For this purpose, the RCCS is modeled and the traditional method of scale between the RCCS of the reactors is used for the steady flow regime, whereas the fractional scale analysis technique is adopted for transient flow regime. The necessary conditions for the full similarity in the steady-state flow regime are determined, as well as scale distortions for the similarity in transient flow regime are obtained. The similarity evaluation between the RCCS of both reactors based on data from two benchmark problems: pressurized and depressurized loss of forced cooling shows a similarity between the RCCS of the reactors for a given operating condition in each of the problems analyzed.

# SUMÁRIO

<b>LISTAS DE FIGURAS</b>	<b>ix</b>
<b>LISTAS DE TABELAS</b>	<b>xi</b>
<b>LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS</b>	<b>xii</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS</b>	<b>xiv</b>
<b>1 INTRODUÇÃO</b> .....	<b>1</b>
1.1 Motivação .....	1
1.2 Objetivos da tese .....	2
1.3 Originalidade do trabalho .....	2
1.4 Contribuições ao estado da arte .....	2
1.5 Organização do trabalho .....	2
<b>2 CONTEXTUALIZAÇÃO DO PROBLEMA</b> .....	<b>4</b>
<b>2.1 Evolução da energia nuclear</b> .....	<b>4</b>
<b>2.2 Reator de elevada temperatura</b> .....	<b>8</b>
2.2.1 HTR-10 .....	11
2.2.2 HTR-PM .....	16
2.3 Sistema de remoção de calor residual da cavidade do reator.....	18
<b>3 FUNDAMENTOS TEÓRICOS</b> .....	<b>22</b>
3.1 Similaridade e escala.....	22
3.2 Técnicas de escala.....	26
3.2.1 Análise de escala fracional .....	28
3.2.1.1 Paradigma da escala fracional.....	29
3.2.1.2 Aplicação a centrais nucleares .....	31
3.2.1.3 Aplicação da FSA .....	31
<b>4 GRUPOS ADIMENSIONAIS</b> .....	<b>40</b>
4.1 Grupos adimensionais para a região da cavidade do reator .....	40
4.2 Grupos adimensionais para o RCCS.....	45
4.2.1 Para o regime de escoamento permanente .....	46

4.2.1.1 Conservação de <i>momentum</i> .....	46
4.2.1.2 Conservação de energia .....	49
4.2.1.3 Conservação de calor transferido do vaso de pressão do reator para o RCCS	50
4.2.2 Regime de escoamento transiente.....	51
4.2.2.1 Conservação de <i>momentum</i> .....	52
4.2.2.2 Conservação de energia .....	53
4.3 Resumo dos grupos adimensionais .....	54
<b>5 ESCALA.....</b>	<b>56</b>
5.1 Modelo e protótipo.....	56
5.1.1 Análise de escala fracional .....	56
5.1.1.1 Normalização dos termos.....	56
5.1.2 Análise das relações adimensionais .....	68
5.1.2.1 Para o regime de escoamento permanente .....	68
5.1.2.2 Para o regime de escoamento transiente .....	74
<b>6 RESULTADOS .....</b>	<b>79</b>
6.1 Para similaridade completa em regime de escoamento permanente .....	79
6.2 Para similaridade completa em regime de escoamento transiente .....	82
6.3 Análise de escala entre o HTR-10 e o HTR-PM.....	85
<b>7 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS FUTURAS.....</b>	<b>93</b>
<b>8 REFERÊNCIAS .....</b>	<b>95</b>



# LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 – DESENVOLVIMENTO DAS GERAÇÕES DE REATORES NUCLEARES .....	5
FIGURA 2.2 – PROGRESSO DOS SISTEMAS DE QUARTA GERAÇÃO .....	8
FIGURA 2.3 – REPRESENTAÇÃO DO REATOR A ELEVADA TEMPERATURA .....	9
FIGURA 2.4 – REPRESENTAÇÃO DOS CICLOS DIRETO (B) E INDIRETO (A), PARA A GERAÇÃO DE ENERGIA ELÉTRICA .....	10
FIGURA 2.5 – REPRESENTAÇÃO DOS TIPOS DE COMBUSTÍVEIS E DE ARRANJOS DOS NÚCLEOS.....	11
FIGURA 2.6 – SISTEMA PRIMÁRIO DO HTR-10.....	12
FIGURA 2.7 – INTERIOR DO NÚCLEO DO HTR-10.....	13
FIGURA 2.8 – CONTENÇÃO DO HTR-10.....	15
FIGURA 2.9 – SISTEMA PRIMÁRIO DO HTR-PM.....	17
FIGURA 2.10 – SISTEMA SIMPLIFICADO DO RCCS .....	19
FIGURA 2.11 – DESCRIÇÃO DO PERCURSO DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR DE FORMA PASSIVA .....	20
FIGURA 3.1– LOCA DE GRANDE E PEQUENA INTENSIDADE NA INSTALAÇÃO LOFT .....	38
FIGURA 3.2– LOCA DE GRANDE E PEQUENA INTENSIDADE NA INSTALAÇÃO <i>SEMISCALE</i> .	38
FIGURA 3.3– DESPRESSURIZAÇÃO COM LOCA DE ALTA INTENSIDADE NAS INSTALAÇÕES LOFT E <i>SEMISCALE</i> .....	39
FIGURA 3.4– DESPRESSURIZAÇÃO COM LOCA DE PEQUENA INTENSIDADE NAS INSTALAÇÕES LOFT E <i>SEMISCALE</i> .....	39
FIGURA 4.1 – APROXIMAÇÃO DA CAVIDADE DO REATOR EM DUAS DIMENSÕES .....	40
FIGURA 4.2 – SISTEMA SIMPLIFICADO DOS TUBOS DO RCCS DENTRO DA CAVIDADE DO REATOR .....	46
FIGURA 6.1 – FATORES DE ESCALA DO MODELO DE ESCOAMENTO PERMANENTE COM SIMILARIDADE COMPLETA EM FUNÇÃO DO FATOR DE ESCALA PARA A ALTURA DA CAVIDADE.....	81

FIGURA 6.2 – PRINCIPAIS NÚMEROS ADIMENSIONAIS PARA O REGIME DE ESCOAMENTO  
TRANSIENTE EM FUNÇÃO DO FATOR DE ESCALA DA ALTURA DA CAVIDADE ..... 84

# LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 – VISÃO GERAL DOS SISTEMAS DE QUARTA GERAÇÃO.....	7
TABELA 2.2 – PRINCIPAIS PARÂMETROS DO HTR-10 .....	14
TABELA 2.3 – PRINCIPAIS PARÂMETROS DO HTR-PM.....	18
TABELA 3.1 – AGENTES DE VARIAÇÃO FRACIONAL NORMALIZADOS E TAXAS INICIAIS DE VARIAÇÃO FRACIONAL.....	34
TABELA 6.1 – RESULTADOS DOS FATORES DE ESCALA PARA A SIMILARIDADE COMPLETA EM REGIME DE ESCOAMENTO PERMANENTE. ....	81
TABELA 6.2 – RESULTADOS DOS FATORES DE ESCALA PARA A SIMILARIDADE COMPLETA EM REGIME DE ESCOAMENTO TRANSIENTE.....	83
TABELA 6.3 – PARÂMETROS GEOMÉTRICOS DOS REATORES .....	86
TABELA 6.4 – PARÂMETROS DO RCCS PARA O ACIDENTE PLOFC .....	87
TABELA 6.5 – PARÂMETROS DO RCCS PARA O ACIDENTE DLOFC.....	87
TABELA 6.6 – VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DA ÁGUA PARA O HTR-PM NO ACIDENTE PLOFC.....	88
TABELA 6.7 – VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DA ÁGUA PARA O HTR-PM NO ACIDENTE DLOFC .....	89
TABELA 6.8 – RAZÃO DOS GRUPOS ADIMENSIONAIS PARA A VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DA ÁGUA (VETC) NO HTR-PM, SOB CONDIÇÕES DE ACIDENTE PLOFC.....	89
TABELA 6.9 – RAZÃO DOS GRUPOS ADIMENSIONAIS PARA A VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DA ÁGUA (VETC) NO HTR-PM, SOB CONDIÇÕES DE ACIDENTE DLOFC .....	89
TABELA 6.10 – RAZÃO DOS DEMAIS GRUPOS ADIMENSIONAIS PARA A VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DA ÁGUA (VETC) NO HTR-PM, SOB CONDIÇÕES DE ACIDENTE PLOFC90	
TABELA 6.11 – RAZÃO DOS DEMAIS GRUPOS ADIMENSIONAIS PARA A VARIAÇÃO DA VELOCIDADE DA ÁGUA (VETC) NO HTR-PM, SOB CONDIÇÕES DE ACIDENTE DLOFC .....	91

# LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

AGR	– Reator Avançado a Gás
AIEA	– Agência Internacional de Energia Atômica
ANL – NSTF	– Instalação de Testes de Remoção de Calor residual por Convecção Natural do Laboratório Nacional de Argonne
ANS	– Sociedade Nuclear Americana
AVR	– Reator de Leito de Esferas
BWR	– Reator à Água Fervente
CANDU	– Reator à Água Pesada Pressurizada
CHNG	– Grupo <i>China Huaneng</i>
CNEC	– Grupo de Engenharia e Construção Nuclear da China
DLOFC	– Acidente de Perda Despressurizada de Arrefecimento Forçado
Euratom	– Comunidade Europeia da Energia Atômica
FRC	– Taxa de Variação Fracional
FSA	– Análise de Escala Fracional
FSR	– Reator de Bloco Prismático
GFR	– Reatores Rápidos a Gás
GIF	– Fórum Internacional de reatores de quarta Geração
GV	– Gerador de Vapor
HTGR	– Reatores Refrigerados a Gás de Elevada Temperatura
HTR-10	– Reator de teste de Alta Temperatura de 10 MW <sub>th</sub>
HTR-PM	– Reator Modular refrigerado a gás de Elevada Temperatura de leito de Esferas
HTTR	– Reator de Testes de Elevada Temperatura
HTTR	– Reator de Alta Temperatura de Testes (japonês)
INET	– Instituto de Tecnologia e Energia Nuclear da China
JAERI	– Instituto de Pesquisa de Energia Atômica do Japão
LBLOCA	– LOCA de alta intensidade
LFR	– Reatores rápidos a chumbo
LOCA	– Acidente de Perda de Refrigerante
LOHS	– Acidente de Perda Pressurizada da Rejeição de Calor
LWR	– Reatores à Água Leve
MSR	– Reator a Sal Fundido
P&D	– Pesquisa e Desenvolvimento

PIRT	– Tabela de Identificação e Classificação de Fenômenos
PLOFC	– Acidente de Perda Pressurizada de Arrefecimento Forçado
PWR	– Reator à Água Pressurizada
RCCS	– Sistema de remoção de calor Residual da Cavidade do Reator
RPV	– Vaso de Pressão do Reator
sbLOCA	– LOCA de pequena intensidade
SCWR	– Reatores a Água Supercrítica
SFR	– Reatores Rápidos a Sódio
THTR-300	– Reator a Tório
VHTR	– Reatores de Elevada Temperatura

# LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas		Unidade
$A$	– Área transversal	$m^2$
$A_c$	– Área externa das tubulações do RCCS dentro da cavidade do reator	$m^2$
$A_{eT}$	– Área da seção transversal do reservatório	$m^2$
$A_{rad}$	– Área externa das tubulações do RCCS (dentro da cavidade do reator) viradas para o reator	$m^2$
$Bi$	– Número adimensional de Biot	Adimensional
$c_p$	– Calor específico isobárico	J/kgK
$D_{hi}$	– Diâmetro hidráulico	m
$D_t$	– Diâmetro da tubulação do RCCS	m
$\delta p_{forma}$	– Perda de pressão por forma	Pa
$\delta p_{atrito}$	– Perda de pressão por atrito	Pa
$\Delta T_c$	– Variação de temperatura de referência para a cavidade	K
$e_0$	– Espessura da tubulação do RCCS	m
$f$	– Fator de atrito	Adimensional
$F_L$	– Fator de escala para a variável L	Adimensional
$F_r$	– Número de Froude	Adimensional
$g$	– Aceleração gravitacional	$m/s^2$
$G_r$	– Número de Grashof	Adimensional
$h$	– Coeficiente de transferência de calor	$W/m^2K$
$h_{cav}$	– Coeficiente de transferência de calor externo da tubulação devido à convecção	$W/m^2K$
$H_{cav}$	– Altura da cavidade	m
$h_{cond}$	– Coeficiente de transferência de calor por condução	$W/m^2K$
$h_{lv}$	– Diferença entre os volumes específicos do vapor e do líquido	$W/m^2K$
$H_T$	– Altura da água dentro do reservatório	m
$I_L^+$	– Número adimensional associado ao comprimento de inércia equivalente do sistema	Adimensional
$k$	– Condutividade térmica	$W/mK$
$K$	– Fator de forma	Adimensional
$K_{s, sis}$	– Compressibilidade isentrópica do sistema	$s^{-1}$
$\dot{m}$	– Vazão mássica	kg/s
$N_c^*$	– Número adimensional da convecção	Adimensional
$N_{rad}^*$	– Número adimensional da radiação	Adimensional
$N_T^*$	– Número adimensional de temperatura	Adimensional
$NP^*$	– Número adimensional de perda de pressão local	Adimensional

<b>Letras Latinas</b>		<b>Unidade</b>
$NT_q^*$	– Número adimensional do reservatório de água	Adimensional
$Nu$	– Número de Nusselt	Adimensional
$P$	– Pressão	Pa
$P_{amb}$	– Pressão ambiente	Pa
$P_B$	– Potência de bombeamento	W
$P_e$	– Número de Peclet	Adimensional
$P_i$	– Perímetro molhado	m
$P_o$	– Pressão absoluta de referência	Pa
$P_r$	– Número de Prandtl	Adimensional
$\dot{Q}$	– Taxa de transferências de calor	W
$\dot{Q}_0$	– Potência térmica	W
$q''_0$	– Fluxo de calor na superfície da região do vaso de pressão do reator	W/m <sup>2</sup>
$R$	– Raio da tubulação do RCCS	m
$R_a$	– Número de Rayleigh	Adimensional
$R_e$	– Número de Reynolds	Adimensional
$R_i$	– Número de Richardson	Adimensional
$s_0$	– Comprimento característico	m
$St$	– Número de Stanton	Adimensional
$t$	– Tempo	s
$T$	– Temperatura	K
$T_0$	– Temperatura de referência	K
$T_\infty$	– Temperatura do ambiente	K
$T_{Aq}$	– Temperatura da superfície aquecida	K
$t_c^+$	– Tempo adimensional de condução	Adimensional
$T_{eT}$	– Temperatura da água na linha de retorno	K
$T_{iS}$	– Temperatura do fluido no interior da tubulação	K
$T_s$	– Temperatura da superfície	K
$T_{sR}$	– Temperatura média para o vaso de pressão do reator	K
$T_{sS}$	– Temperatura média para as paredes externas das tubulações do RCCS	K
$T_T$	– Temperatura da água no reservatório	K
$t_t^+$	– Tempo adimensional de transporte	Adimensional
$V$	– Volume	m <sup>3</sup>
$\dot{V}_j$	– Vazão volumétrica	m <sup>3</sup> /s
$v_{0,c}$	– Velocidade de referência para o ar	m/s
$v_{0,c}$	– Velocidade de referência do ar para a cavidade	m/s
$v_0$	– Velocidade	m/s
$v_{eT}$	– Velocidade de entrada e de saída da água nos reservatórios	m/s

<b>Letras Latinas</b>		<b>Unidade</b>
$v_{etc}$	– Velocidade do fluido que entra na cavidade pelas tubulações do RCCS	m/s
$v_x$	– Componente horizontal da velocidade do fluido	m/s
$v_y$	– Componente vertical da velocidade do fluido	m/s

<b>Letras gregas</b>		<b>Unidade</b>
$\alpha$	– Difusividade térmica	$m^2/s$
$\beta$	– Coeficiente de dilatação volumétrica	$K^{-1}$
$\xi_i$	– ângulo com a direção vertical para cada seção i	rad
$\Delta, \delta$	– Variação	Adimensional
$\varepsilon$	– Coeficiente de emissividade	Adimensional
$\Phi$	– Agente de variação	-
$\gamma$	– Variável de estado	-
$\mu$	– Viscosidade dinâmica	kg/ms
$\nu$	– Viscosidade cinemática	$m^2/s$
$\omega$	– Taxa de Variação Fracional	$s^{-1}$
$\Omega$	– Métrica de efeito	Adimensional
$\rho$	– Densidade	$kg/m^3$
$\rho_0$	– Densidade do fluido na temperatura de referência	$kg/m^3$
$\rho_c$	– Densidade da água na perna fria	$kg/m^3$
$\sigma$	– Constante de Stefan – Boltzmann.	$W/m^2K^4$
$\theta_T^*$	– Temperatura adimensional para a cavidade	Adimensional

### **Sobrescrito**

- + – Adimensional
- \* – Adimensional
- – Adimensional
- ^ – Adimensional

### **Subscrito**

- 0 – Valor de referência
- e – Entrada
- iS – Interior da tubulação
- l – Fase líquida
- m – Modelo
- máx – Máximo
- mín – Mínimo



## **Subscrito**

- p – Protótipo
- s – Saída
- sR – Vaso de pressão do reator
- sS – Paredes externas das tubulações do RCCS
- v – Fase gasosa
- x – Direção horizontal
- y – Direção vertical

# 1 INTRODUÇÃO

Neste Capítulo, são apresentadas, a motivação, os objetivos e as contribuições do trabalho.

## 1.1 Motivação

Os reatores HTR-10 e HTR-PM são do mesmo tipo, leito de esferas. O primeiro atua como prova de conceito da tecnologia para o segundo. Além disso, esses reatores compartilham várias similaridades de projeto, incluindo uma cavidade do reator que precisa ser resfriada devido à alta temperatura no vaso de pressão do reator gerada pelo núcleo. Assim, para atender essa necessidade de resfriamento da cavidade do reator, um sistema de resfriamento da cavidade do reator (RCCS) é projetado para garantir a integridade física da cavidade e a segurança inerente a esse conceito de reator. No entanto, os testes do RCCS foram realizados apenas no sistema do HTR-10, pois o HTR-PM ainda está em construção.

Uma maneira de contornar essa situação é realizar testes do RCCS em uma instalação de teste de escala reduzida, de modo que os resultados obtidos nesta instalação experimental sejam compatíveis com os esperados em uma instalação completa. Para garantir a compatibilidade dos resultados obtidos, deve ser assegurada a similaridade entre as instalações.

O trabalho realizado por Tzanos *et al.* (2007) mostra que o RCCS refrigerado com água pode ser simulado na instalação, de Testes de Remoção de Calor residual por Convecção Natural no Laboratório Nacional de Argonne (ANL – NSTF), na escala protótipo. Além disso, os problemas de referência da perda pressurizada (e despressurizada) de arrefecimento forçado são dois dos problemas analisados nos RCCS de HTR-10 e HTR-PM. Esses estudos apresentam uma análise termo-hidráulica bidimensional do RCCS sobre as condições acidentais, fixando uma temperatura e uma vazão de entrada do sistema na cavidade do reator. Então, é interessante verificar se essa abordagem realmente apresenta bons resultados, porque são pequenas as magnitudes das forças naturais que regem o seu comportamento. Ou seja, o sistema passivo possui uma menor robustez que um ativo (MARQUÈS *et al.*, 2005).

## **1.2 Objetivos da tese**

O escopo deste trabalho é desenvolver um modelo bidimensional que represente o comportamento termo-hidráulico do RCCS em condição de regime de escoamento estacionário e transiente, dentro da cavidade do reator. O método proposto utiliza-se da escala, de forma a estabelecer as condições para que o modelo represente o sistema real. Para tal, utiliza-se do método padrão de escala para o caso de escoamento estacionário e da técnica de análise de escala fracional no caso do regime de escoamento transiente.

Além disso, o objetivo da tese é estabelecer as condições para a similaridade completa, para o caso de escoamento estacionário, e as condições, e distorções de escala para o caso de regime de escoamento transiente.

## **1.3 Originalidade do trabalho**

Este trabalho faz uma comparação dos principais números adimensionais que estabelecem a similaridade entre os RCCS do HTR-10 e do HTR-PM, identificando as distorções de escalas entre os sistemas. Além disso, são obtidas as condições e os parâmetros necessários para a similaridade completa do RCCS, em regime de escoamento estacionário, e para a similaridade em regime de escoamento transiente.

## **1.4 Contribuições ao estado da arte**

Esta tese apresenta uma aplicação para a obtenção das condições de similaridade completa em regime de escoamento estacionário e uma aplicação pioneira da metodologia da análise de escala fracional (FSA) para obtenção das condições de similaridade em regime de escoamento transiente, do RCCS de um Reator Avançado tipo VHTR.

## **1.5 Organização do trabalho**

Inicialmente, no Capítulo 2 são apresentadas, a revisão bibliográfica da evolução da energia nuclear, as gerações de reatores nucleares, os reatores inovadores de quarta geração e a contextualização do problema.

No Capítulo 3 são apresentados os conceitos básicos de similaridade e escala, as técnicas de escala, e a análise de escala fracional e sua aplicação a uma central nuclear.

No Capítulo 4 são apresentados os grupos adimensionais relevantes para garantir a similaridade entre dois sistemas.

No Capítulo 5 são apresentados a escala do modelo (HTR-10), do protótipo (HTR-PM), das equações de conservação de energia para a água no interior das tubulações, da estrutura do sistema e da água no reservatório, por meio da análise de escala fracional com as normalizações dos termos.

No Capítulo 6 são apresentadas as condições necessárias para a similaridade de uma cavidade bidimensional em estado estacionário e transiente, bem como a análise de escala entre os RCCS do HTR-10 e HTR-PM.

Finalmente, no Capítulo 7 concluem-se os estudos realizados.

# 2 CONTEXTUALIZAÇÃO DO PROBLEMA

Neste Capítulo, são apresentadas, a revisão bibliográfica da evolução da energia nuclear, as gerações de reatores nucleares, os reatores inovadores de quarta geração e a contextualização do problema.

## 2.1 Evolução da energia nuclear

Os primeiros protótipos de reatores nucleares foram desenvolvidos durante o período de 1940 a 1970, e alguns desses protótipos de primeira geração foram o Shippingport, Dresden, Fermi I e X-10, nos Estados Unidos da América, e os reatores Magnox e Dragon no Reino Unido (MALCOLM, 2017; U.S-DOE, 2002). São reatores dos mais variados tipos, refrigerados a água, ar ou hélio, e moderados a água ou grafite. São, em geral, reatores experimentais de prova de conceito.

O período de 1970 a 1990 foi marcado pelo desenvolvimento de reatores comerciais: a segunda geração. Os Reatores a Água Leve (LWR) dominaram esse período. Tais reatores usam urânio enriquecido como combustível e apresentam duas variedades de LWR: o Reator a Água Pressurizada (PWR) — o mais usado no mundo segundo a Agência Internacional de Energia Atômica (AIEA) — e o Reator a Água Fervente (BWR) (IAEA, 2017). O Canadá desenvolveu o Reator a Água Pesada Pressurizada (CANDU), que funciona usando urânio natural como combustível. Há também os reatores refrigerados a gás, por exemplo, o Reator Avançado a Gás (AGR), o Reator de Leito de Esferas (AVR), o Reator de Bloco Prismático (FSR) e o Reator a Tório (THTR-300).

A terceira geração de reatores é marcada por uma evolução nos projetos de reatores de segunda geração. Ela se inicia, aproximadamente, em 1990 e tem o objetivo de reduzir os custos operacionais e de reforçar a segurança. Esses reatores lançam mão da inovação de sistemas de segurança passivos, que não necessitam de intervenção humana para atuar (U.S-DOE, 2002). Alguns reatores dessa geração são os Reatores Refrigerados a Gás de Elevada Temperatura (HTGR) e se apresentam em duas linhas de pesquisa: o Reator de Testes de Elevada Temperatura (HTTR) com o núcleo de bloco

prismático e o Reator de teste de Alta Temperatura de 10 MW<sub>th</sub> (HTR-10) com o núcleo de leito de esferas. O primeiro foi desenvolvido pelo Instituto de Pesquisa de Energia Atômica do Japão (JAERI) e o segundo, pelo Instituto de Tecnologia e Energia Nuclear da China (INET) (U.S-DOE, 2011).

A quarta geração de reatores, por sua vez, foi proposta pela Sociedade Nuclear Americana (ANS) em junho de 1999. Após seis meses da proposta, foi organizado o primeiro Fórum Internacional de reatores de quarta Geração (GIF), em janeiro de 2000. Em julho do ano seguinte, o GIF foi constituído para liderar os esforços de colaboração entre nações líderes da tecnologia nuclear no desenvolvimento de sistemas de energia nuclear de última geração e para atender às necessidades futuras de energia. No mais, o GIF foi fundado por nove países: Brasil, Argentina, Canadá, França, Japão, Coreia do Sul, África do Sul, Reino Unido e os Estados Unidos da América. A esse grupo se unem a Suíça em 2002, a Comunidade Europeia da Energia Atômica (Euratom) em 2003, e a China e a Rússia em 2006 (U.S-DOE, 2002).

Em decorrência deste esforço internacional em 2005, cinco dos países membros do fórum (Canadá, França, Japão, Coreia do Sul e Estados Unidos da América) assinaram o acordo para o desenvolvimento internacional de sistemas avançados de energia nuclear.

Na Figura 2.1, apresenta-se uma visão geral do desenvolvimento das gerações dos sistemas de reatores nucleares.

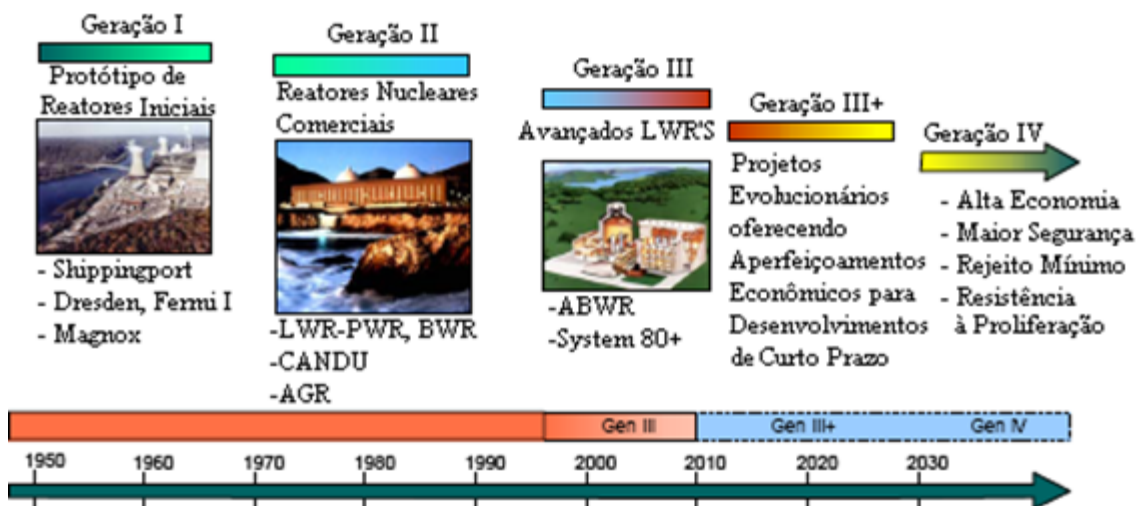


Figura 2.1 – Desenvolvimento das gerações de reatores nucleares

Fonte: U.S-DOE (2002).

Essa geração de reatores tem o objetivo de atingir oito metas tecnológicas divididas em quatro grandes áreas: sustentabilidade, economia, segurança e confiabilidade, e resistência à proliferação e de proteção física.

No que diz respeito à sustentabilidade, a principal preocupação é a gestão do meio ambiente por meio da produção de energia de forma sustentável. Por conseguinte, destina-se à reciclagem do combustível à conversão de U-238 em combustível novo, realizando o uso do combustível nuclear de forma eficiente e minimizando a geração de resíduos nucleares.

Quanto ao aspecto econômico, os novos reatores devem ser competitivos no mercado e devem aumentar a demanda por energia nuclear. Há a possibilidade de instalações nucleares de propriedades privadas, criando uma necessidade de unidades maiores ou menores, dependendo de sua localização. Compreende-se, então, que as plantas precisam ser modulares ou com especificações técnicas padronizadas, de modo que as partes da planta possam ser duplicadas e substituídas de forma rápida e econômica. Além disso, há a possibilidade de produção de hidrogênio e água potável (dessalinização), tornando o sistema de quarta geração ainda mais competitivo.

O desenvolvimento em segurança e confiabilidade tem por objetivo a adoção de sistemas passivos de segurança contra acidentes. Tem o propósito de suprimir, praticamente, a necessidade de uma resposta externa, ação humana, no controle de um acidente de tal forma que os sistemas de segurança passivos, ou intrínsecos, dependam somente de fenômenos físicos como a gravidade, a circulação natural e a resistência a altas temperaturas, por exemplo.

Com o propósito de aumentar a segurança física e a resistência à proliferação, as plantas são projetadas para lidar com desastres naturais e com uma atenção dedicada maior à segurança de material fissil.

Seguindo esses princípios, foram analisados pelo GIF aproximadamente 130 conceitos de reatores inovadores, dos quais apenas seis foram selecionados para pesquisa e desenvolvimento (P&D)(U.S-DOE, 2002). Esses sistemas de reatores de quarta geração propostos foram apresentados ao público em dezembro de 2002 e são identificados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Visão geral dos sistemas de quarta geração

<b>Sistema</b>	<b>Espectro de Nêutron</b>	<b>Refrigerante</b>	<b>Temperatura de operação [°C]</b>	<b>Ciclo do combustível</b>	<b>Potência [MW<sub>e</sub>]</b>
Reatores de elevada temperatura (VHTR)	Térmico	Hélio	900-1000	Aberto	250-300
Reator a sal fundido (MSR)	Térmico/ Rápido	Sais de fluoreto	700-800	Fechado	1000
Reatores rápidos a sódio (SFR)	Rápido	Sódio	500-550	Fechado	50-150 300-1500
Reatores a água supercrítica (SCWR)	Térmico/ Rápido	Água	500-625	Aberto/ Fechado	300-700 1000-1500
Reatores rápidos a gás (GFR)	Rápido	Hélio	850	Fechado	1200
Reatores rápidos a chumbo (LFR)	Rápido	Chumbo	480-570	Fechado	20-180 300-1200 600-1000

Fonte: U.S-DOE (2002).

Os prazos e as necessidades para cada sistema são divididos em três fases sucessivas:

- viabilidade — quando os conceitos básicos são testados em condições relevantes, e todas as potenciais barreiras técnicas são identificadas e resolvidas;
- desempenho — quando os processos de engenharia são verificados e aperfeiçoados em escala na condição de protótipo;
- demonstração — quando o projeto detalhado está concluído, e o licenciamento, a construção e a operação do sistema forem feitos, com o objetivo de trazê-lo para o estágio de implantação comercial.



Os prazos atualizados para cada sistema estão resumidos e apresentados na Figura 2.2.

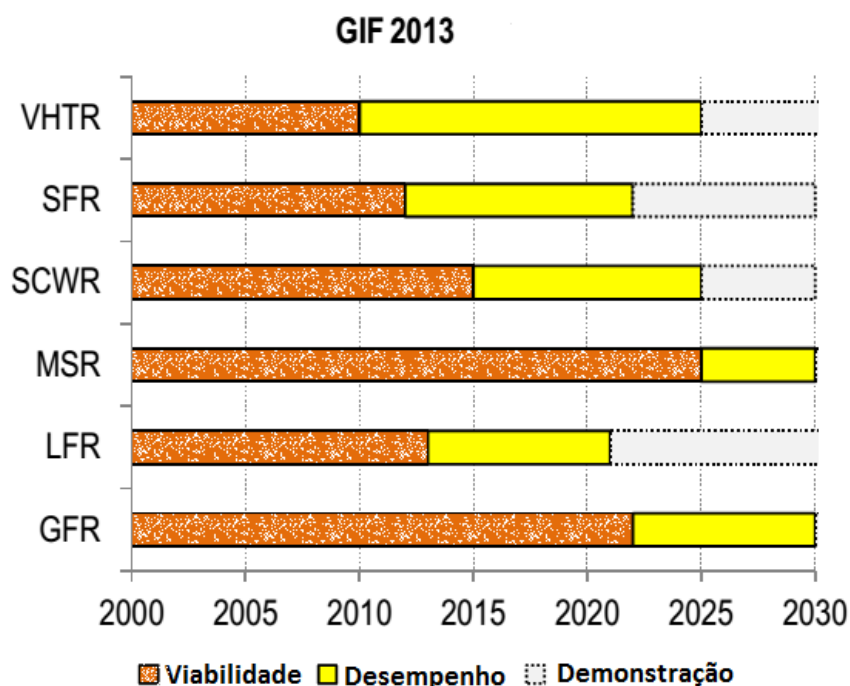


Figura 2.2 – Progresso dos sistemas de quarta geração  
Fonte: OECD (2014).

Como visto na Figura 2.2, aproximadamente metade dos projetos se encontram em fase de viabilidade ou desempenho. No entanto, no presente trabalho, será apresentado apenas o projeto de reator refrigerado a gás.

## 2.2 Reator de elevada temperatura

Em uma visão geral, o reator VHTR é moderado a grafite e refrigerado a hélio, com uma possível cogeração de energia elétrica e de fornecimento de vapor de elevada temperatura para processos industriais. Há também a possibilidade da coprodução de hidrogênio, sendo este extraído da água por processos termoquímicos, eletroquímicos ou híbridos. O reator pode fornecer calor em uma faixa de temperaturas de saída do núcleo entre 700°C a 950°C e, no futuro, espera-se que ele opere em temperaturas de saída do núcleo superiores a 1.000°C, visando a maior competitividade econômica. A Figura 2.3 mostra um modelo do reator de elevada temperatura.

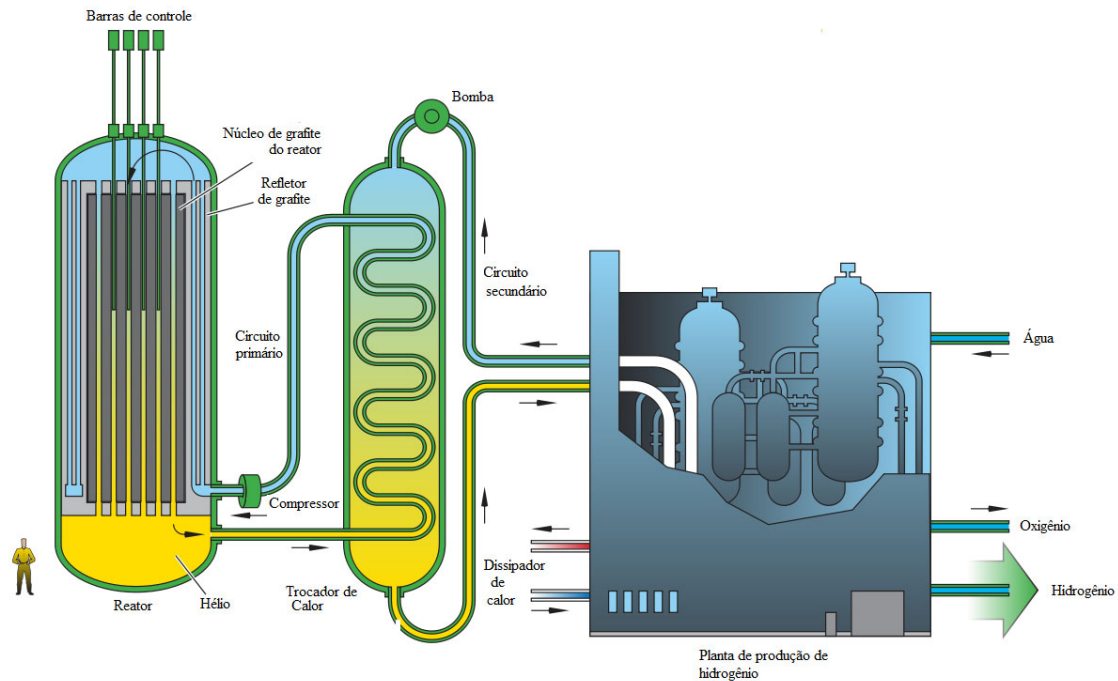


Figura 2.3 – Representação do reator a elevada temperatura

Fonte: U.S-DOE (2002).

A Figura 2.3 representa apenas uma das possibilidades de aplicação desse reator. Se o objetivo for a geração de eletricidade, uma turbina a gás que trabalhe no ciclo de *Brayton* pode ser ajustada diretamente no circuito primário do refrigerante, formando um ciclo direto. Ou seja, o gás aquecido do reator passa diretamente pela turbina e retorna para o reator. Esse ciclo apresenta uma alta eficiência térmica, na faixa dos 50% (IAEA, 1996). Pode-se ajustar também um Gerador de Vapor (GV) e uma turbina a vapor que funcione no ciclo de *Rankine* (ciclo indireto), no circuito secundário. Esses ciclos são simplificados na Figura 2.4. Além disso, o foco passou para projetos que oferecem temperaturas de saída do núcleo na faixa dos 800°C, pois são mais viáveis do ponto de vista técnico e econômico (OECD, 2014).

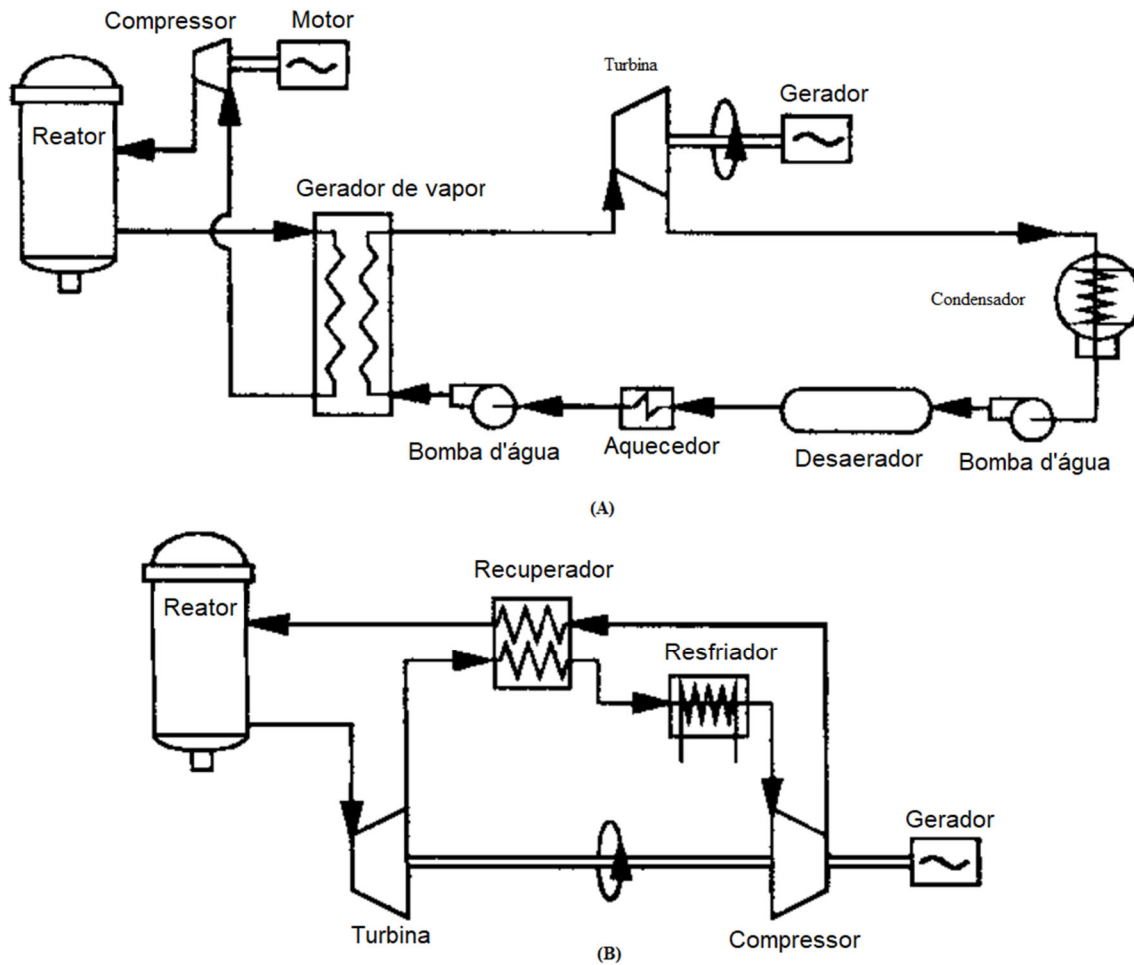


Figura 2.4 – Representação dos ciclos direto (B) e indireto (A), para a geração de energia elétrica

Fonte: Brey (2003).

Esse conceito de reator apresenta duas configurações típicas para o arranjo de seu núcleo, ou seja, de leito de esferas ou de bloco prismático. A Figura 2.5 exhibe os diferentes tipos de arranjos do núcleo e de elementos combustíveis. Por exemplo, o núcleo do reator de teste japonês (HTTR) é do tipo bloco prismático, enquanto o núcleo do Reator de teste de Alta Temperatura de 10 MW<sub>th</sub> (HTR-10) é do tipo leito de esferas. Logo, o núcleo do reator VHTR pode ser classificado em dois tipos: bloco prismático, como o HTTR, ou de leito de esferas, como HTR-10 (OECD, 2014).

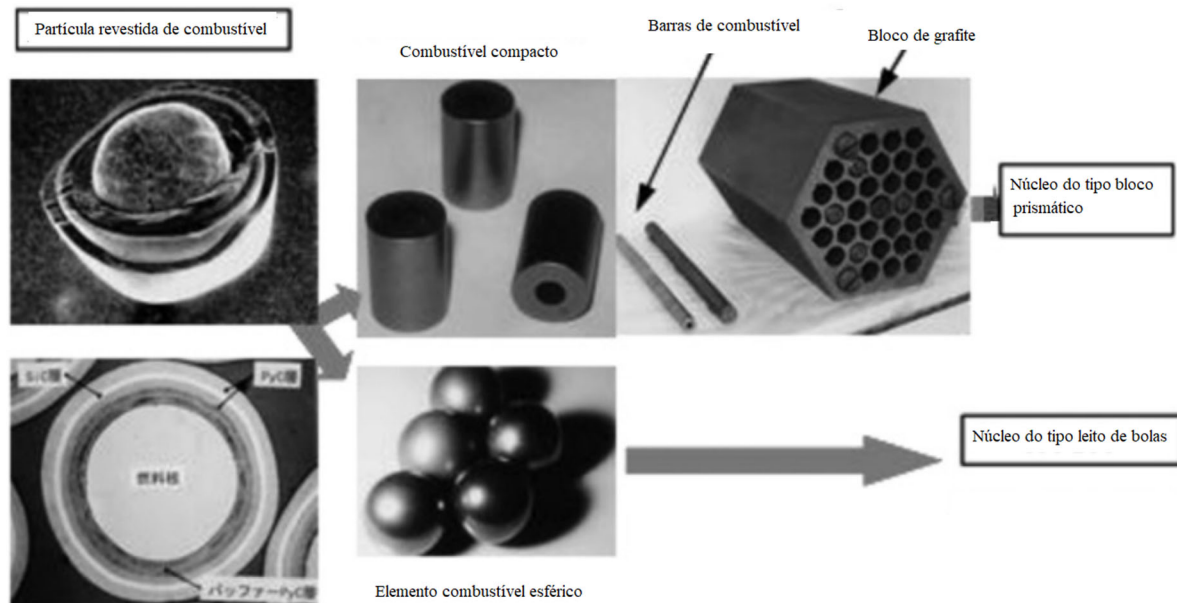


Figura 2.5 – Representação dos tipos de combustíveis e de arranjos dos núcleos

Fonte: Ueta *et al.* (2011).

Ambas as configurações de arranjo do núcleo utilizam como base as partículas de combustível revestidas chamadas de TRISO. Essas partículas são esféricas com cerca de 0,92 mm de diâmetro e possuem um núcleo, que pode ser composto de urânio, plutônio ou tório, revestido por 4 camadas: a primeira, chama de *buffer*, é formada por carbono pirolítico (PyC) poroso, a segunda é composta de carbono pirolítico de alta densidade (IPyC), a terceira é formada de carbeto de silício (SiC) e, por fim, a quarta é composta de outro carbono pirolítico de alta densidade (OPyC). Além disso, as partículas TRISO são uma das principais garantias de segurança desse tipo de reator, uma vez que é previsto que elas suportem temperaturas de até 1800°C (U.S.NRC, 2004). Assim, o TRISO contribui diretamente para a não-proliferação de material físsil, pois garante a retenção dos produtos de fissão dentro da partícula revestida sob condições normais e acidentais de operação.

### 2.2.1 HTR-10

O reator de leito de esferas HTR-10 está localizado no Instituto de Tecnologia e Energia Nuclear (INET) da Universidade de Tsinghua, em Pequim. Esse reator alcançou a sua primeira criticalidade utilizando ar, em dezembro de 2000, e atingindo a sua potência plena de 10 MW térmicos, por 72h, em fevereiro de 2003 (XU *et al.*, 2005).

O HTR-10 é um reator refrigerado a hélio e moderado a grafite com o espectro de nêutrons térmicos. Seu sistema primário opera a 3 MPa, com temperaturas de entrada e de saída do núcleo de 250°C e 700°C. Essa faixa de temperatura foi necessária por causa dos riscos técnicos associados a temperaturas elevadas e por ser um reator de testes. O sistema primário do reator pode ser visualizado na Figura 2.6.

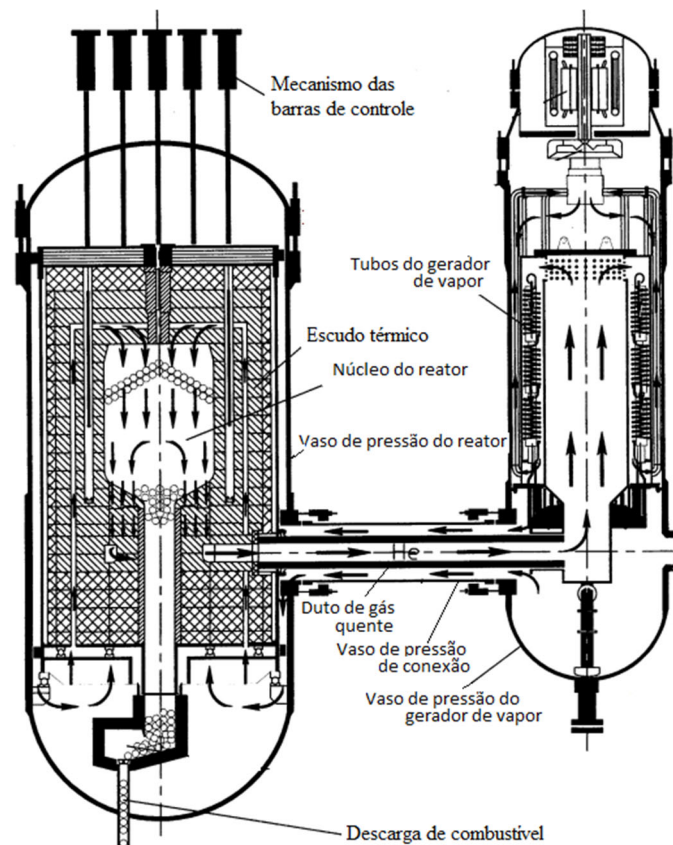


Figura 2.6 – Sistema primário do HTR-10  
 Fonte: (IAEA, 2013).

O núcleo do reator está acomodado dentro do vaso de pressão do reator (RPV) e conectado ao vaso de pressão do gerador de vapor por um vaso de pressão de conexão de gás hélio aquecido. Todos os 3 recipientes de pressão (vaso do reator, gerador de vapor e duto de conexão) estão em contato direto com o hélio frio, com aproximadamente 250°C, que vem do compressor de hélio localizado acima do gerador de vapor. No núcleo, o leito de esferas é formado pelos elementos esféricos de 60 mm de diâmetro, que são chamados de esferas de combustível. Essas esferas de combustível são constituídas por, aproximadamente, 11.000 partículas TRISO com um enriquecimento de 17% (U235).

Inicialmente, o núcleo é preenchido aleatoriamente por esferas de combustível e por esferas de grafite em uma determinada proporção, formando um núcleo de leito de esferas com 180 cm de diâmetro e 197 cm de altura. Assim, um total de 27.000 esferas (esferas de combustível ou esferas de grafite) preenchem todo o núcleo e apresentam uma queima média de 80.000 MWd/t (WU; LIN; ZHONG, 2002). O núcleo pode ser visto na Figura 2.7.

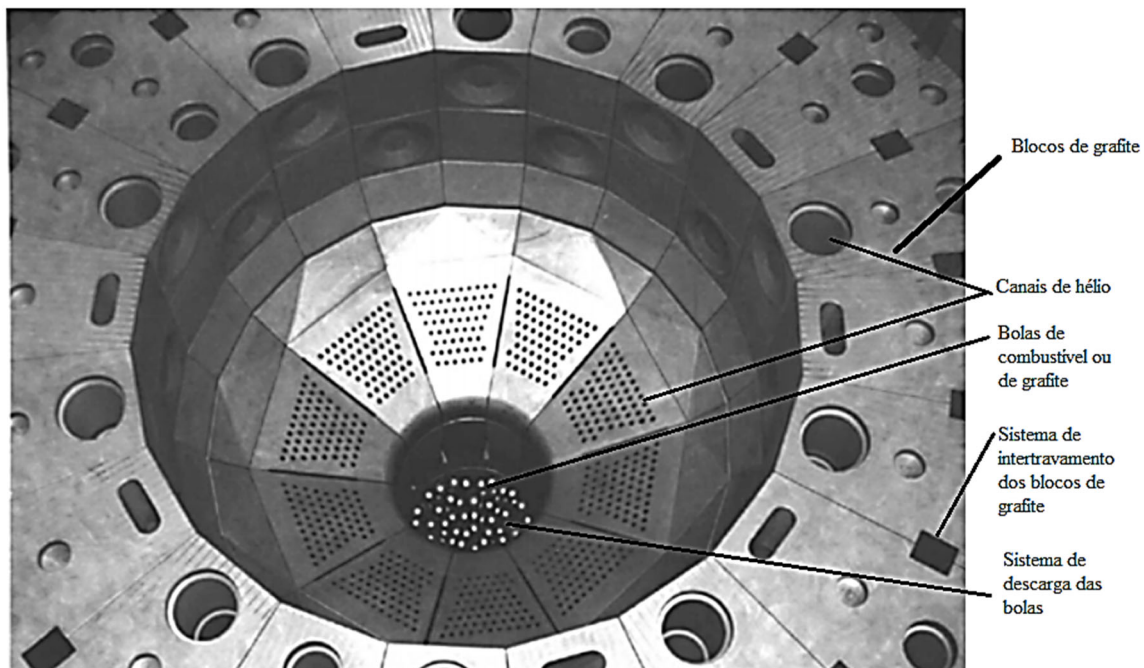


Figura 2.7 – Interior do núcleo do HTR-10  
Fonte: Zhenya (2002).

O núcleo é alto e fino (um cilindro) para permitir uma maior área de transferência de calor do combustível para o ambiente. Porém, isso resulta em aumento de fugas de nêutrons que é evitada por meio de refletores no núcleo. Dessa forma, radialmente, a estrutura do refletor é dividida em uma zona interna de grafite (como visto na foto) e em uma zona externa de tijolos de carbono borado. O grafite tem a função de refletor de nêutrons, cujo principal objetivo é manter a população de nêutrons do núcleo. O tijolo de carbono borado tem a função de absorção de nêutrons e de isolante térmico para proteger a estrutura metálica do RPV. Além desses fatos, o diâmetro do núcleo é limitado pelo percurso necessário para a transferência de calor do núcleo para o ambiente de forma passiva. Dessa forma, evita que em caso de acidentes severos as temperaturas nos elementos combustíveis ultrapassem o limite de temperatura de 1800°C.

Em resumo, os principais parâmetros do projeto do HTR-10 são listados na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 – Principais parâmetros do HTR-10

<b>Parâmetro</b>	<b>Valor</b>
Potência térmica	10 MW
Pressão do sistema primário – (hélio)	3,0 MPa
Temperatura média do hélio na saída do reator	700°C
Temperatura média do hélio na entrada do reator	250°C
Vazão mássica (de hélio) em potência máxima	4,32 kg/s
Pressão de vapor na saída principal do GV	4,0 MPa
Temperatura do vapor na saída principal do GV	440°C
Temperatura da água de alimentação do GV	104°C
Vazão mássica de vapor principal	3,47 kg/s
Potência elétrica produzida pela turbina	3,0 MW
Enriquecimento do combustível novo – U235	17%

Fonte: IAEA (1996).

O gás hélio sai do reator a uma temperatura média de 700°C sob condições normais de operação. Esse gás fornece uma grande margem de segurança para a temperatura dos elementos combustíveis, uma vez que esses elementos combustíveis são capazes de conter os produtos de fissão até temperaturas de 1800°C. Ademais, uma das principais características de segurança intrínseca desse projeto de reator é o seu alto coeficiente de reatividade de temperatura negativo, tanto para o combustível quanto para o moderador, da ordem de  $-8,5$  pcm/K. Quer dizer, um súbito aumento de temperatura provocaria uma rápida redução na população de nêutrons que está diretamente relacionada à potência térmica gerada pelo reator. Essa redução da população de nêutrons causaria uma perda momentânea de potência e, assim, retornaria a temperatura para a condição normal. Logo, devido à grande margem de segurança para a temperatura dos elementos combustíveis, um prédio de contenção para o HTR-10 é desnecessário, segundo Zhenya (1996), porém concebido no projeto. A contenção do HTR-10 é mostrada na Figura 2.8.



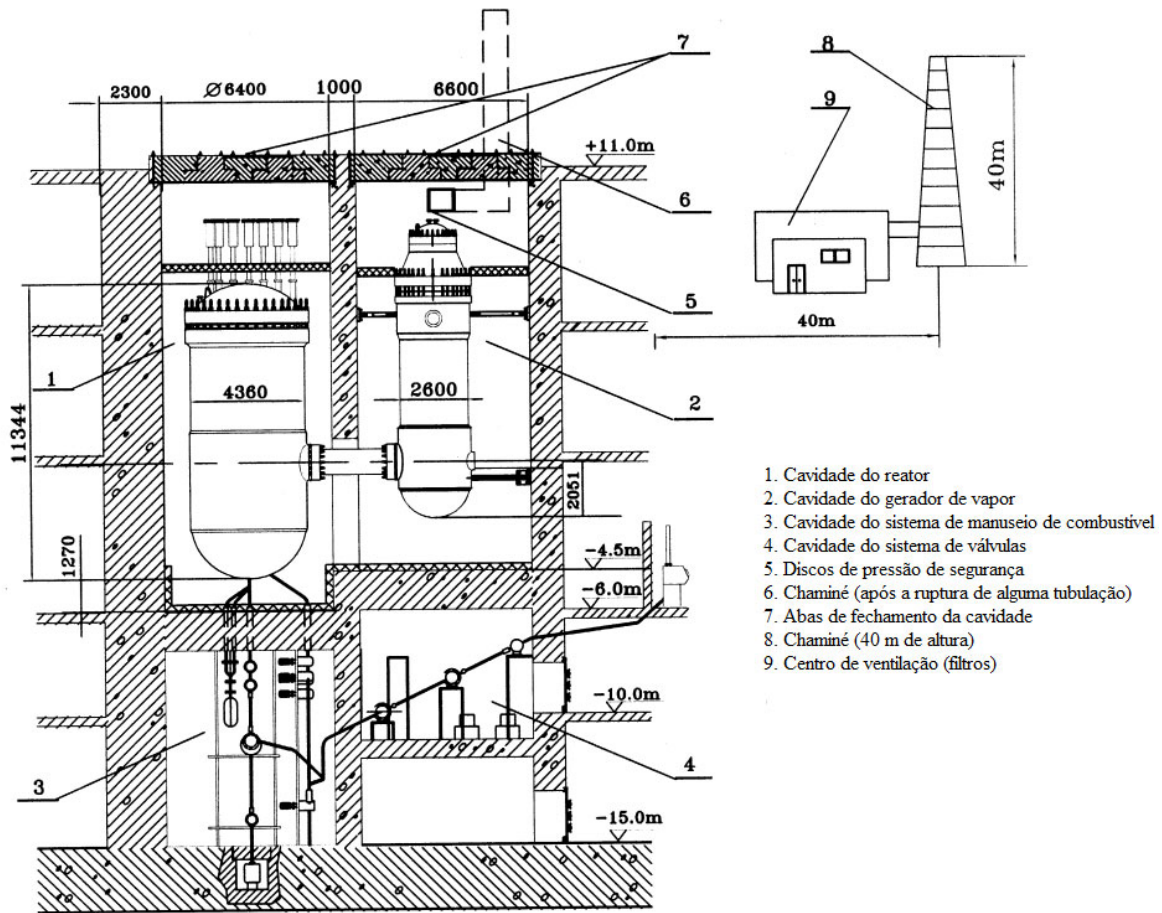


Figura 2.8 – Contenção do HTR-10

Fonte: Zhenya *et al.* (2002).

Todo o sistema primário é confinado pela contenção. A cavidade primária inclui as cavidades do reator, do gerador de vapor e do sistema de descarga dos elementos combustíveis. A espessura das paredes de concreto das cavidades é de 230 centímetros, com a principal finalidade de blindagem radiológica. Além disso, durante a operação normal, a cavidade do reator é mantida em 1 bar (ZHENYA, 1996). Portanto, gases provenientes da cavidade só podem ser liberados para a atmosfera pela chaminé do centro de ventilação após a filtração. Caso algum acidente ocorra de modo que a pressão da cavidade do reator seja aumentada para 1,1 bar, um disco de pressão de segurança se romperia, e o gás seria liberado pela chaminé sem passar pelos filtros. Entretanto, essa liberação do gás só ocorreria se o sistema de isolamento (válvulas) da tubulação rompida, que tivesse causado o aumento de pressão na cavidade, falhasse. Portanto, o reator de testes HTR-10 conseguiu contemplar os seus objetivos primários, que foram, de acordo com Zhang *et al.* (2009):



- adquirir o conhecimento necessário para projetar, construir e operar reatores refrigerados a gás de alta temperatura (HTGRs);
- demonstrar os recursos de segurança inerentes de um HTGR modular;
- estabelecer uma instalação experimental de irradiação para elementos e materiais combustíveis;
- realizar a pesquisa e o desenvolvimento de aplicações do calor de processo de alta temperatura nuclear.

Assim, após o sucesso da construção e operação do HTR-10, a China prossegue na construção de um reator mais robusto, de maior capacidade térmica, com o objetivo de confirmar a capacidade da tecnologia para grandes instalações. Nasce, com isso, o projeto do Reator Modular refrigerado a gás de Elevada Temperatura de leito de Esferas (HTR-PM).

### 2.2.2 HTR-PM

Uma unidade HTR-PM está em construção em Shidaowan, na província chinesa de Shandong. O Grupo *China Huaneng* (CHNG) é a organização líder no consórcio de construção da usina de demonstração do HTR-PM em Shidaowan, juntamente com o Grupo de Engenharia e Construção Nuclear da China (CNEC) e o INET da Universidade de Tsinghua, que é líder da P&D (ZHANG *et al.*, 2016).

O HTR-PM é um reator com potência térmica de 250 MW<sub>th</sub>, resfriado a hélio e moderado a grafite, com um espectro de nêutrons térmicos. Seu sistema primário opera à pressão de 7 MPa com temperaturas de entrada e saída de núcleo de 250°C e 750°C, respectivamente (ZHANG *et al.*, 2006). Ainda de acordo com Zhang e Sun (2007), os principais objetivos do HTR-PM estão resumidos em:

- Realizar uma demonstração dos recursos de segurança inerentes;
- Realizar uma demonstração da competitividade econômica;
- Demonstrar a padronização e modularização;
- Confirmar tecnologias comprovadas.

O sistema primário do reator pode ser visualizado na Figura 2.9.

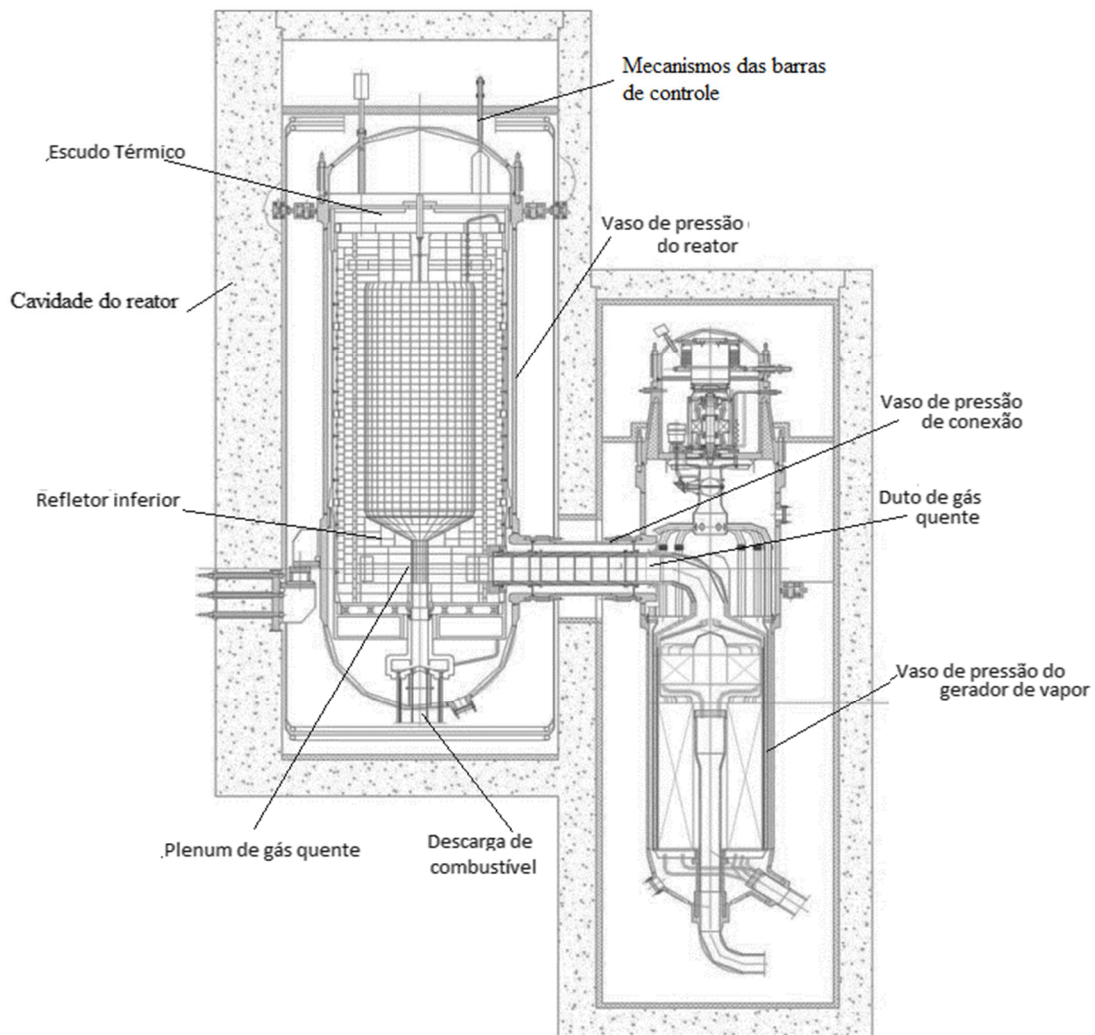


Figura 2.9 – Sistema primário do HTR-PM

Fonte: Zhang *et al.* (2006).

Assim como no HTR-10, o HTR-PM tem seu núcleo acomodado dentro do vaso de pressão do reator e conectado ao vaso de pressão do gerador de vapor por um vaso de pressão de conexão. Mas, diferente do HTR-10, as esferas de combustível do HTR-PM possuem um enriquecimento de 9,08% (U235) quando novas. Seu núcleo é formado por um leito de esferas que possui 220 cm de diâmetro e 1100 cm de altura, totalizando 745.000 esferas (esferas de combustível ou esferas de grafite) preenchendo todo o núcleo e apresentando uma queima média de 80.000 MWd/t. Em resumo, os principais parâmetros do projeto HTR-PM são listados na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 – Principais parâmetros do HTR-PM

<b>Parâmetro</b>	<b>Valor</b>
Potência térmica	250 MW
Pressão do sistema primário – (gás hélio)	7,0 MPa
Temperatura média do hélio na saída do reator	750°C
Temperatura média do hélio na entrada do reator	250°C
Vazão mássica (gás hélio) em potência máxima	176,0 kg/s
Pressão de vapor na saída principal do GV	13,5 MPa
Temperatura do vapor na saída principal do GV	538°C
Temperatura da água de alimentação do GV	205,3°C
Vazão mássica de vapor principal	155,4 kg/s
Potência elétrica produzida pela turbina	195 MW
Enriquecimento do combustível novo	9,08%
Expectativa de vida útil do reator	60 anos

Fonte: Zhang *et al.* (2006)

De forma igual ao HTR-10, todo o sistema primário é confinado pela contenção que abrange a cavidade primária. Esta inclui as cavidades do reator, do gerador de vapor e do sistema de descarga dos elementos combustíveis. Essas cavidades possuem uma parede de concreto armado de espessura de 230 centímetros que precisa ser protegido contra as altas temperaturas provenientes do vaso de pressão do reator, para cumprir a expectativa de vida do reator. Assim, a construção dessa contenção exige um sistema passivo de remoção de calor residual para a cavidade do reator (RCCS) que proteja as suas estruturas de concreto contra essas elevadas temperaturas.

## **2.3 Sistema de remoção de calor residual da cavidade do reator**

O RCCS é composto, principalmente, por trocadores de calor no interior da cavidade do reator e na chaminé, que formam um circuito de circulação natural para a água. Um detalhamento desse circuito pode ser visualizado na Figura 2.10.

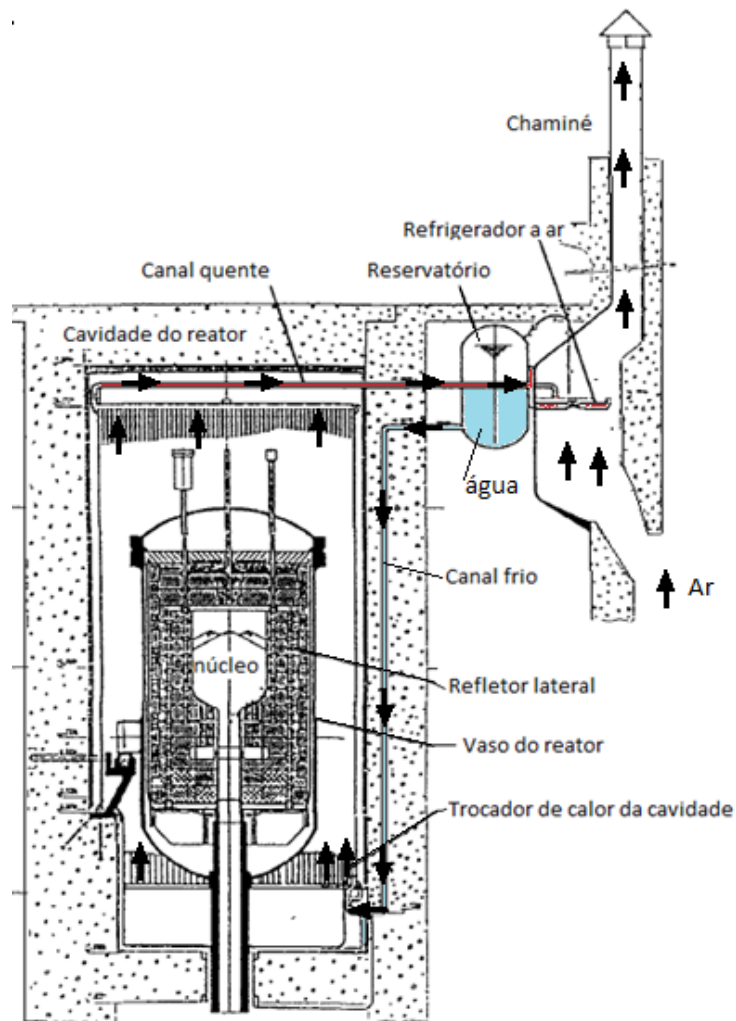


Figura 2.10 – Sistema simplificado do RCCS  
 Fonte: adaptado de IAEA (1994).

A água fria, armazenada nos reservatórios de água, desce pelo canal frio percorrendo por dentro das tubulações até entrar na cavidade do reator pela parte inferior. Em seguida, sobe pelas tubulações verticais do RCCS localizadas dentro da cavidade até o topo para, então, sair pelo canal quente, e ser resfriada pelo ar, e retornar aos reservatórios. Assim, a água aquecida pelo calor residual proveniente do vaso de pressão do reator tem menor densidade e sobe devido à força de empuxo por dentro das tubulações. A água depois de resfriada, possui maior densidade, e retorna pela perna fria, formando, assim, o circuito de circulação natural de água pelo RCCS. Além disso, esse RCCS supracitado representa apenas uma das diversas configurações possíveis de sistemas de remoção de calor da cavidade. Há sistemas que funcionam apenas com ar e outros em que o resfriamento da água ocorre apenas nos reservatórios. Destaque-se,

também, que um sistema de segurança passivo que funciona sem a necessidade de ação humana atende a meta de segurança e confiabilidade dos reatores inovadores.

Esse sistema, além de proteger a cavidade contra o calor residual do núcleo, também é projetado para atuar em casos de acidentes. Por exemplo, durante o processo normal de desligamento do reator, o compressor de hélio e o gerador de vapor atuam em conjunto para remover o calor residual do núcleo. Contudo, se esse sistema falhar, o calor residual pode ser removido de forma passiva pelo RCCS. Um melhor detalhamento dos processos de transferência de calor pelos componentes do reator e da cavidade é mostrado pela Figura 2.11.

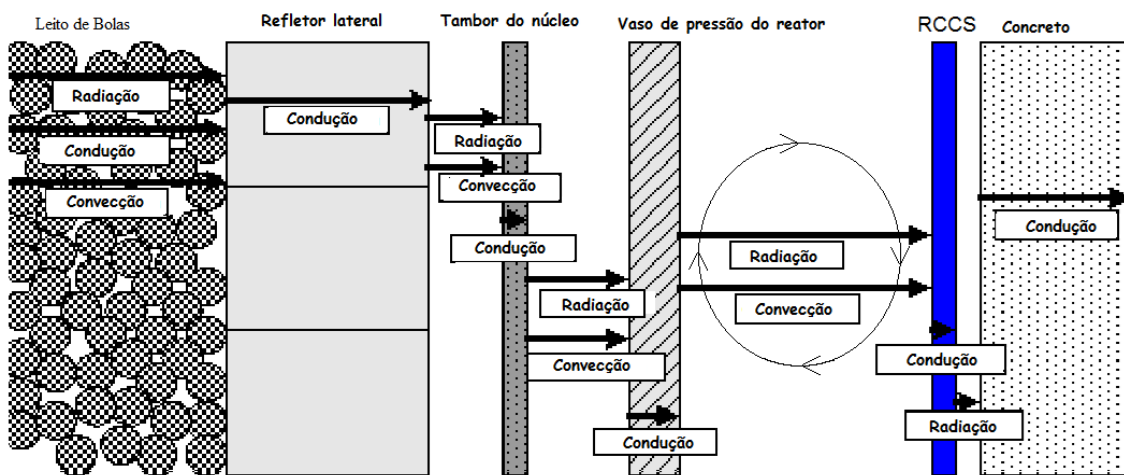


Figura 2.11 – Descrição do percurso de transferência de calor de forma passiva

Fonte: adaptado de IAEA (1994).

No RCCS, toda a transferência de calor ocorre de forma passiva por condução, convecção e radiação. Além disso, durante a operação normal do reator, o sistema deve ser capaz de remover o calor residual da cavidade, mantendo a superfície de concreto da cavidade abaixo de seu limite de temperatura de projeto (50°C em condições normais de funcionamento).

Esse sistema é essencial em casos de acidentes de perda de refrigerante (hélio) ou de depressurização do sistema de transferência de calor principal (trocas de calor pelo gerador de vapor). Não é previsto nenhum sistema ativo de refrigeração de emergência do núcleo. Sendo assim, toda a carga térmica será depositada no RCCS, que deve ser capaz de transferir essa carga para a atmosfera, garantindo a segurança inerente do reator (WU; LIN; ZHONG, 2002).

A importância desse sistema para a segurança inerente do reator é tamanha que diversos acidentes de referência sobre o RCCS já foram analisados, por exemplo, acidentes de perda de refrigerante (LOCA), de perda do sistema de rejeição de calor (LOHS) pressurizado com falha do RCCS, de perda pressurizada de arrefecimento forçado (PLOFC) e de perda despressurizada de arrefecimento forçado (DLOFC) (IAEA, 1994, 2001; TZANOS; FARMER, 2007; VAGHETTO; HASSAN, 2014; ZHENG; SHI; DONG, 2009).

# 3 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Neste Capítulo, são apresentados os conceitos básicos de similaridade e escala, e de análise de escala fracional e sua aplicação a uma central nuclear.

## 3.1 Similaridade e escala

Um dos avanços para a inovação tecnológica da indústria foi a possibilidade da realização de testes (experimentos) em escala, seja reduzida, seja aumentada. Dessa maneira, na realização de um projeto, seja de um trocador de calor, seja de uma turbina, seja ainda de uma usina nuclear, o planejamento ou a realização de testes em um protótipo, geralmente, é inviável devido ao alto custo financeiro e à complexidade envolvida, dependendo da análise que se deseja. Assim, são elaborados modelos físicos de escala reduzida para testes em laboratórios que exigem um investimento, relativamente, baixo e uma menor complexidade.

A elaboração de um modelo físico que represente um protótipo não se dá, simplesmente, pela redução (ou aumento) em escala de seus parâmetros geométricos, visto que as constantes físicas, como, por exemplo, a aceleração gravitacional, irão atuar com a mesma intensidade, independente da escala adotada.

À vista disso, para que um modelo físico possa representar um protótipo, isto é, para que os resultados obtidos em ensaios com modelos possam ser estendidos aos protótipos, é preciso que haja semelhança física (CARNEIRO, 1996). As semelhanças físicas que devem ser respeitadas são divididas em três grupos: semelhança geométrica, cinemática e dinâmica. A semelhança geométrica ocorre quando a razão entre todas as dimensões do modelo e do protótipo são as mesmas. Essa razão é chamada de fator de escala de comprimento entre modelo e protótipo.

A semelhança cinemática, por sua vez, ocorre quando há semelhança de movimento, isto é, ocorre a semelhança de comprimentos e de intervalos de tempo. Assim, segundo Westine *et al.* (1991) os movimentos de dois sistemas são semelhantes, se as partículas homólogas estiverem em pontos homólogos em tempos homólogos. Igualmente ao fator de escala de comprimento, também se chama de fator de escala de velocidade a razão de comprimentos e intervalos de tempo entre modelo e protótipo.

Por fim, a semelhança dinâmica ocorre quando os valores das forças líquidas homólogas, em pontos equivalentes dos sistemas, estão numa razão fixa. Portanto, se o modelo e o protótipo são cinematicamente similares e se a distribuição de massa é similar, existe similaridade dinâmica (WESTINE; DODGE; BAKER, 1991).

Além dos conceitos de semelhança física, os conceitos de similaridade são: similaridade qualitativa, em que o mesmo fenômeno físico deve estar presente tanto no modelo quanto no protótipo; e similaridade quantitativa das variáveis dependentes escaladas que existem no processo.

Essa similaridade à estrutura projetada e ao modelo utilizado é obtida por grupos adimensionais comuns. Assim, pode-se garantir a similaridade entre modelos e protótipos utilizando-se de números adimensionais, ou seja, desprovidos de unidade física. Esses números ou grupos, apesar de adimensionais, em geral, possuem algum significado físico que caracterizam alguma propriedade do sistema em estudo. Além do mais, eles são parâmetros que determinam os fatores de escala necessários à modelagem de um problema. Dessa forma, devem-se determinar esses números adimensionais, e, para isso, utiliza-se o teorema de  $\Pi$  (ou teorema de Buckingham)(CARNEIRO, 1996).

A seguir, são apresentados os números adimensionais de Reynolds, Froude, Grashof, Pecllet, Prandtl, Rayleigh, Richardson e Stanton, que são comuns ao estudo do comportamento de fluidos (D'AURIA; GALASSI, 2010).

O número de Reynolds é dado por (ISHII; KATAOKA, 1984):

$$R_e = \frac{s_0 \rho v_0}{\mu} \quad (3.1)$$

Onde  $s_0$ ,  $\rho$ ,  $v_0$  e  $\mu$  representam, respectivamente, o comprimento característico (o diâmetro do tubo para um escoamento interno), a densidade do fluido, a velocidade média do fluido e a viscosidade dinâmica do fluido.

O número de Reynolds também pode ser reescrito por

$$R_e = \frac{\rho \frac{v_0^2}{s_0}}{\mu v_0 \frac{1}{s_0}} = \frac{\text{força inercial}}{\text{força viscosa}} \quad (3.2)$$



de forma a representar a razão entre as forças inercial e viscosa. Além disso, de acordo com Lightfoot *et al.* (2007), o número de Reynolds também pode ser utilizado para classificar o regime de escoamento de fluidos que são:

- I. Escoamento laminar com ondulações mínimas –  $Re \lesssim 2300$ ;
- II. Escoamento laminar com ondulações pronunciadas –  $2300 \lesssim Re \lesssim 3000$ ; e
- III. Escoamento turbulento –  $Re \gtrsim 3000$ .

Agora, o número de Froude (ISHII; KATAOKA, 1984):

$$F_r = \frac{v_0^2}{s_0 g} = \frac{\rho \frac{v_0^2}{s_0}}{\rho g} = \frac{\text{força inercial}}{\text{força da gravidade}} \quad (3.3)$$

Leia-se  $g$  como a aceleração gravitacional. Esse número geralmente aplica-se aos fenômenos que envolvem a interface fluido-fluido.

O número de Grashof, por seu turno (ISHII; KATAOKA, 1984):

$$G_r = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)s_0^3}{\mu^2} = \frac{\text{força de empuxo}}{\text{força viscosa}} \quad (3.4)$$

Onde  $\mu$ ,  $T_s$ ,  $T_\infty$ ,  $s_0$  e  $\beta$  representam, respectivamente, a viscosidade dinâmica, a temperatura da superfície, a temperatura do ambiente, o comprimento característico (a dimensão característica da superfície) e o coeficiente de dilatação volumétrica. Esse número está relacionado ao regime de escoamento do fluido no entorno da superfície.

O número de Peclet, por sua vez, se escreve (BIRD; STEWART; LIGHTFOOT, 2007):

$$P_e = \frac{v_0 s_0}{\alpha} = \frac{\text{transporte de calor por convecção}}{\text{transporte de calor por condução}} \quad (3.5)$$

As variáveis  $v_0$ ,  $s_0$  e  $\alpha$  exprimem, respectivamente, a velocidade média do fluido, o comprimento característico e a difusividade térmica. Assim, valores altos do número de

Peclet indicam o transporte de calor convectivo. Valores baixos indicam o transporte de calor condutivo.

O número de Prandtl se escreve (BIRD; STEWART; LIGHTFOOT, 2007):

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} = \frac{\text{difusão viscosa}}{\text{difusão térmica}} \quad (3.6)$$

Onde  $\nu$  retrata a viscosidade cinemática. Esse número é associado à condutividade térmica.

O número de Rayleigh (BAE; HONG; KIM, 2014):

$$Ra = \frac{c_p g \rho^2 \beta (T_s - T_\infty) s_0^3}{\mu k} = \frac{\text{força de flutuação}}{\text{força viscosa}} \quad (3.7)$$

Os termos  $c_p$  e  $k$  indicam, respectivamente, a capacidade térmica específica e a condutividade térmica. Esse número está relacionado ao regime de escoamento do fluido.

O número de Richardson assinala-se por (ISHII; KATAOKA, 1984):

$$Ri = \frac{g \beta (T_{Aq} - T_0) s_0}{v_0^2} = \frac{\text{força de empuxo}}{\text{força inercial}} \quad (3.8)$$

Os termos  $T_{Aq}$  e  $T_0$  retratam, respectivamente, a temperatura da superfície aquecida e a temperatura de referência. Esse número está relacionado com a razão entre convecção natural e forçada.

Por fim, o número de Stanton (ISHII; KATAOKA, 1984):

$$St = \frac{h}{\rho v_0} = \frac{\text{transferência de calor}}{\text{capacidade térmica}} \quad (3.9)$$

Onde  $h$  é o coeficiente de transferência de calor, relacionado com a transferência de calor em convecção forçada.

Os números supracitados são apenas alguns do universo de números adimensionais; são os clássicos em estudos de modelos envolvendo escoamento e transferência de calor. Geralmente, os números adimensionais aparecem durante o processo de adimensionalização das equações diferenciais que regem o problema a ser modelado, e para que ocorra a similaridade completa é necessário que estes números

pertencentes ao modelo e ao protótipo sejam iguais. Assim, a escala do protótipo e a do modelo se resumem a um problema de otimização cujo objetivo é determinar as melhores combinações entre parâmetros estruturais e condições operacionais que conduzam aos mais adequados valores referentes aos grupos adimensionais mais relevantes ao experimento que se deseja simular (LAPA; SAMPAIO; PEREIRA, 2004).

A análise dimensional, aliada à compreensão do fenômeno em estudo, torna possível a generalização de dados experimentais, e as consequências disso 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 a elucidação de um problema, economizando-se tempo e recursos (SILVA, 2008).

No entanto, a similaridade completa, ou seja, obedecer a todas as condições de semelhança física, como afirma Carneiro (1996), nem sempre é possível, devido à complexidade envolvida. É possível, sim, atender, de modo rigoroso, aos parâmetros que têm maior importância no fenômeno considerado. Esse processo pode, porém, conduzir a erros não desprezíveis, chamados de efeito de escala, quando tais parâmetros relaxados, não considerados importantes no estudo, passam a produzir um efeito significativo. Assim, em muitos casos, a elaboração de um modelo distorcido, com semelhança relaxada, o que pode introduzir erros não desprezíveis. Em razão disso, geralmente, modelos físicos de protótipos apresentam efeito de escala no estudo de fenômenos complexos.

## **3.2 Técnicas de escala**

As técnicas de escala são um dos principais elementos usados para projetar e operar uma instalação de teste, e de acordo com o relatório de BESTION *et al.* (2017) as técnicas mais usadas nos processos de escala são a escala linear, a escala de potência por volume, a escala de três níveis, a escala hierárquica de dois níveis (H2TS), a escala de potência por massa, a escala linear modificada, a escala de sistemas dinâmicos (DSS) e a análise de escala fracional (FSA).

A técnica de escala linear desenvolvida por Carbiener e Cudnik (1969) adota a mesma proporção de escala para as dimensões entre modelo e protótipo. O modelo construído é uma cópia em miniatura do protótipo. Uma vantagem desse método é sua melhor interpretação das interações entre componentes, porém alguns processos de

interesse podem comportar-se de maneira diferente, ou mesmo desaparecer à medida que o fator de escala se torna extremamente baixo, particularmente aqueles que são sensíveis à escala de comprimento. Por exemplo, a distorção de escala da gravidade é inversamente proporcional à escala de comprimento. Além disso, alguns processos de transferência de energia são difíceis de implementar no modelo se os componentes já forem fisicamente pequenos no protótipo como, por exemplo, as barras de combustível e os tubos do gerador de vapor (BESTION *et al.*, 2017).

Nahavandi *et al.* (1979) descreveram a técnica de escala de potência por volume. Essa técnica conserva o tempo e o fluxo de calor no protótipo, e consegue reproduzir fenômenos nos quais o efeito da gravidade é significativo. No geral, a técnica é adequada para simular um acidente em que ocorra *flashing* durante uma depressurização e de acordo com relatório de BESTION *et al.* (2017) ela foi usada com sucesso para projetar a maioria das instalações de teste, como a LOFT e a *semiscale*, por exemplo.

A técnica de escala de três níveis foi apresentada por Ishii e Kataoka (1983) e se concentra na conservação do fenômeno de circulação natural que ocorre na maioria dos acidentes de base de projeto. Para isso, essa metodologia usa três níveis de escala, a escala do inventário de massa e de energia, a escala das condições de contorno e a escala de fenômenos locais. Quando aplicada em um modelo em escala reduzida, com relaxamento da restrição na escala de comprimento, os fatores de escala de velocidade e de tempo são reduzidos devido ao fator de escala de comprimento e, conseqüentemente, levam a distorções de alguns fenômenos termo-hidráulicos locais. Entretanto, essa distorção pode ser superada satisfazendo os requisitos de similaridade de escala de fenômenos locais na terceira etapa (BESTION *et al.*, 2017). Essa técnica contribuiu no projeto e construção de instalações de teste como PUMA e ATLAS, por exemplo (ISHII *et al.*, 1998; SONG; CHOI; KANG, 2015).

A técnica de escala hierárquica de dois níveis (H2TS) foi descrita por Zuber *et al.* (1998) e desenvolvida para fornecer uma metodologia de escala abrangente e que minimize a arbitrariedade na escolha dos critérios de escala. O procedimento de escala consiste em quatro estágios, ou seja, a decomposição do sistema, a identificação da escala, a análise *top-down* e a análise *bottom-up*. No primeiro estágio, o sistema pode ser decomposto em subsistemas, módulos e processos, por exemplo. No segundo estágio, a identificação da escala fornece a hierarquia para a fração de volume característica, a escala espacial e a escala temporal. No terceiro estágio, a escala *top-down* oferece uma hierarquia de escala, usando as equações de conservação da massa, *momentum* e energia

em um volume de controle. Assim, todos os processos podem ser comparados e classificados por importância no sistema para estabelecer uma prioridade nos modelos em escala (BESTION *et al.*, 2017). A escala *bottom-up* oferece uma análise detalhada de escala para os principais fenômenos locais, como a limitação do escoamento em contracorrente (CCFL), por exemplo. A técnica foi aplicada para projetar a instalação de teste APEX (REYES; HOCHREITER, 1998).

Liu *et al.* (1997) desenvolveram a técnica de escala de potência por massa para determinar as condições de uma instalação de teste de altura e pressão reduzidas (RHRP). A instalação é um modelo em escala, com aproximadamente 1/400 de volume, para simular o reator de água pressurizada Maanshan (MPWR). Liu e Lee (2004) aplicam a técnica com sucesso a um cenário de SBLOCA em uma perna fria na instalação de teste BETHSY.

A técnica de escala linear modificada foi sugerida por Yun *et al.* (2004) para investigar o comportamento do escoamento de água do sistema de resfriamento de emergência do núcleo (ECCs) no *downcomer*, durante um cenário de LBLOCA em uma instalação de teste em escala reduzida. Além disso, esse método preserva os efeitos devido à gravidade.

A técnica de escala de sistemas dinâmicos (DSS), de acordo com Reyes (2015), tem origem similar as técnicas H2TS e FSA (que será apresentada na subseção 3.2.1) e foi desenvolvida tentando incorporar a resposta dinâmica de um processo termo-hidráulico na estrutura de escala. A metodologia usa uma abordagem inovadora para estudar a dependência temporal da distorção de escala, e oferece o benefício de identificar a distorção de forma objetiva e quantitativa em qualquer momento do transiente (BESTION *et al.*, 2017).

### **3.2.1 Análise de escala fracional**

Em contraste com a complexidade apresentada por alguns estudos, como demonstrou Zuber (2001), a simplicidade é desejada por qualquer ciência. Sendo um método eficiente e versátil de processar informações, a análise de escala fracional (FSA) tem como principais características a simplicidade, parcimônia e síntese. Esta nova metodologia foi, primeiramente, descrita por Zuber (2001) e, depois, aplicada a um Acidente de Perda de Refrigerante (LOCA) por Zuber *et al.* (2007), por (WULFF *et al.*, 2009) e por Catton *et al.* (2009), 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 de organizar informações e dados de interesse para projetos de estruturas complexas e análises de segurança.

Desse modo, a 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 termo-hidráulicos de centrais nucleares. Seu interesse está voltado às escalas espacial e temporal de um sistema, ou seja, um agregado de componentes que interagem entre si. Enquanto que a hierarquia é utilizada na classificação da importância dos processos termo-hidráulicos (ZUBER *et al.*, 2007).

Esta nova metodologia, cuja aplicação inicial e validade foram demonstradas para um LOCA, identifica processos dominantes e os classifica quantitativamente de acordo com a sua importância, provendo uma base de dados para o estabelecimento da Tabela de Identificação e Classificação de Fenômenos (PIRT) (WULFF *et al.*, 2009). Ou seja, a FSA prover uma metodologia para classificar quantitativamente os fenômenos na PIRT diferentemente do método tradicional de classificação que é realizado de acordo com a análise de especialistas (U.S.NRC, 2008).

### 3.2.1.1 Paradigma da escala fracional

O ponto chave da FSA é o paradigma da escala fracional que nos permite verificar a similaridade entre modelo e protótipo, ou entre duas ou mais instalações de testes no estudo do mesmo fenômeno. A apresentação do paradigma é realizada a seguir (ZUBER *et al.*, 2007).

Dada uma região do espaço caracterizada por uma variável  $\gamma$ , a qual sofre uma mudança provocada por um agente  $\Phi$ , pode-se definir que a taxa de variação de  $\gamma$  é igual ao agente  $\Phi$ :

$$\Phi = \frac{d\gamma}{dt} \quad (3.10)$$

Define-se a Taxa de Variação Fracional (FRC)  $\omega$  da variável  $\gamma$ , por:

$$\omega = \frac{1}{\gamma} \frac{d\gamma}{dt} \quad (3.11)$$

E igualando as equações (3.10) e (3.11), define-se uma relação entre  $\gamma$  e  $\Phi$ :

$$\omega = \frac{\Phi}{\gamma} \quad (3.12)$$

Deve-se notar que a FRC é o inverso do tempo para um determinado processo de mudança. Agora, definimos a variação fracional ou métrica de efeito da variável  $\gamma$  com o objetivo de se quantificar a variação sofrida pela variável  $\gamma$ , ou seja,  $\delta k$ , provocada pelo agente de variação  $\Phi$ . Considera-se  $\gamma_0$  um valor de referência para o FRC, assim, pode-se definir a variação fracional ou métrica de efeito de  $\gamma$  por:

$$\Omega = \frac{\delta\gamma}{\gamma_0} \quad (3.13)$$

Reescrevendo essa equação, por meio da equação (3.11) e (3.12), obtém-se:

$$\Omega = \frac{\delta\gamma}{\gamma_0} \cdot \frac{\delta t}{\delta t} = \frac{1}{\gamma_0} \frac{\delta\gamma}{\delta t} \delta t = \omega \cdot \delta t = \frac{\Phi}{\gamma} \cdot \delta t \quad (3.14)$$

Dessa maneira, são semelhantes os processos que têm sua variável de estado alterada pela mesma quantidade fracional, ou seja, que possuem os mesmos valores da métrica de efeito. Nessa nova metodologia, a similaridade exige apenas a igualdade dos valores de  $\Omega$ , dispensando as igualdades dos outros parâmetros  $\omega$  e  $\delta t$  (WULFF *et al.*, 2009), isto é, o paradigma de escala fracional pode ser aplicado a qualquer nível de interesse ou complexidade.

Ao se fazer uma experiência no modelo e, através das escalas de similaridade derivadas por esse método, obter-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, e, normalmente, é impossível a obtenção de similaridade para todos os fenômenos (SILVA, 2008).

### 3.2.1.2 Aplicação a centrais nucleares

A FSA pode ser aplicada a uma central nuclear, abordando o problema em três níveis hierárquicos, em ordem de complexidade crescente: processos, componentes e sistemas.

Em nível de processos, deve-se determinar o efeito da mudança sobre a variável de estado.

Em nível de componentes, por sua vez, devem-se determinar os efeitos de vários processos sobre a mudança de sua variável de estado (do componente), podendo, assim, classificar a sua importância e verificar se há ou não distorções de escala na geometria ou no tempo.

Já em sistemas, com as condições termo-hidráulicas definidas, deve-se determinar que processos governam o efeito de mudança sobre a variável de estado e seus componentes correspondentes. Classificam-se os processos de acordo com sua importância e verificam-se as possíveis distorções de componentes, se houve, além de se verificarem as interações dos componentes.

Cabe ainda citar o trabalho de Roberto *et al.* (2016) que aplica a técnica com sucesso para determinar as condições de operação de uma instalação de teste no estudo da depressurização de água supercrítica em um vaso de pressão; o trabalho de Wulff *et al.* (2009) que demonstra para LOCA de Alta Intensidade (LBLOCA) que, em nível de sistema, o escoamento pela ruptura é o agente dominante de variação; e o trabalho de Catton *et al.* (2009) que apresenta, em nível de componente, que a energia térmica armazenada na barra de combustível era um dos agentes dominantes de variação. A FSA se mostrou eficaz em classificar os processos de forma quantitativa e objetiva, de acordo com sua importância, além de identificar distorções de escala.

### 3.2.1.3 Aplicação da FSA

A seguir, demonstrar-se-á a aplicação da FSA ao estudo de LOCA em LWR baseada no estudo de Wulff *et al.* (2009).

Os modelos físicos são escolhidos para descrever a resposta global do sistema e as interações entre os componentes dentro do sistema. A modelagem da equação de depressurização obedece às seguintes considerações:

- A mistura de duas fases é sempre, em equilíbrio termodinâmico, à pressão  $P$ ;



- A energia cinética e a dissipação viscosa de energia são ignoradas em relação ao transporte de energia térmica;
- O balanço de *momentum* é desacoplado do balanço de energia, pois as taxas de escoamento são subsônicas em todos os lugares, exceto na ruptura ou em uma válvula com um escoamento crítico. O efeito de  $\vec{v} \cdot \nabla P$  sobre a densidade é desprezível em comparação com o efeito de  $\frac{\partial P}{\partial t}$  sobre a pressão  $P(t)$  que representa todo o sistema primário;
- As temperaturas de nitrogênio em ambos os acumuladores são as mesmas;
- O escoamento nas linhas entre o vaso de pressão do reator e o gerador de vapor, do lado primário, é turbulento; e
- A ruptura é idealizada, e as propriedades termofísicas são iguais às propriedades médias dos subvolumes.

A equação (3.15) representa a taxa de despressurização de um fluido de um sistema de volume  $V$  (WULFF *et al.*, 2009).

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{VK_{s,sys}} \left[ - \sum \dot{V}_j + \frac{v_{lv}}{h_{lv}} (\dot{Q}_{2\phi})_{liq} + \sum_{j=l,v} \left( \frac{\beta_j}{\rho_j c_{p,j}} \dot{Q}_j \right) + \left( \frac{\beta}{\rho \cdot c_p} \right) P_B + \frac{\gamma - 1}{\gamma} \frac{\dot{Q}_{N_2}}{P} \right] = \frac{1}{VK_{s,sys}} \sum_j \dot{V}_j = \sum_j \Phi_j \quad (3.15)$$

Onde,  $\dot{V}_j$  simboliza a taxa de descarga através de rupturas, de fugas e de válvulas de alívio e de segurança; o subscrito  $2\phi$  representa a formação ou a eliminação de volumes por mudança de fase (vaporização ou condensação); os subscritos  $l$  ou  $v$  representam a expansão ou a contração térmica na fase líquida (subscrito  $l$ ) ou na fase gasosa (subscrito  $v$ );  $P_B$  representa a potência de bombeamento do líquido; e, por fim, a taxa de expansão térmica do gás nitrogênio ( $N_2$ ).

A taxa de variação de pressão, fornecida pela equação (3.15), é definida pelas taxas individuais de contração ou dilatação volumétrica,  $\dot{V}_j$ , e a compressibilidade isentrópica do sistema,  $K_{s,sys}$ , podendo, por fim, ser reescrita, apenas em função dos agentes individuais de variação de pressão,  $\Phi_j$ . A compressibilidade isentrópica do

sistema é dada pela soma das compressibilidades isentrópicas individuais ponderadas pelas respectivas frações volumétricas.

Desse modo, considerando apenas os componentes mais importantes e representativos, todos os possíveis agentes responsáveis pela despressurização do circuito primário são considerados na equação (3.15).

Em operação normal, aproximadamente, estado estacionário, não há descargas ocorrendo no sistema. Assim,  $\dot{V}_j$  é nulo. Há, ainda, o equilíbrio térmico do sistema, isto é, não há transiente por falha de resfriamento; o somatório dos demais termos é nulo. Nota-se que, não havendo ocorrência de uma operação anormal, o sistema de acumuladores não entra em operação.

Dessa maneira, em um LOCA, o único agente efetivo que inicia o transiente de pressão é o escoamento através de uma ruptura.

Definida a taxa de variação de pressão (equação (3.15)), é necessária a adimensionalização dos termos para a escala. Para isso, a normalização da pressão ou variação fracional da pressão definida por Wulff *et al.* (2009) é dada por:

$$0 \leq P^+ = \frac{P(t) - P_{min}}{P_{máx} - P_{min}} = \frac{P(t) - P_{amb}}{\underbrace{P_o - P_{amb}}_{\Delta P}} = \frac{P(t) - P_{amb}}{\Delta P} \leq 1 \quad (3.16)$$

A pressão permanece com ordem unitária desde quando possui um valor absoluto inicial,  $P_o$ , até atingir um valor igual ao da pressão ambiente,  $P_{amb}$ , satisfazendo o primeiro princípio de escala sugerido por Wulff (1996).

Por fim, cada agente de variação da equação (3.15) é normalizado, de forma que suas variáveis adimensionais sejam de ordem unitária. Se  $Y_o$  é o valor de referência inicial para o agente de variação  $Y(t)$ , o termo normalizado tem a forma

$$Y^+(t) = \frac{Y(t)}{Y_o} \quad (3.17)$$

As taxas de variação volumétrica,  $\dot{V}_j$ , são adimensionalizadas por:

$$\dot{V}_j^+ = \frac{\dot{V}_j(t)}{\dot{V}_j(0)} \quad (3.18)$$

Combinando as equações (3.15), (3.16), (3.17) e (3.18), obtém-se a equação (3.19) da pressão normalizada em função do tempo real, não adimensionalizado, cujos termos são definidos na Tabela 3.1.

$$\frac{dP^+}{dt} = \omega_r \Phi_r^+ + \omega_{2\phi} \Phi_{2\phi}^+ + \omega_l \Phi_l^+ + \omega_v \Phi_v^+ + \omega_{P_B} \Phi_{P_B}^+ + \omega_{N_2} \Phi_{N_2}^+ \quad (3.19)$$

As taxas de variação fracional,  $\omega$ , fornecem o critério de escala para projetos e classificam os agentes de variação,  $\Phi$ , de acordo com a sua importância, além de serem úteis na síntese de dados para o sistema.

Essas taxas de variação fracional presentes na equação (3.19), multiplicadas por um tempo de referência, originam as métricas de efeito fracional,  $\Omega_j = \omega_j \times t_{ref}$ , que devem possuir o mesmo valor em todas as instalações, na qual se deseje representar o mesmo fenômeno. Observa-se que só há similaridade no comportamento das pressões ao longo do tempo se cada agente normalizado também possuir o mesmo valor no modelo e no protótipo, a menos que ocorra uma congruência, dos valores dos agentes normalizados, fantástica (ou espúria) (WULFF *et al.*, 2009).

Tabela 3.1 – Agentes de variação fracional normalizados e taxas iniciais de variação fracional

<b>Agentes de variação</b>	<b>Agentes em escala da variação de pressão</b> $\Phi_j^+$	<b>Taxas de variação fracional iniciais</b> $\omega_j$
Escoamento pela ruptura ( $j = 1$ )	$\Phi_r^+ = -\frac{\dot{V}_1^+}{K_{sis}^+}$	$\omega_r = \frac{1}{V\Delta P} \left( \frac{\dot{V}_1}{K_{sis}} \right)_o$
Mudança de fase ( $j = 2$ )	$\Phi_{2\phi}^+ = \left( \frac{v_{lv}}{h_{lv}} \right)^+ \frac{\dot{Q}_{2\phi}^+}{K_{sis}^+}$	$\omega_{2\phi} = \frac{1}{V\Delta P} \left( \frac{v_{lv}}{h_{lv}} \right)_o \frac{(\dot{Q}_{2\phi})_{max}}{(K_{sis})_o}$
Expansão ou contração térmica monofásica ( $j = 3, 4$ )	$\Phi_{l,v}^+ = \left( \frac{\beta}{\rho c_p} \right)^+ \frac{\dot{Q}_{l,v}^+}{K_{sis}^+}$	$\omega_{l,v} = \frac{1}{V\Delta P} \left( \frac{\beta}{\rho c_p} \right)_o \frac{(\dot{Q}_{l,v})_{max}}{(K_{sis})_o}$
Expansão devida ao aquecimento pelas bombas ( $j = 5$ )	$\Phi_{l,v}^+ = \left( \frac{\beta}{\rho c_p} \right)^+ \frac{P_B^+}{K_{sis}^+}$	$\omega_{l,v} = \frac{1}{V\Delta P} \left( \frac{\beta}{\rho c_p} \right)_o \left( \frac{P_B}{K_{sis}} \right)_o$

Agentes de variação	Agentes em escala da variação de pressão $\Phi_j^+$	Taxas de variação fracional iniciais $\omega_j$
Expansão do gás inerte devido ao aquecimento na parede  ( $j = 6$ )	$\Phi_{N_2}^+ = \frac{\dot{Q}_{N_2}}{P^+ + \left(\frac{P_{amb}}{\Delta P}\right)}$	$\omega_{N_2} = \frac{\gamma - 1}{\gamma V(\Delta P)^2} \frac{(\dot{Q}_{N_2})_{max}}{(K_{sis})_o}$

Fonte: Wulff *et al.* (2009)

Na Tabela 3.1, os termos  $K_{sis}$ ,  $v_{lv}$ ,  $h_{lv}$ ,  $\beta$ ,  $\rho$ ,  $c_p$  e  $\gamma$  representam, respectivamente, a compressibilidade isentrópica, 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 à pressão constante e o expoente isentrópico. Os termos  $\dot{Q}_{l,v}$ ,  $\dot{Q}_{2\phi}$ ,  $\dot{Q}_{N_2}$  e  $P_B$ , por sua vez, indicam, respectivamente, as transferências de calor para uma fase, para as duas fases, para o gás inerte (nitrogênio) e a potência de bombeamento. O sobrescrito “+” representa os termos adimensionais.

Com o objetivo de obter a importância relativa dos agentes de variação, pode-se dividir a equação (3.19) pelo módulo da taxa de variação fracional do agente mais importante, ou seja, pelo que possui maior valor absoluto. Neste caso, o agente mais importante é o agente de variação da ruptura. Assim podemos ainda adimensionalizar o tempo da seguinte forma:

$$t^+ = |\omega_r|t \quad (3.20)$$

A equação (3.19) se reduz a

$$\frac{dP^+}{dt^+} = \Phi_r^+ + \sum_{j=2}^6 \hat{\omega}_j \Phi_j^+ \quad (3.21)$$

O processo de normalização sujeita a equação 2.21 à condição inicial:

$$P^+(0) = 1 \quad (3.22)$$

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

$$\hat{\omega}_j = \frac{\omega_j}{|\omega_r|}, \quad j = 2 \dots 6, \quad |\hat{\omega}_j| \leq 1, \quad \hat{\omega}_1 = \hat{\omega}_r = 1 \quad (3.23)$$

Contudo, esse procedimento não escala o tempo corretamente para todo o agregado. A escala correta do tempo para todo o agregado inclui todos os agentes de variação. Assim, divide-se a equação (3.19) pela taxa de variação fracional do agregado dada pela soma das taxas individuais, conforme a equação (3.24):

$$\bar{\omega} = \omega_r + \sum_{j=2}^6 \omega_j \quad (3.24)$$

O efetivo tempo adimensionalizado do agregado é dado pela métrica de efeito do agregado, definida por:

$$t^+ = |\Omega| = |\bar{\omega}|t \quad (3.25)$$

Sob o mesmo ponto de vista descrito anteriormente, o sistema em estado estacionário possui um único agente efetivo de variação que é devido à ruptura, fazendo com que, para esse caso especial de um LOCA, a taxa de variação fracional do agregado coincida com a da ruptura (WULFF *et al.*, 2009).

A normalização da equação (3.15) pode ser obtida normalizando-se cada taxa de variação volumétrica, dividindo-a pela do agregado, como exposto pelas equações (3.26) e (3.27):

$$\dot{V}_j^+ = \frac{\dot{V}_j(t)}{\left| \sum_j \dot{V}_j(0) \right|} \quad (3.26)$$

Combinando as equações (3.26) e (3.15), com o intuito de obter os agentes de variação normalizados de forma explícita, obtém-se a equação (3.27):

$$\frac{dP^+}{dt} = \frac{\left| \sum_j \dot{V}_j(0) \right|}{V\Delta P(K_{SIS})_o} \frac{\sum_j \dot{V}_j}{K_{SIS}^+} = \frac{\left| \sum_j \omega_j \right|}{K_{SIS}^+} \sum_j \dot{V}_j = |\omega| \sum_{j=1}^6 \phi_j^+ \quad (3.27)$$

Contudo, como definido na equação (3.25), a divisão da equação (3.27) pelo módulo da taxa de variação fracional do agregado, termo antes do somatório do membro direito desta equação, resulta também no tempo adimensional, correto para o processo. Assim, a taxa de variação de pressão adimensional é definida pela equação (3.28):

$$\frac{dP^+}{dt^+} = \sum_{j=1}^6 \phi_j^+ \quad (3.28)$$

Adotando-se o processo de escala, descrito acima, Wulff *et al.* (2009) demonstraram a eficácia da FSA para um LOCA de pequena e alta intensidade, utilizando o resultado de duas instalações de testes de PWR: instalação LOFT e instalação *Semiscale*. A primeira possuía um volume correspondente a 1/48 de um PWR com 3000 MW térmicos desenvolvida pela Westinghouse, enquanto a segunda possuía um volume correspondente a 1/1700 do mesmo reator de referência. Para LOCA de grandes intensidades (LBLOCAS), a demonstração foi feita com uma ruptura (situada numa perna fria) cuja área correspondia a 200% da área de escoamento.

Para LOCA de pequenas intensidades (sbLOCA), na instalação LOFT, com uma área de ruptura 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.

O gráfico de  $P^+(\Omega) = P^+(t_r^+)$ , dado pelas Figuras 3.1, 3.2, 3.3 e 3.4, exhibe a semelhança entre as curvas, o que comprova a eficiência da FSA, independentemente da intensidade dos LOCA e do tamanho das instalações de testes, que devem obedecer aos critérios estabelecidos pela metodologia em questão.

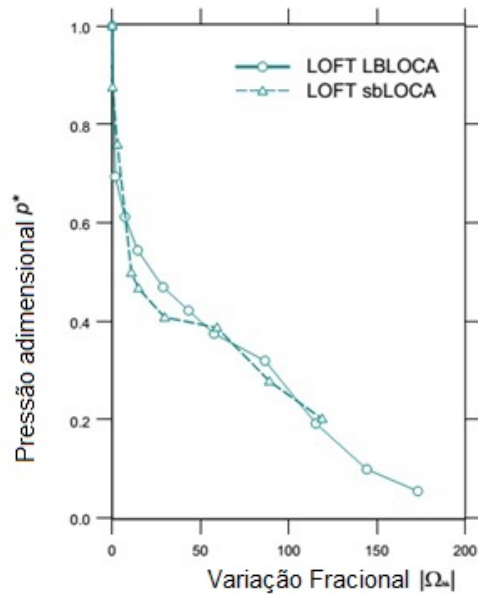


Figura 3.1– LOCA de grande e pequena intensidade na instalação LOFT  
 Fonte: WULFF *et al.* (2009).

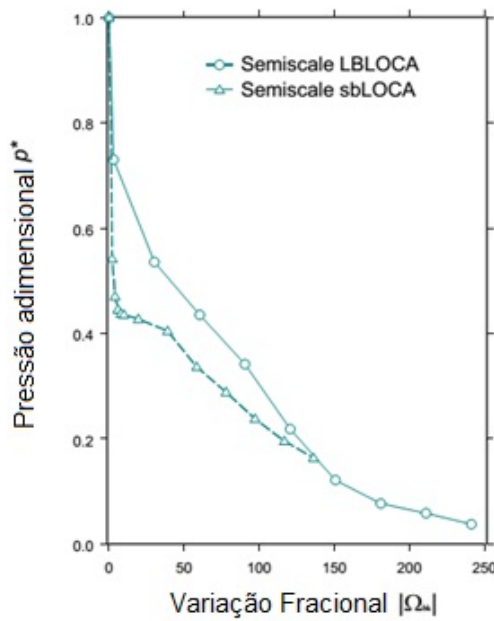


Figura 3.2– LOCA de grande e pequena intensidade na instalação *Semiscale*  
 Fonte: WULFF *et al.* (2009).

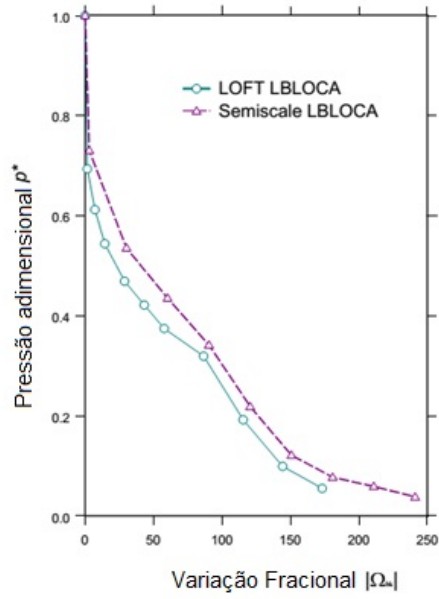


Figura 3.3– Despressurização com LOCA de alta intensidade nas instalações LOFT e *Semiscale*

Fonte: WULFF *et al.* (2009).

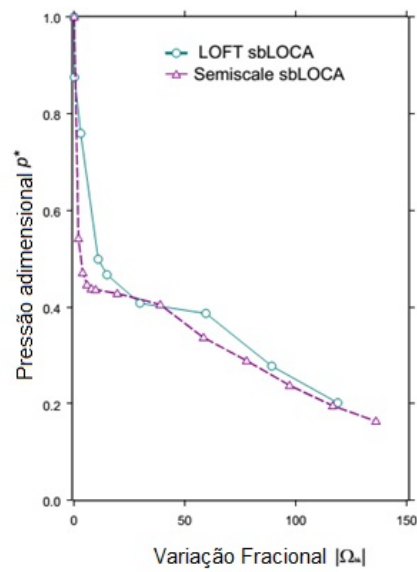


Figura 3.4– Despressurização com LOCA de pequena intensidade nas instalações LOFT e *Semiscale*

Fonte: WULFF *et al.* (2009).



## 4 GRUPOS ADIMENSIONAIS

É considerado que o RCCS opere em regime de escoamento monofásico e que a cavidade do reator seja preenchida apenas com ar, sendo o esforço concentrado na determinação dos grupos adimensionais relevantes para garantir a similaridade entre dois sistemas.

### 4.1 Grupos adimensionais para a região da cavidade do reator

A região da cavidade do reator é preenchida com ar, que é adotado como o único fluido presente nessa região. Essa cavidade possui uma geometria cilíndrica e simétrica que possibilita a aproximação de uma cavidade retangular na qual as duas paredes horizontais são isoladas (teto e piso), uma das paredes verticais é aquecida (vaso de pressão do reator) e a outra é resfriada (tubos verticais do RCCS), como mostrado na Figura 4.1.

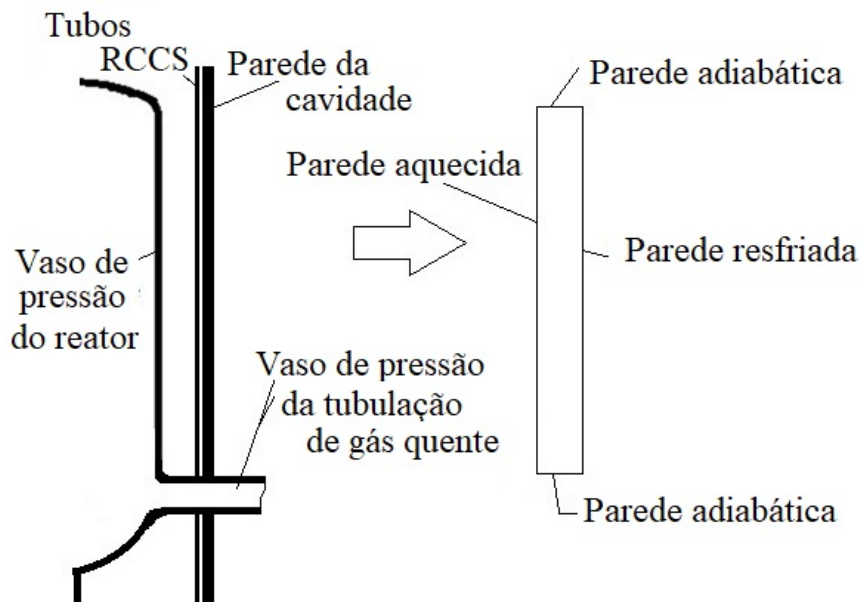


Figura 4.1 – Aproximação da cavidade do reator em duas dimensões  
Fonte: elaborado pelo autor.

As equações de conservação de massa, de energia e de *momentum* são aplicadas dentro da região da cavidade do reator. Contudo, a densidade do fluido será dada pela

aproximação de Boussinesq (BIRD; STEWART; LIGHTFOOT, 2007) apenas no termo de empuxo da equação de conservação de *momentum*.

Assim, podem-se escrever as leis de conservação em coordenadas cartesianas (x, y):

Conservação de massa

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y) = 0 \quad (4.1)$$

Conservação de *momentum*

$$\rho \left( \frac{\partial v_x}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \mu \left( \frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} \right) \quad (4.2)$$

$$\rho \left( \frac{\partial v_y}{\partial t} + v_x \frac{\partial v_y}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_y}{\partial y} \right) = -\frac{\partial P}{\partial y} + \mu \left( \frac{\partial^2 v_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_y}{\partial y^2} \right) - \rho_0 [1 - \beta(T - T_0)]g \quad (4.3)$$

Conservação de energia para a condutividade térmica constante

$$\rho c_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) = k \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (4.4)$$

Os termos P, T, T<sub>0</sub>, t, v<sub>x</sub>, v<sub>y</sub>, k, c<sub>p</sub>, ρ, β, μ e g representam, respectivamente, a pressão, a temperatura, a temperatura de referência ao redor da expansão da densidade, o tempo, a componente horizontal da velocidade do fluido, a componente vertical da velocidade do fluido, a condutividade térmica, o calor específico isobárico, a densidade, o coeficiente de dilatação volumétrica, a viscosidade dinâmica e a aceleração devido à gravidade.

Adotando a condição de estado estacionário, as equações (4.1), (4.2), (4.3) e (4.4) supracitadas são reescritas como:

Conservação de massa

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho v_x) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y) = 0 \quad (4.5)$$

Conservação de *momentum*

$$\rho \left( v_x \frac{\partial v_x}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_x}{\partial y} \right) = - \frac{\partial P}{\partial x} + \mu \left( \frac{\partial^2 v_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} \right) \quad (4.6)$$

$$\rho \left( v_x \frac{\partial v_y}{\partial x} + v_y \frac{\partial v_y}{\partial y} \right) = - \frac{\partial P}{\partial y} + \mu \left( \frac{\partial^2 v_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v_y}{\partial y^2} \right) - \rho_0 [1 - \beta(T - T_0)]g \quad (4.7)$$

Conservação de energia para a condutividade térmica constante

$$\rho c_p \left( v_x \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) = k \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (4.8)$$

Define-se para o processo de adimensionalização das equações de conservação as variáveis adimensionais:

$$y^* = \frac{y}{s_0}, \quad x^* = \frac{x}{s_0}, \quad v_x^* = \frac{v_x}{v_{0,c}}, \quad v_y^* = \frac{v_y}{v_{0,c}}, \quad (4.9)$$

$$P^* = \frac{P + \rho_0 g y}{\rho v_{0,c}^2}, \quad \Theta_T^* = \frac{T - T_0}{T_{sR} - T_{sS}}$$

Na equação (4.9), os termos  $s_0$ ,  $\Theta_T^*$ ,  $v_{0,c}$ ,  $T_{sR} - T_{sS}$  e  $\rho_0$  indicam, respectivamente, o comprimento de referência, a temperatura adimensional para a cavidade, a velocidade de referência para o ar, as temperaturas médias para o vaso de pressão do reator e para as paredes externas das tubulações do RCCS, e a densidade do fluido na temperatura de referência ( $T_0$ ).

A temperatura de referência para o ar no interior da cavidade é definida por:

$$T_0 = \frac{T_{sR} - T_{sC}}{2} = \frac{\Delta T_c}{2} \quad (4.10)$$

Assim, utilizando as variáveis definidas na equação (4.9), as equações (4.5), (4.6), (4.7) e (4.8) podem ser reescritas por:

$$\frac{v_{0,c}}{s_0} \frac{\partial v_x^*}{\partial x^*} + \frac{v_{0,c}}{s_0} \frac{\partial v_y^*}{\partial y^*} = 0 \quad (4.11)$$

$$\frac{\rho v_{0,c}^2}{s_0} \left( v_x^* \frac{\partial v_x^*}{\partial x^*} + v_y^* \frac{\partial v_x^*}{\partial y^*} \right) = -\frac{\rho v_{0,c}^2}{s_0} \frac{\partial p^*}{\partial x^*} + \frac{\mu v_{0,c}}{s_0^2} \left( \frac{\partial^2 v_x^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 v_x^*}{\partial y^{*2}} \right) \quad (4.12)$$

$$\begin{aligned} \frac{\rho v_{0,c}^2}{s_0} \left( v_x^* \frac{\partial v_y^*}{\partial x^*} + v_y^* \frac{\partial v_y^*}{\partial y^*} \right) &= \\ &= -\frac{\rho v_{0,c}^2}{s_0} \frac{\partial p^*}{\partial y^*} + \frac{\mu v_{0,c}}{s_0^2} \left( \frac{\partial^2 v_y^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 v_y^*}{\partial y^{*2}} \right) - \rho_0 g \beta \Theta_T^* (T_{sR} - T_{sS}) \end{aligned} \quad (4.13)$$

$$\frac{v_{0,c}}{s_0} \rho c_p (T_{sR} - T_{sS}) \left( v_x^* \frac{\partial \Theta_T^*}{\partial x^*} + v_y^* \frac{\partial \Theta_T^*}{\partial y^*} \right) = \frac{k(T_{sR} - T_{sS})}{s_0^2} \left( \frac{\partial^2 \Theta_T^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 \Theta_T^*}{\partial y^{*2}} \right) \quad (4.14)$$

Organizando os termos e usando as definições anteriores, reescrevem-se as equações em sua forma adimensional

$$\frac{\partial v_x^*}{\partial x^*} + \frac{\partial v_y^*}{\partial y^*} = 0 \quad (4.15)$$

$$v_x^* \frac{\partial v_x^*}{\partial x^*} + v_y^* \frac{\partial v_x^*}{\partial y^*} = -\frac{\partial p^*}{\partial x^*} + \frac{1}{Re} \left( \frac{\partial^2 v_x^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 v_x^*}{\partial y^{*2}} \right) \quad (4.16)$$

$$v_x^* \frac{\partial v_y^*}{\partial x^*} + v_y^* \frac{\partial v_y^*}{\partial y^*} = -\frac{\partial p^*}{\partial y^*} + \frac{Gr}{Re^2} \Theta_T^* + \frac{1}{Re} \left( \frac{\partial^2 v_y^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 v_y^*}{\partial y^{*2}} \right) \quad (4.17)$$

$$v_x^* \frac{\partial \Theta_T^*}{\partial x^*} + v_y^* \frac{\partial \Theta_T^*}{\partial y^*} = \frac{1}{Pe} \left( \frac{\partial^2 \Theta_T^*}{\partial x^{*2}} + \frac{\partial^2 \Theta_T^*}{\partial y^{*2}} \right) \quad (4.18)$$

Os termos  $Re$  e  $Pe$  retratam, respectivamente, o número de Reynolds e o número de Peclet.

O número de Reynolds é definido por:

$$Re = \frac{\rho v_{0,c} s_0}{\mu} = \frac{\rho v_{0,c}^2}{\frac{\mu v_{0,c}}{s_0}} = \frac{\text{força inercial}}{\text{força viscosa}} \quad (4.19)$$

O número de Peclet, por outro lado, pode ser definido por:

$$P_e = R_e \times P_r = \frac{\rho v_{0,c} s_0 c_p}{k} = \frac{\frac{\rho v_{0,c} c_p \Delta T_c}{s_0}}{\frac{k \Delta T}{s_0^2}} = \frac{\text{transporte de calor por convecção}}{\text{transporte de calor por condução}} \quad (4.20)$$

Os termos  $\mu$  e  $P_r$  exprimem, respectivamente, a viscosidade dinâmica e o número de Prandtl que é definido por:

$$P_r = \frac{\frac{\mu}{\rho}}{\frac{k}{\rho c_p}} = \frac{\nu}{\alpha} = \frac{\text{difusão viscosa}}{\text{difusão térmica}} \quad (4.21)$$

Os termos  $\nu$  e  $\alpha$  constituem, respectivamente, a viscosidade cinemática e a difusividade térmica.

A velocidade de referência adotada neste estudo é tomada para o número de Reynolds normalizado à unidade. Assim, a velocidade de referência, a partir da equação (4.19), é definida por:

$$R_e = \frac{\rho v_{0,c} s_0}{\mu} = 1 \rightarrow v_{0,c} = \frac{\mu}{\rho s_0} \quad (4.22)$$

Contudo, além das equações adimensionais desenvolvidas, um número adimensional importante para a análise de convecção natural no interior da cavidade do reator é o número de Grashof, definido por:

$$G_r = \frac{g \rho \beta (T_{sR} - T_{sS}) s_0^3}{\mu^2} = \frac{\text{força de empuxo}}{\text{força viscosa}} \quad (4.23)$$

A normalização da velocidade de referência à unidade implica que as forças devido à inércia são da mesma ordem de grandeza que as forças devido à viscosidade. Assim, o número de Grashof fornece a razão entre as forças de empuxo e as forças viscosas. As forças de empuxo representam um fenômeno de condução, enquanto as forças viscosas representam um fenômeno dissipativo. Logo, a razão entre o número de Grashof e o número de Reynolds representa uma razão entre as forças de empuxo e as forças inerciais, que pode ser escrita por:

$$\frac{G_r}{R_e^2} = \frac{g\beta(T_{sR} - T_{sS})s_0}{v_{0,c}^2} = \frac{\text{força de empuxo}}{\text{força inercial}} \quad (4.24)$$

Essa razão entre os números de Grashof e Reynolds pode ser usada para determinar o regime de escoamento, uma vez que representa a relação entre as forças de empuxo e inercial. Dessa forma, para uma razão alta, ou seja, muito maior que a unidade, a força de empuxo prevalece em relação à força inercial, e o regime de convecção natural ocorre.

Por outro lado, para uma razão reduzida, ou seja, muito menor que a unidade, a força inercial prevalece em relação à força de empuxo, e o regime de convecção forçada ocorre.

Para uma razão próxima da unidade, observa-se um regime de convecção mista. Essa razão é importante para a determinação do regime de escoamento. Ademais, um número adimensional importante na convecção natural associado ao escoamento é o número de Rayleigh, que pode ser definido da seguinte forma:

$$R_a = G_r \times P_r = \frac{c_p g \rho^2 \beta (T_{sR} - T_{sS}) s_0^3}{\mu k} = \frac{\text{força de flutuação}}{\text{força viscosa}} \quad (4.25)$$

Assim, uma similaridade completa na região interna da cavidade do reator requer a igualdade dos números adimensionais supracitados.

## 4.2 Grupos adimensionais para o RCCS

As equações de conservação de massa, *momentum* e energia são aplicadas aos tubos verticais do RCCS dentro da cavidade do reator. O sistema real é simplificado e mostrado na Figura 4.2. O modelo físico proposto adota: a água como o fluido de trabalho; os parâmetros geométricos constantes; o regime de escoamento estacionário, em um primeiro momento, e transiente, em um segundo momento; o modelo de escoamento unidimensional ao longo do circuito; e as propriedades térmicas uniformes.

Essas simplificações são razoáveis, uma vez que os RCCS são semelhantes, os parâmetros geométricos são similares e qualquer necessidade de ajuste para garantir a similaridade do regime de escoamento pode ser realizado por meio de orifícios adequados ao longo do circuito de água. As diferenças de temperaturas não são bruscas ou rápidas

durante o processo de remoção de calor pelo sistema. Assim, a aproximação das propriedades térmicas uniformes é aceitável. Ambos os sistemas funcionam com a água como fluido de trabalho, e suas propriedades térmicas variam de forma semelhante durante a operação do RCCS.

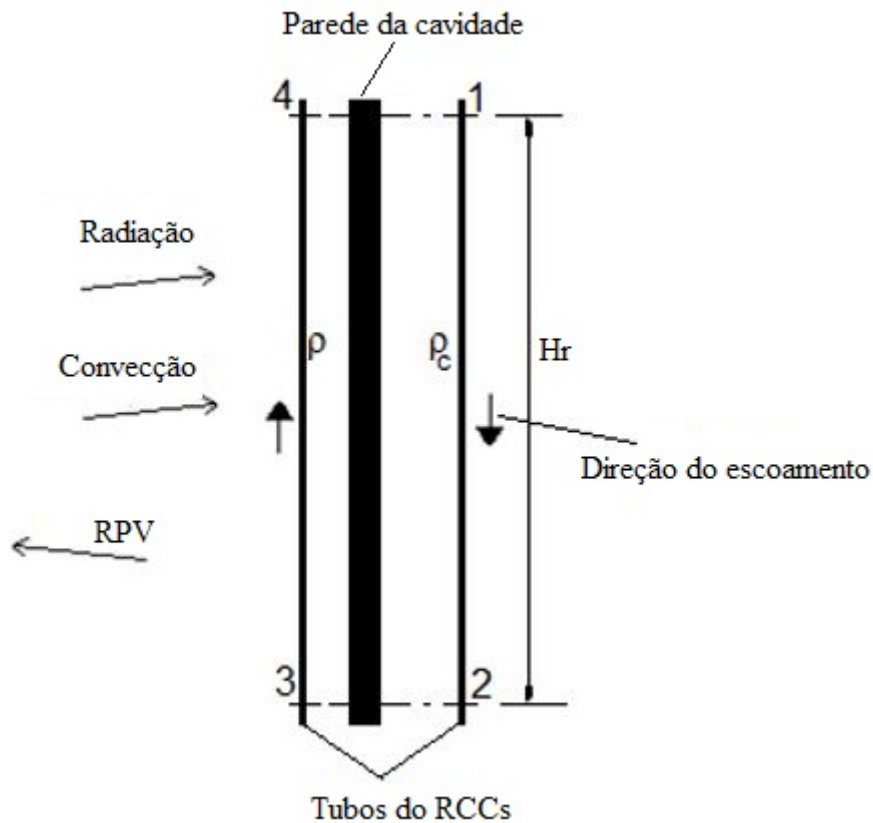


Figura 4.2 – Sistema simplificado dos tubos do RCCS dentro da cavidade do reator  
 Fonte: elaborado pelo autor.

#### 4.2.1 Para o regime de escoamento permanente

Neste regime de escoamento, são calculados os números adimensionais de interesse para a conservação de *momentum*, de energia e de calor transferido do vaso de pressão do reator para o RCCS.

##### 4.2.1.1 Conservação de *momentum*

Integrando a equação de conservação do *momentum* ao longo do circuito, percorrendo o caminho 1234, obtém-se:

$$P_1 + \rho_c g H_{cav} = P_4 + \int_0^{H_r} \rho g dy + \delta p_{atrito} + \delta p_{forma} \quad (4.26)$$

Os termos  $H_{cav}$ ,  $P_1$ ,  $P_4$ ,  $\rho_c$ ,  $\delta p_{atrito}$  e  $\delta p_{forma}$  representam, respectivamente, a altura da cavidade do reator, a pressão de entrada, a pressão de saída, a densidade da água na perna fria, a perda de pressão por atrito e a perda de pressão por forma. Divide-se o circuito em pequenas seções  $i$ ; então, as perdas de pressão devido à forma e ao atrito são definidas por:

$$\delta p_{atrito} = \sum_i \frac{1}{2D_{hi}} f_i \rho_i v_i^2 y_i \quad (4.27)$$

$$\delta p_{forma} = \sum_i \frac{1}{2} K_i \rho_i v_i^2 \quad (4.28)$$

Os termos  $D_{hi}$ ,  $f$  e  $K$  indicam, respectivamente, o diâmetro hidráulico, o fator de atrito e o fator de forma. Numa tubulação, a perda de pressão por atrito depende diretamente do fator de atrito que, por sua vez, depende da geometria do canal e da velocidade do escoamento. Enquanto a perda de pressão por forma é causada por uma mudança abrupta na direção do escoamento ou da geometria do canal, o fator de forma depende de mudanças de direção do escoamento, de ressaltos abruptos e de orifícios, por exemplo. O diâmetro hidráulico é dado por:

$$D_{hi} = \frac{4A_i}{P_i} = \underbrace{D_i}_{\text{Tubo circular}} \quad (4.29)$$

Aqui,  $P_i$  é o perímetro molhado.

Definem-se, para o processo de adimensionalização da equação de conservação de *momentum*, as variáveis adimensionais:

$$v_i^* = \frac{v_i}{v_0}, \quad H_r^* = \frac{H_r}{s_0}, \quad \Delta P^* = \frac{P_4 - P_1}{\rho_0 v_0^2}, \quad \Theta_i^* = \frac{T_i - T_e}{T_s - T_e} = \frac{T_i - T_e}{\Delta T_0} \quad (4.30)$$



Os termos  $\rho_0$ ,  $T_e$ ,  $T_s$ ,  $T_i$  e  $v_0$  constituem, de acordo com a Figura 4.2, respectivamente, a densidade de referência para a água determinada na entrada do sistema (em 1), a temperatura do fluido na entrada do sistema (em 1), a temperatura de saída do fluido (em 4), a temperatura do fluido em qualquer seção  $i$  e a velocidade de referência para a condução determinada como a velocidade do fluido na entrada do sistema (em 1).

Aplicam-se a aproximação de Boussinesq e a definição de temperatura adimensional, definida na equação (4.30), à densidade do fluido, de modo que essa densidade possa ser determinada por:

$$\rho = \rho_0 [1 - \beta(T_i - T_e)], \quad \rho = \rho_0 [1 - \Theta_i \beta \Delta T_0] \quad (4.31)$$

Além disso, pode-se determinar a velocidade do fluido na seção  $i$  pela equação da continuidade do escoamento definida por:

$$v_i = \frac{A_0 v_0}{A_i} \quad (4.32)$$

Os termos  $A_0$  e  $A_i$  compõem, respectivamente, a área transversal na entrada do sistema (em 1) e a área transversal na seção  $i$ .

Assim, utilizando as variáveis definidas nas equações (4.30), (4.31) e (4.32), a equação (4.26) pode ser reescrita por:

$$P_4 - P_1 + g \rho_0 \beta \Delta T_0 s_0 \left( - \int_0^{H_r^*} \Theta_i dy^* + \Theta_c H_r^* \right) + \frac{1}{2} v_0^2 \rho_0 \left[ \sum_i \left( K_i + \frac{f_i y_i^*}{D_{hi}^*} \right) \left( \frac{A_0}{A_i} \right)^2 \right] = 0 \quad (4.33)$$

Essa equação também pode ser reescrita como:

$$\Delta P^* + Ri \left( - \int_0^{H_r^*} \Theta_i dy^* + \Theta_c H_r^* \right) + \frac{1}{2} [NP^*] = 0 \quad (4.34)$$

Os termos  $Ri$  e  $NP^*$  tratam, respectivamente, o número adimensional de Richardson e o número adimensional de perda de pressão local. O número de adimensional de Richardson é definido por:

$$Ri = \frac{g\beta\Delta Ts_0}{v_0^2} = \frac{\text{Força de empuxo}}{\text{Força inercial}} \quad (4.35)$$

Enquanto o número adimensional de atrito e forma é definido por:

$$NP^* = \sum_i \left( K_i + \frac{f_i y_i^*}{D_{hi}^*} \right) \left( \frac{A_0}{A_i} \right)^2 \quad (4.36)$$

Para que dois RCCS atendam a similaridade de conservação de *momentum*, é necessário que os números de Richardson e de perda de pressão local sejam iguais nos dois sistemas. Ademais, a igualdade do número de perda de pressão local pode ser satisfeita com a utilização de orifícios adequados na instalação modelo.

#### 4.2.1.2 Conservação de energia

A conservação de energia para o fluido dentro da tubulação do RRCS na seção *i* é definida por:

$$\frac{\pi}{4} D_t^2 v_i \rho_0 c_p \frac{\partial T_{iS}}{\partial y} = \pi D_t^2 h_{\text{cond}} (T_{sS} - T_{iS}) \quad (4.37)$$

Os termos  $D_t$ ,  $h_{\text{cond}}$  e  $T_{iS}$  fazem as vezes, respectivamente, do diâmetro da tubulação do RCCS, do coeficiente de transferência de calor por condução e da temperatura do fluido no interior da tubulação. Uma definição do coeficiente de troca de calor na parede de tubos circulares é dada pelo número de Nusselt e da correlação de Dittus-Boelter como (DITTUS; BOELTER, 1985; MCADAMS, 1942):

$$h_{\text{cond}} = \frac{k}{D_{hi}} 0,023 \left( \frac{\rho v_0 D_{hi}}{\mu} \right)^{0,8} \left( \frac{\mu c_p}{k} \right)^{0,4} \quad (4.38)$$

Usando as variáveis definidas nas equações (4.9) e (4.30), e na equação de continuidade definida pela equação (4.32), a equação de energia pode ser reescrita de forma adimensional como:

$$v_i^* \frac{A_0}{A_i} \frac{\partial \theta_{iS}^*}{\partial y^*} = St (\theta_{sS}^* - \theta_{iS}^*) \quad (4.39)$$

St é o número Stanton modificado, que é definido como:

$$St = \frac{4s_0 h_{\text{cond}}}{D_t c_p \rho_0 v_0} = \frac{\text{Transferência de calor}}{\text{Capacidade térmica}} \quad (4.40)$$

Desse modo, para a conservação de energia ser similar em dois sistemas é necessária a igualdade do número de Stanton.

#### 4.2.1.3 Conservação de calor transferido do vaso de pressão do reator para o RCCS

A taxa de transferência de calor do vaso de pressão do reator para o RCCS pode ser calculada, aproximadamente, por:

$$\dot{Q}(t) = A_c h_{\text{cav}}(T_{\text{SR}} - T_{\text{SS}}) + A_{\text{rad}} \varepsilon \sigma (T_{\text{SR}}^4 - T_{\text{SS}}^4) \quad (4.41)$$

$A_c$ ,  $A_{\text{rad}}$ ,  $\varepsilon$ ,  $h_{\text{cav}}$  e  $\sigma$  representam, respectivamente, a área externa das tubulações do RCCS dentro da cavidade do reator, a área externa das tubulações do RCCS (dentro da cavidade do reator) viradas para o reator, o coeficiente de emissividade, o coeficiente de transferência de calor externo da tubulação devido à convecção e a constante de Stefan-Boltzmann.

O coeficiente de transferência de calor é calculado a partir do número de Nusselt (Nu), que é definido, de acordo com IAEA (2001), por:

$$Nu = 0,096(Gr \times Pr)^{0,306} \quad (4.42)$$

O coeficiente de transferência de calor externo da tubulação é calculado por:

$$h_{\text{cav}} = \frac{k_e Nu}{H_r} \quad (4.43)$$

$k_e$  indica a condutividade térmica para o ar calculado à temperatura de referência para a cavidade do reator.

A taxa de transferência de calor do RPV para o RCCS pode ser estimada pelo calor total absorvido pela coluna líquida dos tubos verticais do RCCS e calculado por:

$$\dot{Q}(0) = A_0 v_0 \rho_0 c_p (T_s - T_e) \quad (4.44)$$

Assim, a razão entre a equação (4.41) e a (4.44) determina a taxa de transferência de calor adimensional que, após uma simples álgebra, pode ser escrita como:

$$\dot{Q}^* = \frac{\dot{Q}(t)}{\dot{Q}(0)} = N_c^*(\Theta_{sR}^* - \Theta_{sS}^*) + N_{rad}^*[(\Theta_{sR}^* N_T^* + 1)^4 - (\Theta_{sS}^* N_T^* + 1)^4] \quad (4.45)$$

Os termos  $N_c^*$ ,  $N_{rad}^*$  e  $N_T^*$  indicam, respectivamente, o número adimensional da convecção, o número adimensional da radiação e o número adimensional de temperatura. Esses termos são definidos por:

$$N_c^* = \frac{A_c h_{cav}}{A_0 v_0 \rho_0 c_p} \quad (4.46)$$

$$N_{rad}^* = \frac{A_{rad} \varepsilon \sigma T_e^4}{A_0 v_0 \rho_0 c_p (T_s - T_e)} \quad (4.47)$$

$$N_T^* = \frac{T_s}{T_e} - 1 \quad (4.48)$$

Assim, o número adimensional de convecção  $N_c^*$  representa a razão entre o calor transferido do RPV para os tubos verticais através da convecção e a quantidade total de calor transferido. O número adimensional de radiação  $N_{rad}^*$ , por sua vez, representa a razão do calor transferido do RPV aos tubos verticais através da radiação e da quantidade total de calor transferida. Por fim, o número adimensional de temperatura indica as razões de temperatura.

Portanto, para a similaridade de conservação de energia entre dois RCCS, é necessário que os números de Stanton, de convecção e de radiação sejam iguais nos dois sistemas.

## 4.2.2 Regime de escoamento transiente

Neste regime de escoamento, são calculados os números adimensionais de interesse para a conservação de *momentum* e de energia.

#### 4.2.2.1 Conservação de *momentum*

A equação da continuidade para a seção  $i$  do circuito é dada por:

$$\frac{\partial \rho_i}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_i v_i)}{\partial s} = 0 \quad (4.49)$$

$\rho_i$ ,  $s$ ,  $v_i$  e  $t$  representam para a seção  $i$ , respectivamente, a densidade, a posição  $s$  ao longo do circuito, a velocidade e o tempo. Além disso, a vazão mássica em qualquer seção ao longo do circuito é:

$$\dot{m} = \rho_i v_i A_i \quad (4.50)$$

A equação de conservação de *momentum* em qualquer seção do circuito é dada por:

$$\frac{\partial \dot{m}}{\partial t} = -\frac{\partial(\rho_i v_i A_i)}{\partial s} - A_i \frac{\partial P_i}{\partial s} - A_i \rho_i g \cos(\xi_i) - \left( \frac{f_i}{D_{hi}} + K_i \delta(s - s_i) \right) \frac{|\dot{m}| v_i}{2} \quad (4.51)$$

$\xi_i$  é o ângulo com a direção vertical para cada seção  $i$ .

Usando as definições da equação de continuidade (4.49) e de vazão mássica (4.50), a equação de conservação de *momentum* (4.51) para um fluido incompressível é reescrita como:

$$\rho_i \frac{dv_i}{dt} = -\frac{\partial P_i}{\partial s} - \rho_i g \cos(\xi_i) - \frac{\rho_i v_i^2}{2} \left( \frac{f_i}{D_{hi}} + K_i \delta(s - s_i) \right) \quad (4.52)$$

Integrando a equação (4.52) ao longo da seção  $i$ , de comprimento  $s_i$ , tem-se:

$$\rho_i \frac{dv_i}{dt} s_i = -\Delta P_i - g \int_0^{s_i} \rho_i \cos(\xi_i) ds - \frac{\rho_i v_i^2}{2} \left( \frac{f_i s_i}{D_{hi}} + K_i \right) \quad (4.53)$$

Utilizando as definições de temperatura adimensional (4.30), a equação de continuidade para fluido incompressível (4.32) e aplicando a aproximação de Boussinesq (4.31), reescreve-se:

$$\rho_i s_i \left( \frac{A_0}{A_i} \right) \frac{dv_0}{dt} = -\Delta P_i - g \rho_0 s_i + g \rho_0 \beta (T_s - T_e) \int_0^{s_i} \Theta_i^* \cos(\xi_i) ds$$

$$- \frac{v_0^2}{2} \rho_i \left( \frac{f_i s_i}{D_{hi}} + K_i \right) \left( \frac{A_0}{A_i} \right)^2$$
(4.54)

Considerando todas as perdas de pressão, a soma da equação do *momentum* integral sobre todas as seções do circuito é definida por:

$$\rho_i \frac{dv_0}{dt} \sum_i s_i \left( \frac{A_0}{A_i} \right) = +g \rho_0 \beta (T_s - T_e) \sum_i \int_0^{s_i} \Theta_i^* \cos(\xi_i) ds$$

$$- \frac{v_0^2}{2} \sum_i \rho_i \left( \frac{f_i s_i}{D_{hi}} + K_i \right) \left( \frac{A_0}{A_i} \right)^2$$
(4.55)

A adimensionalização da equação (4.55) será realizada pela FSA no Capítulo 5.

#### 4.2.2.2 Conservação de energia

A equação de energia para a água no interior da tubulação da região de aquecimento é dada por:

$$\rho A_0 c_p \frac{\partial T_{is}}{\partial t} = -A_0 v \rho c_p \frac{\partial T_{is}}{\partial s} + \pi D_t h_{cond} (T_{ss} - T_{is})$$
(4.56)

Da definição de área para um círculo, a equação pode ser reescrita por

$$\rho c_p \frac{\partial T_{is}}{\partial t} = -v \rho c_p \frac{\partial T_{is}}{\partial s} + \frac{4 h_{cond}}{D_t} (T_{ss} - T_{is})$$
(4.57)

A equação de energia para a estrutura da tubulação do RCCS pode ser aproximada por:

$$\frac{\partial T_{ss}}{\partial t} = \frac{k}{\rho c_p} \frac{\partial^2 T_{ss}}{\partial s^2} = \alpha \frac{\partial^2 T_{ss}}{\partial s^2}$$
(4.58)

Ademais, se o sistema de resfriamento das linhas de retorno do RCCS não reestabelecerem a temperatura da linha para a temperatura da água nos reservatórios do sistema, a água no interior dos reservatórios será aquecida pela água proveniente das linhas de retorno. Durante o regime de escoamento monofásico, os reservatórios não perdem água, o transiente de temperatura no reservatório será lento e assume-se, por simplificação, uma mistura instantânea. Assim, a equação de conservação de energia para a água nos reservatórios do RCCS é dada por:

$$A_T H_T c_p \frac{dT_T}{dt} = A_{eT} v_{eT} c_p (T_{eT} - T_T) \quad (4.59)$$

$A_{eT}$ ,  $H_T$ ,  $v_{eT}$ ,  $T_T$  e  $T_{eT}$  constituem, respectivamente, a área da seção transversal do reservatório, a altura da água dentro do reservatório, a velocidade de entrada e de saída da água nos reservatórios, a temperatura da água no reservatório e a temperatura da água na linha de retorno. Além disso, considera-se que a densidade da água no reservatório é, aproximadamente, a mesma que a densidade da água que entra e que sai do reservatório.

As equações de conservação de energia para a água no interior das tubulações (4.57), a estrutura do sistema (4.58) e a água no reservatório (4.59) serão adimensionalizadas pela metodologia FSA no Capítulo 5.

### 4.3 Resumo dos grupos adimensionais

Objetivando uma melhor apresentação de todos os grupos determinados nas análises realizadas ao longo deste capítulo, resume-se:

A) Para o ar na região da cavidade do reator

$$\frac{G_r}{R_e^2} = \frac{g\beta(T_{sR} - T_{sS})s_0}{v_{0,c}^2}, \quad v_{0,c} = \frac{\mu}{\rho s_0} \quad (4.60)$$

$$R_a = G_r \times P_r = \frac{c_p g \rho^2 \beta (T_{sR} - T_{sS}) s_0^3}{\mu k}, \quad v_{0,c} = \frac{\mu}{\rho s_0} \quad (4.61)$$

$$P_e = R_e \times P_r = \frac{\rho v_{0,c} s_0 c_p}{k} \quad (4.62)$$

$$Re = \frac{\rho v_{0,c} s_0}{\mu} \quad (4.63)$$

$$N_c^* = \frac{A_c h_{cav}}{A_0 v_0 \rho_0 c_p} \quad (4.64)$$

$$N_{rad}^* = \frac{A_{rad} \epsilon \sigma T_e^4}{A_0 v_0 \rho_0 c_p (T_s - T_e)} \quad (4.65)$$

$$N_T^* = \frac{T_s}{T_e} - 1 \quad (4.66)$$

B) Para o fluido em regime de escoamento permanente nas tubulações do RCCS, na região da cavidade do reator

$$Ri = \frac{g \beta \Delta T s_0}{v_0^2} \quad (4.67)$$

$$St = \frac{4 s_0 h_{cond}}{D_t c_p \rho_0 v_0} \quad (4.68)$$

Dessa forma, têm-se nove grupos adimensionais necessários para a similaridade entre modelo e protótipo. A análise de similaridade será realizada no Capítulo 5.



# 5 ESCALA

Neste Capítulo, são apresentados a escala do modelo (HTR-10), do protótipo (HTR-PM), das equações de conservação de energia para a água no interior das tubulações, da estrutura do sistema e da água no reservatório, por meio da análise de escala fracional com as normalizações dos termos.

## 5.1 Modelo e protótipo

Quando a realização de experimentos ou simulações concebidas para o desempenho integral do reator nuclear é inviável, a análise de escala se faz necessária, e tais procedimentos só podem ser utilizados em escala reduzida (D'AURIA; GALASSI, 2010). Assim, para serem semelhantes, dois sistemas, topologicamente iguais aos mostrados na Figura 4.1, mas de dimensões, de pressões e de potências diferentes, devem obedecer às mesmas equações de conservação adimensionais. O conceito de similaridade entre dois sistemas físicos estabelece, pois, que eles devam obedecer às mesmas equações.

### 5.1.1 Análise de escala fracional

No Capítulo anterior, foram determinados os grupos adimensionais de interesse para o RCCS, operando em estado estacionário, e as equações de conservação para o sistema, operando em estado transiente. A determinação dos grupos adimensionais de interesse para o regime transiente será realizada pela análise de escala fracional. Objetiva-se, aqui, sintetizar os resultados de forma clara.

#### 5.1.1.1 Normalização dos termos

De acordo com a FSA, os termos da equação devem ser normalizados para se garantir termos adimensionais de ordem unitária. Na análise da equação (4.54), a velocidade é normalizada de forma que tenha sempre ordem unitária durante todo o processo, satisfazendo o primeiro princípio de escala apresentado por WULFF (1996):

$$0 \leq v^+ = \frac{v(t) - v_{\text{mín}}}{v_{\text{máx}} - v_{\text{mín}}} = \frac{v(t) - v_{\text{mín}}}{\Delta v_0} \leq 1 \quad (5.1)$$

Os termos  $v_{\text{máx}}$  e  $v_{\text{mín}}$  representam, respectivamente, a velocidade máxima e mínima do escoamento.

A temperatura será normalizada pelo procedimento padrão apresentado na equação (4.30), pois já obedece ao primeiro princípio de escala.

Por outro lado, a normalização dos demais termos segue o procedimento padrão de escala dado por:

$$Y^+(t) = \frac{Y(t)}{Y_0} \quad (5.2)$$

$Y_0$  representa o valor inicial do agente de variação  $Y(t)$ .

A normalização das variáveis necessárias para a análise das equações de conservação de *momentum* (4.54) e de conservação de energia para o fluido (4.57), para a estrutura (4.58) e para o reservatório (4.59), é resumida e dada por:

$$\begin{aligned} s_i^+ &= \frac{s_i}{s_0}, & D_{hi}^+ &= \frac{D_{hi}}{D_0}, & A_i^+ &= \frac{A_i}{A_0}, & A_T^+ &= \frac{A_T}{A_{T0}} \\ \Delta P_i^+ &= \frac{P_i - P_0}{\rho_0 v_0^2}, & \beta^+ &= \frac{\beta}{\beta_0}, & \rho_i^+ &= \frac{\rho_i}{\rho_0}, & c_p^+ &= \frac{c_p}{c_{p,0}}, & k^+ &= \frac{k}{k_0}, \\ h_{\text{cond}}^+ &= \frac{h_{\text{cond}}}{h_{\text{cond},0}}, & g^+ &= \frac{g}{g_0}, & R^+ &= \frac{R}{e_0}, & \Theta_i^+ &= \frac{T_i - T_e}{T_s - T_e} = \frac{T_i - T_e}{\Delta T_0} \end{aligned} \quad (5.3)$$

$e_0$  e  $R$  são, respectivamente, a espessura e o raio da tubulação do RCCS.

Para as equações (4.57) e (4.59), o termo da velocidade será normalizado de acordo com o procedimento padrão definido na equação (4.30). Logo, substituindo os termos normalizados supracitados nas equações (4.54) de conservação de *momentum*, (4.57) de conservação de energia para o fluido, (4.58) de conservação de energia para a estrutura e (4.59) de conservação de energia para a água nos reservatórios, reescreve-se:

A) Para a equação (4.54) de conservação de *momentum* integrada ao longo da região da cavidade do reator

$$\frac{dv_0^+}{dt} = \frac{1}{I_L^+} \left[ -\frac{\Delta v_0}{s_0} \frac{\Delta P_{s_0}^+}{\rho_{s_0}^+} - \frac{g_0}{\Delta v_0} g^+ s_0^+ + \frac{g_0 \beta_0 \Delta T_0}{\Delta v_0} g^+ \beta^+ s_0^+ - \frac{\Delta v_0}{s_0} NP^+ \right] \quad (5.4)$$

Os termos  $NP^+$  e  $I_L^+$  são, respectivamente, o número adimensional de perdas por atrito (e forma) e o número adimensional associado ao comprimento de inércia equivalente do sistema. Esses números são definidos por:

$$NP^+ = \left( v_0^+ + \frac{v_{\min}}{\Delta v_0} \right)^2 \sum_i \left( \frac{f_i s_i^+}{D_{hi}^+} \frac{s_0}{D_0} + K_i \right) \left( \frac{A_0}{A_i} \right)^2, \quad I_L^+ = \sum_i \left( \frac{s_i^+}{A_i^+} \right) \quad (5.5)$$

B) Para a equação (4.57) de conservação de energia para o fluido no interior da tubulação do RCCS

$$\frac{\partial \Theta_{iS}^+}{\partial t} = - \frac{\Delta v_0}{s_0} v^* \frac{\partial \Theta_{iS}^+}{\partial s^+} + \frac{4h_{\text{cond},0}}{D_0 \rho_0 c_{p,0}} (\Theta_{sS}^+ - \Theta_{iS}^+) \frac{h_{\text{cond}}^+}{D_t^+ \rho^+ c_{p,0}^+} \quad (5.6)$$

C) Para a equação (4.58) de conservação de energia para a estrutura do RCCS

$$\frac{\partial \Theta_{sS}^+}{\partial t} = \frac{k_0}{\rho_0 c_{p,0} e_0^2} \frac{k^+}{\rho^+ c_p^+} \frac{\partial^2 \Theta_{sS}^+}{\partial s^{+2}} \quad (5.7)$$

D) Para a equação (4.59) de conservação de energia da água nos reservatórios

$$\frac{d\Theta_T^+}{dt} = \frac{A_{eT,0} V_{eT,0}}{A_{T,0} H_{T,0}} \frac{A_{eT}^+ v_{eT}^*}{A_T^+ H_T^+} (\Theta_{eT}^+ - \Theta_T^+) \quad (5.8)$$

A equação (5.7) fica sujeita à condição de contorno já adimensionalizada:

$$\left. \frac{\partial \Theta_{sS}^*}{\partial R^+} \right|_{R^+=R_{sS}} = \frac{h_{\text{cond}_0} e_0}{k_{es}} (\Theta_{sS}^* - \Theta_{iS}^*) = Bi (\Theta_{sS}^* - \Theta_{iS}^*) \quad (5.9)$$

$Bi$  é o número adimensional de Biot que representa a razão da resistência térmica da condução pela resistência térmica convectiva (TODREAS; KAZIMI, 1990).

Seguindo a nomenclatura utilizada pela FSA, podem-se definir a taxa de variação fracional,  $\omega$ , e o agente de variação normalizado,  $\Phi^+$ , da seguinte maneira:

A) Para a equação (5.4)

$$\begin{aligned}\omega_1 &= \frac{\Delta v_0}{s_0}, & \omega_2 &= \frac{g_0}{\Delta v_0}, & \omega_3 &= \frac{g_0 \beta_0 \Delta T_0}{\Delta v_0}, & \omega_4 &= \frac{\Delta v_0}{s_0}, \\ \Phi_1^+ &= \frac{\Delta P_{s_0}^+}{I_L^+ \rho_{s_0}^+}, & \Phi_2^+ &= \frac{g^+ s_0^+}{I_L^+}, & \Phi_3^+ &= \frac{g^+ \beta^+ s_0^+}{I_L^+}, & \Phi_4^+ &= \frac{NP^+}{I_L^+}\end{aligned}\quad (5.10)$$

B) Para a equação (5.6)

$$\begin{aligned}\omega_5 &= \frac{\Delta v_0}{s_0}, & \omega_6 &= \frac{4h_{\text{cond},0}}{D_0 \rho_0 c_{p,0}}, \\ \Phi_5^+ &= -v^* \frac{\partial \theta_{iS}^+}{\partial s^+}, & \Phi_6^+ &= \frac{(\theta_{SS}^+ - \theta_i^+) h_{\text{cond}}^+}{D_t^+ \rho^* c_{p,0}}\end{aligned}\quad (5.11)$$

C) Para a equação (5.7)

$$\omega_7 = \frac{k_0}{\rho_0 c_{p,0} e_0^2}, \quad \Phi_7^+ = \frac{k^+}{\rho^+ c_p^+} \frac{\partial^2 \theta_{SS}^+}{\partial s^{+2}} \quad (5.12)$$

D) Para a equação (5.8)

$$\omega_8 = \frac{A_{eT,0} \Delta v_0}{A_{T,0} H_{T,0}}, \quad \Phi_8^+ = \frac{A_{eT}^+ v_{eT}^*}{A_T^+ H_T^+} (\theta_{eT}^+ - \theta_T^+) \quad (5.13)$$

A taxa de variação normalizada fica em função dos termos da taxa de variação fracional e do agente de variação normalizado. Assim, temos:

A) Para a equação (5.4)

$$\frac{dv^+}{dt} = \omega_1 \Phi_1^+ + \omega_2 \Phi_2^+ + \omega_3 \Phi_3^+ + \omega_4 \Phi_4^+ \quad (5.14)$$

B) Para a equação (5.6)

$$\frac{\partial \theta_i^+}{\partial t} = \omega_5 \Phi_5^+ + \omega_6 \Phi_6^+ \quad (5.15)$$

C) Para a equação (5.7)

$$\frac{\partial \Theta_{es}^+}{\partial t} = \omega_7 \Phi_7^+ \quad (5.16)$$

D) Para a equação (5.8)

$$\frac{d\Theta_T^+}{dt} = \omega_8 \Phi_8^+ \quad (5.17)$$

O tempo,  $t$ , no membro esquerdo das equações supracitadas, não se encontra adimensionalizado. Para se obter a importância relativa dos agentes de variação para uma determinada equação, deve-se dividir a equação pelo módulo da taxa de variação fracional do agente mais importante, ou seja, por aquele que possuir maior valor absoluto para esta equação.

Desse modo, será determinada a importância relativa para as equações (5.14), (5.15) e (5.17) em relação à taxa de variação fracional  $\omega_1$ , que é numericamente igual às taxas associadas aos agentes mais importantes de cada equação, enquanto que, para a equação (5.16), o agente mais importante é o único presente.

Logo, para se obter a importância relativa dos agentes de variação em relação ao agente mais importante, o tempo adimensionalizado assume as seguintes formas:

A) Para as equações (5.14), (5.15) e (5.17)

$$t_t^+ = |\omega_1|t = \frac{\Delta v_0}{s_0} t \quad (5.18)$$

B) Para a equação (5.16)

$$t_c^+ = |\omega_7|t = \frac{k_0}{\rho_0 c_{p,0} e_0^2} t = \frac{\alpha}{e_0^2} t \quad (5.19)$$

$t_t^+$  e  $t_c^+$ , são, respectivamente, o tempo adimensional de transporte e o tempo adimensional de condução.

As razões das taxas de variação fracional são definidas por:

$$\begin{aligned}\hat{\omega}_j &= \frac{\omega_j}{\omega_1}, \quad j = 1 \dots 6 \text{ e } 8, \quad |\hat{\omega}_j| \leq 1 \\ \hat{\omega}_7 &= 1, \quad |\hat{\omega}_7| \leq 1\end{aligned}\tag{5.20}$$

Essas razões medem a importância relativa dos agentes de variação em relação ao agente mais importante para uma dada equação. Assim, as equações devem ser reescritas de forma mais simplificada:

A) Para a equação (5.14)

$$\frac{dv^+}{dt_t^+} = \Phi_1^+ + \hat{\omega}_2 \Phi_2^+ + \hat{\omega}_3 \Phi_3^+ + \hat{\omega}_4 \Phi_4^+, \quad v^+(0) = 1\tag{5.21}$$

B) Para a equação (5.15)

$$\frac{\partial \theta_1^+}{\partial t_t^+} = \Phi_5^+ + \hat{\omega}_6 \Phi_6^+, \quad \theta_1^+(0) = 1\tag{5.22}$$

C) Para a equação (5.16)

$$\frac{\partial \theta_{es}^+}{\partial t_c^+} = \Phi_7^+, \quad \theta_{es}^+(0) = 1\tag{5.23}$$

D) Para a equação (5.17)

$$\frac{d\theta_T^+}{dt_t^+} = \hat{\omega}_8 \Phi_8^+, \quad \theta_T^+(0) = 1\tag{5.24}$$

Essas razões definidas na equação (5.20) são os familiares grupos adimensionais da escala tradicional (WULFF, 1996), e são dadas por:

$$\hat{\omega}_1 = 1, \quad \hat{\omega}_2 = \frac{g_0 s_0}{\Delta V_0^2} = Fr, \quad \hat{\omega}_3 = \frac{g_0 \beta_0 \Delta T_0 s_0}{\Delta V_0^2} = Ri, \quad \hat{\omega}_4 = 1, \\ \hat{\omega}_5 = 1, \quad (5.25)$$

$$\hat{\omega}_6 = \frac{4h_{cond,0}s_0}{D_0\rho_0c_{p,0}\Delta V_0} = St, \quad \hat{\omega}_7 = 1, \quad \hat{\omega}_8 = \frac{A_{eT,0}s_0}{A_{T,0}H_{T,0}} = NT_q^*$$

Os termos Fr, Ri, St e  $NT_q^*$  indicam, respectivamente, o número adimensional de Froude, de Richardson, de Stanton e do reservatório de água. Essas razões expressas pela equação (5.25) fornecem uma hierarquia dos agentes de variação para cada equação correspondente. Contudo, geralmente, esse procedimento não escala o tempo corretamente para todo o agregado. O processo de escala do tempo, nesta metodologia, inclui todos os agentes de variação, dividindo-se cada uma das equações (5.14), (5.15), (5.16) e (5.17) pela taxa de variação fracional do respectivo agregado, dada pela soma das taxas de variação fracional individuais, cada uma delas multiplicada pelo sinal do agente de variação em escala relacionado. As taxas de variação fracional dos agregados são, assim, determinadas:

A) Para equação (5.14)

$$\bar{\omega}_a = -\omega_1 - \omega_2 + \omega_3 - \omega_4 \quad (5.26)$$

B) Para equação (5.15)

$$\bar{\omega}_b = -\omega_5 + \omega_6 \quad (5.27)$$

C) Para equação (5.16)

$$\bar{\omega}_c = \omega_7 \quad (5.28)$$

D) Para equação (5.17)

$$\bar{\omega}_d = \omega_8 \quad (5.29)$$

Uma vez obtido o valor da taxa de variação fracional média do sistema (do agregado), determina-se 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:

$$\bar{\Omega}_j = \bar{\omega}_j t, \quad j = a, b, c, d. \quad (5.30)$$

A FSA garante que sistemas com métricas de efeito iguais apresentam similaridade. Portanto, o tempo adimensional para o agregado é dado por:

$$t_j^+ = |\bar{\Omega}_j| = |\bar{\omega}_j| t, \quad j = a, b, c, d. \quad (5.31)$$

Utilizando o tempo adimensional supracitado para o agregado nas equações (5.14), (5.15), (5.16) e (5.17), obtêm-se:

A) Para a equação (5.14)

$$\frac{dv^+}{dt_a^+} = \varphi_{1,a}^+ + \varphi_{2,a}^+ + \varphi_{3,a}^+ + \varphi_{4,a}^+ = \sum_{j=1}^4 \varphi_{j,a}^+, \quad v^+(0) = 1 \quad (5.32)$$

B) Para a equação (5.15)

$$\frac{\partial \theta_1^+}{\partial t_b^+} = \varphi_{5,b}^+ + \varphi_{6,b}^+ = \sum_{j=5}^6 \varphi_{j,b}^+, \quad \theta_1^+(0) = 1 \quad (5.33)$$

C) Para a equação (5.16)

$$\frac{\partial \theta_{es}^+}{\partial t_c^+} = \varphi_{7,c}^+, \quad \theta_{es}^+(0) = 1 \quad (5.34)$$

D) Para a equação (5.17)

$$\frac{d\theta_T^+}{dt_d^+} = \varphi_{8,d}^+, \quad \theta_T^+(0) = 1 \quad (5.35)$$



A variável  $\varphi_{j,l}^+$  é definida por:

$$\varphi_{j,l}^+ = \frac{\omega_j \Phi_j^+}{|\bar{\omega}_l|} \quad (5.36)$$

As equações adimensionais (5.32), (5.33), (5.34) e (5.35) não possuem parâmetros de escala livres  $\hat{\omega}_j$ . As métricas de efeito definidas pela equação (5.30) representam a variação fracional dada por todos os agentes de mudança. Os tempos adimensionais  $t^+$  nas equações (5.32), (5.33), (5.34) e (5.35) são esticados ou comprimidos de acordo com as dilatações resultantes causadas por todos os agentes de variação durante uma parte do tempo (Wulff *et al.*, 2009). Assim, essas equações possuem a escala de tempo correta para a síntese de dados e para simular o histórico do sistema. Além disso, a similaridade pela FSA requer a igualdade dos agentes de variação normalizados [equações (5.10), (5.11), (5.12) e (5.13)] e a igualdade das métricas de efeito individuais que são definidas por:

$$\Omega_j = \omega_j t \quad (5.37)$$

Nas equações a seguir, os índices  $m$  e  $p$  referem-se, respectivamente, ao modelo e ao protótipo. Temos:

A) Para os agentes de variação normalizados, equações (5.10), (5.11), (5.12) e (5.13)

$$\Phi_{1m}^+ = \Phi_{1p}^+, \quad \left( \frac{\Delta P_{s_0}^+}{I_L^+ \rho_{s_0}^+} \right)_m = \left( \frac{\Delta P_{s_0}^+}{I_L^+ \rho_{s_0}^+} \right)_p \quad (5.38)$$

$$\Phi_{2m}^+ = \Phi_{2p}^+, \quad \left( \frac{g^+ s_0^+}{I_L^+} \right)_m = \left( \frac{g^+ s_0^+}{I_L^+} \right)_p \quad (5.39)$$

$$\Phi_{3m}^+ = \Phi_{3p}^+, \quad \left( \frac{g^+ \beta^+ s_0^+}{I_L^+} \right)_m = \left( \frac{g^+ \beta^+ s_0^+}{I_L^+} \right)_p \quad (5.40)$$

$$\Phi_{4m}^+ = \Phi_{4p}^+, \quad \left( \frac{NF^+}{I_L^+} \right)_m = \left( \frac{NF^+}{I_L^+} \right)_p \quad (5.41)$$

$$\Phi_{5m}^+ = \Phi_{5p}^+, \quad \left( v^* \frac{\partial \Theta_{is}^+}{\partial s^+} \right)_m = \left( v^* \frac{\partial \Theta_{is}^+}{\partial s^+} \right)_p \quad (5.42)$$

$$\Phi_{6m}^+ = \Phi_{6p}^+, \quad \left( \frac{h_{\text{cond}}^+}{D_t^+ \rho^+ c_{p,0}^+} (\Theta_{ss}^+ - \Theta_{is}^+) \right)_m = \left( \frac{h_{\text{cond}}^+}{D_t^+ \rho^+ c_{p,0}^+} (\Theta_{ss}^+ - \Theta_{is}^+) \right)_p \quad (5.43)$$

$$\Phi_{7m}^+ = \Phi_{7p}^+, \quad \left( \frac{k^+}{\rho^+ c_p^+} \frac{\partial^2 \Theta_{ss}^+}{\partial s^{+2}} \right)_m = \left( \frac{k^+}{\rho^+ c_p^+} \frac{\partial^2 \Theta_{ss}^+}{\partial s^{+2}} \right)_p \quad (5.44)$$

$$\Phi_{8m}^+ = \Phi_{8p}^+, \quad \left( \frac{A_{eT}^+ V_{eT}^*}{A_T^+ H_T^+} (\Theta_{eT}^+ - \Theta_T^+) \right)_m = \left( \frac{A_{eT}^+ V_{eT}^*}{A_T^+ H_T^+} (\Theta_{eT}^+ - \Theta_T^+) \right)_p \quad (5.45)$$

B) Para as métricas de efeito de individuais, equações (5.10), (5.11), (5.12) e (5.13)

$$(\omega_1 t)_m = (\omega_1 t)_p, \quad \left( \frac{\Delta v_0}{s_0} t \right)_m = \left( \frac{\Delta v_0}{s_0} t \right)_p \quad (5.46)$$

$$(\omega_2 t)_m = (\omega_2 t)_p, \quad \left( \frac{g_0}{\Delta v_0} t \right)_m = \left( \frac{g_0}{\Delta v_0} t \right)_p \quad (5.47)$$

$$(\omega_3 t)_m = (\omega_3 t)_p, \quad \left( \frac{g_0 \beta_0 \Delta T_0}{\Delta v_0} t \right)_m = \left( \frac{g_0 \beta_0 \Delta T_0}{\Delta v_0} t \right)_p \quad (5.48)$$

$$(\omega_4 t)_m = (\omega_4 t)_p, \quad \left( \frac{\Delta v_0}{s_0} t \right)_m = \left( \frac{\Delta v_0}{s_0} t \right)_p \quad (5.49)$$

$$(\omega_5 t)_m = (\omega_5 t)_p, \quad \left( \frac{\Delta v_0}{s_0} t \right)_m = \left( \frac{\Delta v_0}{s_0} t \right)_p \quad (5.50)$$

$$(\omega_6 t)_m = (\omega_6 t)_p, \quad \left( \frac{4h_{\text{cond},0}}{D_0 \rho_0 c_{p,0}} t \right)_m = \left( \frac{4h_{\text{cond},0}}{D_0 \rho_0 c_{p,0}} t \right)_p \quad (5.51)$$

$$(\omega_7 t)_m = (\omega_7 t)_p, \quad \left( \frac{k_0}{\rho_0 c_{p,0} e_0^2} t \right)_m = \left( \frac{k_0}{\rho_0 c_{p,0} e_0^2} t \right)_p \quad (5.52)$$

$$(\omega_8 t)_m = (\omega_8 t)_p, \quad \left( \frac{A_{eT,0} \Delta v_0}{A_{T,0} H_{T,0}} t \right)_m = \left( \frac{A_{eT,0} \Delta v_0}{A_{T,0} H_{T,0}} t \right)_p \quad (5.53)$$

O processo de escala exige que todas as equações supracitadas [da equação (5.38) a (5.53)] sejam satisfeitas para que ocorra a similaridade completa entre dois sistemas. No entanto, modelo e protótipo utilizam os mesmos materiais, de forma que as razões de quaisquer propriedades dos materiais serão iguais à unidade (na mesma temperatura). Uma vez estabelecidas as condições de escala geométrica entre modelo e protótipo, a relação dada pela equação (5.39) é satisfeita por meio da utilização de orifícios adequados. Para facilitar a notação e o processo de modelagem, serão utilizados os fatores de escala que, de acordo com Silva (2008), para uma variável física particular, são o quociente das medidas daquela variável no modelo e no protótipo, ou seja:

$$F_L = \frac{L_m}{L_p} \quad (5.54)$$

Os termos  $F_L$ ,  $L_m$  e  $L_p$  exprimem, respectivamente, o fator de escala para a variável L, o valor da variável L para o modelo e para o protótipo. Assim, qualquer propriedade do material utilizado nesta análise possui o fator de escala dado por:

$$F_{qqp} = 1 \quad (5.55)$$

O termo  $F_{qqp}$  representa o fator de escala para qualquer propriedade do material neste estudo.

Para a análise das condições de similaridade dos agentes de variação normalizados na região da cavidade do reator, obtêm-se:

A) Para os agentes de variação normalizados, as equações de (4.38) a (4.45) são reescritas como:

$$F_{(\Delta P_{s_0}^+)} = 1 \quad (5.56)$$

$$F_{\left(\frac{s_0^+}{I_L^+}\right)} = 1 \quad (5.57)$$

$$F\left(\frac{s_0^+}{I_L^+}\right) = 1 \quad (5.58)$$

$$F\left(\frac{NF^+}{I_L^+}\right) = 1 \quad (5.59)$$

$$\frac{F_{v_0} F_{\Delta T_0}}{F_{s_0}} = F_v F\left(\frac{\partial T_{iS}}{\partial s}\right) \quad (5.60)$$

$$\frac{F_{D_{t,0}} F_{\Delta T_0}}{F_{h_{cond,0}}} = \frac{F_{D_t} (F_{T_{iS}} - F_{T_{sS}})}{F_{h_{cond}}} \quad (5.61)$$

$$\frac{F_{\Delta T_0}}{F_{s_0^2}} = F\left(\frac{\partial^2 T_{sS}}{\partial s^2}\right) \quad (5.62)$$

$$\frac{F_{A_{eT,0}} F_{v_{eT,0}} F_{\Delta T_0}}{F_{A_{T,0}} F_{H_{T,0}}} = \frac{F_{A_{eT}} F_{v_{eT}} (F_{T_{eT}} - F_{T_{T}})}{F_{A_T} F_{H_T}} \quad (5.63)$$

B) Para as métricas de efeito individuais, reescrevem-se as equações de (5.46) a (5.53) como:

$$\frac{F_{\Delta v_0} F_t}{F_{s_0}} = 1 \quad (5.64)$$

$$\frac{F_t}{F_{\Delta v_0}} = 1 \quad (5.65)$$

$$\frac{F_{\Delta T_0} F_t}{F_{\Delta v_0}} = 1 \quad (5.66)$$

$$\frac{F_{h_{cond,0}} F_t}{F_{D_{t,0}}} = 1 \quad (5.67)$$

$$\frac{F_\alpha F_t}{F_{e_0^2}} = 1, \quad F_t = \frac{F_{e_0^2}}{F_\alpha} \quad (5.68)$$

$$\frac{F_{A_{eT,0}} F_{\Delta v_0}}{F_{A_{T,0}} F_{H_{T,0}}} F_t = 1 \quad (5.69)$$

As relações para as equações (5.49) e (5.50) foram suprimidas, uma vez que são iguais às obtidas para a equação (5.46). As relações de similaridades serão contempladas na subseção 5.1.2.2.

## 5.1.2 Análise das relações adimensionais

### 5.1.2.1 Para o regime de escoamento permanente

A análise das relações adimensionais tem seu esforço concentrado na região da cavidade do reator. Adotando a região da cavidade como referência, pode-se estimar a diferença de temperatura do fluido que entra e sai da cavidade pela tubulação do RCCS. A partir da equação (4.44), obtém-se:

$$\Delta T_0 = \frac{\dot{Q}_0}{A_0 v_0 \rho_0 c_p} \quad (5.70)$$

Adotando o comprimento de referência como a altura da cavidade ( $H_{cav}$ ) e a velocidade de referência como a velocidade do fluido que entra na cavidade pelas tubulações ( $v_{etc}$ ), tem-se:

$$s_0 = H_{cav}, \quad v_0 = v_{etc} \quad (5.71)$$

Com a diferença de temperatura determinada pela equação 4.70 aplicada na equação 3.33, pode-se calcular a velocidade do fluido pela tubulação do sistema:

$$v_{etc} = \left[ \frac{2g\beta\dot{Q}_0 H_{cav}}{A_0 \rho_0 c_p} \frac{1}{\sum_i \left( \frac{f_i s_i}{D_{hi}} + K_i \right) \left( \frac{A_0}{A_i} \right)^2} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (5.72)$$

Pela simplificação da equação (5.55), o fator de escala para a velocidade de entrada é calculado por:

$$F_{v_{etc}} = \left[ \frac{F_{\dot{Q}_0} F_{H_{cav}}}{F_{A_0}} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (5.73)$$

E, a partir da equação (5.70), o fator de escala para a diferença de temperatura é determinado por:

$$F_{\Delta T_0} = \frac{F_{\dot{Q}_0}}{F_{A_0} F_{v_{etc}}} \quad (5.74)$$

A partir da equação (5.74), o fator de escala para o número adimensional de Richardson, dado pela equação (4.35), é calculado por:

$$F_{Ri} = \frac{\left(\frac{g\beta\Delta T s_0}{v_0^2}\right)_m}{\left(\frac{g\beta\Delta T s_0}{v_0^2}\right)_p} = \frac{F_{\Delta T_0} F_{H_{cav}}}{F_{v_{etc}}^2} = \frac{F_{\dot{Q}_0} F_{H_{cav}}}{F_{v_{etc}}^3 F_{A_0}} = \frac{F_{H_{cav}}}{F_{H_{cav}}} = 1 \quad (5.75)$$

Assim, diante das hipóteses simplificadoras, o fator de escala para o número de Richardson é automaticamente igual à unidade.

O fator de escala para o número de Stanton, a partir da equação (4.68), é dado por:

$$F_{St} = \frac{\left(\frac{4s_0 h_{cond}}{D_t c_p \rho_0 v_0}\right)_m}{\left(\frac{4s_0 h_{cond}}{D_t c_p \rho_0 v_0}\right)_p} = \frac{F_{H_{cav}} F_{h_{cond}}}{F_{D_t} F_{v_{etc}}} \quad (5.76)$$

A partir da equação (4.38), o fator de escala para o coeficiente de transferência de calor é calculado por:

$$F_{h_{cond}} = \frac{\left(\frac{k}{D_{hi}} 0,023 \left(\frac{\rho v_{etc} D_{hi}}{\mu}\right)^{0,8} \left(\frac{\mu c_p}{k}\right)^{0,4}\right)_m}{\left(\frac{k}{D_{hi}} 0,023 \left(\frac{\rho v_{etc} D_{hi}}{\mu}\right)^{0,8} \left(\frac{\mu c_p}{k}\right)^{0,4}\right)_p} = F_{D_t}^{-1} F_{Re}^{0,8} F_{pr}^{0,4} = F_{D_t}^{-0,2} F_{v_{etc}}^{0,8} \quad (5.77)$$

Os termos  $F_{pr}$  e  $F_{Re}$  são, respectivamente, os fatores de escala para o número de Prandtl e de Reynolds que pode ser determinado por:

$$F_{Re} = \frac{\left(\frac{\rho v_{etc} D_{hi}}{\mu}\right)_m^{0,8}}{\left(\frac{\rho v_{etc} D_{hi}}{\mu}\right)_p^{0,8}} = F_{D_t}^{0,8} F_{v_{etc}}^{0,8} \quad (5.78)$$

Substituindo esses fatores de escala na equação (5.76), reescreve-se:

$$F_{St} = \frac{F_{H_{cav}} F_{D_t}^{-0,2} F_{v_{etc}}^{0,8}}{F_{D_t} F_{v_{etc}}} = F_{H_{cav}} F_{D_t}^{-1,2} F_{v_{etc}}^{-0,2} \quad (5.79)$$

Caso o fator de escala para o número de Stanton seja igual à unidade, então:

$$F_{St} = 1 \leftrightarrow F_{D_t} = \left(F_{H_{cav}} F_{v_{etc}}^{-0,2}\right)^{5/6} \quad (5.80)$$

A partir da simplificação de tubulações circulares, calcula-se uma relação entre o fator de escala da área e do diâmetro da tubulação:

$$F_{A_0} = F_{D_t}^2 \quad (5.81)$$

Aplicando essa relação nas equações (5.73) e (5.80), obtém-se:

$$F_{D_t} = \left(\frac{F_{H_{cav}}^{14}}{F_{Q_0}^{15}}\right)^{15/16} = \frac{F_{H_{cav}}^{7/8}}{F_{Q_0}^{1/16}} \quad (5.82)$$

A partir das equações (4.66) e (5.74), pode-se definir o fator de escala para o número adimensional de temperatura por:

$$F_{N_t} = \frac{\left(\frac{T_s - T_e}{T_e} = \frac{\Delta T_0}{T_e}\right)_m}{\left(\frac{T_s - T_e}{T_e} = \frac{\Delta T_0}{T_e}\right)_p} = \frac{\left(\frac{T_s - T_e}{T_e} = \frac{\Delta T_0}{T_e}\right)_m}{\left(\frac{T_s - T_e}{T_e} = \frac{\Delta T_0}{T_e}\right)_p} = \frac{F_{Q_0}}{F_{A_0} F_{v_{etc}} F_{T_e}} \quad (5.83)$$

Se o fator de escala para o número adimensional de temperatura for igual à unidade, então:

$$F_{N_t} = 1 \leftrightarrow F_{T_e} = \frac{F_{\dot{Q}_0}}{F_{A_0} F_{v_{etc}}} = F_{\Delta T_0} \quad (5.84)$$

Para a cavidade do reator, pode-se escrever os fatores de escala:

$$F_{\frac{G_r}{R_e^2}} = \frac{\left( \frac{g\beta(T_{sR} - T_{sS})s_0}{v_{0,c}^2} \right)_m}{\left( \frac{g\beta(T_{sR} - T_{sS})s_0}{v_{0,c}^2} \right)_p} = \frac{F_{(T_{sR}-T_{sS})} F_{H_{cav}}}{F_{v_{0,c}}^2} \quad (5.85)$$

$$F_{R_a} = \frac{\left( \frac{c_p g \rho^2 \beta (T_{sR} - T_{sS}) s_0^3}{\mu k} \right)_m}{\left( \frac{c_p g \rho^2 \beta (T_{sR} - T_{sS}) s_0^3}{\mu k} \right)_p} = F_{(T_{sR}-T_{sS})} F_{H_{cav}}^3 \quad (5.86)$$

$$F_{P_e} = \frac{\left( \frac{\rho v_{0,c} s_0 c_p}{k} \right)_m}{\left( \frac{\rho v_{0,c} s_0 c_p}{k} \right)_p} = F_{v_{0,c}} F_{H_{cav}} \quad (5.87)$$

$$F_{N_c^*} = \frac{\left( \frac{A_c h_{cav}}{A_0 v_0 \rho_0 c_p} \right)_m}{\left( \frac{A_c h_{cav}}{A_0 v_0 \rho_0 c_p} \right)_p} = \frac{F_{A_c} F_{h_{cav}}}{F_{A_0} F_{v_{etc}}} \quad (5.88)$$

$$F_{N_{rad}^*} = \frac{\left( \frac{A_{rad} \epsilon \sigma T_e^4}{A_0 v_0 \rho_0 c_p (T_s - T_e)} \right)_m}{\left( \frac{A_{rad} \epsilon \sigma T_e^4}{A_0 v_0 \rho_0 c_p (T_s - T_e)} \right)_p} = \frac{F_{A_{rad}} F_{T_e}^4}{F_{A_0} F_{v_{etc}} F_{\Delta T_0}} = \frac{F_{A_{rad}} F_{T_e}^4}{F_{\dot{Q}_0}} \quad (5.89)$$

A velocidade ( $v_{0,c}$ ) de referência do ar para a cavidade é definida como a maior velocidade em módulo atingida pelo ar dentro da cavidade do reator.

No entanto, por simplificação, a velocidade de referência é definida a partir do número de Reynolds [definido na equação (4.22)] igual à unidade:



$$v_{0,c} = \frac{\mu}{\rho S_0} \leftrightarrow F_{v_{0,c}} = \frac{1}{F_{Hcav}} \quad (5.90)$$

Desse modo, os fatores de escala determinados em (5.85) e (5.87) são reescritos da seguinte forma:

$$F_{\frac{G_r}{R_e^2}} = \frac{F_{(T_{sR}-T_{ss})} F_{Hcav}}{F_{v_{0,c}}^2} = F_{(T_{sR}-T_{ss})} F_{Hcav}^3 = F_{Ra} \quad (5.91)$$

$$F_{P_e} = F_{v_{0,c}} F_{Hcav} = 1 \quad (5.92)$$

Dada a simetria do problema, define-se uma relação entre as áreas associadas à radiação ( $F_{A_{rad}}$ ) e à convecção ( $F_{A_c}$ ):

$$F_{A_{rad}} = F_{A_c} = F_{D_{text}}^2 \quad (5.93)$$

$F_{D_{text}}$  é o fator de escala para o diâmetro externo da tubulação do sistema. Essa igualdade é verdadeira, uma vez que a área externa da tubulação voltada para o reator corresponde, aproximadamente, à metade da área externa total da tubulação, e essa razão é irrelevante para o fator de escala.

Combinando, assim, as equações (5.73) e (5.84), para que o número adimensional de radiação (equação (5.89)) seja igual à unidade, reescreve-se:

$$F_{N_{rad}^*} = \frac{F_{A_{rad}} F_{T_e}^4}{F_{\dot{Q}_0}} = 1, \quad F_{A_{rad}} = \frac{F_{\dot{Q}_0}}{F_{T_e}^4} \quad (5.94)$$

O número de condução dado pela equação 4.88, combinando as equações 4.73, 4.84 e 4.94, é reescrito por:

$$F_{N_c^*} = \frac{F_{A_c} F_{h_{cav}}}{F_{A_0} F_{v_{etc}}} = \frac{\frac{F_{\dot{Q}_0}}{F_{T_e}^4} F_{h_{cav}}}{F_{A_0} F_{v_{etc}}} = \frac{F_{\dot{Q}_0} F_{h_{cav}}}{F_{A_0} F_{v_{etc}} F_{T_e}^4} = F_{H_{cav}} F_{h_{cav}} \left( \frac{F_{A_0}}{F_{\dot{Q}_0}} \right)^2 \quad (5.95)$$

O fator de escala para o coeficiente de transferência de calor da região da cavidade do reator é determinado pelo número de Nusselt. Bergman *et al.* (2011) e Van Staden (2009) utilizam o número de Nusselt para a cavidade, definido por:

$$\frac{h_{cav}H_{cav}}{k} = 0,046Ra^{1/3}, \quad F_{h_{cav}} = \frac{F_{Ra}^{1/3}}{F_{H_{cav}}} \quad (5.96)$$

Segundo Ostrach (1972), essa correlação é válida para:

$$\overline{Nu}_L = 0,046Ra^{1/3}, \quad \left[ \begin{array}{l} 1 \lesssim \frac{H}{L} \lesssim 40 \\ 1 \lesssim Pr \lesssim 20 \\ 10^6 \lesssim Ra \lesssim 10^9 \end{array} \right] \quad (5.97)$$

H e L são, respectivamente, a altura e largura da cavidade.

A partir da equação (5.91), a equação (5.96) é reescrita como:

$$F_{h_{cav}} = F_{(T_{SR}-T_{SS})}^{1/3} \quad (5.98)$$

Se o fator de escala para o número de Rayleigh for igual à unidade, similaridade completa, então, combinando as equações (5.91) e (5.98), a equação (5.95) é reescrita do seguinte modo:

$$F_{N_c^*} = \left( \frac{F_{A_0}}{F_{\dot{Q}_0}} \right)^2 \quad (5.99)$$

que, a partir das equações (5.81) e (5.82), é simplificada como:

$$F_{N_c^*} = \left( \frac{F_{A_0}}{F_{\dot{Q}_0}} \right)^2 = \frac{F_{H_{cav}}^{7/2}}{F_{\dot{Q}_0}^{9/4}} \quad (5.100)$$

Se o fator de escalar do número de convecção for igual à unidade, então:

$$\frac{F_{H_{cav}}^{7/2}}{F_{\dot{Q}_0}^{9/4}} = 1 \leftrightarrow F_{\dot{Q}_0} = F_{H_{cav}}^{14/9} \quad (5.101)$$

Logo, de acordo com o regime de escoamento permanente e as suposições aqui realizadas, a única variável independente é o fator de escala da altura da cavidade. Uma vez definido, pode-se calcular o fator de escala para a potência térmica que determina, automaticamente, o fator de escala para o número de condução igual à unidade. Os resultados dessa análise serão resumidos na seção 6.1.

### 5.1.2.2 Para o regime de escoamento transiente

Esta análise busca, com todo o seu esforço concentrado na região da cavidade do reator, encontrar os parâmetros necessários para garantir a similaridade entre modelo e protótipo. Utiliza-se da metodologia inovadora da FSA para a determinação dos parâmetros necessários à similaridade entre os sistemas. Vista a complexidade do RCCS, simplificações são estabelecidas para a solução do problema, sendo razoável supor que os fatores de escala para o diâmetro, a área e a espessura sejam iguais à unidade:

$$F_{D_t} = F_{A_0} = F_{e_0} = 1 \quad (5.102)$$

Após essas simplificações e a partir da equação (5.64), associada à conservação de *momentum* para o fluido no interior das tubulações do RCCS, determina-se o fator de escala associado ao tempo de transporte:

$$F_t = \frac{F_{H_{cav}}}{F_{v_{etc}}}, \quad F_{t_t} = F_t = \frac{F_{H_{cav}}}{F_{v_{etc}}} \quad (5.103)$$

O fator de escala,  $F_{t_t}$ , representa o tempo de transporte. Aplicando esse fator de escala na segunda relação ( $\omega_2$ ) de métricas de efeito individuais dada pela equação (5.65), obtém-se:

$$\frac{F_{t_t}}{F_{v_{etc}}} = 1, \quad \frac{F_{H_{cav}}}{F_{v_{etc}}^2} = 1 = F_{Fr}, \quad F_{v_{etc}} = \sqrt{F_{H_{cav}}} \quad (5.104)$$

$F_{Fr}$  é o fator de escala do número adimensional de Froude.

Aplicando esse fator de escala do tempo na terceira relação ( $\omega_3$ ) de métricas de efeito individuais, dada pela equação (5.66), tem-se:

$$\frac{F_{\Delta T_0} F_t}{F_{\text{vetc}}} = 1, \quad \frac{F_{\Delta T_0} F_{H_{\text{cav}}}}{F_{\text{vetc}}^2} = 1 = F_{\text{Ri}}, \quad F_{\Delta T_0} = 1 \quad (5.105)$$

O fator  $F_{\Delta T_0}$  deve ser igual à unidade para satisfazer, automaticamente, o fator de escala para o grupo adimensional de Richardson ( $F_{\text{Ri}}$ ).

Aplicando o fator de escala do tempo no fator de escala do coeficiente de transferência de calor definido na equação (5.77), obtém-se:

$$F_{h_{\text{cond},0}} = F_{\text{vetc}}^{0,8} = F_{H_{\text{cav}}}^{0,4} \quad (5.106)$$

Substituindo as equações (5.10), (5.67), (5.77) e (5.102) na equação (5.76), o número de Stanton é reescrito como:

$$\frac{F_{h_{\text{cond},0}} F_{t_t}}{F_{D_t}} = F_{\text{St}}, \quad F_{\text{St}} = \frac{F_{h_{\text{cond},0}} F_{H_{\text{cav}}}}{F_{D_t} F_{\text{vetc}}} = \frac{F_{\text{vetc}}^{0,8} F_{H_{\text{cav}}}}{F_{\text{vetc}}} = F_{H_{\text{cav}}}^{0,9} \quad (5.107)$$

Substituindo o fator de escala do tempo [equação (5.103)] na equação (5.69), que determina a relação de simetria para o reservatório do RCCS, o número adimensional do reservatório de água é determinado como:

$$\frac{F_{A_{eT,0}} F_{\text{vetc}}}{F_{A_{T,0}} F_{H_{T,0}}} F_t = 1, \quad \frac{F_{A_{eT,0}} F_{H_{\text{cav}}}}{F_{A_{T,0}} F_{H_{T,0}}} = 1 = NT_q^* \quad (5.108)$$

A equação acima estabelece a relação necessária para a similaridade do reservatório de água do sistema e deve satisfazer o número adimensional associado.

O fator de escala para potência térmica é obtido pela equação (5.74) combinada com as equações (5.102) e (5.105):

$$F_{\Delta T_0} = \frac{F_{\dot{Q}_0}}{F_{\Delta v_0}} = 1, \quad F_{\dot{Q}_0} = \sqrt{F_{H_{\text{cav}}}} \quad (5.109)$$

Ou seja,

$$\dot{Q}_{0m} = \dot{Q}_{0p} \sqrt{F_{H_{\text{cav}}}} \quad (5.110)$$

A potência térmica transferida do vaso de pressão do reator para o RCCS é determinada, em termos do fluxo de calor, por:

$$\dot{Q}_0 = q_0'' A_{aquec} \quad (5.111)$$

$q_0''$  e  $A_{aquec}$ , são, respectivamente, o fluxo de calor na superfície da região do vaso de pressão do reator e a área sobre a qual o fluxo de calor é determinado. Essa área é definida por:

$$A_{aquec} = \pi \delta x \delta y \quad (5.112)$$

Se o fator de escala para a altura ( $\delta y$ ) da área da região que fornece o calor (vaso de pressão do reator) for igual ao da cavidade modelada, e o diâmetro ( $\delta x$ ) for igual ao do reator real, obtém-se:

$$F_{\delta y} = F_{H_{cav}}, \quad F_{\delta x} = 1 \leftrightarrow F_{A_{aquec}} = F_{H_{cav}} \quad (5.113)$$

Aplicando essas simplificações à equação (5.111), o fluxo de calor para o modelo é determinado por:

$$F_{\dot{Q}_0} = F_{q_0''} F_{A_{aquec}} = F_{q_0''} F_{H_{cav}} \leftrightarrow q_0''_m = q_0''_p \left( \sqrt{\frac{1}{F_{H_{cav}}}} \right) \quad (5.114)$$

Como o fator de escala para a altura da cavidade é menor que a unidade (e maior que zero), essa equação mostra que o fluxo de calor para o modelo deve ser maior que o do protótipo. Do ponto de vista técnico, isso pode ser um problema para o projeto do modelo. Vale a pena destacar que, se o fator de escala para a área sobre a qual o fluxo de calor é determinado fosse igual ao fator de escala de velocidade, o fator de escala para o fluxo de calor seria igual à unidade. Isso exigiria, porém, um aumento das dimensões, visto que o fator de escala é maior que zero e menor que um.

Substituindo a equação (5.109) na (5.83), com o intuito de obter o número adimensional associado à temperatura, reescreve-se:

$$F_{N_t} = \frac{F_{\Delta T_0}}{F_{T_e}} = 1 \leftrightarrow F_{T_e} = 1 \quad (5.115)$$

A aproximação do fator de espessura [equação (5.102)] permite calcular o fator da área de condução ou de radiação por:

$$F_{A_{rad}} = F_{A_c} = F_{H_{cav}} \quad (5.116)$$

Aplicando essas relações desenvolvidas acima nos fatores de escala para a cavidade [equação (5.89)], obtém-se:

$$F_{N_{rad}^*} = \frac{F_{A_{rad}} F_{T_e}^4}{F_{A_0} F_{v_{etc}} F_{\Delta T_0}} = \sqrt{F_{H_{cav}}} \quad (5.117)$$

E substituindo as equações (5.106), (5.110) e (5.116) na (5.95), o número adimensional associado à convecção é obtido por:

$$F_{N_c^*} = \frac{F_{A_c} F_{h_{cav}}}{F_{A_0} F_{v_{etc}}} = \sqrt{F_{H_{cav}}} \leftrightarrow F_{h_{cav}} = 1 \quad (5.118)$$

A partir da relação do número de Nusselt (equação (5.98)), reescreve-se:

$$F_{h_{cav}} = 1 \leftrightarrow F_{(T_{sR}-T_{sS})} = 1 \quad (5.119)$$

No entanto, a similaridade completa também exige a igualdade do número de Biot [equação (5.9)]:

$$F_{Bi} = F_{h_{cond}} F_{e_0} = F_{H_{cav}}^{0,4} \quad (5.120)$$

Por fim, para o processo de conservação de energia para a estrutura do RCCS, a equação (5.67) determina o fator de escala para o tempo associado à condução por:

$$F_t = \frac{F_{e_0}^2}{F_\alpha} \leftrightarrow F_{t_c} = F_t = \frac{F_{e_0}^2}{F_\alpha} \quad (5.121)$$

Os termos  $F_\alpha$  e  $F_{e_0}$  são, respectivamente, os fatores de escala da difusão térmica e da espessura.

Das simplificações adotadas, os fatores de escala para a difusão térmica e a espessura são iguais à unidade. O fator de escala de tempo é igual à unidade. O tempo do processo escalado é o mesmo que o tempo real. Além disso, a análise da FSA foi realizada sobre quatro equações de conservação diferentes e cada uma com seu respectivo tempo de processo associado.

Entretanto, as equações de conservação de *momentum* e de energia para o fluido no interior das tubulações do RCCS (e nos reservatórios do RCCS) possuem o mesmo tempo de processo associado, ou seja, a mesma taxa de variação fracional associada. Por outro lado, a equação de conservação de energia para estrutura do RCCS possui uma outra taxa de variação fracional associada ao tempo de condução. Assim, cada processo tem o seu próprio tempo, mesmo que todos ocorram no mesmo sistema. A razão dos fatores de escala associados ao tempo de condução e de transporte fornece:

$$\frac{F_{tt}}{F_{tc}} = \frac{F_{Hcav}}{F_{vetc} \frac{F_{e0}^2}{F_{\alpha}}} = \frac{F_{\alpha} F_{Hcav}}{F_{vetc} F_{e0}^2} = \sqrt{F_{Hcav}} \quad (5.122)$$

Essa proporcionalidade dos tempos dos processos está relacionada diretamente aos agentes de variação mais importantes para cada processo. Diante do exposto, percebe-se a complexidade envolvida no processo de ajuste das equações e parâmetros com o objetivo da similaridade completa. Não é possível satisfazer todas as condições de similaridade. Todavia, busca-se, pelo menos, a similaridade para o processo de transferência de calor pela cavidade.

## 6 RESULTADOS

Neste Capítulo, são apresentadas as condições necessárias para a similaridade de uma cavidade bidimensional em estado estacionário e transiente, bem como a análise de escala entre os RCCS do HTR-10 e HTR-PM, e uma verificação dos resultados com dados da literatura.

### 6.1 Para similaridade completa em regime de escoamento permanente

Todos os grupos adimensionais para esse regime de escoamento foram desenvolvidos na seção 5.1.2.1. A similaridade completa do escoamento no interior das tubulações do RCCS foi determinada em função apenas do fator de escala da altura da cavidade ( $F_{H_{cav}}$ ), de modo que todas as variáveis do modelo são determinadas em função das do protótipo. Assim, a similaridade completa é alcançada para os parâmetros do modelo, calculados de acordo com a sequência descrita a seguir.

A partir da equação (5.101):

$$\dot{Q}_{0m} = \dot{Q}_{0p} \left( F_{H_{cav}}^{14/9} \right) \quad (6.1)$$

Combinando as equações (5.82) e (5.101):

$$D_{tm} = D_{tp} \left( \frac{F_{H_{cav}}^{7/9}}{F_{\dot{Q}_0}^{1/16}} \right) = D_{tp} F_{H_{cav}}^{7/9} \quad (6.2)$$

Combinando as equações (5.81), (5.82) e (5.101):

$$A_{0m} = A_{0p} F_{H_{cav}}^{14/9} \quad (6.3)$$

Combinando as equações (5.73), (5.81), (5.82) e (5.101):



$$v_{etc\ m} = v_{etc\ p} \left[ \frac{F_{\dot{Q}_0} F_{H_{cav}}}{F_{A_0}} \right]^{\frac{1}{3}} = v_{etc\ p} F_{H_{cav}}^{1/3} \quad (6.4)$$

Combinando as equações (5.73), (5.81), (5.82), (5.84) e (5.101):

$$T_{e\ m} = T_{e\ p} \frac{F_{\dot{Q}_0}}{F_{A_0} F_{v_{etc}}} = T_{e\ p} \frac{1}{F_{H_{cav}}^{1/3}} \quad (6.5)$$

Combinando as equações (6.5) e (5.94):

$$A_{rad\ m} = A_{rad\ p} \frac{F_{\dot{Q}_0}}{F_{T_e}^4} = A_{rad\ p} F_{H_{cav}}^{26/9} \quad (6.6)$$

Da definição da área de um círculo e da equação (6.6), obtém-se:

$$D_{t_{ext\ m}} = \frac{2A_{rad\ m}}{\pi H_{cav\ m} N_m^2} = \frac{2F_{H_{cav}}^{17/9}}{\pi H_{cav\ m} N_m^2} \quad (6.7)$$

A partir da (5.91):

$$(T_{sR} - T_{sS})_m = \frac{(T_{sR} - T_{sS})_p}{F_{H_{cav}}^3} \quad (6.8)$$

Combinando (5.74) e (6.5):

$$T_{sm} = \Delta T_{0p} \frac{F_{\dot{Q}_0}}{F_{A_0} F_{v_{etc}}} + T_{e\ m} = \left( T_{e\ p} + \Delta T_{0p} \right) \frac{1}{F_{H_{cav}}^{1/3}} \quad (6.9)$$

A Tabela 6.1 resume os fatores de escala para a similaridade completa.

Tabela 6.1 – Resultados dos fatores de escala para a similaridade completa em regime de escoamento permanente.

Fatores de escala	$F_{H_{cav}} = 0,5$	$F_{H_{cav}} = 0,6$	$F_{H_{cav}} = 0,65$	$F_{H_{cav}} = 0,7$	$F_{H_{cav}} = 0,8$
$F_{\dot{Q}_0}$	0,340	0,452	0,512	0,574	0,707
$F_{(T_{sR}-T_{sS})}$	8,000	4,630	3,641	2,915	1,953
$F_{V_{etc}}$	0,794	0,843	0,866	0,888	0,928
$F_{T_e}$	1,260	1,186	1,154	1,126	1,077
$F_{D_t}$	0,583	0,672	0,715	0,758	0,841
$F_{A_0}$	0,340	0,452	0,512	0,574	0,707
$F_{A_{rad}}$	0,135	0,229	0,288	0,357	0,525

As células sombreadas mostram a principal limitação para a similaridade completa. Valores para o fator de escala menores que 0,65 apresentam uma limitação técnica – dependendo da referência do protótipo. A dependência dos fatores de escala para o fator ( $F_{H_{cav}}$ ) são mostrados também na Figura 6.1:

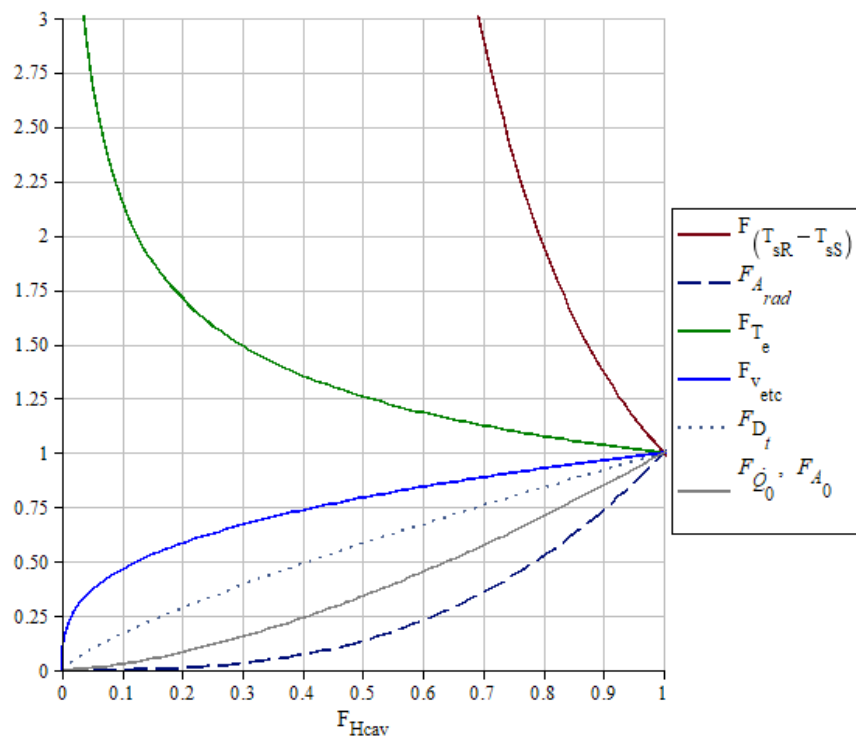


Figura 6.1 – Fatores de escala do modelo de escoamento permanente com similaridade completa em função do fator de escala para a altura da cavidade

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 6.1 evidencia a forte dependência do fator ( $F_{T_{SR}-T_{SS}}$ ) da diferença de temperatura entre o reator e o RCCS, para o fator ( $F_{H_{cav}}$ ) de escala da altura da cavidade do reator. Por exemplo, para um valor de  $F_{H_{cav}} \approx 0,7$ , o valor de  $F_{T_{SR}-T_{SS}}$  é de aproximadamente 3. Contudo, uma peculiaridade desse fator é que ele representa a diferença de temperatura entre o RPV e o RCCS. Portanto, para essa diferença de temperatura ser alcançada, basta apenas que o elemento escalado que represente o vaso de pressão do reator tenha a sua temperatura elevada. Temperaturas na faixa dos 1200°C não são hipotéticas (LAB et alii, 2006). Outra saída seria o relaxamento deste parâmetro, ou seja, o fator ( $F_{T_{SR}-T_{SS}}$ ) não iria obedecer à equação (6.8). Esse relaxamento iria comprometer a similaridade completa do sistema – o número de Rayleigh é diretamente ligado ao regime de escoamento do ar na cavidade e não seria igual em duas instalações em que se desejam a similaridade completa. O fator de escala para a temperatura da água no interior das tubulações do RCCS na entrada da cavidade do reator cresce mais lentamente com o decréscimo de  $F_{H_{cav}}$ . A limitação seria para uma escala de um décimo do  $F_{H_{cav}}$ , na qual a temperatura da água precisaria dobrar. Mas a temperatura da água não pode simplesmente dobrar, devido ao ponto de ebulição. Além desses fatos, a maior parte do calor transferido do vaso de pressão do reator para o RCCS é por radiação (IAEA, 1994, 2001; VAGHETTO; HASSAN, 2014). Assim, podem-se ajustar os parâmetros para uma melhor similaridade dos processos diretamente ligados à transferência de calor por radiação. No mais, nesta análise teórica, a velocidade de referência para o ar no interior da cavidade do reator é determinada para o número de Reynolds igual à unidade.

## **6.2 Para similaridade completa em regime de escoamento transiente**

Para este regime de escoamento, foi utilizada a metodologia da FSA na determinação dos grupos adimensionais para a similaridade. Esse processo foi desenvolvido na seção 5.1.2.2 e mostra que não é possível obter a similaridade completa a partir do fator de escala ( $F_{H_{cav}}$ ). Diferentemente do processo desenvolvido para o regime de escoamento estacionário, aqui, a complexidade do processo de escala impede que todos os grupos adimensionais sejam satisfeitos. O resultado da análise de similaridade é resumido a seguir.

As simplificações estabelecidas para esse regime de escoamento são:

$$F_{D_t} = F_{A_0} = F_{e_0} = 1 \quad (6.10)$$

Os grupos adimensionais determinados pelas equações (5.78), (5.104), (5.105), (5.107), (5.108), (5.115), (5.117), (5.118) e (5.120) são:

$$F_{Fr} = F_{Ri} = N_t^* = NT_q^* = NP^+ = I_L^+ = 1, \quad F_{St} = F_{H_{cav}}^{0,9} \quad (6.11)$$

$$F_{N_{rad}^*} = F_{N_c^*} = F_{Re} = \sqrt{F_{H_{cav}}}, \quad F_{Bi} = F_{H_{cav}}^{0,4}$$

Os parâmetros para o modelo calculados pelas equações (5.104), (5.105), (5.106), (5.114), (5.115), (5.116) e (5.119) são:

$$v_{etc_m} = v_{etc_p} \left( \sqrt{F_{H_{cav}}} \right), \quad \Delta T_{0_m} = \Delta T_{0_p}, \quad h_{cond_m} = h_{cond_p} (F_{H_{cav}}^{0,4}) \quad (6.12)$$

$$q''_{0_m} = q''_{0_p} \left( \sqrt{\frac{1}{F_{H_{cav}}}} \right), \quad T_{e_m} = T_{e_p}, \quad (T_{sR} - T_{sS})_m = (T_{sR} - T_{sS})_p$$

A Tabela 6.2 resume os fatores de escala para a similaridade completa.

Tabela 6.2 – Resultados dos fatores de escala para a similaridade completa em regime de escoamento transiente.

<b>Fatores de escala</b>	<b><math>F_{H_{cav}} = 0,5</math></b>	<b><math>F_{H_{cav}} = 0,6</math></b>	<b><math>F_{H_{cav}} = 0,65</math></b>	<b><math>F_{H_{cav}} = 0,7</math></b>	<b><math>F_{H_{cav}} = 0,8</math></b>
$F_{q''_0}$	1,414	1,291	1,240	1,195	1,118
$F_{v_{etc}}$	0,707	0,775	0,806	0,837	0,894
$F_{h_{cond}}$	0,758	0,815	0,842	0,867	0,915
$F_{St}$	0,536	0,631	0,679	0,725	0,818
$F_{N_{rad}^*}, F_{N_c^*}$					
$F_{Re}$	0,707	0,775	0,806	0,837	0,894
$F_{Bi}$	0,758	0,815	0,842	0,867	0,915
$F_{Fr} = F_{Ri} = N_t^* = NT_q^* = NP^+ = I_L^+ = F_{D_t} = 1$					
$F_{A_0} = F_{e_0} = F_{T_e} = F_{\Delta T_0} = F_{(T_{sR}-T_{sS})} = 1$					

As células sombreadas mostram o grande aumento da distorção de escala para o número Stanton, de modo que isso pode ser uma limitação para a similaridade desejada. Valores para o fator de escala menores que 0,65 apresentam distorções na faixa dos 32,1 %. A dependência dos fatores de escala dos parâmetros e dos grupos adimensionais para o fator ( $F_{H_{cav}}$ ) são mostrados também na Figura 6.2.

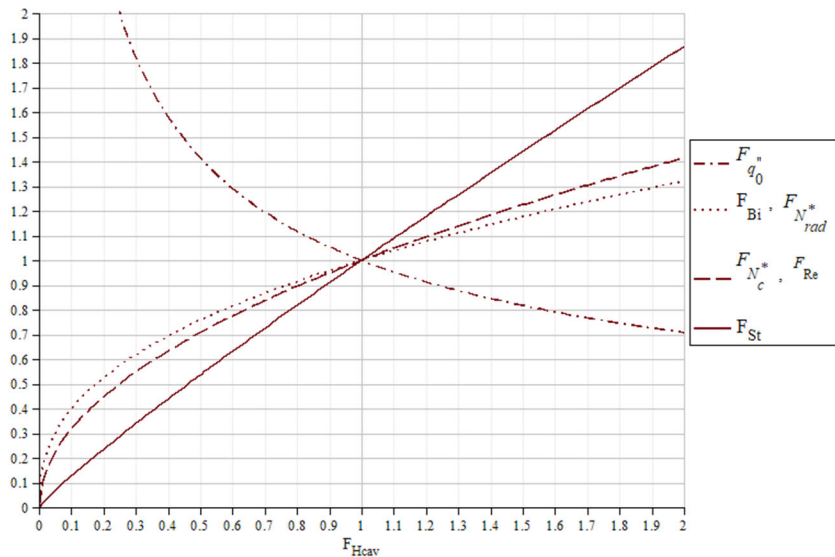


Figura 6.2 – Principais números adimensionais para o regime de escoamento transiente em função do fator de escala da altura da cavidade

Fonte: elaborado pelo autor.

A Figura 6.2 mostra que o número adimensional de Stanton é o mais afetado pelo decréscimo do fator de escala ( $F_{H_{cav}}$ ). Uma grande redução na altura da cavidade implicaria em uma alta distorção nesse número adimensional. Os fenômenos relacionados à transferência de calor para o fluido não serão similares. Um dos motivos é a manutenção das escalas de diâmetro e espessura das tubulações. Os números de Reynolds, de condução e de radiação decrescem mais lentamente com a redução do fator de escala ( $F_{H_{cav}}$ ). A capacidade de transporte de calor pelo fluido é menos afetada. O número de Reynolds deve ser escalado de maneira a garantir o mesmo regime de escoamento para o fluido no interior das tubulações, ou seja, garantir que o regime de escoamento seja turbulento ou laminar, de acordo com o protótipo. É interessante notar que se a cavidade for maior que a real, o número adimensional do fluxo de calor será reduzido, devido a uma maior área para a transferência de calor. Há também uma limitação na redução da escala para o fator  $F_{H_{cav}} \lesssim 0,1$ . O fator de escala do fluxo de calor é o mais importante fator, pois ele é o responsável pelo aquecimento do núcleo e da cavidade do reator.

### 6.3 Análise de escala entre o HTR-10 e o HTR-PM

A análise de similaridade entre o HTR-10 e o HTR-PM durante as condições acidentais de um PLOFC e um DLOFC será realizada com base nos dados obtidos da literatura. Esses acidentes de base de projeto não foram simulados neste trabalho, pois os dados do HTR-10 necessários para a análise de similaridade foram obtidos do documento técnico 1163 da Agência Internacional de Energia Atômica - IAEA (2001), enquanto os dados do HTR-PM foram adquiridos do trabalho de Zheng *et al.* (2009) que dissertam sobre transientes termo-hidráulicos no HTR-PM. Os problemas de referência PLOFC e DLOFC, relacionados nos trabalhos supracitados, assumem as condições resumidas a seguir:

A) Para o PLOFC, as seguintes condições são assumidas:

- A circulação forçada do refrigerante é interrompida;
- O reator sofre um SCRAM (desligamento rápido);
- A pressão de trabalho é sustentada;
- A convecção natural do hélio ocorre no núcleo;
- As temperaturas de RPV são consideradas constantes;
- Presume-se que a pressão da cavidade do reator seja de 1 atm;
- As temperaturas do RCCS são consideradas constantes; e
- A temperatura média do painel de resfriamento de água do RCCS na cavidade do reator é considerada constante.

B) Para o DLOFC, as seguintes condições são assumidas:

- Algum grau de ruptura do tubo é assumido;
- A depressurização rápida ocorre com o SCRAM do reator;
- A densidade do hélio é baixa, em 1 atm, para que a convecção natural ocorra;
- A transferência de calor do elemento combustível é obtida por condução;
- O calor é transferido dos elementos combustíveis para o vaso de pressão do reator e, em seguida, para o RCCS;
- As temperaturas de RPV são consideradas constantes;
- Presume-se que a pressão da cavidade do reator seja de 1 atm; e
- A temperatura média do painel de resfriamento de água do RCCS na cavidade do reator é considerada constante.

Após um DLOFC, o hélio que escapa através da ruptura penetra na cavidade do reator, resultando em aumento da pressão na cavidade. Entretanto, as válvulas de segurança na cavidade do reator se rompem a pressões superiores a 1,08 atm, admitindo-se, assim, a pressão da cavidade do reator em 1 atm. A análise foi conduzida para os componentes dentro da cavidade do reator (o RPV e os tubos verticais do RCCS), enquanto os outros componentes fora da cavidade do reator são negligenciados.

A proposta é verificar a semelhança entre os projetos (HTR-10 e HTR-PM) através das razões dos principais números adimensionais, ou seja, os números adimensionais de Richardson, de Stanton, de Rayleigh, da cavidade, de convecção, de temperatura e da razão de Grashof por Reynolds ao quadrado. Dessa forma, o objetivo do procedimento neste estudo é verificar a similaridade do RCCS entre o HTR-10 (como modelo) e o HTR-PM (como protótipo) nos problemas de referência mencionados acima, que significa verificar as proporções dos grupos de similaridade entre o HTR-10 ( $\Pi_{\text{HTR-10}}$ ) com os do HTR-PM ( $\Pi_{\text{HTR-PM}}$ ), isto é,

$$\Pi_r = \frac{\Pi_{\text{HTR-10}}}{\Pi_{\text{HTR-PM}}} \quad (6.13)$$

Os parâmetros geométricos e termo-hidráulicos necessários para a análise desses grupos adimensionais são resumidos nas Tabelas 6.3, 6.4 e 6.5.

Tabela 6.3 – Parâmetros geométricos dos reatores

<b>Parâmetros</b>	<b>Símbolo</b>	<b>HTR-10</b>	<b>HTR-PM</b>	<b>Razão</b>
Altura da cavidade [m]	$H_{\text{cav}}$	11,2	14,5	0,7724
Diâmetro interno da tubulação [m]	$D_i$	0,032	0,032 <sup>a</sup>	1,000
Número de tubulações [-]	$n$	100	216	0,4629
Área da seção transversal da tubulação [m <sup>2</sup> ]	$A_e$	0,0804	0,1731	0,4629
Área externa total de condução [m <sup>2</sup> ]	$A_c$	147,7805	413,2576	0,3575
Área externa total para a radiação [m <sup>2</sup> ]	$A_{\text{rad}}$	73,8902	206,6288	0,3575

a. Adotado como o mesmo que o do HTR-10.

Tabela 6.4 – Parâmetros do RCCS para o acidente PLOFC

<b>Parâmetros</b>	<b>Símbolo</b>	<b>HTR-10</b>	<b>HTR-PM</b>	<b>Razão</b>
Potência térmica removida pelo RCCS – estado estacionário [kW]	$\dot{Q}_0$	208,0	1107,0	0,1878
Velocidade da água no interior da tubulação, na entrada da cavidade [m/s]	$v_{etc}$	0,0985	0,0985	1,000
Temperatura média do painel de água do RCCS [K]	$T_{SS}$	331,15	343,15	0,9650
Temperatura média do RPV [K]	$T_{SR}$	530,15	594,15	0,8923
Velocidade de referência do ar para a cavidade do reator [m/s]	$v_{0,c}$	$2,6588 \times 10^{-6}$	$2,3699 \times 10^{-6}$	1,1218
Coefficiente de transferência de calor da cavidade [W/(m <sup>2</sup> K)]	$h_{cav}$	2,3179	2,3490	0,9867
Temperatura de referência da água no interior das tubulações, na entrada da cavidade [K]	$T_e$	323,15	338,15 <sup>a</sup>	0,9556
Temperatura de referência da água no interior das tubulações, na saída da cavidade [K]	$T_s$	329,55	348,15 <sup>a</sup>	0,9465

a. Valor estipulado com base na temperatura média do RCCS.

Tabela 6.5 – Parâmetros do RCCS para o acidente DLOFC

<b>Parâmetros</b>	<b>Símbolo</b>	<b>HTR-10</b>	<b>HTR-PM</b>	<b>Razão</b>
Potência térmica removida pelo RCCS – estado estacionário [kW]	$\dot{Q}_0$	101,06	918,0	0,1101
Velocidade da água no interior da tubulação, na entrada da cavidade [m/s]	$v_{etc}$	0,0491	0,0491	1,000
Temperatura média do painel de água do RCCS [K]	$T_{SS}$	328,15	343,15	0,9563
Temperatura média do RPV [K]	$T_{SR}$	453,15	590,15	0,7679
Velocidade de referência do ar para a cavidade do reator [m/s]	$v_{0,c}$	$2,2390 \times 10^{-6}$	$2,3519 \times 10^{-6}$	0,9519



Parâmetros	Símbolo	HTR-10	HTR-PM	Razão
Coeficiente de transferência de calor da cavidade [W/(m <sup>2</sup> K)]	$h_{cav}$	2,1504	2,3436	0,9176
Temperatura de referência da água no interior das tubulações, na entrada da cavidade [K]	$T_e$	324,35	338,15 <sup>a</sup>	0,9592
Temperatura de referência da água no interior das tubulações, na saída da cavidade [K]	$T_s$	330,55	348,15 <sup>a</sup>	0,9494

a. Valor estipulado com base na temperatura média do RCCS.

Além dos dados apresentados nas Tabelas 6.3, 6.4 e 6.5, foi adotado o valor de 0,8 para o coeficiente de emissividade, em acordo com a origem dos dados. Além disso, a velocidade da água na entrada dos tubos ( $v_e$ ) para o RCCS do HTR-PM foi um dos parâmetros assumidos, inicialmente, iguais aos do HTR-10. Uma análise de sensibilidade desse parâmetro será conduzida para verificar a sua importância nos principais grupos adimensionais. Assim, é estabelecido que a velocidade da água assume os valores listados nas Tabelas 6.6 e 6.7.

Tabela 6.6 – Variação da velocidade da água para o HTR-PM no acidente PLOFC

Varição	$v_{etc}$ [m/s]	$\dot{m}_{etc}$ [kg/s] <sup>a</sup>
1	0,0351	6,000
2	0,0456	7,800 <sup>b</sup>
3	0,0591	10,100
4	0,0985	16,850
5	0,1111	19,000
6	0,1294	22,120
7	0,1404	24,000

a. Vazão mássica de água na entrada das tubulações.

b. Igual ao do HTR-10.

Tabela 6.7 – Variação da velocidade da água para o HTR-PM no acidente DLOFC

Variação	$v_{etc}$ [m/s]	$\dot{m}_{etc}$ [kg/s] <sup>a</sup>
1	0,0117	2,000
2	0,0227	3,900 <sup>b</sup>
3	0,0468	8,035
4	0,0491	8,420
5	0,0697	11,960
6	0,0774	13,275
7	0,1355	23,245

a. Vazão mássica de água na entrada das tubulações.

b. Igual ao do HTR-10.

Os valores assumidos nas Tabelas 6.6 e 6.7 para a velocidade da água foram determinados, objetivando a razão unitária para um dos seis grupos adimensionais mencionados acima. Assume-se também que o diâmetro do tubo vertical do HTR-PM é o mesmo que o do HTR-10. A temperatura da água na entrada dos tubos para o RCCS do HTR-PM foi fixada em 65°C. Portanto, o único parâmetro não fixado foi a velocidade da água na entrada dos tubos verticais do HTR-PM. Os resultados das variações da velocidade da água nos seis grupos de similaridade são resumidos nas Tabelas 6.8, 6.9, 6.10 e 6.11.

Tabela 6.8 – Razão dos grupos adimensionais para a variação da velocidade da água ( $v_{etc}$ ) no HTR-PM, sob condições de acidente PLOFC

Variação em $v_{etc}$	$\left(\frac{Gr}{Re^2}\right)$ Para o HTR-10	$\left(\frac{Gr}{Re^2}\right)$ Para o HTR-PM	$\left(\frac{Gr}{Re^2}\right)_r$	$R_a$ Para o HTR-10	$R_a$ Para o HTR-PM	$R_{ar}$
1 - 7	$7,18 \times 10^{12}$	$1,36 \times 10^{13}$	0,529	$5,10 \times 10^{12}$	$9,46 \times 10^{12}$	0,539

Tabela 6.9 – Razão dos grupos adimensionais para a variação da velocidade da água ( $v_{etc}$ ) no HTR-PM, sob condições de acidente DLOFC

Variação em $v_{etc}$	$\left(\frac{Gr}{Re^2}\right)$ Para o HTR-10	$\left(\frac{Gr}{Re^2}\right)$ Para o HTR-PM	$\left(\frac{Gr}{Re^2}\right)_r$	$R_a$ Para o HTR-10	$R_a$ Para o HTR-PM	$R_{ar}$
1 - 7	$7,01 \times 10^{12}$	$1,36 \times 10^{13}$	0,516	$4,90 \times 10^{12}$	$9,49 \times 10^{12}$	0,517

O valor de  $Gr / Re^2$  para ambos os reatores HTR-10 e HTR-PM apresenta alta ordem de grandeza, indicando um regime de convecção natural para o ar dentro da cavidade do reator para ambos os projetos, sob as condições acidentais consideradas. A razão entre o número de Grashof e o número de Reynolds fornece uma medida da razão da força de empuxo e da força da gravidade. Assim, as forças de empuxo dominam as forças inerciais. O valor numérico da razão de  $Gr / Re^2$  entre o modelo e o protótipo indica que o HTR-10 tem uma velocidade de referência para o ar no interior da cavidade maior que a do HTR-PM (o HTR-10 possui uma altura menor que o HTR-PM). Para um mesmo reator (HTR-10 ou HTR-PM), os valores dos grupos adimensionais  $Gr / Re^2$  e  $Ra$  apresentam diferenças menores que 5% em relação aos dois acidentes, indicando uma similaridade do regime de escoamento dentro da cavidade entre os dois acidentes considerados. No entanto, a igualdade do número de  $Gr / Re^2$  entre os dois sistemas (HTR-10 como modelo e HTR-PM como protótipo) é necessária para que seja satisfeita a condição da similaridade de conservação do *momentum*. Além disso, a igualdade do número de  $Ra$  também é necessária. Portanto, de acordo com os resultados resumidos nas Tabelas 6.8 e 6.9, esses grupos adimensionais apresentam uma distorção de aproximadamente 50%, ou seja, a similaridade não é boa para  $Gr / Re^2$  e para  $Ra$ . Não se pode afirmar que os resultados encontrados para o regime de escoamento do ar na cavidade do reator HTR-10 sejam similares aos esperados para a cavidade do reator HTR-PM.

Tabela 6.10 – Razão dos demais grupos adimensionais para a variação da velocidade da água ( $v_{etc}$ ) no HTR-PM, sob condições de acidente PLOFC

Variação em $v_{etc}$	$\dot{m}_e$ [kg/s]	$R_{iR}$	$S_{tR}$	$N_{cR}$	$N_{radR}$	$N_{TR}$
1	6,00	0,0627	0,7329	0,2714	0,3585	0,6697
2	7,80	0,1060	0,7724	0,3529	0,4660	0,6697
3	10,10	0,1777	0,8134	0,4569	0,6034	0,6697
4	16,85	0,4945	0,9011	0,7623	1,0067	0,6697
5	19,00	0,6287	0,9230	0,8596	1,1352	0,6697
6	22,12	0,8521	0,9515	1,0007	1,3216	0,6697
7	24,00	1,0031	0,9671	1,0858	1,4339	0,6697

Tabela 6.11 – Razão dos demais grupos adimensionais para a variação da velocidade da água ( $v_{etc}$ ) no HTR-PM, sob condições de acidente DLOFC

Variação em $v_{etc}$	$\dot{m}_e$ [kg/s]	$R_{i_r}$	$S_{t_r}$	$N_{c_r}$	$N_{rad_r}$	$N_{T_r}$
1	2,000	0,0227	0,6123	0,1673	0,2489	0,6464
2	3,900	0,0863	0,6998	0,3262	0,4854	0,6464
3	8,035	0,3664	0,8087	0,6722	1,0001	0,6464
4	8,420	0,4023	0,8163	0,7044	1,0481	0,6464
5	11,960	0,8117	0,8756	1,0005	1,4887	0,6464
6	13,275	1,0000	0,8941	1,1105	1,6524	0,6464
7	23,245	3,0662	1,0000	1,9445	2,8934	0,6464

O número de Richardson representa a razão entre a força de empuxo e a força inercial na análise do escoamento de água nos tubos do RCCS, de modo que a razão  $R_{i_r}$  depende estritamente da velocidade da água na entrada dos tubos. Assim, para  $v_{etc} = 0,1404 \text{ m/s}$  (variação 7 de  $v_{etc}$  na Tabela 6.10), sob a condição acidental de um PLOFC, o valor da razão de  $R_{i_r}$  é aproximadamente igual à unidade, ou seja, apresenta uma ótima similaridade. Nestas condições, a razão para o número adimensional de convecção também é próxima da unidade, enquanto a razão do número adimensional de radiação é em torno de 1,5, o que é justificado pelo aumento de  $v_{etc}$  através dos tubos do RCCS. Diante desses fatos, a similaridade é ótima para os processos de transferência de calor por convecção e não é boa para os processos de transferência de calor por radiação. O mesmo vale para o acidente do DLOFC, mas para  $v_{etc} = 0,0774 \text{ m/s}$  (variação 6 de  $v_{etc}$  na Tabela 6.11). A velocidade ( $v_{etc}$ ) é menor no DLOFC em comparação com o PLOFC para uma similaridade ótima desses grupos mencionados acima, pois há menor potência térmica envolvida no processo.

Para todas as alterações em ( $v_{etc}$ ), a razão do número adimensional de Stanton ( $St$ ) indica que a capacidade de transferência de calor por convecção no HTR-PM é maior que no HTR-10. O HTR-PM possui um número de tubos, verticais do RCCS dentro da cavidade, razoavelmente superior ao do HTR-10. Existe uma maior necessidade de remoção de calor da cavidade.

O valor da razão do número adimensional de convecção ( $N_c^*$ ) aumenta de forma proporcional à velocidade de escoamento da água, pois representa a relação entre o calor

transferido do RPV para os tubos por convecção natural do ar na cavidade e a quantidade total de calor transferido. A similaridade ótima para esse parâmetro ocorre para a  $v_{etc} = 0,1294 \text{ m/s}$  (variação 6 de  $v_{etc}$  na Tabela 6.10), sob condições do acidente PLOFC, e para  $v_{etc} = 0,0697 \text{ m/s}$  (variação 5 de  $v_{etc}$  na Tabela 6.11) sob as condições do acidente DLOFC. Novamente, o DLOFC exige menos do sistema.

Já o valor da razão do número adimensional de radiação ( $N_{rad}^*$ ) representa a relação entre o calor transferido do RPV para os tubos verticais por meio da radiação e da quantidade total de calor transferida. A partir de  $v_{etc} = 0,0985 \text{ m/s}$  (variação 4 de  $v_{etc}$  na Tabela 6.10) para o PLOFC e de  $v_{etc} = 0,0468 \text{ m/s}$  (variação 3 de  $v_{etc}$  na Tabela 6.11) para o DLOFC, a razão do número adimensional de radiação indica que a transferência de calor por meio da radiação é maior no HTR-10 que no HTR-PM. Uma possível explicação vem da formulação desse número adimensional que depende da velocidade e das temperaturas de entrada e de saída da água. Essas temperaturas são mantidas constantes nesse estudo, uma vez que as análises são em regime de escoamento estacionário.

# 7 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS FUTURAS

O trabalho propôs uma análise da similaridade do RCCS entre os reatores HTR-10 e HTR-PM nas condições de acidentes de referência PLOFC e DLOFC. Seu objetivo foi verificar se os resultados encontrados nos testes realizados no HTR-10 são compatíveis com os resultados esperados para o HTR-PM.

Esse processo de verificação da similaridade é significativo porque o HTR-PM gera, aproximadamente, 25 vezes mais calor que o HTR-10: a geração de uma potência térmica tão alta aumentaria o custo financeiro e os riscos de acidentes em uma instalação de testes em escala real. A completa semelhança é impossível de ser alcançada porque requer a perfeita convergência dos parâmetros geométricos, cinemáticos e dinâmicos entre o modelo e o protótipo. Assim, pequenas diferenças nos números adimensionais de Richardson, de Stanton, de convecção e de radiação foram encontradas. Essas pequenas diferenças dependem do problema em análise.

A igualdade dos números de Richardson e de Stanton é essencial para a similaridade da conservação de *momentum* e de energia para o escoamento de água nos tubos do RCCS. Ademais, a igualdade dos números de convecção e de radiação é necessária para a similaridade da conservação de energia do sistema. Dessa forma, a similaridade dos sistemas é assegurada pela igualdade aproximada dos números adimensionais.

Assim, para o acidente do PLOFC, o HTR-PM apresenta uma similaridade ótima (uma razão unitária) dos números de Richardson, de Stanton e de convecção para uma vazão mássica de 24,0 kg/s nos tubos do RCCS. No entanto, nessa mesma vazão mássica, a similaridade não é boa para o número de radiação, que mostra uma distorção de aproximadamente 40%.

Já para o acidente do DLOFC, o HTR-PM apresenta similaridade ótima dos números de Richardson, de Stanton e de convecção para uma vazão mássica de água de 13.275 kg/s nos tubos RCCS. Contudo, mais uma vez, a similaridade não é boa para o número de radiação, que mostra uma distorção de aproximadamente 65%.

Portanto, para uma similaridade ótima do calor transferido do RPV para os tubos verticais do RCCS através da radiação, é indispensável que o número de radiação seja

igual à unidade. Assim, para o acidente do PLOFC, essa condição é alcançada para uma vazão mássica de 16,85 kg/s, enquanto que, para o acidente DLOFC, a vazão mássica deve ser de 8,035 kg/s. Sob essas condições, o número adimensional de convecção apresenta uma semelhança com uma distorção de aproximadamente 30% para os acidentes PLOFC e DLOFC.

Como descrito acima, a similaridade completa não foi possível, e essas diferenças nos números adimensionais podem ser explicadas pelas diferenças nas dimensões e nas características físicas entre os reatores, bem como pelas suposições feitas para as variáveis independentes do HTR-PM. Estas suposições incluem o fato de os tubos verticais terem a mesma espessura e diâmetro, e as temperaturas da água na entrada e na saída dos tubos verticais do RCCS do HTR-PM serem idênticas às do HTR-10. Além disso, as variações na vazão mássica de água para o RCCS do HTR-PM mostram que a similaridade entre os reatores é sensível a esse parâmetro. Os RCCS de ambos os reatores apresentam uma semelhança para uma determinada condição de operação em cada problema analisado.

No mais, as condições imprescindíveis para a similaridade completa em uma cavidade bidimensional em estado estacionário foram obtidas utilizando a técnica padrão de escala, enquanto que a metodologia FSA foi adotada para determinar as condições necessárias para a similaridade em regime transiente.

Como trabalho futuro, recomenda-se a construção de um RCCS experimental para a validação da metodologia.

## 8 REFERÊNCIAS

BAE, Y. Y.; HONG, S. D.; KIM, Y. W. "Scaling analysis of PMR200 reactor cavity cooling system", **Nuclear Engineering and Design** v. 271, p. 523–529, Maio 2014.

BERGMAN, T. L. et al., **Introduction to Heat Transfer**. 6. ed. [s.l.] John Wiley & Sons, 2011.

BESTION, D. et al., **Scaling in System Thermal-Hydraulics Applications to Nuclear Reactor Safety and Design: a State-of-the-Art Report**. In: OECD - NEA/CSNI/R, Paris, 2017.

BIRD, R. B.; STEWART, W. E.; LIGHTFOOT, E. N., **Transport Phenomena**. 2. ed. Nova Jersey, John Wiley & Sons, 2007.

BREY, H. L. "The evolution and future development of the high temperature gas cooled reactor". In: **International Conference on Global Environment and Advanced Nuclear Power Plants - GENES4/ANP2003**, pp. 17, Kyoto, Japan, 2003.

CARBIENER W.A., CUDNIK, R. A. "Similitude consideration for modeling nuclear reactor blowdown", **Trans. Am. Nucl. Soc.** v. 12, p. 361, 1969.

CARNEIRO, F. L., **Análise dimensional e teoria da semelhança e dos modelos físicos**. 2. ed. Rio de Janeiro, UFRJ, 1996.

CATTON, I. et al. "Application of Fractional Scaling Analysis to Loss of Coolant Accidents: Component Level Scaling for Peak Clad Temperature", **Journal of Fluids Engineering-transactions of The Asme - J FLUID ENG** v. 131, 2009.

D'AURIA, F.; GALASSI, G. M. "Scaling in nuclear reactor system thermal-hydraulics", **Nuclear Engineering and Design** v. 240, n. 10, p. 3267–3293, 2010.



DITTUS, F. W.; BOELTER, L. M. K. "Heat transfer in automobile radiators of the tubular type", **International Communications in Heat and Mass Transfer** v. 12, n. 1, p. 3–22, Jan. 1985.

FARMER, M. T. et al., **Topical report : NSTF facilities plan for water-cooled VHTR RCCS : normal operational tests**. Lemont, Argonne National Laboratory, 2006.

IAEA., **Decay heat removal and heat transfer under normal and accident conditions in gas cooled reactors**. In: International Atomic Energy Agency-TECDOC-757, Vienna, 1994.

IAEA., **Design and Development of Gas Cooled Reactors with Closed Cycle Gas Turbines**. In: International Atomic Energy Agency-TECDOC-899, Vienna, 1996.

IAEA., **Heat transport and afterheat removal for gas cooled reactors under accident conditions**. In: International Atomic Energy Agency -TECDOC-1163, Vienna, 2001.

IAEA., **Evaluation of high temperature gas cooled reactor performance : benchmark analysis related to the PBMR-400, PBMM, GT-MHR, HTR-10 and the ASTRA critical facility**. In: International Atomic Energy Agency -TECDOC-1694, Vienna, 2013.

IAEA., **Nuclear Power Reactors in the World**. Vienna, International Atomic Energy Agency - RDS-2/37, 2017.

ISHII, M. et al. "The three-level scaling approach with application to the Purdue University Multi-Dimensional Integral Test Assembly (PUMA)", **Nuclear Engineering and Design** v. 186, n. 1–2, p. 177–211, Nov. 1998.

ISHII, M.; KATAOKA, I., **Similarity analysis and scaling criteria for LWRs under single-phase and two-phase natural circulation**. 1983.

ISHII, M.; KATAOKA, I. "Scaling laws for thermal-hydraulic system under single phase and two-phase natural circulation", **Nuclear Engineering and Design** v. 81, n. 3, p. 411–425, Set. 1984.

LAPA, C. M. F.; DE SAMPAIO, P. A. B.; PEREIRA, C. M. N. A. "A new approach to designing reduced scale thermal-hydraulic experiments", **Nuclear Engineering and Design** v. 229, n. 2–3, p. 205–212, 2004.

LIU, T.-J.; LEE, C.-H. "Adequacy of Power-to-Mass Scaling in Simulating PWR Incident Transient for Reduced-Height, Reduced-Pressure and Full-Height, Full-Pressure Integral System Test Facilities", **Nuclear Science and Engineering** v. 146, n. 3, p. 274–290, Mar. 2004.

LIU, T.-J.; LEE, C.-H.; WAY, Y.-S. "IIST and LSTF counterpart test on PWR station blackout transient", **Nuclear Engineering and Design** v. 167, n. 3, p. 357–373, Abr. 1997.

MALCOLM, J., **Nuclear Engineering: A Conceptual Introduction to Nuclear Power**. 1. ed. Massachusetts, Butterworth-Heinemann, 2017.

MARQUÈS, M. et al. "Methodology for the reliability evaluation of a passive system and its integration into a Probabilistic Safety Assessment", **Nuclear Engineering and Design** v. 235, n. 24, p. 2612–2631, Dez. 2005.

MCADAMS, W., **Heat Transmission**. 2. ed. New York, McGraw-Hill, 1942.

NAHAVANDI, A. N.; CASTELLANA, F. S.; MORADKHANIAN, E. N. "Scaling Laws for Modeling Nuclear Reactor Systems", **Nuclear Science and Engineering** v. 72, n. 1, p. 75–83, Out. 1979.

OECD., **Technology Roadmap Update for Generation IV Nuclear Energy Systems**. In: Nuclear Energy Agency (NEA), Paris, 2014.

OSTRACH, S. "Natural Convection in Enclosures", **Advances in Heat Transfer** v. 8, p. 161–227, Jan. 1972.

REYES, J. N. "The Dynamical System Scaling Methodology: Comparing Dimensionless Governing Equations with the H2TS and FSA Methodologies". In: **International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics 2016 - (NURETH 2016)**, pp. 192–206, Chicago, 2015.

REYES, J. N.; HOCHREITER, L. "Scaling analysis for the OSU AP600 test facility (APEX)", **Nuclear Engineering and Design** v. 186, n. 1–2, p. 53–109, Nov. 1998.

ROBERTO, T. D.; SILVA, M. A. B. DA; LAPA, C. M. F. "Development of a test facility for analyzing transients in supercritical water-cooled reactors by fractional scaling analysis", **Nuclear Engineering and Design** v. 296, p. 9–18, Jan. 2016.

SHUYAN, H.; ZHENGMING, Z.; ZHENYA, Q. "The primary loop confinement and pressure boundary system of the HTR-10", **Nuclear Engineering and Design** v. 218, n. 1–3, p. 111–122, Out. 2002.

SILVA, M. A. B. DA. **Determinação dos parâmetros de uma seção de testes para o pressurizador do reator nuclear IRIS**. [s.l.] Universidade Federal de Pernambuco, Jan. 2008.

SONG, C.; CHOI, K.; KANG, K. "ATLAS program for advanced thermal-hydraulic safety research", **Nuclear Engineering and Design** v. 294, p. 242–261, Dez. 2015.

STADEN, M. P. "Analysis of effectiveness of cavity cooling system". In: **2nd International Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology**, Beijing, China, 2004.

TODREAS, N. E.; KAZIMI, M. S., **Nuclear Systems I: Thermal Hydraulic Fundamentals**. New York, Hemisphere Publishing Co., 1990.

TZANOS, C. P.; FARMER, M. T., **Feasibility study for use of the natural convection shutdown heat removal test facility (NSTF) for VHTR water-cooled RCCS shutdown**. In: U.S. Department of Energy - ANL-GENIV-079, Illinois, 31 de agosto de 2007.

U.S-DOE., **Nuclear Energy Research Advisory Committee and The Generation Iv International Forum (GIF)**. In: U.S. Department of Energy - INL/EXT-10-19329, Washington, D.C., 2002.

U.S-DOE., **High Temperature Gas-Cooled Reactors Lessons Learned Applicable to the Next Generation Nuclear Plant**. In: U.S. Department of Energy - INL/EXT-10-19329, Washington, D.C., 2011.

U.S.NRC., **TRISO-Coated Particle Fuel Phenomenon Identification and Ranking Tables (PIRTs) for Fission Product Transport Due to Manufacturing, Operations, and Accidents: Main Report**. In: U.S. Nuclear Regulatory Commission - NUREG/CR-6844, Volume 1, Washington, D.C., 2004.

U.S.NRC., **Next Generation Nuclear Plant Phenomena Identification and Ranking Tables (PIRTs) Volume 1: Main Report**. In: U.S. Nuclear Regulatory Commission - NUREG/CR-6944, Washington, D.C., 2008.

UETA, S. et al. "Development of high temperature gas-cooled reactor (HTGR) fuel in Japan", **Progress in Nuclear Energy** v. 53, n. 7, p. 788–793, Set. 2011.

VAGHETTO, R.; HASSAN, Y. A. "Experimental Investigation of a Scaled Water-Cooled Reactor Cavity Cooling System", **Nuclear Technology** v. 187, n. 3, p. 282–293, Set. 2014.

WESTINE, P. S.; DODGE, F. T.; BAKER, W. E., **Similarity Methods in Engineering Dynamics**. 1. ed. [s.l.] Elsevier, 1991.

WU, Z.; LIN, D.; ZHONG, D. "The design features of the HTR-10", **Nuclear Engineering and Design** v. 218, n. 1–3, p. 25–32, 2002.

WULFF, W. "Scaling of thermohydraulic systems", **Nuclear Engineering and Design** v. 163, n. 3, p. 359–395, Jul. 1996.

WULFF, W. et al. "Application of Fractional Scaling Analysis to Loss of Coolant Accidents, System Level Scaling for System Depressurization", **Journal of Fluids Engineering** v. 131, n. 8, p. 81402, Jul. 2009.

XU, Y. et al. "High temperature reactor development in China", **Progress in Nuclear Energy** v. 47, n. 1–4, p. 260–270, Jan. 2005.

YUN, B. J. et al. "Scaling for the ECC bypass phenomena during the LBLOCA reflood phase", **Nuclear Engineering and Design** v. 231, n. 3, p. 315–325, Jul. 2004.

ZHANG, Z. et al. "Design aspects of the Chinese modular high-temperature gas-cooled reactor HTR-PM", **Nuclear Engineering and Design** v. 236, n. 5–6, p. 485–490, 2006.

ZHANG, Z. et al. "Current status and technical description of Chinese 2 x 250 MWth HTR-PM demonstration plant", **Nuclear Engineering and Design** v. 239, n. 7, p. 1212–1219, 2009.

ZHANG, Z. et al. "The Shandong Shidao Bay 200 MWe High-Temperature Gas-Cooled Reactor Pebble-Bed Module (HTR-PM) Demonstration Power Plant: An Engineering and Technological Innovation", **Engineering** v. 2, n. 1, p. 112–118, 2016.

ZHANG, Z.; SUN, Y. "Economic potential of modular reactor nuclear power plants based on the Chinese HTR-PM project", **Nuclear Engineering and Design** v. 237, n. 23, p. 2265–2274, 2007.

ZHENG, Y.; SHI, L.; DONG, Y. "Thermohydraulic transient studies of the Chinese 200 MWe HTR-PM for loss of forced cooling accidents", **Annals of Nuclear Energy** v. 36, n. 6, p. 742–751, 2009.

ZHENYA, Q. "General design of the 10 MW HTR". In: **3rd JAERI symposium on HTGR technologies**, pp. 149–160, Japão, 1996.

ZUBER, N. et al. "An integrated structure and scaling methodology for severe accident technical issue resolution: Development of methodology", **Nuclear Engineering and Design** v. 186, n. 1–2, p. 1–21, Nov. 1998.

ZUBER, N. "The effects of complexity, of simplicity and of scaling in thermal-hydraulics", **Nuclear Engineering and Design** v. 204, n. 1–3, p. 1–27, 2001.

ZUBER, N. et al. "Application of fractional scaling analysis (FSA) to loss of coolant accidents (LOCA): Methodology development", **Nuclear Engineering and Design** v. 237, n. 15–17 SPEC. ISS., p. 1593–1607, Set. 2007.