

**INSTITUTO DE ENGENHARIA NUCLEAR**

**THIAGO DABOIT ROBERTO**

**APLICAÇÃO DA ANÁLISE DE ESCALA FRACIONAL PARA DETERMINAÇÃO DE  
PARÂMETROS DE UMA SEÇÃO DE TESTES PARA SIMULAÇÃO DA PERDA DE  
REFRIGERANTE EM REATORES DE ÁGUA SUPERCRÍTICA**

**Rio de Janeiro**

**2014**

**Thiago Daboit Roberto**

**APLICAÇÃO DA ANÁLISE DE ESCALA FRACIONAL PARA DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS DE UMA SEÇÃO DE TESTES PARA SIMULAÇÃO DA PERDA DE REFRIGERANTE EM REATORES DE ÁGUA SUPERCRÍTICA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciência e Tecnologia Nucleares do Instituto de Engenharia Nuclear da Comissão Nacional de Energia Nuclear como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Grau de Mestre em Ciência e Tecnologia Nucleares – Acadêmico em Engenharia de Reatores.

Orientadores: Prof. Dr. Celso Marcelo Franklin Lapa (PPGCTN / IEN / CNEN)  
Prof. Dr. Mário Augusto Bezerra da Silva (CTG/PROTEN/UFPE/CNEN)

Rio de Janeiro

2014

DABO Daboit Roberto, Thiago

Aplicação da análise de escala fracional para determinação de parâmetros de uma seção de testes para simulação da perda de refrigerante em reatores de água supercrítica/ Thiago Daboit Roberto - Rio de Janeiro: CNEN / IEN, 2014.

xvi, 93f.: il.; 31 cm

Orientadores: Celso Marcelo Franklin Lapa e Mário Augusto Bezerra da Silva.

Dissertação (Mestrado em Ciência e Tecnologia Nucleares) – Instituto de Engenharia Nuclear, PPGCTN/IEN, 2014.

1. Análise de Escala Fracional 2. Fluido modelo 3. Despressurização supercrítica

Aplicação da Análise de Escala Fracional para Determinação de Parâmetros de uma  
Seção de Testes para Simulação da Perda de Refrigerante em Reatores de Água  
Supercrítica.

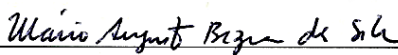
Thiago Daboit Roberto

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-  
GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA NUCLEARES DO INSTITUTO DE  
ENGENHARIA NUCLEAR COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS  
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA  
NUCLEARES.

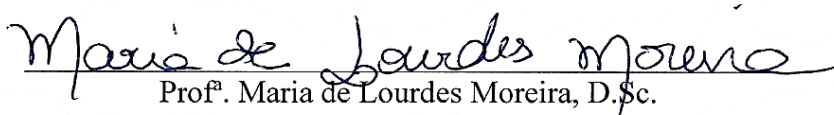
Aprovada por:



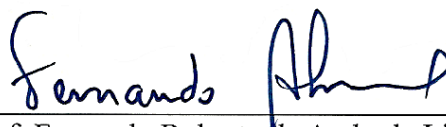
Prof. Celso Marcelo Franklin Lapa, D.Sc.



Prof. Mário Augusto Bezerra da Silva, D.Sc.



Prof.<sup>a</sup> Maria de Lourdes Moreira, D.Sc.



Prof. Fernando Roberto de Andrade Lima, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MAIO DE 2014

## **AGRADECIMENTOS**

A minha Família pelo apoio e suporte durante essa fase de minha vida.

Aos professores Celso Marcelo Franklin Lapa (PPGCTN/IEN/CNEN) e Mário Augusto Bezerra da Silva (CTG/PROTEN/UFPE/CNEN), pela orientação, paciência e amizade formada.

A professora Maria de Lourdes Moreira (PPGCTN/IEN/CNEN) pela ajuda no esclarecimento de alguns conceitos.

Ao IEN-CNEN, pelo suporte necessário ao trabalho.

A CAPES, pelo apoio financeiro a essa pesquisa.

## RESUMO

O reator refrigerado à água supercrítica é um entre os seis conceitos de reatores inovadores escolhidos pelo Fórum Internacional de Quarta Geração. Atualmente, esse reator encontra-se na fase de pesquisa e desenvolvimento no qual os conceitos básicos são testados em condições relevantes e todas as potenciais barreiras técnicas são identificadas e resolvidas. O presente trabalho apresenta uma metodologia inovadora para determinação de parâmetros de uma seção de testes para simulação da perda de refrigerante em reatores de água supercrítica em escala reduzida. Utilizando a escala de fluido para fluido a fim de obter um fluido modelo que opere em condições mais viáveis de operação e a técnica da Análise de Escala Fracional no dimensionamento de um vaso de pressão que apresente uma distorção de escala aceitável. Um protótipo baseado nos dados fornecidos pelo programa de quarta geração dos EUA é simulado e seus resultados demonstram a viabilidade do método para projetar um sistema em escala reduzida sujeito à despressurização supercrítica de um fluido modelo e a eficiência da Análise de Escala Fracional.

Palavras-chave: **Análise de Escala Fracional, Fluido modelo, Despressurização supercrítica.**

## **ABSTRACT**

The supercritical water cooled reactor for is one among the six innovative reactor concepts selected by the Generation IV International Forum. Currently, this reactor is in the phase of research and development in which the basic concepts are tested on relevant conditions and all potential technical barriers are identified and solved. The current work brings an innovative methodology for determination of parameters of a test section for simulation of loss of coolant on supercritical water reactor in reduced scale. Using the scale of fluid to fluid in order to obtain a fluid model that works in more viable working conditions and the technique of fractional scaling analysis in the dimensioning of a pressure vessel that has an acceptable scale distortion. A prototype based on data provided by the U.S. Generation IV SCWR is simulated and the results demonstrate the feasibility of the method for designing a scaled system subjected to depressurization of supercritical model fluid and the efficiency of Fractional Scaling Analysis.

**Keywords: Fractional Scaling Analysis, Model fluid, Supercritical depressurization.**

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1- DESENVOLVIMENTO DAS GERAÇÕES DE REATORES NUCLEARES.....	16
FIGURA 2- PROGRESSO DOS SISTEMAS DE QUARTA GERAÇÃO.....	19
FIGURA 3- REPRESENTAÇÃO DO REATOR À ÁGUA SUPERCRÍTICA.....	21
FIGURA 4- REPRESENTAÇÃO DO VASO DE PRESSÃO DO REATOR REFRIGERADO À ÁGUA SUPERCRÍTICA.....	24
FIGURA 5- REPRESENTAÇÃO DO CONJUNTO DE COMBUSTÍVEL DO SCWR.....	25
FIGURA 6- LOCA DE GRANDE E PEQUENA INTENSIDADE NA INSTALAÇÃO LOFT.....	40
FIGURA 7- LOCA DE GRANDE E PEQUENA INTENSIDADE NA INSTALAÇÃO SEMISCALE.....	40
FIGURA 8- DESPRESSURIZAÇÃO COM LOCA DE ALTA INTENSIDADE NAS INSTALAÇÕES LOFT E SEMISCALE.....	41
FIGURA 9- DESPRESSURIZAÇÃO COM LOCA DE PEQUENA INTENSIDADE NAS INSTALAÇÕES LOFT.....	41
FIGURA 10- MODELO DE DESPRESSURIZAÇÃO DE UM VASO DE PRESSÃO SIMPLES.....	42
FIGURA 11- VARIAÇÃO DO FLUXO DE MASSA PELA PRESSÃO OBTIDO ATRAVÉS DA ITERAÇÃO DA EQUAÇÃO (25).....	45
FIGURA 12- FLUXO DE MASSA CRÍTICO COMO FUNÇÃO DA ENTALPIA DE ESTAGNAÇÃO.....	46
FIGURA 13- FLUXOGRAMA SIMPLIFICADO DO PROGRAMA SIT.....	50
FIGURA 14- DIAGRAMA DA TEMPERATURA E DA ENTROPIA PARA A ÁGUA SUPERCRÍTICA SEPARADA POR TRÊS REGIÕES. A LINHA CENTRAL É REFERENTE À ENTROPIA CRÍTICA.....	51
FIGURA 15- REPRESENTAÇÃO DO DIAGRAMA DE TRÊS FASES PARA A DESPRESSURIZAÇÃO DE ÁGUA SUPERCRÍTICA COMO FUNÇÃO DA TEMPERATURA INICIAL.....	52
FIGURA 16- INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA INICIAL DA ÁGUA SUPERCRÍTICA NO PROCESSO DE DESPRESSURIZAÇÃO.....	53
FIGURA 17- INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA INICIAL SOBRE A TRANSIÇÃO DE PRESSÃO: TEMPERATURAS ABAIXO DA TEMPERATURA PSEUDOCRÍTICA.....	53
FIGURA 18- INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA INICIAL SOBRE A TRANSIÇÃO DE PRESSÃO: TEMPERATURAS ACIMA DA TEMPERATURA PSEUDOCRÍTICA.....	54
FIGURA 19- VARIAÇÃO DA FRAÇÃO DE VAZIO PARA TEMPERATURAS INICIAIS MAIORES E MENORES QUE A TEMPERATURA PSEUDOCRÍTICA.....	54
FIGURA 20- REPRESENTAÇÃO DO DIAGRAMA DE TRÊS FASES PARA A DESPRESSURIZAÇÃO DE ÁGUA SUPERCRÍTICA COMO FUNÇÃO DA PRESSÃO INICIAL.....	55
FIGURA 21- DIAGRAMA DA TEMPERATURA E DA ENTROPIA PARA O DIÓXIDO DE CARBONO SEPARADO POR TRÊS REGIÕES. A LINHA CENTRAL É REFERENTE À ENTROPIA CRÍTICA.....	56



FIGURA 22- REPRESENTAÇÃO DO DIAGRAMA DE TRÊS FASES PARA A DESPRESSURIZAÇÃO DE DIÓXIDO DE CARBONO EM CONDIÇÃO SUPERCRÍTICA COMO FUNÇÃO DA TEMPERATURA INICIAL.....	57
FIGURA 23- INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA INICIAL DO DIÓXIDO DE CARBONO NO PROCESSO DE DESPRESSURIZAÇÃO. ....	57
FIGURA 24- VARIAÇÃO DA FRAÇÃO DE VAZIO PARA TEMPERATURAS INICIAIS MAIORES E MENORES QUE A TEMPERATURA PSEUDOCRÍTICA. ....	58
FIGURA 25- DESPRESSURIZAÇÃO DE ÁGUA SUPERCRÍTICA: PROTÓTIPO DO REATOR. ....	78
FIGURA 26- DIAGRAMA DE PRESSÃO E TEMPERATURA PARA A DESPRESSURIZAÇÃO DA ÁGUA SUPERCRÍTICA. ....	79
FIGURA 27- FRAÇÃO DE VAZIO, PARA A DESPRESSURIZAÇÃO DA ÁGUA SUPERCRÍTICA. ....	79
FIGURA 28- DESPRESSURIZAÇÃO DE DIÓXIDO DE CARBONO EM CONDIÇÕES SUPERCRÍTICAS, MODELO DO REATOR. ....	80
FIGURA 29- DIAGRAMA DE PRESSÃO E DE TEMPERATURA PARA A DESPRESSURIZAÇÃO DE DIÓXIDO DE CARBONO EM CONDIÇÕES SUPERCRÍTICAS.....	81
FIGURA 30- PROCESSO DE DESPRESSURIZAÇÃO PARA O MODELO E PROTÓTIPO .....	82
FIGURA 31- COMPARAÇÃO ENTRE PROTÓTIPO E MODELO SIMULADO. ....	82
FIGURA 32- PROCESSO DE DESPRESSURIZAÇÃO PARA O PROTÓTIPO E PARA OS DIFERENTES MODELOS, VARIANDO-SE A ÁREA DE RUPTURA.....	84
FIGURA 33- COMPARAÇÃO DO PROTÓTIPO E DOS DIFERENTES MODELOS, CONFORME A TABELA 12. ....	85
FIGURA 34- PROCESSO DE DESPRESSURIZAÇÃO PARA O PROTÓTIPO E PARA OS DIFERENTES MODELOS NOS QUAIS VARIA-SE O VOLUME DO VASO DE PRESSÃO.....	86
FIGURA 35- COMPARAÇÃO ENTRE O PROTÓTIPO E DIFERENTES MODELOS, CONFORME A TABELA 13. ....	87

## LISTA DE TABELAS

TABELA 1– VISÃO GERAL DOS SISTEMAS DE QUARTA GERAÇÃO .....	18
TABELA 2– PARÂMETROS DO REATOR SCWR AMERICANO. ....	25
TABELA 3– DADOS DO VASO DE PRESSÃO DO REATOR SCWR AMERICANO.....	26
TABELA 4– AGENTES DE VARIAÇÃO FRACIONAL NORMALIZADOS E TAXAS INICIAIS DE VARIAÇÃO FRACIONAL..	36
TABELA 5– RELAÇÃO PRESSÃO E TEMPERATURA PSEUDOCRÍTICA PARA A ÁGUA: VALORES DE PICO DO CALOR ESPECÍFICO. ....	70
TABELA 6– RELAÇÃO PRESSÃO E TEMPERATURA PSEUDOCRÍTICA PARA O DIÓXIDO DE CARBONO: VALORES DE PICO DO CALOR ESPECÍFICO.....	71
TABELA 7– CONDIÇÕES INICIAIS PARA O VASO DE PRESSÃO DO REATOR DE REFERÊNCIA.....	72
TABELA 8– VARIÁVEIS DO PROJETO SCWR, PROTÓTIPO SIMULADO. ....	72
TABELA 9– VARIÁVEIS DO FLUIDO MODELO, DIÓXIDO DE CARBONO. ....	73
TABELA 10– TAXA DE VARIAÇÃO FRACIONAL PARA A RUPTURA NO MOMENTO INICIAL DA DESPRESSURIZAÇÃO. ....	76
TABELA 11– RESULTADO DA SIMILARIDADE DE MODELO E PROTÓTIPO. ....	83
TABELA 12– PARÂMETROS DE ESCALA PARA OUTROS MODELOS SUJEITOS À MESMA CONDIÇÃO INICIAL DE PRESSÃO E DE TEMPERATURA.....	83
TABELA 13– PARÂMETROS DE ESCALA PARA OUTROS MODELOS SUJEITOS À MESMA CONDIÇÃO INICIAL DE PRESSÃO E DE TEMPERATURA.....	85

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABWR	–	(Advanced Boiling Water Reactor) – Reator Avançado à Água Fervente
AIEA	–	(International Atomic Energy Agency) – Agência Internacional de Energia Atômica
ALWR	–	(Advanced Light Water Reactors) – Reatores Avançados refrigerados a Água Leve
ANS	–	(American Nuclear Society) – Sociedade Nuclear Americana
BWR	–	(Boiling Water Reactor) – Reator a Água Fervente
CANDU	–	(Canadian Deuterium Uranium) – Reator a Água pesada Pressurizada
CGNPG	–	(China Guangdong Nuclear Power Group) – Grupo Guangdong Chinês de Energia Nuclear
CSTWG	–	(Chinese SCWR Technical Working Group) – Grupo de Trabalho Técnico SCWR Chinês
Euratom	–	(European Atomic Energy Community) – Comunidade Europeia da Energia Atômica
FRC	–	(Fractional rate of change) – Taxa de Variação Fracional
FSA	–	(Fractional Scaling Analysis) – Análise de Escala Fracional
FZK	–	(Karlsruhe Institute of Technology) – Instituto de Tecnologia de Karlsruhe
GFR	–	(Gas-cooled fast reactor) – Reatores rápidos a gás
GIF	–	(Generation IV International Forum) – Fórum Internacional de reatores de quarta Geração
HPLWR	–	(High Performance Light Water Reactor) – Reator de Alto Desempenho refrigerado a Água Leve, ou projeto
INL	–	(Idaho National Laboratory) – Laboratório Nacional de Idaho
KAERI	–	(Korea Atomic Energy Research Institute) – Instituto de Pesquisa de Energia Atômica sul coreano
KEPRI	–	(Korea Electric Power Research Institute) – Instituto de Pesquisa de Energia Elétrica sul coreano
LBLOCA	–	(Large Break Loss of Coolant Accident) – LOCA de Alta Intensidade
LFR	–	(Lead-Cooled Fast Reactor) – Reatores rápidos a chumbo
LOCA	–	(Loss of Coolant Accident) – Acidentes de Perda de Refrigerante
LWR	–	(Light water reactor) – Reatores refrigerados a Água Leve
MSR	–	(Molten Salt Reactor) – Reator a sal fundido
NRCan	–	(Natural Resources Canada) – Departamento de Recursos Naturais do Canadá
PIRTs	–	(Phenomena Identification and Ranking Tables) – Tabela de Identificação e Classificação de Fenômenos
PWR	–	(Pressurized water reactor) – Reator a Água Pressurizada
R&D	–	(Research and development) – Pesquisa e desenvolvimento
SCWR	–	(Supercritical Water Reactor) – Reatores a água supercrítica
SFR	–	(Sodium-cooled fast reactor) – Reatores rápidos a sódio
SJTU	–	(Shanghai Jiao Tong University) – Universidade de Xangai Jiao Tong
UW-Madison	–	(University of Wisconsin-Madison) – Universidade de Wisconsin-Madison
VHTR	–	(Very-high-temperature reactor) – Reatores de elevada temperatura

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Letras Latinas

		<b>Unidade</b>
$A$	– Área da seção transversal	$m^2$
$a$	– Velocidade local do som no fluido	$m/s$
$c_p$	– Calor específico isobárico	$J/kg.K$
$D$	– Diâmetro do vaso de pressão	$m$
$G$	– Fluxo de massa	$kg/m^2.s$
$h$	– Entalpia específica dentro do vaso de pressão	$J/kg$
$h_{lv}$	– Entalpia específica de vaporização	$J/kg$
$h_r$	– Entalpia específica do fluido que escapa pela ruptura	$J/kg$
$K$	– Razão de escorregamento	adimensional
$K_{sis}$	– Compressibilidade isentrópica do sistema	$Pa^{-1}$
$m$	– Massa de fluido dentro do vaso de pressão	$kg$
$\dot{m}$	– Vazão mássica total	$kg/s$
$P$	– Pressão	$Pa$
$P_b$	– Potência de bombeamento	$W$
$\dot{Q}$	– Potência Térmica	$W$
$s$	– Entropia	$J/K$
$S_{\Delta P}$	– Fator de escala da variação de pressão	adimensional
$S_{K_{sis}}$	– Fator de escala da compressibilidade isentrópica	adimensional
$S_t$	– Fator de escala temporal	adimensional
$S_V$	– Fator de escala volumétrica	adimensional
$t$	– Tempo	$s$
$u$	– Velocidade da fase	$m/s$
$V$	– Volume	$m^3$
$\dot{V}_j$	– Vazão volumétrica	$m^3/s$
$w_r$	– Vazão mássica pela ruptura	$kg/s$
$x$	– Título de vapor	adimensional
$y$	– Altura do vaso de pressão	$m$

### Letras gregas

		<b>Unidade</b>
$\alpha$	– Fração de vazio	adimensional
$\beta$	– Coeficiente de dilatação volumétrica	$K^{-1}$
$\Delta, \delta$	– Variação	adimensional
$\Phi$	– Agente de Variação	adimensional
$\gamma$	– Expoente de Poisson	adimensional
$\nu$	– Volume específico	$m^3/kg$
$\Omega$	– Métrica de Efeito	adimensional
$\omega$	– Taxa de Variação Fracional	$s^{-1}$
$\rho$	– Densidade absoluta	$kg/m^3$
$\theta$	– Qualidade de pseudovapor	adimensional

### Sobrescrito

+	–	Adimensional
*	–	Adimensional
–	–	Valor médio
^	–	Adimensional

### Subscrito

<i>amb</i>	–	Condição ambiente
<i>c, crit</i>	–	Crítica
<i>l</i>	–	Líquido
<i>m</i>	–	Modelo
<i>o</i>	–	Inicial
<i>P</i>	–	Condição de pressão constante
<i>p</i>	–	Protótipo
<i>Pc</i>	–	Pseudocrítica
<i>r</i>	–	Ruptura
<i>rc</i>	–	Pela ruptura e pela condição de crítica
<i>s</i>	–	Condição de entropia constante
<i>v</i>	–	Vapor

## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO .....	15
1.1 Evolução da energia nuclear.....	15
1.1.1 Reator refrigerado à água supercrítica .....	20
1.2 Objetivos do trabalho .....	26
1.3 Contribuições ao estado da arte .....	27
2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS.....	28
2.1 Similaridade e escala .....	28
2.2 Análise de escala fracional .....	30
2.2.1 Paradigma da escala fracional.....	31
2.2.2 Aplicação a centrais nucleares .....	32
2.2.3 Aplicação da FSA.....	33
2.3 Modelo proposto.....	42
2.3.1 Leis de conservação .....	42
2.3.2 Descrição do modelo de escoamento.....	43
2.4 Programa SIT: solução do problema .....	47
2.4.1 Cálculo das propriedades do fluido.....	48
2.5 Análise da depressurização .....	50
3 ESCALA .....	59
3.1 Modelo e protótipo simulados .....	59
3.2 Escala de fluido para fluido .....	60
3.3 Análise de escala fracional do modelo.....	61
3.3.1 Normalização dos termos .....	63
4 RESULTADOS .....	69
4.1 Determinação da condição inicial do fluido modelo.....	69
4.2 Determinação dos parâmetros geométricos para o modelo .....	74
4.3 Simulação.....	77
4.3.1 Água supercrítica .....	77
4.3.2 Dióxido de carbono .....	80
4.3.3 Comparação dos processos .....	81
5 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS FUTURAS.....	88
6 REFERÊNCIAS.....	90

## 1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo, são apresentadas, brevemente, a revisão bibliográfica da evolução da energia nuclear, as gerações de reatores nucleares e os reatores inovadores de quarta geração. Sobre a contextualização do problema são apresentados os objetivos e as contribuições do trabalho.

### 1.1 Evolução da energia nuclear

Os primeiros protótipos de reatores nucleares desenvolveram-se durante o período de 1950 a 1970, e alguns desses protótipos de primeira geração foram o Shippingport, Dresden e Fermi I, nos Estados Unidos da América, e o reator Magnox, no Reino Unido.

O período de 1970 a 1990 foi marcado pelo desenvolvimento de reatores comerciais: a segunda geração. Os Reatores à Água Leve (LWR) dominam esse período. Tais reatores usam urânio enriquecido como combustível e apresentam duas variedades de LWR: o Reator à Água Pressurizada (PWR) — o mais usado no mundo segundo a Agência Internacional de Energia Atômica (AIEA) — e o Reator à Água Fervente (BWR). O Canadá desenvolve o Reator à Água pesada Pressurizada (CANDU), que funciona usando urânio natural como combustível.

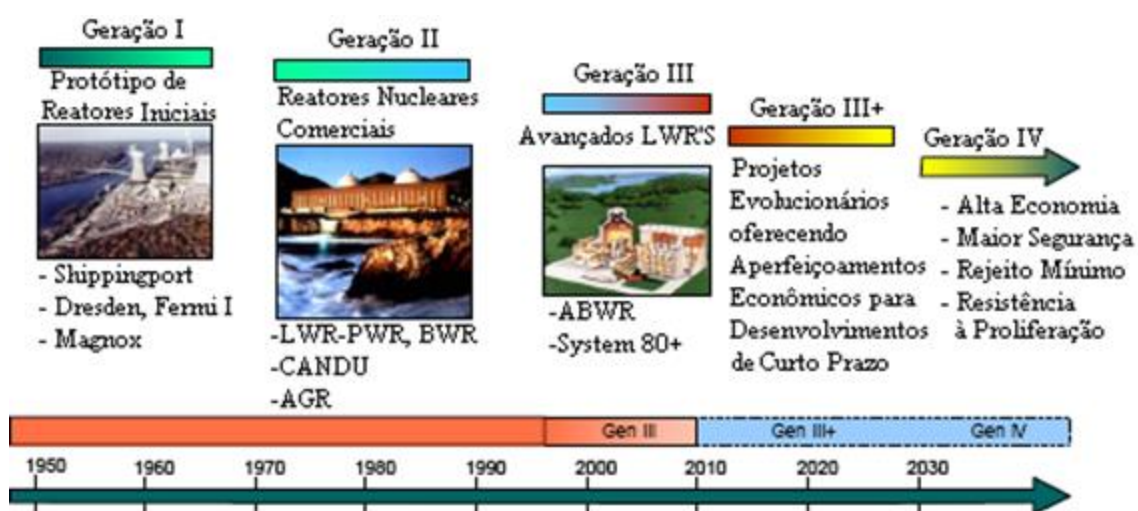
A terceira geração de reatores é marcada por uma evolução nos projetos de reatores de segunda geração. Ela tem o objetivo de reduzir os custos operacionais e de reforçar a segurança. Ocorre no período de 1990 a, possivelmente uma data futura, 2030. Esses reatores lançam mão da inovação de sistemas de segurança passivos, que não necessitam de intervenção humana para atuar. Alguns reatores dessa geração são os Reatores Avançados à Água Leve (ALWR), que incluem o Reator Avançado à Água Fervente (ABWR) da *Toshiba (Hitachi)* e os reatores AP-600 e AP-1000 fornecidos pela *Westinghouse*, com construção modular e de rápida execução.

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.

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

Na figura 1 apresenta-se uma visão geral do desenvolvimento das gerações dos sistemas de reatores nucleares.

**Figura 1**– Desenvolvimento das gerações de reatores nucleares



Fonte: US-DOE (2002a).



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.

A principal preocupação, no que diz respeito à sustentabilidade, é a gestão do meio ambiente através da produção de energia de forma sustentável. Por conseguinte, destina-se a 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.

No 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, por exemplo, a gravidade, a circulação natural e a resistência a altas temperaturas.

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

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). Esses sistemas de reatores de quarta geração propostos foram apresentados ao público em dezembro de 2002 e são identificados na tabela 1, logo abaixo.

**Tabela 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 [<math>MW_e</math>]</b>
Reatores de elevada temperatura (VHTR)	Térmico	Hélio	900-1000	Aberto	250-300
Reatores rápidos a sódio (SFR)	Rápido	Sódio	500-550	Fechado	50-150 300-1500 600-1500
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
Reator a sal fundido (MSR)	Térmico/ Rápido	Sais de fluoreto	700-800	Fechado	1000

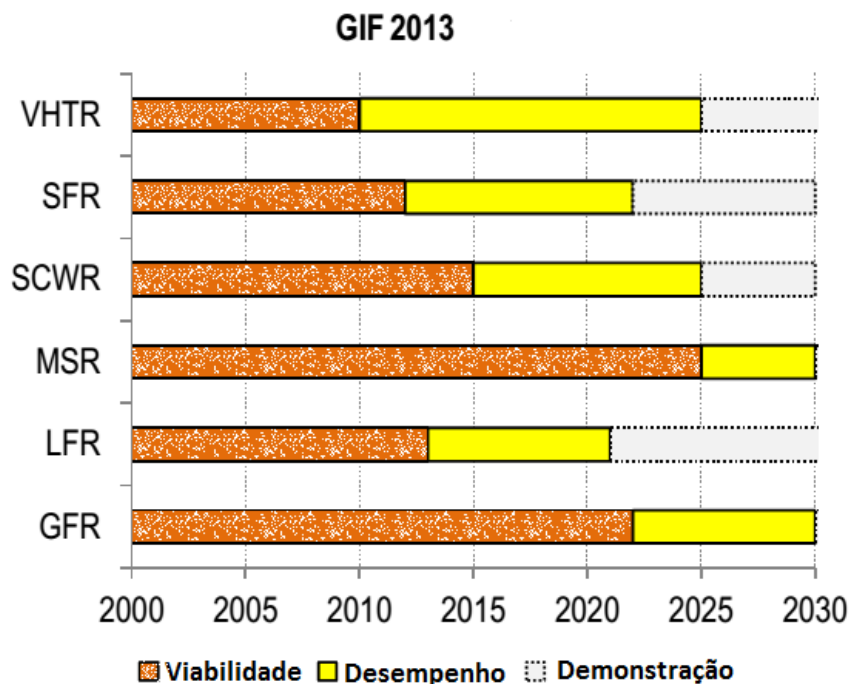
Fonte: US-DOE (2002a).

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

- a fase de viabilidade — quando os conceitos básicos são testados em condições relevantes e todas as potenciais barreiras técnicas são identificadas e resolvidas;
- a fase de desempenho — quando os processos de engenharia são verificados e aperfeiçoados em escala na condição de protótipo;
- a fase de demonstração — quando o projeto detalhado está concluído e o licenciamento, a construção e a operação do sistema serão 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.

**Figura 2–** Progresso dos sistemas de quarta geração.



Fonte: NEA (2014).

Como visto na figura 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 à água supercrítica.

Os fluidos supercríticos, a partir de um ponto de vista termodinâmico, correspondem a qualquer fluido num estado em que a temperatura e a pressão estão acima da sua respectiva temperatura crítica ( $T_c$ ) e pressão crítica ( $P_c$ ). Eles são caracterizados por uma mudança abrupta de algumas de suas propriedades termodinâmicas, tais como a densidade, o calor específico e a condutividade em torno dos pontos críticos e pseudocrítico. Em substâncias puras o ponto crítico é usado para denotar o ponto crítico vapor-líquido de um material, a partir do qual a distinção entre as fases líquida e gasosa não existe. Enquanto que o ponto pseudocrítico depende da temperatura e pressão do fluido.

A ideia de aplicar fluidos supercríticos em ciclos de potência tem sido proposta pela comunidade científica por décadas e o desenvolvimento desta ideia ocorre em paralelo com a indústria nuclear como afirmam Oka e Koshizuka (1993).

No meio dos novos projetos de ciclo de potência para as futuras centrais nucleares, o uso de fluidos supercríticos apresenta grande interesse para a comunidade científica, que se concentrou na utilização de água supercrítica (OKA; KOSHIZUKA, 1993). E em outra escala, atualmente, a utilização de dióxido de

carbono supercrítico (DOSTAL, 2004). O Trabalho realizado por Dostal (2004) sobre o dióxido de carbono supercrítico mostrou que, apesar da simplificação do ciclo, evitando a presença de uma segunda fase é possível aumentar a eficiência para até 45% em comparação com os atuais 33% em ciclos de potências de centrais nucleares, devido, principalmente, a um aumento da temperatura de funcionamento.

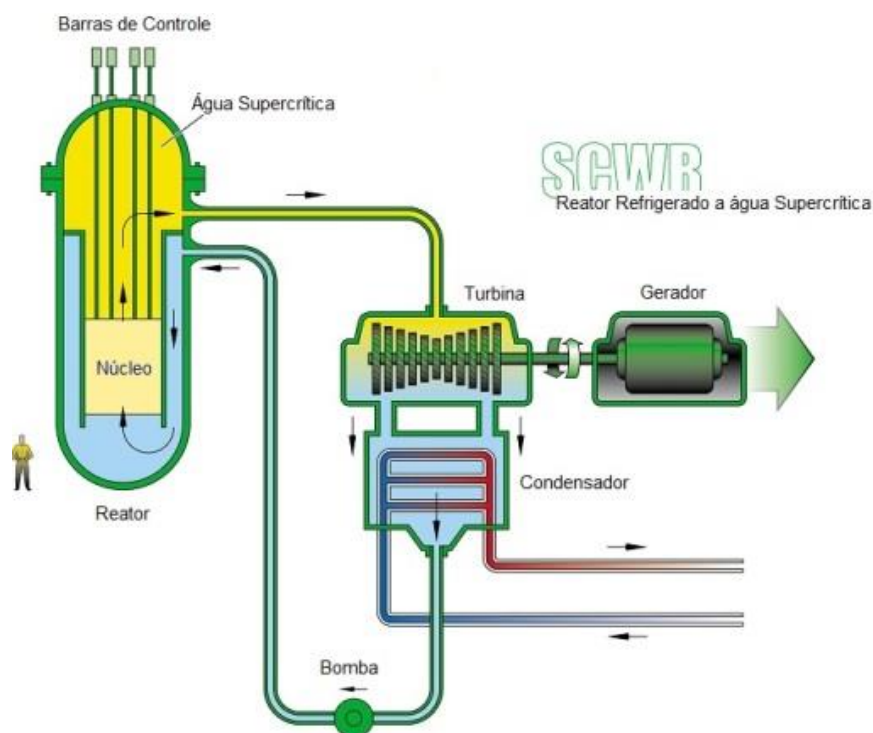
A principal vantagem da utilização de fluido supercrítico é que ao longo de todo o ciclo de alimentação a pressão permanece suficientemente elevada de modo que as complicações, devido ao aparecimento de uma segunda fase, são evitadas.

### **1.1.1 Reator refrigerado à água supercrítica**

Simpósios internacionais sobre o SCWR foram realizados com o propósito de promover a colaboração e a troca de informações. O primeiro simpósio (SCR-2000) foi realizado na Universidade de Tóquio, em novembro de 2000. Em 1989, nesta instituição, iniciaram-se os estudos conceituais de um reator refrigerado a água em condições supercríticas. A representação conceitual do SCWR, proposta pelo GIF, pode ser visualizada na figura 3.

O segundo simpósio (SCR-2003), realizado na mesma universidade, em setembro de 2003, concentrou-se sobre os efeitos da radiação sobre a química da água.

**Figura 3**– Representação do reator à água supercrítica.



Fonte: US-DOE (2002a).

A P&D do reator à água supercrítica, realizada pela Europa, Canadá, Coreia do Sul, China e Estados Unidos da América, serão, brevemente, descritos a seguir.

Na Europa, a P&D sobre o SCWR resultou no Reator de Alto Desempenho refrigerado à Água Leve (HPLWR). O projeto HPLWR-I, de 2000 a 2002, fez parte do quinto Quadro do Programa da Comissão Europeia.

Este projeto foi realizado por um consórcio de institutos de pesquisa e de indústrias na Europa e coordenado pelo Instituto de Tecnologia de Karlsruhe (FZK), na Alemanha. A Universidade de Tóquio também se uniu a esse projeto, contribuindo com o modelo de referência adotado, sendo, portanto, o ponto de partida do projeto.

A viabilidade do HPLWR foi estudada para determinar se LWR, que operam em condição supercrítica, são viáveis, considerando os requisitos do serviço público europeu e as metas de tecnologia de quarta geração.

Para estimar seu potencial econômico e para entender suas características de segurança em comparação com os LWR existentes, os resultados apresentados por Oka et al. (2003) confirmam a viabilidade do HPLWR. Assim, o conceito HPLWR

demonstrou potencial e mérito técnico para ser economicamente viável em comparação com outras usinas nucleares ou movidas a combustíveis fósseis.

O Canadá realiza o desenvolvimento do tipo CANDU SCWR (CANDU-SCWR) como a evolução natural das tecnologias CANDU existentes, segundo Brady et al. (2009). Foi em 2006 que o departamento de Recursos Naturais do Canadá (NRCan) criou o programa nacional (Programa Nacional de Geração-IV) para apoiar a P&D de reatores inovadores, especificamente relevantes para cumprir os compromissos com o GIF.

No CANDU SCWR o combustível está contido em um grande número de tubos de pressão que formam o limite de pressão e de transporte de calor, do sistema primário. Este conceito evita a utilização de um recipiente de pressão grande e torna possível a utilização de um moderador separado em torno dos canais de combustível, que não precisam operar nas mesmas condições que o refrigerante do primário. Considerações detalhadas sobre o projeto do canal de combustível são descritas por Chow et al. (2008).

O foco principal canadense é direcionado para a obtenção dos dados necessários para a seleção e avaliação de materiais. Isto inclui a identificação de materiais apropriados para os componentes no interior do núcleo como, por exemplo, o revestimento do combustível, o revestimento de metal utilizado no conceito do canal de combustível isolado, bem como para componentes críticos fora do núcleo.

Na Coreia do Sul, a pesquisa sobre SCWR é promovida principalmente pelo Instituto de Pesquisa de Energia Atômica sul coreano (KAERI) e o Instituto de Pesquisa de Energia Elétrica sul coreano (KEPRI). O trabalho de Hong et al. (2009) realiza a análise da viabilidade de um núcleo conceitual, da transferência de calor em condição supercrítica e em uma investigação dos efeitos da corrosão e radiação sobre materiais candidatos.

Na China, em 2005, a Universidade de Xangai Jiao Tong (SJTU) realiza os primeiros trabalhos sobre SCWR chinês, com foco, em estudos de viabilidade e de tecnologias básicas, cujos propósitos principais são o de promover o grupo de trabalho nacional e de ganhar o apoio da comunidade nuclear chinesa, fornecendo um ponto de partida em um projeto conceitual de SCWR chinês, e para acompanhar o progresso em atividades internacionais e melhorar a colaboração internacional.

As atividades de SJTU ressoaram fortemente dentro da comunidade nuclear chinesa. No início de 2006, é fundado o Grupo de Trabalho Técnico SCWR chinês (CSTWG) sob a liderança de SJTU.

As principais tarefas do CSTWG são: orientar as autoridades competentes, com a finalidade de preparar um programa de desenvolvimento estratégico, de longo prazo, da energia nuclear; fazer sugestões de um roteiro adequado de P&D para o SCWR na China; coordenar e organizar as atividades de instituições de pesquisa; e coordenar as aplicações do projeto, além de estabelecer uma plataforma para o intercâmbio científico dentro da comunidade internacional. Através dos esforços do CSTWG, o primeiro projeto nacional SCWR de grande escala (projeto 973) foi iniciado em julho de 2007. Como exposto por Cheng (2009), várias instituições dentro da comunidade nuclear chinesa expressaram seu forte desejo para construção de um reator experimental do tipo SCWR.

Em setembro de 2009, o Grupo Guangdong Chinês de Energia Nuclear (CGNPG) anunciou o plano de construção de um SCWR, experimental, em 2016.

Os Estados Unidos da América realizam diversos programas de pesquisa e de desenvolvimento sobre o SCWR. Os projetos gerais dos reatores foram descritos por Buongiorno (2004) e por Modro (2005). O programa de Geração IV SCWR foi iniciado em 2003 e liderado pelo Laboratório Nacional de Idaho (INL). Os laboratórios nacionais, as universidades e as indústrias se uniram a este programa. O reator conceitual desenvolvido pela Universidade de Tóquio foi selecionado como o modelo de referência. A Universidade de Wisconsin-Madison (UW-Madison) realiza a pesquisa sobre termo hidráulica, ciência dos materiais, radiólise da água e projeto do núcleo. Uma série de medidas de transferência de calor foi realizada utilizando a instalações de teste de transferência de calor na água supercrítica na UW-Madison.

O *design* de referência, utilizado pelo programa dos EUA para o sistema de SCWR, concentra-se em um projeto de grande porte com ciclo direto, de espectro térmico, e resfriado e moderado à água leve, alimentado por urânio de baixo enriquecimento e com sua planta de operação para geração de energia elétrica exigindo baixo capital e custo operacional.

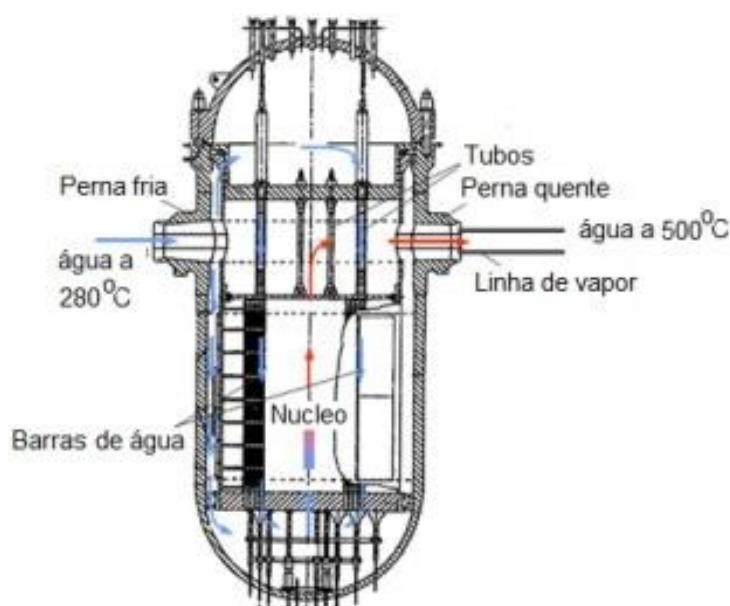
Esse reator opera em um sistema de ciclo direto a 25 MPa, com temperaturas de entrada e de saída do núcleo de 280°C e 500°C, respectivamente. A densidade da água sofre uma variação de aproximadamente 760 kg/m<sup>3</sup> na entrada do núcleo

para cerca de  $90 \text{ kg/m}^3$  na saída do mesmo. Há uma separação do escoamento de alimentação do vaso de pressão do reator. Aproximadamente 10% dele escoam pela lateral do núcleo do vaso, pelo *downcomer*, e o restante, 90%, escoam para a parte superior do vaso, *top dome*, passando por um difusor, para então escoar para baixo através do núcleo do reator em barras especiais, segundo mostrado na figura 5. Os parâmetros de operação são listados na tabela 2.

No *lower plenum* ocorre, então, uma mistura da água que escoam pelo *downcomer* e da água que escoam através do núcleo pelas barras especiais. Em seguida, essa mistura escoam para cima, removendo o calor dos canais de combustível. Esta estratégia é empregada para proporcionar uma boa moderação na parte superior do núcleo.

A figura 4 apresenta um esboço do vaso de pressão do reator mostrando os trajetos de escoamento da água.

**Figura 4**– Representação do vaso de pressão do reator refrigerado à água supercrítica.

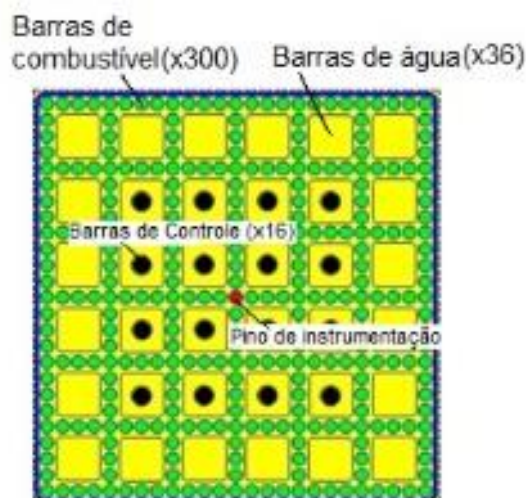


Fonte: US-DOE (2002b).

Este vaso de pressão é semelhante ao do PWR, porém com uma espessura maior devido à alta pressão de operação. Parâmetros do vaso são listados na tabela 3.



**Figura 5**– Representação do conjunto de combustível do SCWR.



Fonte: US-DOE (2002b).

A representação do elemento combustível na figura 5, mostra o conjunto que é formado por 36 barras especiais para passagem de água e 300 pinos de combustível. As dimensões dos pinos de combustível são típicas do arranjo de 17x17 PWR, com exceção do comprimento e da pressão interna.

**Tabela 2**– Parâmetros do reator SCWR americano.

Parâmetro	Valor
Potência térmica	3575 $MW_t$
Potência elétrica	1600 $MW_e$
Eficiência térmica	44,8 %
Pressão de operação	25MPa
Temperatura de entrada no reator	280°C
Temperatura de saída do reator	500°C
Vazão mássica	1843 kg/s
Tempo de vida da planta	60 anos

Fonte: US-DOE (2002b).

**Tabela 3**– Dados do vaso de pressão do reator SCWR americano.

<b>Parâmetro</b>	<b>Valor</b>
Altura	12,40 m
Diâmetro interno da casca	5,322 m
Espessura da casca	0,46 m
Diâmetro interno da cabeça	5,352 m
Espessura da cabeça	0,305 m
Peso do vaso	780 t

Fonte: US-DOE (2002b).

Esse projeto conceitual ainda está na fase de P&D, e Oka et al. (2009) enfatizam que projetos de P&D são necessários para estabelecer a viabilidade do SCWR quanto a termo hidráulica e segurança. Segundo as observações feitas por eles, existem lacunas significativas de dados para a transferência de calor e de escoamento crítico. Esses dados são necessários, em condições de protótipo de SCWR, para análise dos acidentes, base de projeto, apesar das semelhanças com os reatores refrigerados à água leve, não supercrítica. No mais, há diferenças do comportamento termo hidráulico devido a grandes mudanças nas propriedades ao redor do ponto crítico da água em comparação com os reatores LWR convencionais. Dessa forma, o comportamento termo hidráulico na situação de água supercrítica precisa ser mais bem compreendido e descrito com maior riqueza de detalhes.

## 1.2 Objetivos do trabalho

Desenvolver um modelo de seção de testes similar em escala reduzida, para simulação de despressurização de água supercrítica. O método proposto utiliza-se da escala de fluido para fluido, de forma a estabelecer um fluido similar à água supercrítica em condições de maior segurança e menor custo operacional. Para tal utiliza-se a técnica de análise de escala fracional na obtenção dos parâmetros geométricos de projeto.

### **1.3 Contribuições ao estado da arte**

A dissertação em questão apresenta uma aplicação pioneira da metodologia FSA para obtenção de seção de testes similar, fluido para fluido, visando à simulação de uma despressurização supercrítica em um vaso de pressão característico de um Reator Avançado tipo SCWR.

## 2 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. Também é apresentado o modelo proposto de despressurização, assim como o programa SIT desenvolvido para os cálculos termodinâmicos, e por fim, é apresentada a análise da despressurização da água supercrítica e do dióxido de carbono supercrítico.

### 2.1 Similaridade e escala

Na realização de um projeto, seja de um carro, seja de um avião, ou mesmo de uma usina nuclear, o planejamento ou a realização de teste em um protótipo, geralmente, é inviável, devido ao alto custo financeiro e à complexidade envolvidos, dependendo da análise que se deseja. Assim, são elaborados modelos físicos, de escala reduzida para testes em laboratórios que exigem um investimento, relativamente, baixo.

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

Dessa forma, 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 quatro grupos: semelhança geométrica, cinemática, dinâmica e constitutiva.

Os conceitos básicos de similaridade são, pois: similaridade qualitativa, em que o mesmo fenômeno físico deve estar presente tanto no modelo quanto no protótipo; e similaridade quantitativa das variáveis escaladas dependentes que existem no processo.

Essa similaridade é obtida por grupos adimensionais comuns à estrutura projetada e ao modelo utilizado. Assim, asseguramos 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.

Dessa forma, devem-se determinar esses números adimensionais, e, para isso, utiliza-se o teorema-pi (ou teorema de *Buckingham*). Esses números são parâmetros que determinam os fatores de escala necessários à modelagem de um problema. Por conseguinte, a análise dimensional, aliada à compreensão do fenômeno em estudo, torna possível a generalização de dados experimentais, e as consequências são múltiplas, uma vez que se consegue descrever o fenômeno no seu todo e não se restringir a uma experiência específica que foi realizada. Dessa forma, é possível a realização de um número reduzido de experiências bem selecionadas para elucidação de um problema, economizando-se tempo e recursos (SILVA, 2008).

Além disso, a escala do protótipo ao modelo, resume-se 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 et al., 2004).

No entanto, a similaridade completa, ou seja, obedecer 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 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 há elaboração do modelo distorcido, com semelhança relaxada, o que pode introduzir erros não desprezíveis.

Em razão disso, modelos físicos de protótipos geralmente apresentam efeito de escala no estudo de fenômenos complexos.

A realização de diversos modelos para o estudo do mesmo fenômeno, de um protótipo, é desperdício de recursos financeiros e de tempo. Como solução, foi proposta uma técnica capaz de realizar a análise de escala entre modelo e protótipo

de forma eficiente, oferecendo uma síntese simples e compacta de resultados experimentais e analíticos, que são econômicos para o armazenamento e a preservação de dados. Assim reduzindo drasticamente o número de experimentos e de cálculos necessários.

## **2.2 Análise de escala fracional**

Em contraste com 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. (2005), por Wulff et al. (2005) e por Catton et al. (2005) para promover análises de escala em processos dependentes do tempo e que envolvam um agregado de módulos e processos interativos (tais como centrais nucleares), além de integrar e organizar informações e dados de interesse para projetos de estruturas complexas e análises de segurança.

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. Além disso, se baseia na formulação integral, uma vez que seu interesse está voltado às escalas espacial e temporal de um sistema, ou seja, um agregado de componentes que interagem entre si. A hierarquia utilizada na classificação da importância dos processos.

Esta nova metodologia, cuja aplicação inicial e validade foram demonstradas em LOCA, identifica processos dominantes e os classifica quantitativamente de acordo com sua importância, provendo uma base de dados para o estabelecimento da Tabela de Identificação e Classificação de Fenômenos (PIRT).

### 2.2.1 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.

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

$$\Phi = \frac{dk}{dt} \quad (1)$$

Onde, define-se a Taxa de Variação Fracional (FRC),  $\omega$ , da variável  $k$ , por:

$$\omega = \frac{1}{k} \frac{dk}{dt} \quad (2)$$

E igualando as equações (1) e (2), define-se uma relação entre  $k$  e  $\Phi$ :

$$\omega = \frac{\Phi}{k} \quad (3)$$

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  $k$ , com o objetivo de se quantificar a variação sofrida pela variável  $k$ , ou seja,  $\delta k$ , provocada pelo agente de variação,  $\Phi$ . Considera-se um valor de referência, por exemplo:  $k_o$  é definido, assim, a variação fracional ou métrica de efeito de  $k$  por:

$$\Omega = \frac{\delta k}{k_o} \quad (4)$$

Reescrevendo esta equação, por meio da equação (2) e (3):

$$\Omega = \frac{\delta k}{k_o} \cdot \frac{\delta t}{\delta t} = \frac{1}{k_o} \frac{\delta k}{\delta t} \delta t = \omega \cdot \delta t = \frac{\Phi}{k} \cdot \delta t \quad (5)$$

Assim, 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. Nesta nova metodologia, a similaridade exige apenas a igualdade dos valores de  $\Omega$ , dispensando a igualdades dos outros parâmetros  $\omega$  e  $\delta t$  (WULFF et al., 2005). 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, pois, normalmente, é impossível a obtenção de similaridade para todos os fenômenos (SILVA, 2008).

### 2.2.2 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 processo, 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 um sistema, com as condições termo hidráulicas definidas, deve-se determinar que processos governem 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 houver. Além de verificar as interações dos componentes.

Cabe ainda citar os trabalhos de Wulff et al. (2005) que demonstram para LOCA de Alta Intensidade (LBLOCA), que em nível de sistema, o escoamento pela ruptura é o agente dominante de variação; e de Catton et al. (2005), que em nível de componente, 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.

### 2.2.3 Aplicação da FSA

A demonstração a seguir, da aplicação da FSA ao estudo de LOCA em LWR, é realizada por Wulff et al. (2005).

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

- A mistura de duas fases é sempre em equilíbrio termodinâmico a pressão  $p$ .
- A energia cinética e a dissipação viscosa de energia são ignoradas em relação ao transporte de energia térmica.
- O balanço de momento 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  $\partial p / \partial t$ , sobre uma única e dependente do tempo, volume médio, 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.

- A ruptura é idealizada, e as propriedades termodinâmicas são iguais as propriedades médias dos subvolumes.

A equação (6) abaixo representa a taxa de despressurização de um fluido de um sistema de volume  $V$ .

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

Assim, o termo,  $\dot{V}_j$ , simboliza a taxa de descarga através de rupturas, de fugas e de válvulas de alívio e de segurança. O termo (com subscrito  $2\phi$ ) representa a formação ou a eliminação de volumes por mudança de fase (vaporização ou condensação). Os dois termos seguintes (com subscrito  $l$  ou  $v$ ) representam a expansão ou a contração térmica na fase líquida (subscrito  $l$ ) ou na fase gasosa (subscrito  $v$ ). O quinto representa a potência de bombeamento ( $P_B$ ) do líquido. Por fim, o sexto termo, a taxa de expansão térmica do gás nitrogênio ( $N_2$ ).

A taxa de variação de pressão, fornecida pela equação (6), 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 (6).

Em operação normal, aproximadamente, estado estacionário, não há descargas ocorrendo do 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 (6), é necessário à escala, a adimensionalização dos termos. Para isso, a normalização da pressão ou variação fracional da pressão definida por Wulff et al. (2005) é dada por:

$$0 \leq P^+ = \frac{P(t) - P_{min}}{P_{m\acute{a}x} - P_{min}} = \frac{P(t) - P_{amb}}{\underbrace{P_o - P_{amb}}_{\Delta P}} = \frac{P(t) - P_{amb}}{\Delta P} \leq 1 \quad (7)$$

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 (6) 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

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

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

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

Combinando as equações (6), (7), (8) e (9), obtém-se a equação (10), da pressão normalizada em função do tempo real, não adimensionalizado, cujos termos são definidos na tabela 4.

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

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

Essas taxas de variação fracional presentes na equação (10), multiplicadas por um tempo de referência, originam as métricas de efeito fracional,  $\Omega_j = \omega_j \cdot t_{ref}$ , que devem possuir o mesmo valor em todas as instalações, na qual se deseje representar o mesmo fenômeno. Observe 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 haja uma congruência fantástica, ou espúria (WULFF et al., 2005).

**Tabela 4**– Agentes de variação fracional normalizados e taxas iniciais de variação fracional

Agentes de variação	Agentes em escala da variação de pressão $\Phi_j^+$	Taxas de variação fracional iniciais $\omega_j$
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, ( $j = 2$ )	$\Phi_{2\phi}^+ = \left( \frac{v_{lv}}{h_{lv}} \right)^+ \cdot \frac{\dot{Q}_{2\phi}^+}{K_{sis}^+}$	$\omega_{2\phi} = \frac{1}{V\Delta P} \left( \frac{v_{lv}}{h_{lv}} \right)_o \frac{(\dot{Q}_{2\phi})_{max}}{(K_{sis})_o}$
Expansão ou contração térmica monofásica ( $j = 3, 4$ )	$\Phi_{l,v}^+ = \left( \frac{\beta}{\rho c_p} \right)^+ \cdot \frac{\dot{Q}_{l,v}^+}{K_{sis}^+}$	$\omega_{l,v} = \frac{1}{V\Delta P} \left( \frac{\beta}{\rho c_p} \right)_o \frac{(\dot{Q}_{l,v})_{max}}{(K_{sis})_o}$
Expansão devida ao aquecimento pelas bombas ( $j = 5$ )	$\Phi_{l,v}^+ = \left( \frac{\beta}{\rho c_p} \right)^+ \cdot \frac{P_B^+}{K_{sis}^+}$	$\omega_{l,v} = \frac{1}{V\Delta P} \left( \frac{\beta}{\rho c_p} \right)_o \left( \frac{P_B}{K_{sis}} \right)_o$
Expansão do gás inerte devida ao aquecimento na parede ( $j = 6$ )	$\Phi_{N_2}^+ = \frac{\dot{Q}_{N_2}}{P^+ + \left( \frac{P_{amb}}{\Delta P} \right)}$	$\omega_{N_2} = \frac{\gamma - 1}{\gamma V (\Delta P)^2} \frac{(\dot{Q}_{N_2})_{max}}{(K_{sis})_o}$

Na tabela 4, 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  $P_B$  representam, 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 (10) 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:

$$t^+ = |\omega_r|t \quad (11)$$

A equação (10) se reduz a

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

Sujeito à condição inicial, devido ao processo de normalização:

$$P^+(0) = 1 \quad (13)$$

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:

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

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 (10) pela taxa de variação fracional do agregado dada pela soma das taxas individuais, conforme a equação (15):

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

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

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

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., 2005).

A normalização da equação (6), pode ser obtida, normalizando-se cada taxa de variação volumétrica, dividindo-a pela do agregado, como exposto pelas equações (17) e (18).

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

Substituindo a equação (17) na (6), com o intuito de obter os agentes de variação normalizados de forma explicita, obtém-se a equação (18).

$$\frac{dP^+}{dt} = \frac{\left| \sum_j \dot{V}_j(0) \right|}{V\Delta P(K_{SLS})_o} \frac{\sum_j \dot{V}_j}{K_{SLS}^+} = \frac{\left| \sum_j \omega_j \right|}{K_{SLS}^+} \sum_j \dot{V}_j = |\omega| \sum_{j=1}^6 \phi_j^+ \quad (18)$$

Mas também, como definido na equação (16), a divisão da equação (18) pelo módulo da taxa de variação fracional do agregado, termo antes do somatório do lado direito desta equação, resulta no tempo adimensional, correto para o processo. Assim, a taxa de variação de pressão adimensional, é definida pela equação (19).

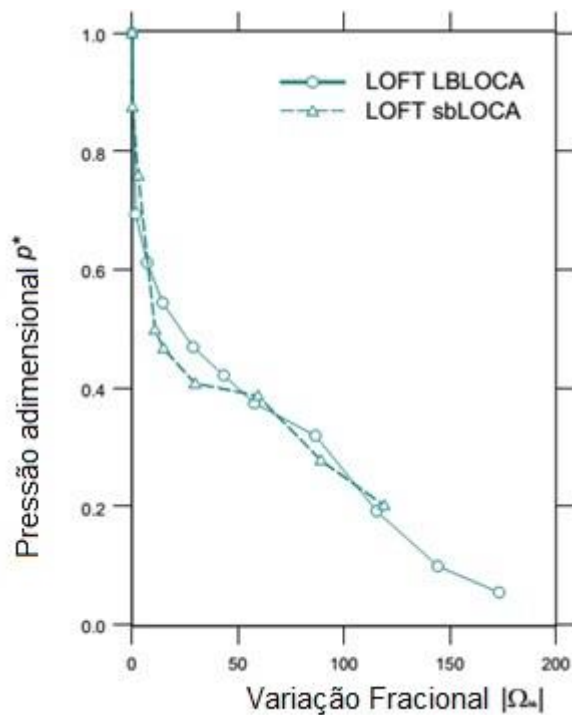
$$\frac{dP^+}{dt^+} = \sum_{j=1}^6 \phi_j^+ \quad (19)$$

Adotando-se o processo de escala, descrito acima, Wulff et al. (2005) demonstram a eficácia da FSA para 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 o volume da segunda corresponde a 1/1700 do mesmo reator de referência. Para LOCA de grandes intensidades, 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 na instalação LOFT, com uma ruptura cuja área era igual a 0,1% da área de escoamento, enquanto na instalação *Semiscale*, as percentagens da área de ruptura eram de 2,5%, 5% e 10% da área de escoamento.

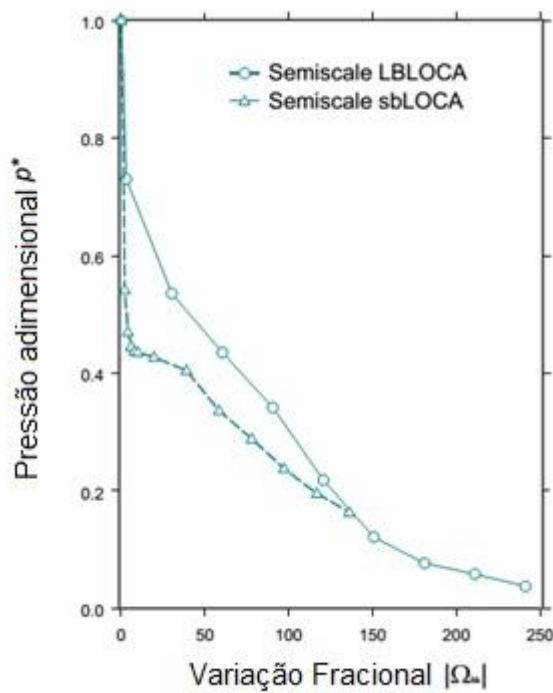
O gráfico de  $P^+(|\Omega|) = P^+(t_r^+)$ , dado pelas figuras 6, 7, 8 e 9, exhibe a semelhança entre as curvas, o que comprova a eficiência da FSA independentemente da intensidade dos LOCA e do tamanho das instalações de testes, desde que estas obedeçam aos critérios estabelecidos pela metodologia em questão.

**Figura 6**– LOCA de grande e pequena intensidade na instalação LOFT.



Fonte: (WULFF et al., 2005).

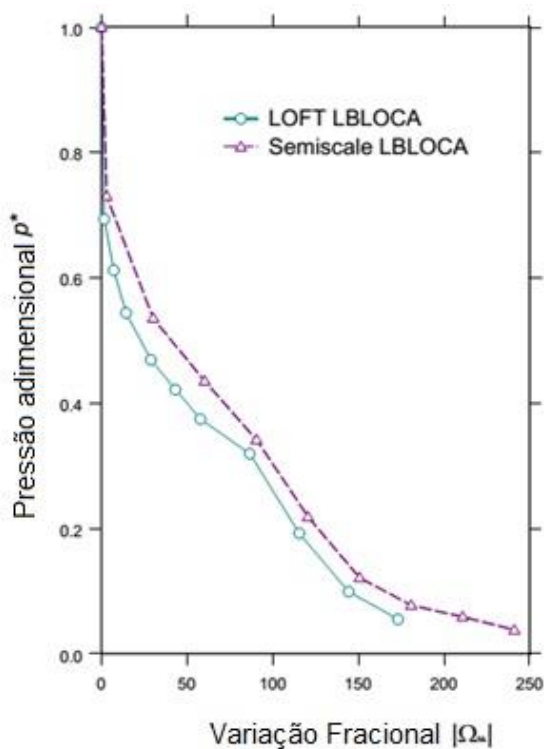
**Figura 7**– LOCA de grande e pequena intensidade na instalação *Semiscale*.



Fonte: (WULFF et al., 2005).

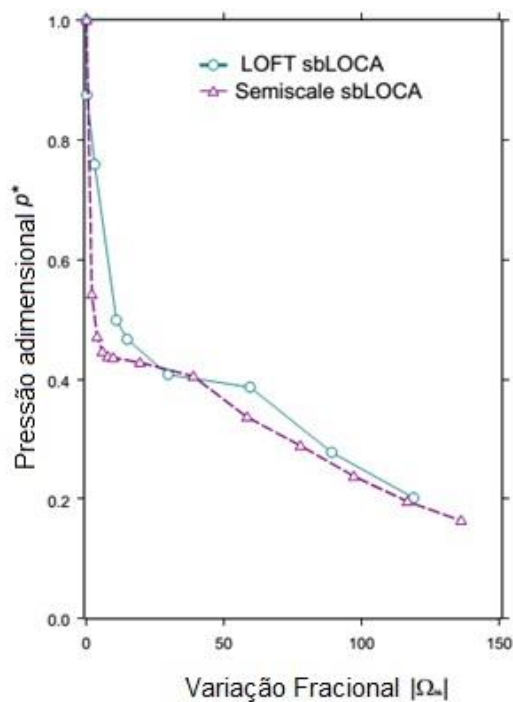


**Figura 8**– Despressurização com LOCA de alta intensidade nas instalações LOFT e *Semiscale*.



Fonte: (WULFF et al., 2005).

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



Fonte: (WULFF et al., 2005).

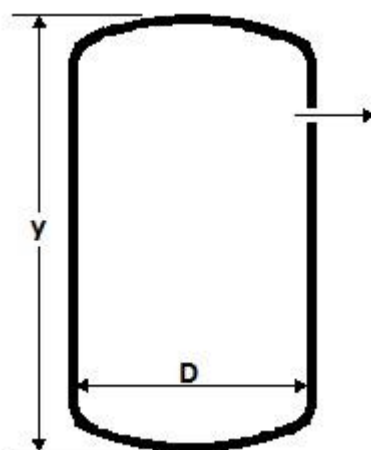
## 2.3 Modelo proposto

É considerado que o processo de despressurização de um reator refrigerado à água supercrítica possui o mesmo agente de variação fracional dominante que o reator refrigerado à água pressurizada. Ou seja, a taxa de variação fracional do agregado coincide com a da ruptura, tendo o esforço concentrado no estudo do processo de despressurização.

### 2.3.1 Leis de conservação

Faz-se a análise sobre um vaso de pressão simples, conforme mostrado na figura 10, preenchido por um fluido a alta temperatura e pressão, adotando o modelo de parâmetros agrupados e considerando as propriedades termodinâmicas médias para o fluido, ou seja, a pressão, a densidade e a entalpia média. Estes parâmetros variam ao decorrer do tempo, devido ao processo de despressurização.

**Figura 10**– Modelo de despressurização de um vaso de pressão simples.



Assim, podem-se escrever as leis de conservação:

Conservação de massa

$$V \frac{d\rho}{dt} = -w_r . \quad (20)$$

No qual os termos  $V$ ,  $\rho$  e  $w_r$  representam, respectivamente, o volume do vaso de pressão, a densidade do fluido dentro do vaso e a vazão mássica pela ruptura.

E conservação de energia

$$\frac{d(mh)}{dt} = -w_r h_r + V \frac{dP}{dt} + \dot{Q} \quad (21)$$

Na equação (21), os termos  $m$ ,  $h$ ,  $h_r$ ,  $P$  e  $\dot{Q}$  representam, respectivamente, a massa do fluido dentro do vaso, a entalpia do fluido dentro do vaso, a entalpia do fluido que escapa pela ruptura, a pressão e a taxa de transferência de calor.

Expandido a derivada do lado esquerdo, e considerando a equação (20), é definido a taxa de variação da entalpia do fluido pela equação (23).

$$\frac{d(mh)}{dt} = \frac{dm}{dt} h + m \frac{dh}{dt} = -w_r h_r + m \frac{dh}{dt} \quad (22)$$

Portanto,

$$\frac{dh}{dt} = \frac{1}{\rho V} \left[ (h - h_r) w_r + V \frac{dP}{dt} + \dot{Q} \right] \quad (23)$$

Devido à consideração de modelo de mistura homogênea, entalpia do fluido que escapa pela ruptura  $h_r$  é igual à entalpia dentro do reservatório. Assim:

$$h_r = h \quad (24)$$

### 2.3.2 Descrição do modelo de escoamento

A depressurização de um sistema é governada principalmente pela taxa de saída de massa do sistema, a vazão mássica através de uma ruptura ou válvula. O quão rápido a depressurização irá ocorrer depende da taxa do fluido através da

ruptura, que durante a maior parte da despressurização é governada pelo escoamento crítico.

O modelo adotado para estimar a vazão mássica que flui através da ruptura foi o modelo de equilíbrio homogêneo (HEM), (MOODY,1965), no qual assume o escoamento isentrópico, em que ambas as fases, líquido/vapor, apresentam a mesma pressão estática e estão em equilíbrio termodinâmico. As velocidades axiais de cada fase são uniformes e iguais, ou seja, a razão de escorregamento é unitária. A descrição detalhada desse modelo de escoamento encontrasse na obra de (TODREAS; KAZIMI, 1989, p. 507-512).

Assim, o fluxo de massa  $G$  é dado por

$$G(P_o, P) = \left[ \frac{x}{\rho_v} + \frac{1-x}{\rho_l} \right]^{-1} \sqrt{2[h_o - xh_v - (1-x)h_l]} \quad (25)$$

Os termos  $\rho_v, \rho_l, x, h_v, h_l$  e  $h_o$ , representam em condição de saturação, respectivamente, a densidade de vapor, a densidade de líquido, o título de vapor, a entalpia de vapor, a entalpia de líquido e a entalpia de estagnação.

Desse modo, o fluxo de massa é máximo, crítico, quando satisfaz a condição seguinte:

$$\frac{dG(P_o, P)}{dP} = 0 \quad (26)$$

Como exemplo, um tanque contendo água a 550°C e a 25 MPa, a iteração da equação (25) do fluxo de massa resulta na figura 11. Assim, o fluxo de massa máximo é obtido na pressão crítica, que satisfaz a condição (26), que neste caso vale aproximadamente 13,6 MPa, resultando em um fluxo mássico aproximado de  $2,9 \cdot 10^4 \text{ kg/m}^2\text{s}$ .

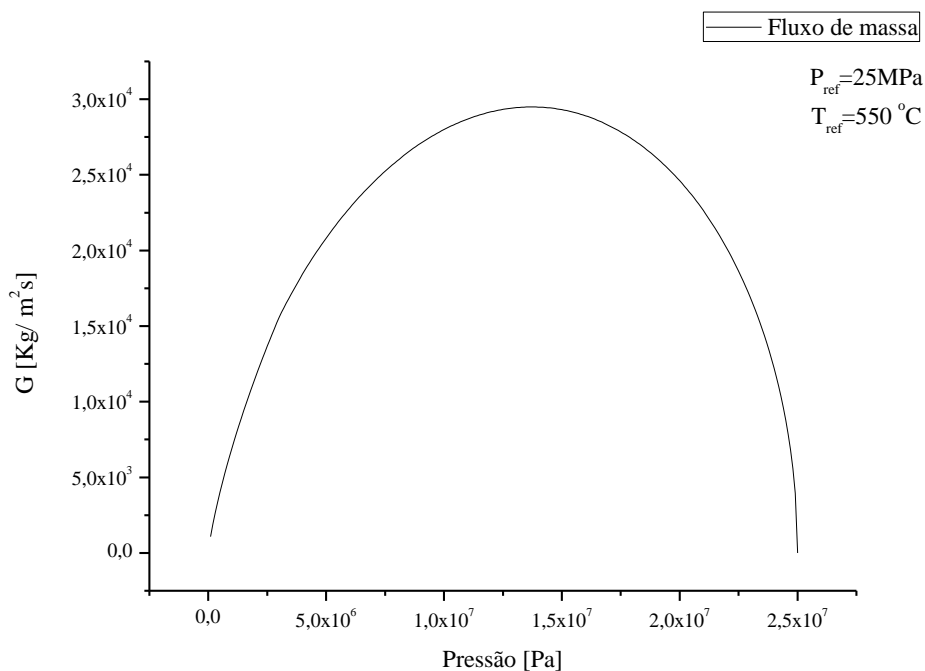
A figura 12 exhibe como o fluxo de massa varia em função da entalpia de estagnação para diferentes pressões constantes.

O processo de iteração da equação (25) é realizado pelos seguintes procedimentos:

1. A pressão do vaso de pressão é fixa, ou seja,  $P_o$  é fixo.
2. O processo de despressurização é isentrópico, a entropia é constante.
3. Define-se uma variação de pressão,  $\Delta P > 0$ .

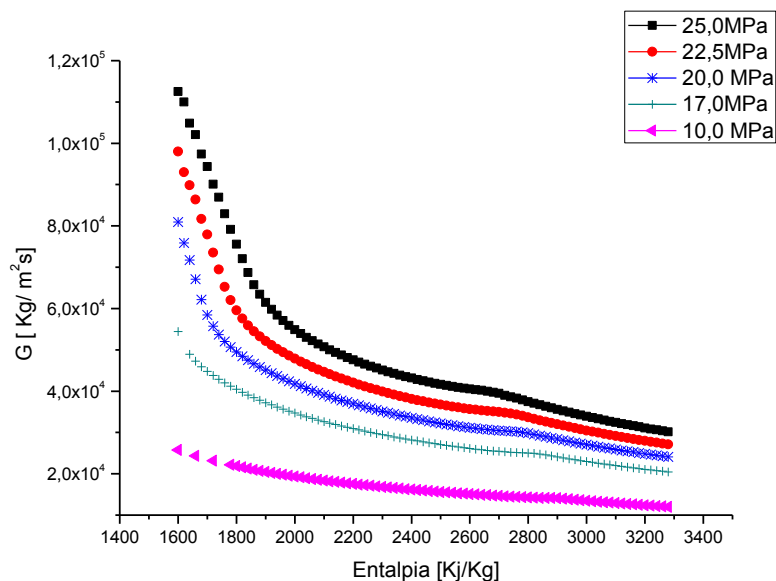
4. Define-se a pressão inicial de variação:  $P$ ,  $P = P_{amb}$ .
5. Com a entropia mantida constante e com a pressão  $P$  definida, determinam-se através de tabelas termodinâmicas as outras propriedades necessárias para o cálculo da equação (25).
6. O valor do fluxo mássico é guardado,  $G(P_0, P)$ , assim como o valor de  $P$ .
7. Varia-se  $P$ , de modo que a nova pressão é definida por  $P = P + \Delta P$
8. Repetem-se os passos 5,6 e 7 até que a pressão  $P$  atinja seu valor máximo, ou seja,  $P = P_0$ .
9. Determina-se o valor máximo do fluxo mássico e a pressão crítica pela análise dos valores obtidos no passo 6.

**Figura 11**– Variação do fluxo de massa pela pressão obtido através da iteração da equação (25).



Essa variação é calculada pelo processo de iteração descrito acima.

**Figura 12**– Fluxo de massa crítico como função da entalpia de estagnação.



Pode-se deduzir da formulação do modelo de equilíbrio homogêneo um método para o cálculo da fração de vazio no decorrer da despressurização.

Para o caso de escoamento bifásico, considerando  $A_v$ ,  $A_l$  e  $A$ , respectivamente, como a área da seção transversal ocupada pelo vapor, pelo líquido e a área total,

Assim, define-se o termo

$$\alpha = \frac{A_v}{A_l + A_v} = \frac{A_v}{A} \quad (27)$$

Como a fração de vazio e o título de vapor dado por

$$x = \frac{\dot{m}_v}{\dot{m}_l + \dot{m}_v} = \frac{\dot{m}_v}{\dot{m}} \quad (28)$$

Sendo os termos,  $\dot{m}_v$ ,  $\dot{m}_l$  e  $\dot{m}$ , respectivamente, as vazões mássicas de vapor, de líquido e de total.

Assim, as velocidades de vapor e de líquido são, respectivamente,

$$u_v = \frac{\dot{m}_v v_v}{A_v} = v_v \frac{x \dot{m}}{A_v} \quad (29)$$

$$u_l = \frac{\dot{m}_l v_l}{A_l} = v_l \frac{(1-x) \dot{m}}{A_l} \quad (30)$$

Os termos,  $v_v, v_l, u_v$  e  $u_l$  representam, respectivamente, os volumes específicos de vapor e de líquido e a as velocidades das fases de vapor e líquido.

Define-se a razão de escorregamento por

$$K = \frac{u_v}{u_l} = \left( \frac{x}{1-x} \right) \frac{A_l v_v}{A_v v_l} = \left( \frac{x}{1-x} \right) \left( \frac{1-\alpha}{\alpha} \right) \frac{v_v}{v_l} \quad (31)$$

Ou seja,

$$\alpha = \frac{1}{1 + K \left( \frac{1-x}{x} \right) \frac{v_l}{v_v}} \quad (32)$$

Conclui-se da equação (32) que a fração de vazio é obtida para o modelo HEM, exclusivamente dos volumes específicos e do título de vapor. Visto que a razão de escorregamento é unitária, reescreve-se a equação na forma

$$K = 1; \alpha = \frac{1}{1 + \left( \frac{1-x}{x} \right) \frac{v_l}{v_v}} = \frac{x v_v}{x v_v + (1-x) v_l} \quad (33)$$

## 2.4 Programa SIT: solução do problema

As correlações e os modelos acima são resolvidos pelo esquema de iteração. O programa SIT desenvolvido em linguagem FORTRAN 90 se encarrega de calcular a depressurização do sistema, bem como todos os parâmetros necessários para convergência das equações de conservação. As tabelas eletrônicas com propriedades termodinâmicas utilizadas pelo programa são do Instituto Nacional de Padrões e Tecnologia (NIST), (LEMMON; MCLINDEN; HUVER, 2010).

### 2.4.1 Cálculo das propriedades do fluido

Os parâmetros geométricos preestabelecidos do vaso de pressão são o diâmetro,  $D$ , e a altura,  $y$ . Assim, o volume é determinado.

$$V = \frac{\pi D^2 y}{4} \quad (34)$$

Também são fornecidos pelo usuário os dados termodinâmicos do vaso de pressão, como pressão e temperatura inicial, ou mesmo a pressão e entalpia inicial. De posse dessas informações, calcula-se a densidade inicial, ou seja:

$$\rho_i = \rho_i(P_i, T_i) \text{ ou } \rho_i = \rho_i(P_i, h_i) \quad (35)$$

Determinada a densidade inicial, calcula-se a massa de inventário inicial, conhecido o volume.

$$M_i = V \rho_i \quad (36)$$

Após determinada a massa inicial do sistema, o próximo passo é o cálculo da vazão mássica pela ruptura. Com a pressão e com a entalpia do sistema, calcula-se a pressão crítica que corresponde ao fluxo de massa crítico através da iteração da equação (25). Determinado o fluxo crítico, calcula-se a vazão mássica pela ruptura:

$$w_{rc} = A_r G_{crit} \quad (37)$$

O termo  $A_r$  na equação (37), refere-se à área de ruptura.

A vazão volumétrica pela ruptura é definida por:

$$\dot{V}_{rc} = \frac{w_{rc}}{\rho} \quad (38)$$

A nova densidade fica assim determinada, ao passo de um intervalo de tempo,  $\Delta t$ .



$$\rho_{i+1} = \frac{1}{V} [M_i - w_r \Delta t] \quad (39)$$

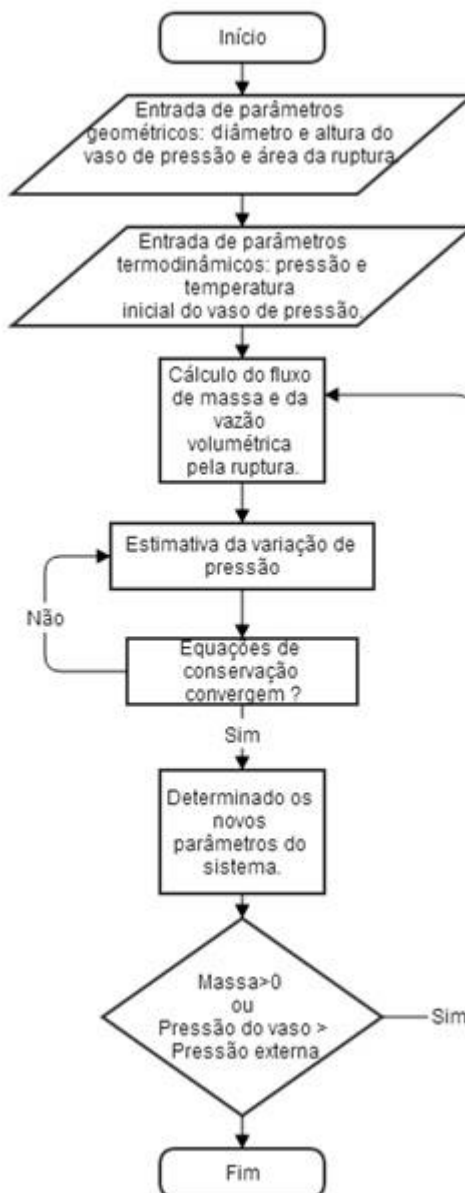
Para resolver a equação (23) estima-se uma variação de pressão,  $\Delta P$ , e, assim, uma estimativa da nova entalpia pode ser calculada pela equação. Esse procedimento é repetido até a convergência, ou seja, estimativa de variação de pressão junto com a estimativa de variação de entalpia, aplicadas na equação de estado, equação (35), que corresponde à densidade obtida na equação (39).

Caso o processo de despressurização seja isentrópico, o cálculo da nova pressão é feito diretamente de posse da nova densidade, equação (39), e com a entropia mantida constante.

O programa determina, assim, a variação de pressão, de temperatura, de densidade, de entalpia, de entropia, de fração de vazio, de título de vapor e de inventário.

Resume-se em um diagrama simplificado abaixo:

**Figura 13**– Fluxograma simplificado do programa SIT.

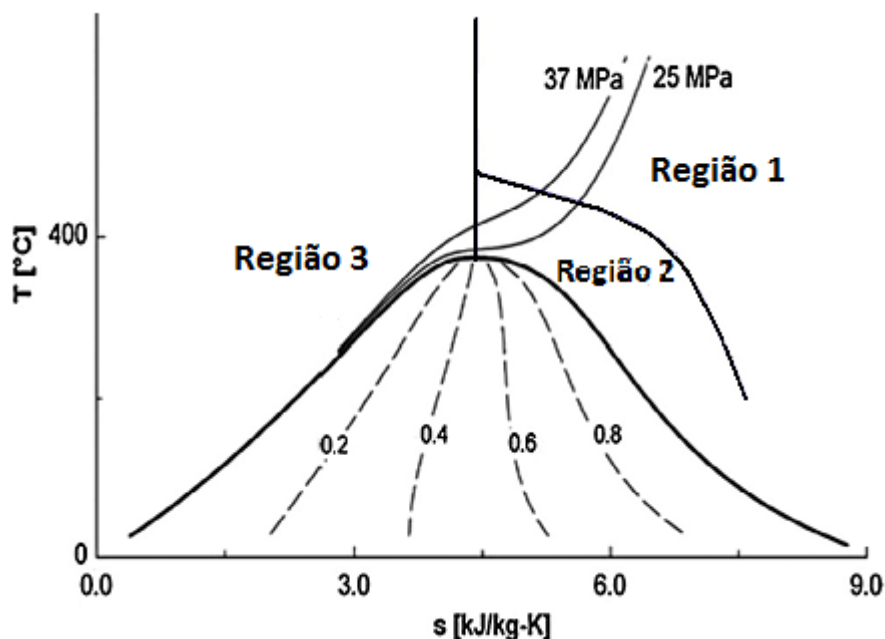


## 2.5 Análise da despressurização

O programa SIT é utilizado nesta etapa da pesquisa para análise da despressurização apenas de água ou de dióxido de carbono em condições supercríticas. Mignot, Anderson e Corradini (2008) realizam um trabalho sobre a despressurização, tanto de água supercrítica quanto de dióxido de carbono, e

propõem que o processo de despressurização depende das condições iniciais do vaso de pressão, podendo, assim, classificar a despressurização em 3 grandes regiões, o que possibilita gerar um “mapa” para previsão do comportamento do processo. A figura 14 representa este mapa para a água.

**Figura 14**– Diagrama da temperatura e da entropia para a água supercrítica separada por três regiões. A linha central é referente à entropia crítica.



Fonte: (MIGNOT; ANDERSON; CORRADINI, 2008)

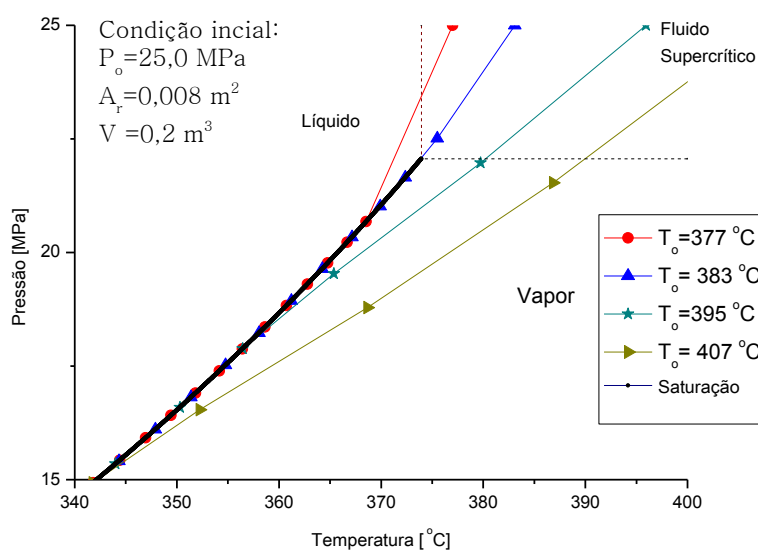
O fluido dentro dos parâmetros da região 1 continua a ser de uma única fase durante o processo, indo de supercrítico para subcrítico, vapor superaquecido.

Na região 2 e 3, aparecem duas fases: condensação, obtida na região 2; e vaporização, na região 3.

Este mapa é importante, visto que em ciclo de potência refrigerado à água supercrítica quaisquer uns desses três regimes podem ocorrer. Logo, é mister o estudo sobre esses processos.

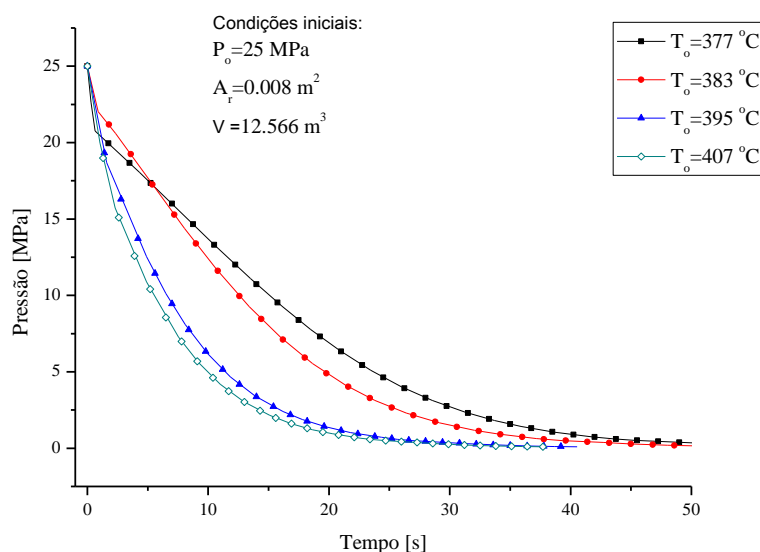
O programa SIT é capaz de simular o processo como função da temperatura inicial,  $T_o$ , produzindo a representação das três regiões propostas por Mignot, exibido pelas figuras 15 e 16.

**Figura 15**– Representação do diagrama de três fases para a despressurização de água supercrítica como função da temperatura inicial.



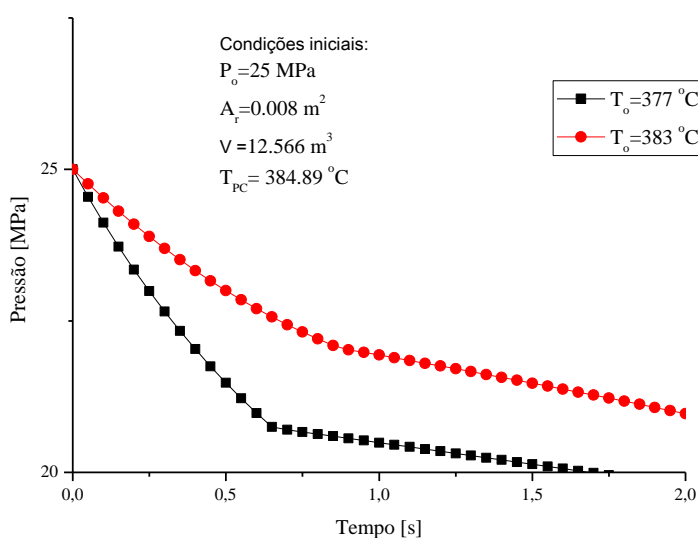
A influência da temperatura inicial na despressurização está representada nas figuras 17 e 18, no qual é realizada a despressurização para temperaturas abaixo e acima da temperatura pseudocrítica,  $T_{pc}$ . Conclui-se que a temperatura inicial mais elevada à pressão de transição é menor e aparece mais tarde. E, quando a temperatura inicial é menor que a pseudocrítica, a pressão de transição é mais elevada e surge mais cedo. A temperatura mais elevada representa uma maior entropia inicial, o que representa uma maior distância da curva de saturação, conforme exibido na figura 14. Considerando o processo isentrópico, a pressão de transição é menor para uma maior entropia inicial e o estado inicial fica cada vez mais longe da curva de saturação. Assim, o período de escoamento monofásico aumenta com a distância à linha de saturação.

**Figura 16**– Influência da temperatura inicial da água supercrítica no processo de despressurização.



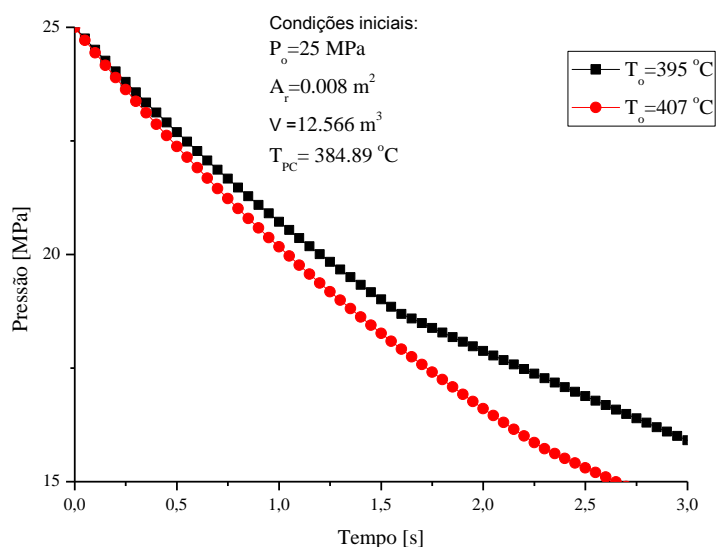
A figura 16 apresenta a influência da temperatura inicial da água supercrítica no processo de despressurização e se observa da figura que quanto maior a temperatura inicial mais rápido é o processo. E que para temperaturas mais próximas da temperatura pseudocrítica da água nesta pressão, a curva apresenta acentuada variação logo após o início do transiente, devido à transição de fase. Valores de temperatura pseudocrítica para água são listados na tabela 5, página 70.

**Figura 17**– Influência da temperatura inicial sobre a transição de pressão: temperaturas abaixo da temperatura pseudocrítica.



Observa-se a que a proximidade da temperatura inicial do processo com a temperatura pseudocrítica tem forte influência sobre o processo, apresentando a transição de fases.

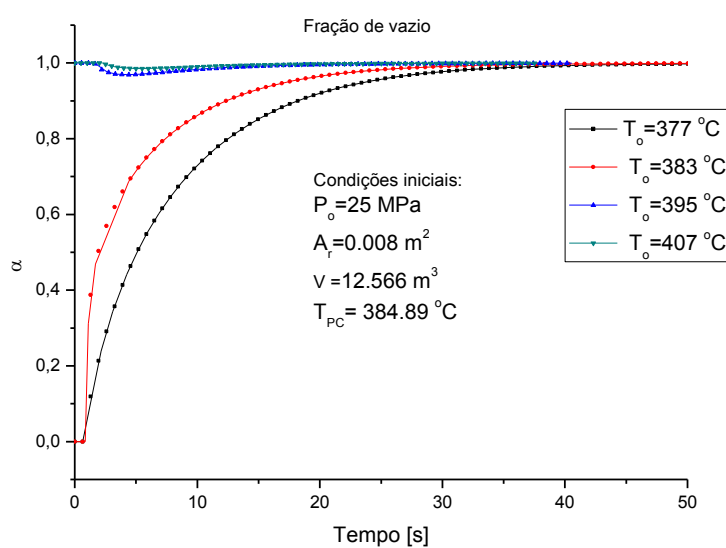
**Figura 18**– Influência da temperatura inicial sobre a transição de pressão: temperaturas acima da temperatura pseudocrítica.



Quanto mais próximo à temperatura inicial da temperatura pseudocrítica, mais cedo à transição de fase.

Os transientes de fração de vazio para várias condições iniciais são mostrados na figura 19.

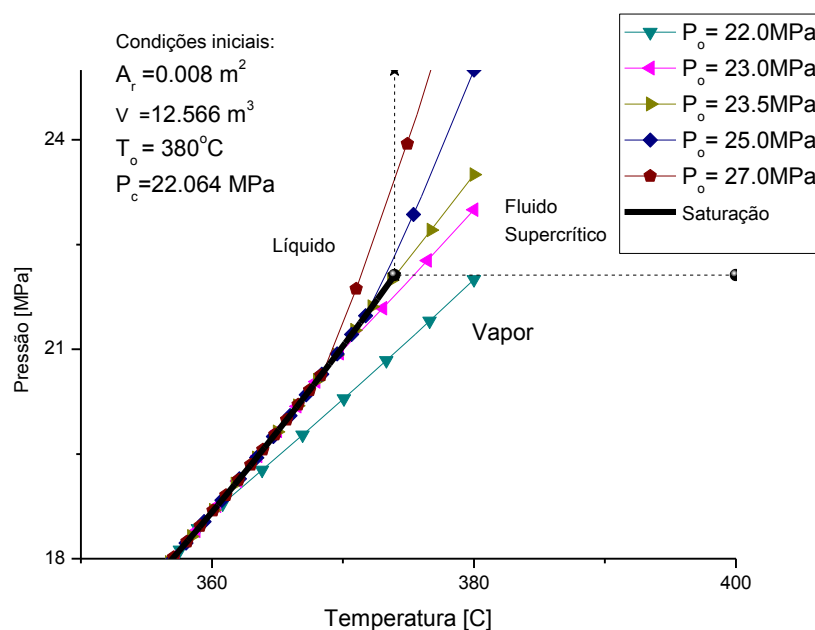
**Figura 19**– Variação da fração de vazio para temperaturas iniciais maiores e menores que a temperatura pseudocrítica.



A temperatura inicial ser inferior ou superior a pseudocrítica resulta em um efeito significativo. É notável que a temperatura inicial elevada acima da pseudocrítica, a fase gasosa, é predominante no processo de depressurização.

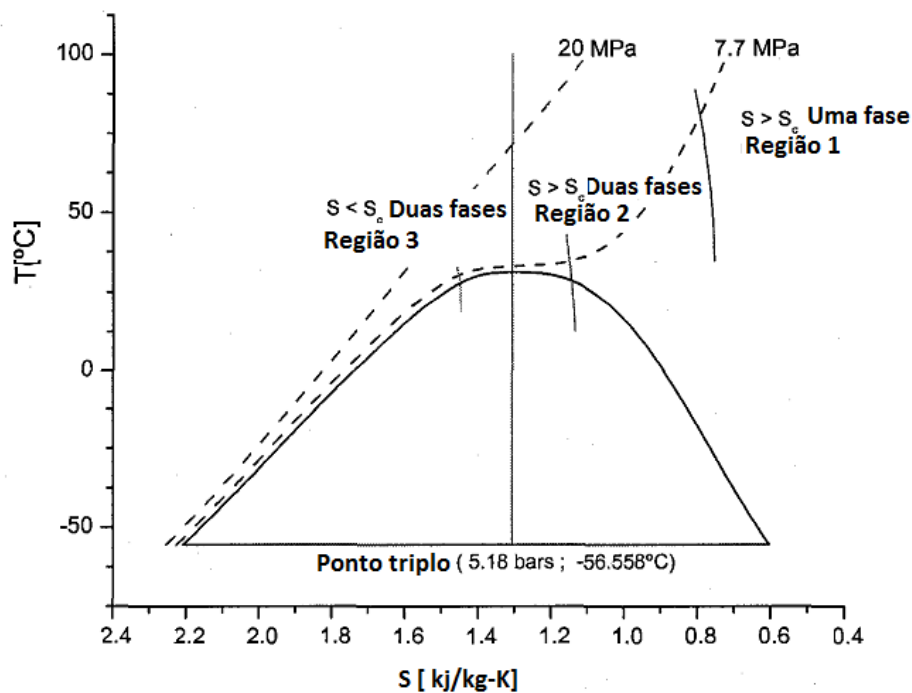
Resultados semelhantes são obtidos para o estudo na variação da pressão inicial, acima ou abaixo da pressão crítica,  $P_c$ , do fluido, como mostrado na figura 20.

**Figura 20**– Representação do diagrama de três fases para a depressurização de água supercrítica como função da pressão inicial.



Um mapa semelhante ao apresentado na figura 14 é proposto para o dióxido de carbono, como mostrado na figura 21. O fluido dentro dos parâmetros da região 1 continua a ser de uma única fase durante o processo indo de supercrítico para subcrítico, vapor superaquecido. Na região 2 e 3, aparecem duas fases, condensação, obtida na região 2, e vaporização, na região 3.

**Figura 21**– Diagrama da temperatura e da entropia para o dióxido de carbono separado por três regiões. A linha central é referente à entropia crítica.

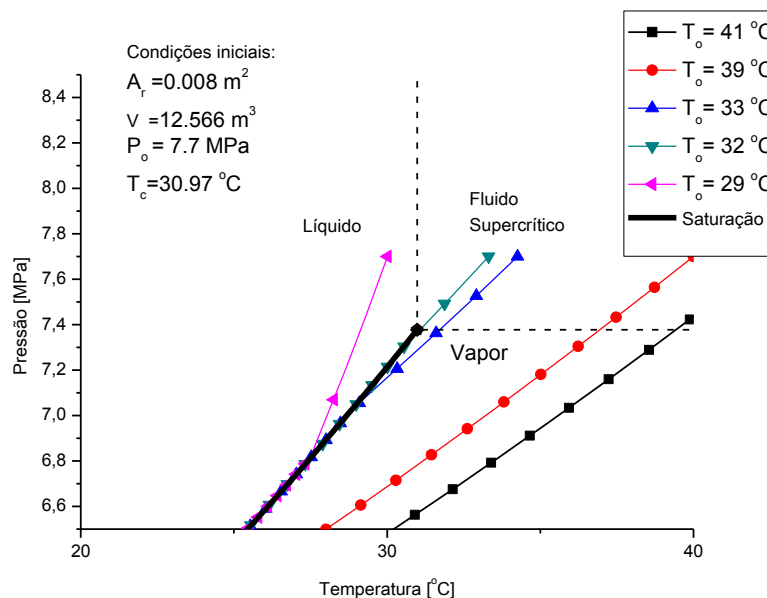


Fonte: (MIGNOT; ANDERSON; CORRADINI, 2008)

Representado nas figura 22 à figura 24, a seguir, a temperatura inicial acima ou abaixo da temperatura crítica tem um efeito, pequeno ou grande, na fração de vazio. No geral, notamos que a fração de vazio sempre está perto de um no final do processo independente das condições iniciais.

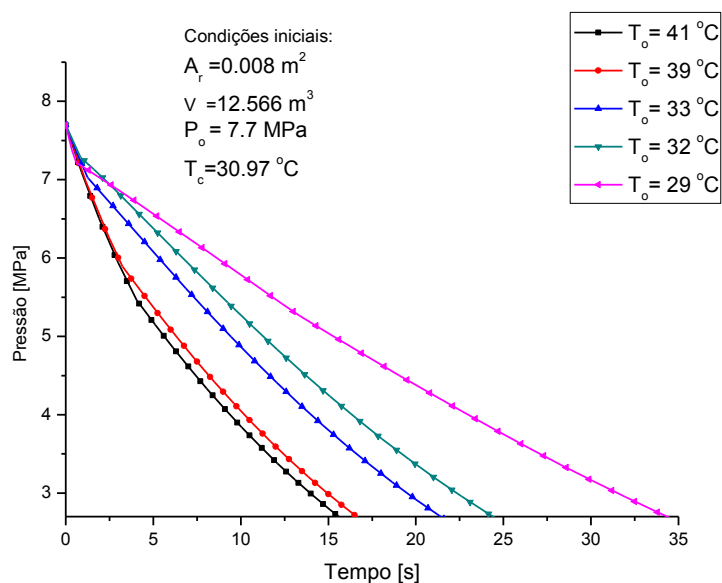


**Figura 22**– Representação do diagrama de três fases para a despressurização de dióxido de carbono em condição supercrítica como função da temperatura inicial.



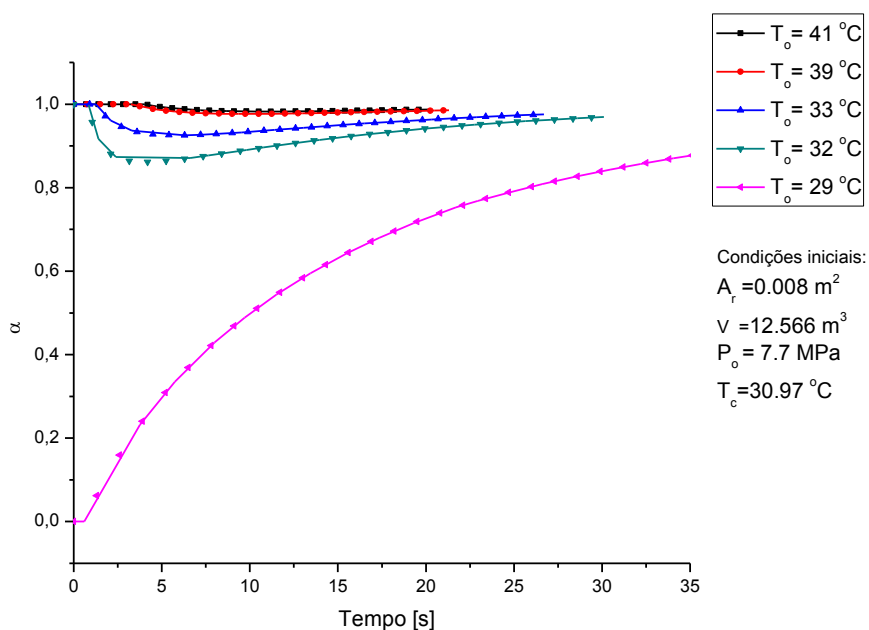
Observa-se que o processo de despressurização depende das condições iniciais do vaso de pressão, temperaturas abaixo ou acima da temperatura crítica tem grande influência sobre o processo. Quanto mais elevadas às temperaturas acima da temperatura crítica mais tempo o processo será de uma única fase.

**Figura 23**– Influência da temperatura inicial do dióxido de carbono no processo de despressurização.



Observa-se da figura que quanto maior a temperatura inicial mais rápido é o processo. E que para temperaturas mais próximas da temperatura pseudocrítica do dióxido de carbono nesta pressão, a curva apresenta acentuada variação logo após o início do transiente, devido à transição de fase. Valores de temperatura pseudocrítica para o dióxido de carbono são listados na tabela 6, página 71.

**Figura 24**– Variação da fração de vazio para temperaturas iniciais maiores e menores que a temperatura pseudocrítica.



A temperatura inicial ser inferior ou superior a pseudocrítica resulta em um efeito significativo. É notável que a temperatura inicial elevada acima da pseudocrítica, a fase gasosa, é predominante no processo de despressurização.

Evidenciado tanto na figura 19 e 26, a fração de vazio sempre está perto de um no final do processo de despressurização, isso se deve pelo modelo homogêneo adotado, apesar desse modelo não representar o fluido fielmente, ele apresenta bons resultados e é amplamente utilizado por outros trabalhos, como os de Mignot, Anderson e Corradini (2005, 2008).

### 3 ESCALA

Neste capítulo são apresentados à escala do modelo e protótipo simulados, a escala de fluido para fluido e a análise de escala fracional da despressurização do modelo, com as normalizações dos termos.

#### 3.1 Modelo e protótipo simulados

O estudo direto da despressurização de água em condições supercríticas é inviável devido ao alto custo necessário para desenvolver e para construir uma seção de teste. A água possui propriedade de fluido supercrítico em pressões acima da pressão crítica de  $\cong 22 \text{ MPa}$  e da temperatura crítica de  $\cong 373^\circ\text{C}$ . 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).

Entretanto, o modelo não está sujeito apenas a escalas reduzidas como geralmente é feito, com o objetivo da simulação de uma despressurização de fluido em condições supercríticas. Será necessária a elaboração de um modelo utilizando outro fluido que apresente condições críticas aceitáveis, para uma eventual construção de uma seção de testes para estudo e validações experimentais. Assim, faz-se necessária a escala de fluido para fluido entre modelo e protótipo para o projeto proposto de despressurização de um vaso de pressão.

### 3.2 Escala de fluido para fluido

Na similaridade da despressurização é necessária a similaridade dos processos e a dos fluidos. A similaridade dos fluidos é proposta pela normalização da pressão e da temperatura. A adimensionalização da pressão é dada pela razão:

$$P^* = \frac{P}{P_c} \quad (40)$$

O termo,  $P_c$ , representa a pressão crítica.

O modelo proposto para a escala de pressão é, portanto:

$$\left( \frac{P}{P_c} \right)_m = \left( \frac{P}{P_c} \right)_p \quad (41)$$

Os subscritos  $m$  e  $p$ , representam, respectivamente, o modelo e o protótipo.

Quanto à temperatura, utilizam-se dois parâmetros, amplamente aplicados, que são normalizados com a temperatura crítica,  $T_c$ , e a temperatura pseudocrítica,  $T_{PC}$ :

$$\left( \frac{T}{T_c} \right)_m = \left( \frac{T}{T_c} \right)_p \quad (42)$$

$$\left( \frac{T}{T_{PC}} \right)_m = \left( \frac{T}{T_{PC}} \right)_p \quad (43)$$

Todas as temperaturas em Kelvin.

A temperatura pseudocrítica é determinada usando o procedimento descrito por Piro e Mokry (2011): a uma pressão constante, e variando-se a temperatura, o calor específico da água (bem como de outros fluidos) apresenta um valor máximo. A temperatura exata que corresponde ao pico de calor específico, acima da pressão crítica, é conhecida como a temperatura pseudocrítica.

Contudo, Cheng et al. (2010) propõem outra escala de temperatura normalizada, o parâmetro  $\theta$ , definido a seguir.

$$\theta = \frac{T - T_{Pc}}{T_{Pc} - T_c} \quad (44)$$

Que se mostra mais eficaz na similaridade entre fluidos.

$$\left( \frac{T - T_{Pc}}{T_{Pc} - T_c} \right)_m = \left( \frac{T - T_{Pc}}{T_{Pc} - T_c} \right)_p \quad (45)$$

Quando a temperatura do fluido é menor que a pseudocrítica, esse novo parâmetro tem valores negativos. Caso ele dê valores positivos, a temperatura do fluido excede o valor da temperatura pseudocrítica. Portanto, o parâmetro é caracterizado como "qualidade de pseudovapor".

As equações (42) e (43) trabalham com temperaturas em Kelvin, o que implica em um valor numérico muito alto no denominador, e, posteriormente, um pequeno intervalo dos valores adimensionais. A equação (45) aplica-se na diferença de temperatura e atinge uma gama muito maior de temperaturas adimensionais, além de possuir o significado similar de qualidade de vapor. Todavia, essa equação não deve ser aplicada a valores de pressão próximos ao valor da pressão crítica, para evitar a singularidade.

### 3.3 Análise de escala fracional do modelo

Depois de realizar a escala de fluido para fluido — obedecendo às equações (45) e (41), e considerando também que ambos os processos devem partir da mesma região de condições iniciais — proposta por Mignot, Anderson e Corradini (2005) utiliza-se a análise de escala fracional com o objetivo de obter o modelo com menor distorção de escala possível em relação ao protótipo. Além disso, objetiva-se sintetizar os resultados de forma clara.

Considere o mesmo modelo de vaso de pressão da figura 10, a taxa de variação do volume se torna igual à taxa volumétrica que escapa pela ruptura. Seja  $W_{rc}$  a vazão mássica crítica e  $\dot{V}_{rc}$  a vazão volumétrica crítica, que escapa pela ruptura, então a taxa de variação total do volume do sistema pode ser escrita na forma

$$\frac{dV}{dt} = \dot{V}_{rc} \quad (46)$$

Por outro lado, podemos escrever a taxa de variação do volume total usando as derivadas termodinâmicas. Se o volume específico do fluido depende da pressão e da entropia, ou seja,  $v = v(P, s)$ , então

$$\frac{dV}{dt} = M \frac{dv}{dt} = M \left( \frac{dv}{dP} \right)_s \frac{dP}{dt} + M \left( \frac{dv}{ds} \right)_P \frac{ds}{dt} \quad (47)$$

Assim, igualando as equações (46) e (47), obtém-se uma relação para taxa de variação da pressão na forma

$$\frac{dP}{dt} = \frac{[\dot{V}_{rc} - M \left( \frac{dv}{ds} \right)_P \frac{ds}{dt}]}{M \left( \frac{dv}{dP} \right)_s} \quad (48)$$

Das relações termodinâmicas

$$M \left( \frac{dv}{dP} \right)_s = \frac{V}{v} \left( \frac{dv}{dP} \right)_s = V \left[ \frac{1}{v} \left( \frac{dv}{dP} \right)_s \right] = V \left[ -\frac{1}{\rho a^2} \right] \quad (49)$$

Com,  $a$ , definido como a velocidade local do som no fluido. Por fim, substituindo a equação (49) em (48)

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{VK_{sys}} \left[ -\dot{V}_{rc} + M \left( \frac{dv}{ds} \right)_P \frac{ds}{dt} \right] \quad (50)$$

O termo  $K_{sis}$  é chamado de compressibilidade isentrópica do sistema, definido pela razão:

$$K_{sis} = \frac{1}{\rho a^2} \quad (51)$$

A densidade e a velocidade local do som no fluido dependem do tempo. A compressibilidade isentrópica do sistema também muda ao decorrer do tempo.

Se considerar um sistema com transferência de calor para uma única fase, reescreve-se o segundo termo do lado direito da equação (50), na forma:

$$\left(\frac{dv}{ds}\right)_P = \frac{\beta T}{\rho C_p}; \quad M \frac{ds}{dt} = \frac{d(Ms)}{dt} = \frac{\dot{Q}_{1\phi}}{T} \quad (52)$$

Assim, a equação (50) é reescrita na equação (53) abaixo.

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{VK_{sis}} \left[ -\dot{V}_{rc} + \left(\frac{\beta}{\rho C_p}\right)_{1\phi} \dot{Q}_{1\phi} \right] \quad (53)$$

Essa equação é aplicada para um vaso de pressão com transferência de calor em uma única fase presente no vaso, seja líquida, seja vapor, como condição inicial. Se não é considerado esse termo, o processo é simplificado a uma simples despressurização, sendo mais simples e viável de ser reproduzido experimentalmente. A variação de pressão sem a contribuição de transferência de calor é dada pela equação (54):

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{VK_{sis}} [-\dot{V}_{rc}] \quad (54)$$

### 3.3.1 Normalização dos termos

De acordo com a FSA, os termos da equação devem ser normalizados para se garantir termos adimensionais de ordem unitária.

A pressão é normalizada, segundo a definição apresentada por Wulff et al. (2005) de forma que a pressão normalizada tenha sempre ordem unitária durante o processo de despressurização, satisfazendo o primeiro princípio de escala apresentado por (WULFF, 1996):

$$0 \leq P^+ = \frac{P(t) - P_{amb}}{P_{m\acute{a}x} - P_{amb}} = \frac{P(t) - P_{amb}}{\Delta P} \leq 1 \quad (55)$$

Reescreve-se esta equação na equação (56)

$$P(t) = P^+ \Delta P + P_{amb} \quad (56)$$

Que auxiliará na normalização da equação (54).

Nota-se que a normalização apresentada pela equação (40) não obedece ao primeiro princípio de escala descrito por Wulff (1996), pois durante o processo de despressurização ela não mantém sua ordem unitária durante todo o processo.

A normalização dos demais termos segue o procedimento padrão de escala. O agente de variação do lado direito da equação (54) deve ser normalizado, para, assim, obter a variável adimensional, também de ordem unitária. Na equação (54), o termo de normalização  $Y_o$  representa o valor inicial do agente de variação  $Y(t)$ .

$$Y^+(t) = \frac{Y(t)}{Y_o} \quad (57)$$

A taxa de variação volumétrica,  $\dot{V}_{rc}(t)$ , passa a ser normalizada segundo a equação

$$\dot{V}_{rc}^+(t) = \frac{\dot{V}_{rc}(t)}{\dot{V}_{rc}(0)} \quad (58)$$

Para determinar a pressão adimensional, combinam-se as equações (54), (56) e (57):

$$\Delta P \frac{dP^+}{dt} = \frac{1}{V} \left[ - \frac{\dot{V}_{rc}(t) K_{sys}(0)}{\dot{V}_{rc}(0) K_{sis}(t)} \right] \frac{\dot{V}_{rc}(0)}{K_{sis}(0)} \quad (59)$$



Organizando os termos e usando as definições anteriores, reescreve-se:

$$\frac{dP^+}{dt} = \frac{1}{V\Delta P} \frac{\dot{V}_{rc}(0)}{K_{sis}(0)} \left[ -\frac{\dot{V}_{rc}^+}{K_{sis}^+} \right] \quad (60)$$

Seguindo a nomenclatura utilizada pela FSA, pode-se definir a taxa de variação fracional,  $\omega$ , e o agente de variação em escala,  $\Phi^+$ , por

$$\omega_1 = \frac{1}{V\Delta P} \frac{\dot{V}_{rc}(0)}{K_{sis}(0)} \quad (61)$$

$$\Phi_1^+ = -\frac{\dot{V}_{rc}^+}{K_{sis}^+} \quad (62)$$

A taxa de variação da pressão normalizada fica em função dos termos da taxa de variação fracional e do agente de variação em escala, em conformidade com a equação (63).

$$\frac{dP^+}{dt} = \omega_1 \Phi_1^+ \quad (63)$$

O tempo,  $t$ , do lado esquerdo da equação (63), não se encontra adimensionalizado. A fim de se obter a importância relativa dos agentes de variação, pode-se dividir a equação (63), pelo módulo da taxa de variação fracional do agente mais importante, ou seja, por aquele que possuir maior valor absoluto. Como se considera um único agente e uma única taxa de variação fracional, a taxa de variação de maior valor absoluto é a taxa de variação fracional relacionada ao agente de variação da ruptura, que é o único presente. Os outros agentes se mostram de pouca relevância como levantado por Wulff et al. (2005).

O tempo adimensionalizado passa a ter a seguinte forma:

$$t^+ = |\omega_1|t \quad (64)$$

A equação (63) se torna, então:

$$\frac{dP^+}{dt^+} = \Phi_1^+ \quad (65)$$

Sujeita à condição inicial dada pela equação (66)

$$P^+(0) = 1 \quad (66)$$

Geralmente, esse procedimento não escala o tempo corretamente para todo o agregado. Porém, como é considerado apenas um agente de mudança, será verificado que ele corresponde à escala correta para todo o agregado neste caso. O processo de escala do tempo, de forma correta, inclui-se todos os agentes de variação, dividindo-se a equação (63) pela taxa de variação fracional do agregado, dada pela soma das taxas individuais. Tal taxa é dada pela contribuição de todas as taxas que provocam pressurização ou despressurização. Contudo, neste caso, a taxa de variação fracional média do sistema é a própria taxa de variação fracional individual devido à ruptura, visto que só ela atua no sistema.

$$\bar{\omega} = \omega_1 + \underbrace{\sum_{j=2}^n \omega_j}_{\Sigma=0} \quad (67)$$

Outros agentes de mudança não são considerados na taxa de variação fracional do agregado. Por esta razão, o somatório do lado direito da equação (67) é nulo.

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:

$$\bar{\Omega} = \bar{\omega}t = t^+ \quad (68)$$

A FSA garante que sistemas com métricas de efeito iguais apresentam similaridade, e essas métricas coincidem com o tempo adimensional,  $t^+$ , que deve possuir o mesmo valor entre os dois sistemas.

Cada métrica de efeito individual, definida por:

$$\Omega_j = \omega_j t \quad (69)$$

Deve possuir o mesmo valor em todas as instalações escaladas.

Logo, a similaridade entre modelo e protótipo deve satisfazer a equação (70)

$$(\omega_1 t)_m = (\omega_1 t)_p \quad (70)$$

ou

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\omega_{1,p}}{\omega_{1,m}} \quad (71)$$

A taxa de variação fracional  $\omega_1$  é obtida a partir da equação (61) e substituindo na equação (71), que se reduz a:

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{1}{V_p \Delta P_p} \frac{\dot{V}_{rc}(0)_p}{K_{sis}(0)_p} \cdot \frac{V_m \Delta P_m}{1} \frac{K_{sis}(0)_m}{\dot{V}_{rc}(0)_m} \quad (72)$$

Suprimindo a notação de tempo zero para os parâmetros de vazão volumétrica da ruptura e compressibilidade isentrópica do sistema, reescreve-se a equação (72) de forma mais compacta:

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{V_m}{V_p} \frac{\Delta P_m}{\Delta P_p} \frac{K_{sis,m}}{K_{sis,p}} \cdot \frac{\dot{V}_{rc,p}}{\dot{V}_{rc,m}} \quad (73)$$

Definido  $S_t$ ,  $S_V$ ,  $S_{\Delta P}$  e  $S_{K_{sys}}$ , respectivamente, como os fatores de escala: temporal, volumétrica, variação de pressão e compressibilidade isentrópica do sistema, conforme:

$$S_t = \frac{t_m}{t_p} \quad (74)$$

$$S_V = \frac{V_m}{V_p} \quad (75)$$

$$S_{\Delta P} = \frac{\Delta P_m}{\Delta P_p} \quad (76)$$

$$S_{K_{sis}} = \frac{K_{sis,m}}{K_{sis,p}} \quad (77)$$

Por fim, reescreve-se a equação (73), em uma forma mais natural, definida como

$$S_t = S_V S_{\Delta P} S_{K_{sys}} \cdot \frac{\dot{V}_{rc,p}}{\dot{V}_{rc,m}} \quad (78)$$

Todos os parâmetros são determinados no início do transiente, sendo as taxas de variação volumétrica dependentes da área de ruptura, da pressão e da temperatura inicial, assim como a compressibilidade isentrópica do sistema também depende da pressão e da temperatura inicial. Opta-se, assim, por deixar a escala de tempo entre modelo e protótipo como incógnita do nosso estudo, a ser determinada no início do transiente.

Há a possibilidade de reescrever a (78), de forma a atender outras necessidades de projeto, reescrevendo a equação de forma que, agora, o termo  $S_V$ , seja a incógnita:

$$S_V = S_t \left[ S_{\Delta P} S_{K_{sys}} \cdot \frac{\dot{V}_{rc,p}}{\dot{V}_{rc,m}} \right]^{-1} \quad (79)$$

Pode-se utilizar tanto a equação (78) quanto (79) para determinar os parâmetros de projeto para o modelo.

## 4 RESULTADOS

A escala de fluido para fluido é feita em um primeiro passo determinando as propriedades termodinâmicas necessárias para a similaridade, e utiliza-se a FSA para determinar os outros parâmetros, parâmetros geométricos, objetivando a menor distorção, possível, de escala entre modelo e protótipo.

### 4.1 Determinação da condição inicial do fluido modelo

Primeiro deve-se estabelecer as condições iniciais entre os dois fluidos para uma similaridade entre os processos. Utilizam-se as relações fornecidas pelas equações (41) e (45), para se determinar essas condições de pressão e de temperatura. Essas relações necessitam da temperatura pseudocrítica, e esta, por sua vez, varia em função da pressão.

Realizando um processo de iteração é possível se determinar as temperaturas pseudocríticas. A uma pressão constante, e variando-se a temperatura, o calor específico da água (bem como de outros fluidos) apresenta um valor máximo. A temperatura exata que corresponde ao pico de calor específico, acima da pressão crítica, é conhecido como a temperatura pseudocrítica.

Algumas temperaturas pseudocríticas se encontram na tabela 5 para a água e na tabela 6 para o dióxido de carbono.

**Tabela 5**– Relação pressão e temperatura pseudocrítica para a água: valores de pico do calor específico.

Pressão crítica, [MPa]	Temperatura crítica, [°C]	
22,064	373,95	
Pressão, [MPa]	Temperatura pseudocrítica, [°C]	Calor específico, $\left[\frac{kJ}{kg.K}\right]$
23,0	377,5	286,1
24,0	381,2	122,0
25,0	384,9	76,4
26,0	388,5	55,7
27,0	392,0	43,9
28,0	395,4	36,3
29,0	398,7	30,9
30,0	401,9	27,0
31,0	405,0	24,1
32,0	408,1	21,7
33,0	411,0	19,9
34,0	413,9	18,4
35,0	416,7	17,2
36,0	419,5	16,1
37,0	422,2	15,2
38,0	425,0	14,5
39,0	427,7	13,8

**Tabela 6**– Relação pressão e temperatura pseudocrítica para o dióxido de carbono: valores de pico do calor específico.

Pressão crítica, [MPa]	Temperatura crítica, [°C]	
7,3773	30,98	
Pressão, [MPa]	Temperatura pseudocrítica, [°C]	Calor específico, $\left[\frac{kJ}{kg.K}\right]$
8,0	34,6	35,1
9,0	40,0	12,8
10,0	45,0	8,1
11,0	49,7	6,1
12,0	54,0	5,0
13,0	57,8	4,3
14,0	61,3	3,8
15,0	64,3	3,5
16,0	67,1	3,2
17,0	69,6	3,0
18,0	71,9	2,9
19,0	74,0	2,7
20,0	75,8	2,6
21,0	77,5	2,5
22,0	79,0	2,4
23,0	80,3	2,4
24,0	81,5	2,3

As condições necessárias para similaridade entre o dióxido de carbono e a água são obtidas por meio da utilização dos dados da tabela 2, de referência para o reator refrigerado à água em condições supercríticas, da aplicação das relações de escala de fluido para fluido e da consideração de uma despressurização de água supercrítica sob as condições iniciais indicadas na tabela 7.

**Tabela 7**– Condições iniciais para o vaso de pressão do reator de referência.

Condição inicial	Pressão, [MPa]	Temperatura, [°C]
Água	25,0	500,0
---	---	---
Condição inicial	Volume, [m <sup>3</sup> ]	Área de ruptura, [m <sup>2</sup> ]
Vaso de pressão	65,0	0,008

Utilizando os valores da temperatura crítica e pseudocrítica em Kelvin para a água da tabela 5, na equação (44), e o valor da pressão inicial da tabela 7, na equação (40), determina-se o valores para os números adimensionais de pressão e temperatura:

$$P_p^* = \left( \frac{P}{P_c} \right)_p = \left( \frac{25,000}{22,064} \right)_p \cong 1,133 \quad (80)$$

$$\theta_p = \left( \frac{T - T_{pc}}{T_{pc} - T_c} \right)_p = \left( \frac{773,15 - 658,05}{658,05 - 647,1} \right)_p \cong 10,511 \quad (81)$$

Como esperado, o valor da qualidade de pseudovapor é positivo, representado na equação (81), visto que a temperatura do fluido é acima da pseudocrítica.

Os resultados resumidos se encontram na tabela 8, a seguir:

**Tabela 8**– Variáveis do projeto SCWR, protótipo simulado.

Variável	Símbolo	Valor
Pressão do vaso de pressão do reator [MPa]	$P_p$	25,0
Temperatura do vaso de pressão do reator [°C]	$T_p$	500,0
Volume de fluido do vaso [m <sup>3</sup> ]	$V_p$	65,0
Pressão adimensional, escala de fluido	$P_p^*$	1,133
Temperatura adimensional, escala de fluido	$\theta_p$	10,511



Com base nos valores apresentados na tabela 8, podem-se determinar os parâmetros para o fluido modelo. Visto que esses dados são fixos, para o presente trabalho, a temperatura e a pressão do fluido modelo, dióxido de carbono, ficam então determinados. Obedecendo às condições de similaridade de fluido para fluido, equações (41) e (45), e os valores fixos do protótipo definidos em (80) e (81), determinam a pressão para o modelo:

$$(1,133)_p = \left( \frac{P}{7,3773 \text{ MPa}} \right)_m \rightarrow P_m \cong 8,3589 \text{ MPa} \quad (82)$$

Utiliza-se o programa SIT para determinar a temperatura pseudocrítica, correspondente à pressão do dióxido de carbono acima.

$$T_{pC}(P = 8,3589 \text{ MPa}) = 309,740\text{K} = 36,59 \text{ }^\circ\text{C} \quad (83)$$

Por fim, usando a relação de similaridade para a temperatura, determina-se a temperatura do modelo:

$$(10,511)_p = \left( \frac{T - 309,740}{309,740 - 304,128} \right)_m \rightarrow T_m = 368,73\text{K} = 95,58 \text{ }^\circ\text{C} \quad (84)$$

Resumem-se os resultados encontrados na tabela 9 a seguir:

**Tabela 9–** Variáveis do fluido modelo, dióxido de carbono.

Variável	Símbolo	Valor
Pressão do vaso de pressão [MPa]	$P_m$	8,3589
Temperatura do vaso de pressão [°C]	$T_m$	95,58
Pressão adimensional, escala de fluido	$P_m^*$	1,133
Temperatura adimensional, escala de fluido	$\theta_m$	10,511

## 4.2 Determinação dos parâmetros geométricos para o modelo

Definidos os parâmetros termodinâmicos, presentes na tabela 9, é preciso determinar os parâmetros geométricos, tais como: a área de ruptura e o volume do vaso de pressão para o modelo. Essa análise é realizada com o auxílio da FSA, de modo a se obter a menor distorção de escala possível entre modelo e protótipo.

Utilizando as variáveis expostas na tabela 9, a compressibilidade isentrópica fica definida pela equação (51) e o fluxo de massa definido pela equação (25). Logo, primeiro determina o volume do modelo e em seguida a área de ruptura com o objetivo de manter a diferença percentual das taxas de variação fracional inferior ao limite de 10% e obter uma escala temporal alta, para facilitar um futuro experimento que venha a ser desenvolvido. Definida a área de ruptura, pode-se determinar a vazão volumétrica, segundo a equação (38), do sistema, e, por fim, determinar a taxa de variação fracional do modelo e fazer um comparativo percentual em relação ao protótipo.

Deste modo, os dados fornecidos pela tabela 9 possibilitam determinar a compressibilidade isentrópica do modelo, segundo a equação (51):

$$K_{sis,m} = \frac{1}{\rho a^2} = \frac{1}{153,282 \cdot (268,0)^2} \cong 9,08 \cdot 10^{-8} [1/Pa] \quad (85)$$

Os valores de densidade e velocidade local do som no fluido são fornecidos pelas tabelas termodinâmicas digitais do (NIST).

O fluxo de massa é determinado pela iteração da equação (25), quando esta satisfaz a condição da equação (26). Portanto, o fluxo de massa é:

$$G_m = 22896,22 [kg/(m^2 \cdot s)] \quad (86)$$

Esses parâmetros dependem somente das condições termodinâmicas iniciais do vaso de pressão. Assim, os outros parâmetros, o volume e a área de ruptura, podem ser estimados de modo que forneçam a menor distorção de escala possível, ou desejada, para o modelo.

Deste modo, estimando um volume para o vaso de pressão do modelo

$$V_m = 0,5 \text{ m}^3; \text{ Estimado} \quad (87)$$

E uma área de ruptura:

$$A_{r,m} = 0,00003 \text{ m}^2; \text{ Estimado} \quad (88)$$

Essas estimativas não são aleatórias. A partir das estimativas realizadas, determina-se a vazão volumétrica e a mássica do fluido que escapa pela ruptura, segundo a equação (38) e (37):

$$w_{r,m} = A_{r,m} G_m = 3,0 \cdot 10^{-5} \cdot 22896,22 \cong 0,6868 \text{ [kg/s]} \quad (89)$$

$$\dot{V}_{r,m} = \frac{w_{r,m}}{\rho_m} = \frac{0,6868}{153,282} \cong 0,00448 \text{ [m}^3/\text{s]} \quad (90)$$

Por fim, a taxa de variação fracional do modelo fornecida pela equação (61)

$$\omega_m = \frac{1}{V\Delta P} \frac{\dot{V}_{rc}(0)}{K_{sis}(0)} = \frac{1}{0,5 \cdot 8257575} \cdot \frac{0,00448}{9,08 \cdot 10^{-8}} \cdot 100. \% \cong 1,195 \text{ [%/s]} \quad (91)$$

A escolha dos parâmetros de volume e da área de ruptura é feita de modo que a diferença percentual de  $\omega_m$  e  $\omega_p$  permaneça menor que 10%, como o limite máximo admitido para distorção de escala no presente trabalho.

O resultado desse processo nos fornece as variáveis apresentadas na tabela 10.

**Tabela 10**– Taxa de variação fracional para a ruptura no momento inicial da despressurização.

	Área de ruptura [m <sup>2</sup> ]	Volume [m <sup>3</sup> ]	$\dot{V}_{rc}(0)$ [ $\frac{m^3}{s}$ ]	$\Delta P \cdot K_{sys}(0)$	$\omega_1$ (%/s)
Protótipo, água	$8,0 \cdot 10^{-3}$	65,0	2,705926	0,76	5,477
Modelo, Dióxido de carbono	$3,0 \cdot 10^{-5}$	0,5	0,00448	0,75	1,195

Logo, determina-se o fator de escala temporal, fornecido pela equação (74) e (73):

$$S_t = \frac{t_m}{t_p} = \frac{0,5}{65,0} \frac{8257575,0}{24898675,0} \frac{9,08 \cdot 10^{-8}}{3,05 \cdot 10^{-8}} \cdot \frac{2,70592}{0,0044812} \cong 4,5835 \quad (92)$$

Assim, a taxa de variação fracional média do protótipo é determinada pelos dados presentes na tabela 8 e na tabela 10:

$$\bar{\omega}_p = \frac{1}{V \Delta P} \frac{\dot{V}_{rc}(0)}{K_{sys}(0)} = \frac{1}{65,0 \cdot 24898675,0} \frac{2,70592}{3,05 \cdot 10^{-8}} \cong 5,4768 \cdot 10^{-2} [1/s] \quad (93)$$

E para o modelo, usando os dados apresentados na tabela 9 e na tabela 10:

$$\bar{\omega}_m = \frac{1}{V \Delta P} \frac{\dot{V}_{rc}(0)}{K_{sys}(0)} = \frac{1}{0,5 \cdot 8257575,0} \frac{0,0044812}{9,08 \cdot 10^{-8}} \cong 1,1949 \cdot 10^{-2} [1/s] \quad (94)$$

Conforme mencionado, devem-se gerar métricas de efeito globais,  $\bar{\Omega}$ , como o mesmo valor para o protótipo e para o modelo, a fim de que o modelo represente fielmente o protótipo.

Comparando agora essa métrica de efeito global do protótipo:

$$\bar{\Omega}_p = 5,4769.10^{-2} t_p \quad (95)$$

E do modelo

$$\bar{\Omega}_m = 1,1949.10^{-2} t_m \quad (96)$$

E usando a escala temporal determinada em (92), tem-se:

$$\bar{\Omega}_m = 1,1949.10^{-2} S_t t_p = 5,4769.10^{-2} t_p \quad (97)$$

Comparando-se, ainda, as equações (95) e (97), verifica-se que as métricas de efeito são iguais para o protótipo e para o modelo, indicando, assim, despressurizações semelhantes, independentemente dos tempos de experimento e das dimensões diferentes.

Visto que somente a contribuição da vazão volumétrica devido à ruptura é considerada, a taxa de variação fracional adimensional é unitária, tanto para o modelo quanto para o protótipo:

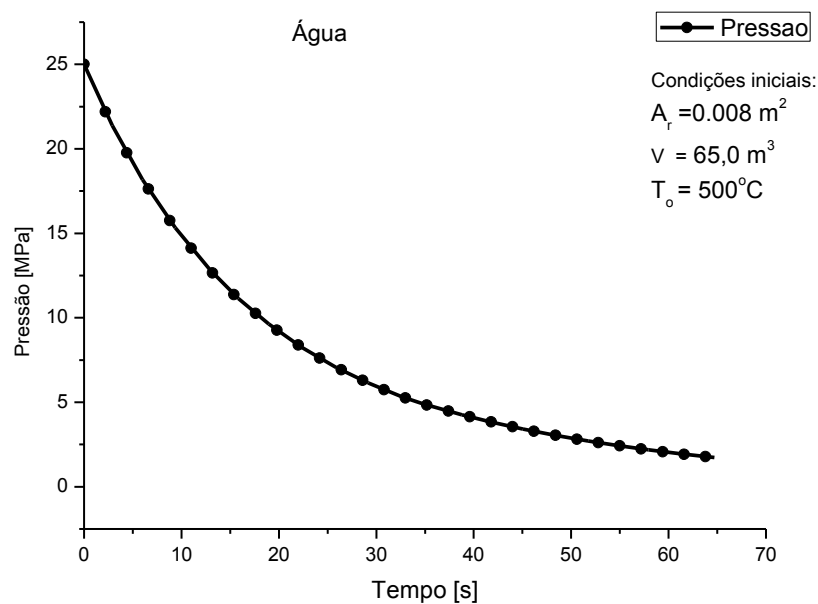
$$\hat{\omega}_1 = \frac{\omega_1}{\bar{\omega}} = \frac{\omega_1}{\omega_1} = 1 \quad (98)$$

## 4.3 Simulação

### 4.3.1 Água supercrítica

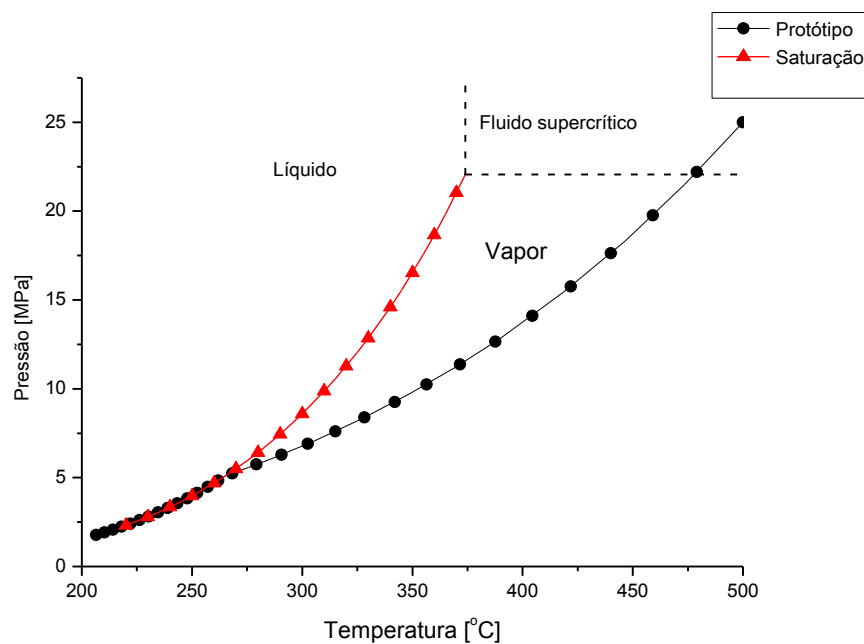
A simulação numérica da despressurização para um vaso de pressão contendo apenas água em condições supercríticas com os parâmetros geométricos e termodinâmicos apresentados nas tabelas 7 e 10 é realizada. Tal simulação resulta na despressurização apresentada abaixo:

**Figura 25**– Despressurização de água supercrítica: protótipo do reator.



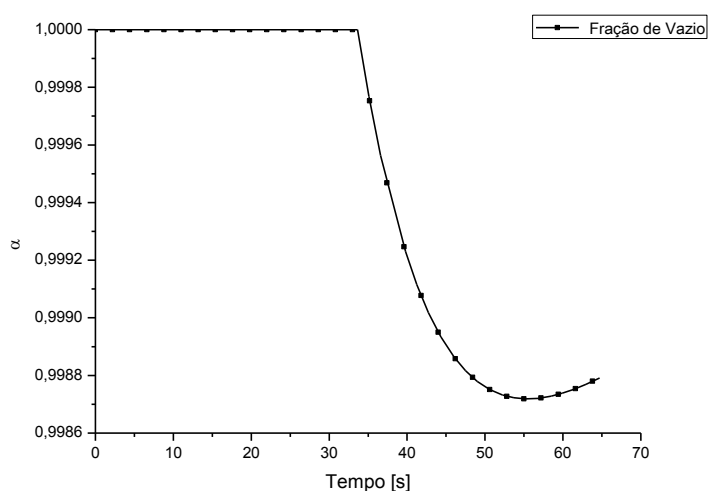
Não é possível identificar uma troca de fase na figura 25. Pelas condições iniciais do processo, a despressurização será de uma única fase durante a maior parte do processo (MIGNOT; ANDERSON; CORRADINI, 2008). O diagrama de pressão e de temperatura é apresentado a seguir:

**Figura 26**– Diagrama de pressão e temperatura para a despressurização da água supercrítica.



Como se observa na figura 26, o processo ocorre indo da região de fluido supercrítico para vapor durante a maior parte do processo. Isso é observado no gráfico da fração de vazio a seguir:

**Figura 27**– Fração de Vazio, para a despressurização da água supercrítica.



A fase gasosa domina o processo a maior parte do tempo, como esperado.

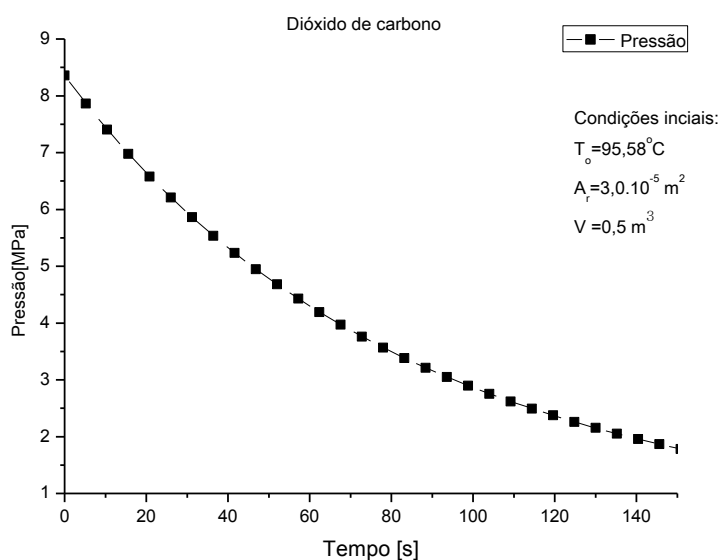
Uma leve formação de gotículas aumenta o nível de líquido, mas o processo de *flashing* domina o processo.

### 4.3.2 Dióxido de carbono

É realizada nessa etapa a simulação numérica da despressurização para um vaso de pressão em escala, contendo apenas dióxido de carbono em condições supercríticas, com os parâmetros geométricos e termodinâmicos apresentados nas tabelas 9 e 10.

Tal simulação resulta na despressurização apresentada abaixo:

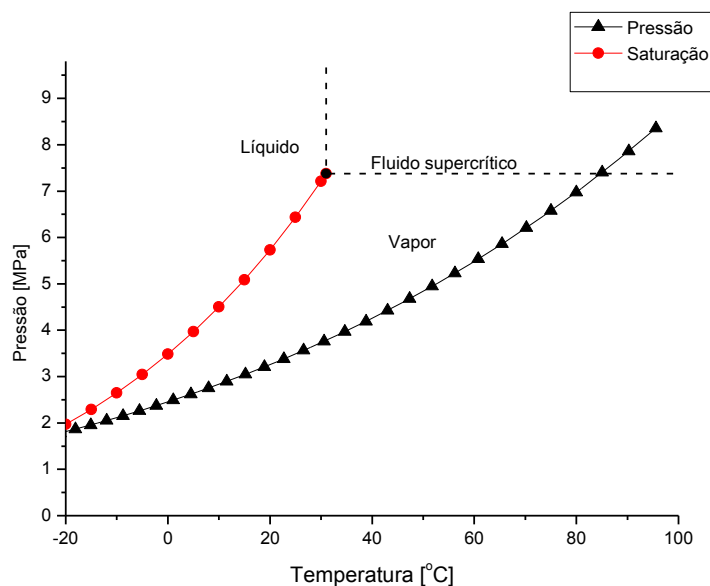
**Figura 28**– Despressurização de dióxido de carbono em condições supercríticas, modelo do reator.



Neste gráfico, assim como no protótipo, não é possível identificar uma troca de fase no modelo, e pelas condições iniciais, o processo, conforme descrito por Mignot *et al.* (2007), será de uma única fase até o termino da despressurização. O gráfico da pressão e da temperatura é apresentado a seguir:



**Figura 29**– Diagrama de pressão e de temperatura para a despressurização de dióxido de carbono em condições supercríticas.

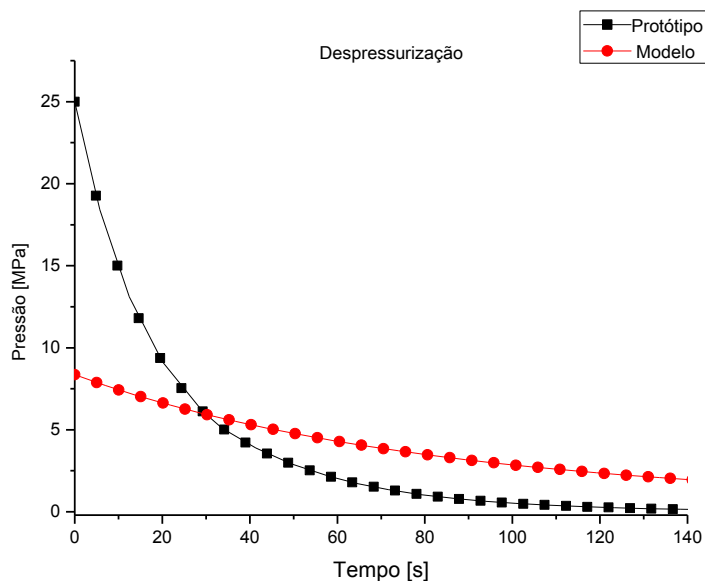


Representado na figura 29, o processo ocorre indo da região de fluido supercrítico para vapor durante todo o processo de despressurização, permanecendo assim de uma única fase durante a maior do processo, para essa condição inicial.

#### 4.3.3 Comparação dos processos

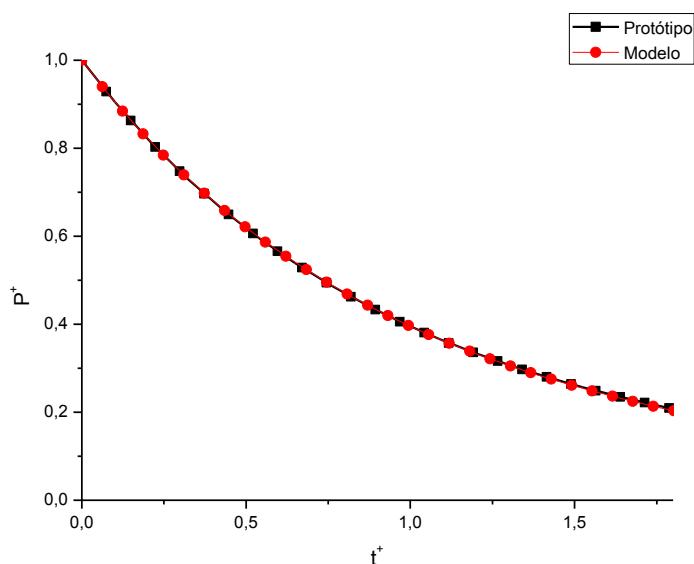
A escolha dos parâmetros do modelo foi realizada com o objetivo de obter um transiente mais lento, facilitando a realização de um futuro experimento. A diferença de tempo dos processos fica de forma mais evidente no gráfico abaixo:

**Figura 30**– Processo de despressurização para o modelo e protótipo.



Observa-se que a escala temporal tem um forte impacto no processo de despressurização para o modelo, resultando em um transiente lento. Analisando o transiente pela figura 30, é extremamente difícil afirmar qualquer informação sobre a similaridade entre os processos. Após a síntese de dados pela FSA, pode se observar no gráfico, a seguir, a eficácia desse método.

**Figura 31**– Comparação entre protótipo e modelo simulado.



A concordância das curvas na figura 31 evidencia a eficácia do método FSA. Demonstrada a similaridade entre o modelo e o protótipo pela FSA, os principais parâmetros obtidos por este trabalho, que representem de forma fiel a variação

temporal da pressão em um processo de despressurização para uma futura construção de uma seção de testes, são resumidos na tabela 11:

**Tabela 11**– Resultado da similaridade de modelo e protótipo.

Parâmetro	Protótipo	Modelo
Fluido	Água	Dióxido de carbono
Massa de fluido [kg]	5833,33	30,65
Temperatura [K]	773,15	368,73
Pressão [MPa]	25,0	8,35
Volume do vaso [m <sup>3</sup> ]	65,0	0,5
Área da ruptura [m <sup>2</sup> ]	8,0.10 <sup>-3</sup>	3,0.10 <sup>-5</sup>

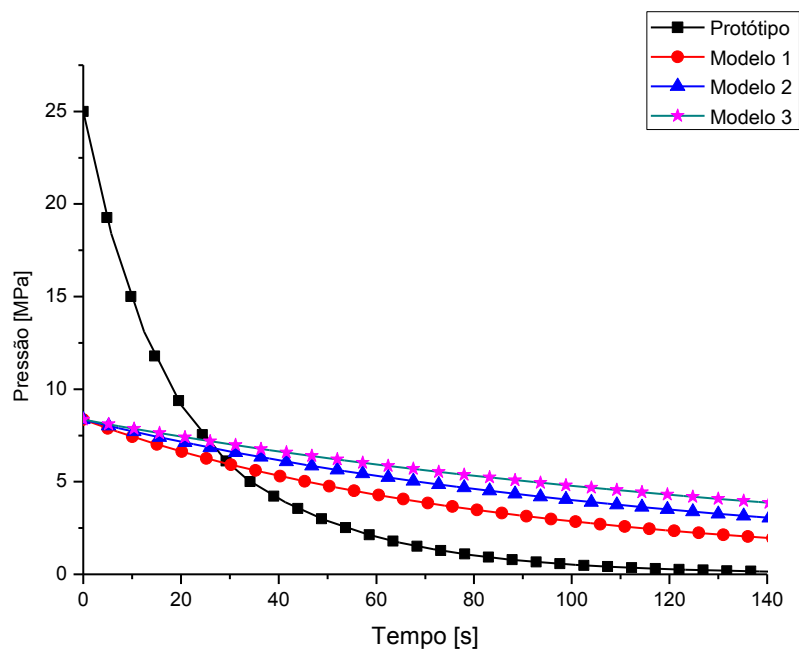
Aplicando os procedimentos supracitados para outras condições de geometria para o modelo, para outras áreas de rupturas, obtemos os resultados apresentados na tabela 12.

**Tabela 12**– Parâmetros de escala para outros modelos sujeitos à mesma condição inicial de pressão e de temperatura.

	Área de ruptura, [m <sup>2</sup> ]	Diâmetro equivalente [mm]	Volume, [m <sup>3</sup> ]	$\dot{V}_{rc}(0)$ , $\left[\frac{m^3}{s}\right]$	$\Delta P \cdot K_{sys}(0)$	$\omega_1$ (%/s)	$S_t$
Protótipo	0,008	50,4	65,0	2,705926	0,76	5,477	1,0000
Modelo 1	3,0.10 <sup>-5</sup>	3,0	0,5	0,00448	0,75	1,195	4,5835
Modelo 2	2,0.10 <sup>-5</sup>	2,5	0,5	0,00298	0,75	0,80	6,8751
Modelo 3	1,5.10 <sup>-5</sup>	2,1	0,5	0,00224	0,75	0,60	9,1667

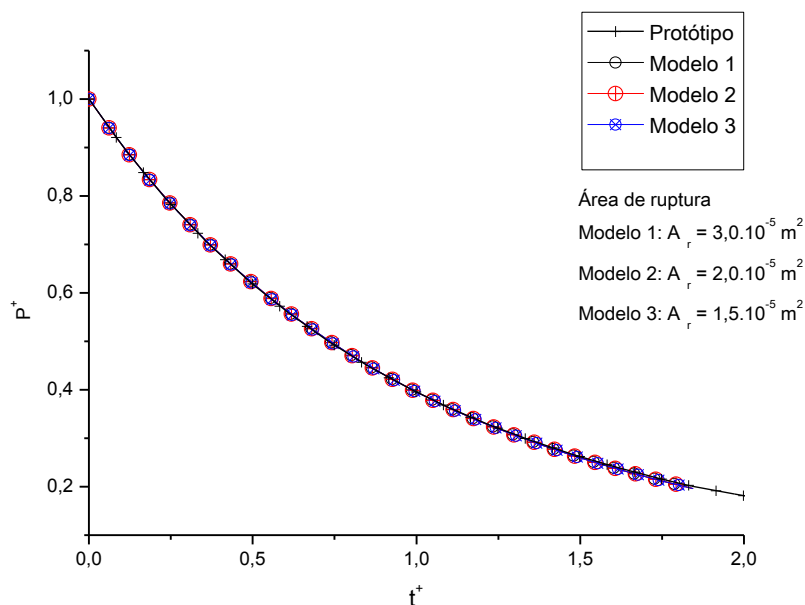
A despressurização do protótipo e dos diversos modelos simulados está presente na figura 32.

**Figura 32**– Processo de despressurização para o protótipo e para os diferentes modelos, variando-se a área de ruptura.



Observa-se da figura 32 a influência da área de ruptura no processo. Outro aspecto observado é que quanto menor for a área de ruptura, maior será o tempo de despressurização, como esperado. O gráfico da pressão e do tempo adimensionalizados pela FSA é apresentado pela figura 33.

**Figura 33**– Comparação do protótipo e dos diferentes modelos, conforme a tabela 12.



A figura 33 evidencia, novamente, a eficiência do método. As curvas se sobrepõem durante o processo de despressurização para modelos com diferentes áreas de rupturas, assim pela FSA a similaridade não depende da área de ruptura, considerando-se as limitações de escala.

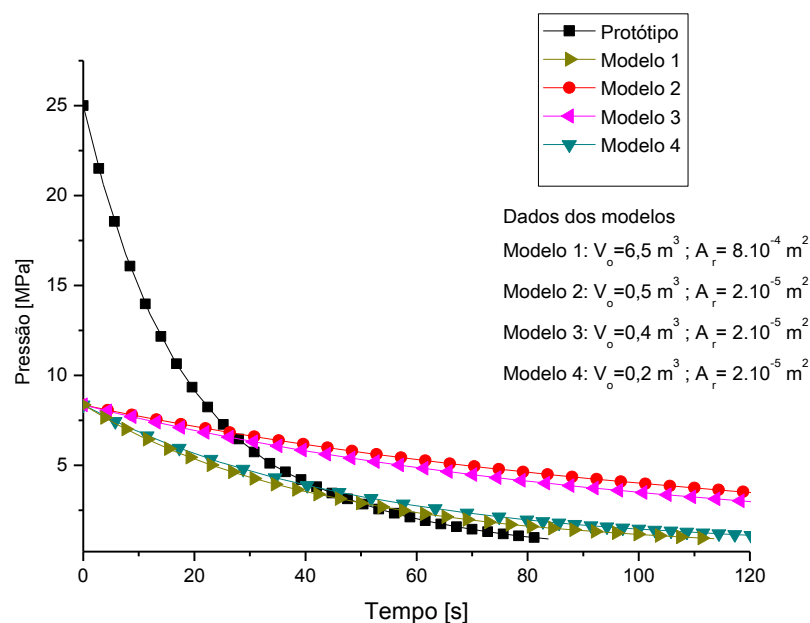
Realizaram-se os mesmos procedimentos, mas variou-se o volume do modelo. Esses dados estão localizados na tabela 13.

**Tabela 13**– Parâmetros de escala para outros modelos sujeitos à mesma condição inicial de pressão e de temperatura.

	Área de ruptura, [m <sup>2</sup> ]	Diâmetro equivalente [mm]	Volume, [m <sup>3</sup> ]	$\dot{V}_{rc}(0)$ , [m <sup>3</sup> /s]	$\Delta P \cdot K_{sys}(0)$	$\omega_1$ (%/s)	$S_t$
Protótipo	0,008	50,4	65,0	2,705926	0,76	5,477	1,0000
Modelo 1	$8,0 \cdot 10^{-4}$	15,95	6,5	0,119498	0,75	2,45	2,2343
Modelo 2	$2,0 \cdot 10^{-5}$	2,5	0,5	0,00298	0,75	0,80	6,8751
Modelo 3	$2,0 \cdot 10^{-5}$	2,5	0,4	0,00298	0,75	1,00	5,5000
Modelo 4	$2,0 \cdot 10^{-5}$	2,5	0,2	0,00298	0,75	1,99	2,7500

O processo de despressurização dos modelos listados na tabela 13 são mostrados na figura 34.

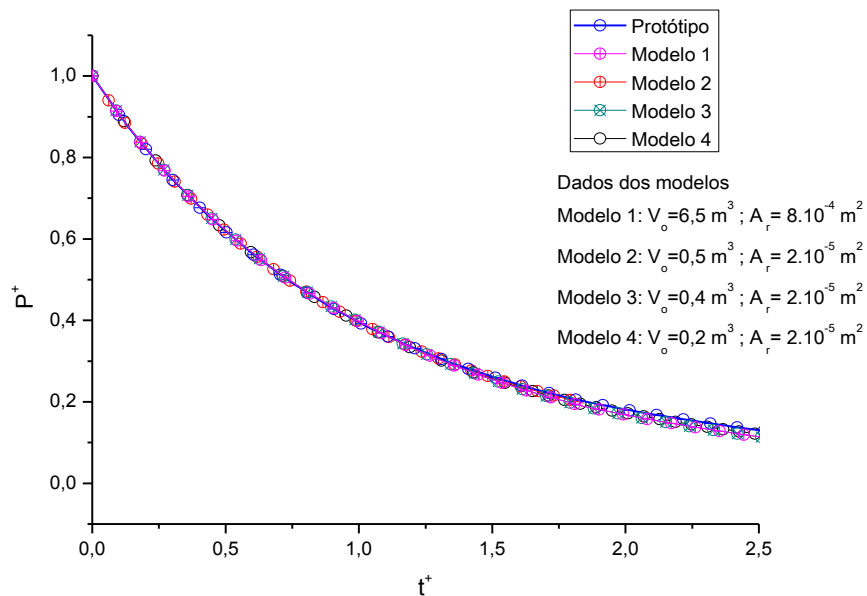
**Figura 34**– Processo de despressurização para o protótipo e para os diferentes modelos nos quais varia-se o volume do vaso de pressão.



Não se pode afirmar, em um primeiro momento, que as curvas apresentadas pela figura 34, apresentam comportamento similar, nota-se a influencia do volume do vaso de pressão do modelo na velocidade do processo de despressurização, visto que quanto maior o volume do modelo mais lento é o processo.

O gráfico da pressão e tempo adimensionalizados pela FSA é fornecido pela figura 35.

**Figura 35**– Comparação entre o protótipo e diferentes modelos, conforme a tabela 13.



Nota-se que mesmo para outros volumes, ou áreas de rupturas, existe similaridade entre protótipo e modelos, durante o processo de despressurização. O que é evidenciado pela figura 35, diferentes volumes do modelo e áreas de rupturas são simulados e pela síntese apresentada pela FSA a similaridade é obtida de forma simples, e evidencia que pela FSA a similaridade deste processo não depende do volume do modelo adotado, considerando-se as limitações de escala.

## 5 CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS FUTURAS

O trabalho teve como propósito em uma primeira análise determinar os parâmetros termodinâmicos para a escala de fluido para fluido, com objetivo de determinar um fluido modelo que represente a água supercrítica em condições viáveis para a construção de uma seção de testes.

Este processo é de vital importância, visto que a água assume condições supercríticas em uma pressão elevada de  $\cong 22 \text{ MPa}$ , o que aumentaria o custo e o risco de acidentes em uma seção de testes. É confirmado que o dióxido de carbono, que se encontra em condições supercríticas a uma pressão relativamente baixa de  $\cong 8 \text{ MPa}$ , torna possível, e viável, a construção de uma seção de testes.

Foi demonstrado que, durante um transiente de perda rápida de inventário, caso de um LOCA, os outros parâmetros, como a transferência de calor do núcleo para o refringente, contribuíram pouco para o resultado geral do processo. Assim, essas pequenas contribuições foram desconsideradas neste trabalho.

Com o auxílio da FSA, foi possível obter as condições de trabalho da seção de testes para o estudo de processos de despressurização com um tempo prolongado, facilitando medições e aferições de dados.

Além disso, a FSA oferece a similaridade para diversos cenários, demonstrando que a realização de diversos testes, para o mesmo processo, é dispensável. Eles possuem em comum o mesmo agente de variação fracional, o que é comprovado pelas figuras 31, 33 e 35.

Ademais, é possível se obter a síntese de dados realizada pela FSA, que apresenta as distorções de escala de um componente, podendo se quantificar o efeito dessa distorção como visto nas tabelas 10, 12 e 13.

Logo o trabalho supra-apresentado, insere-se na linha de pesquisa de projeto de seções de testes em escala reduzida que vem sendo tratada na última década pelo PEN-COPPE e PPGCTN-IEN. Os trabalhos anteriores abordavam busca por um projeto similar, analisando-o como um problema de otimização com restrições. Baseavam-se na busca das configurações geométricas e condições operacionais que melhor aproximariam o projeto em escala de seu protótipo referência,



respeitando-se restrições pré-estabelecidas e considerando necessariamente o uso dos mesmos materiais. De forma pioneira e original, este trabalho inaugura a aplicação da moderna técnica de FSA na busca de uma seção de testes similar em um problema típico de reatores avançados, considerando a possibilidade de substituição fluido por fluido, de forma a obter-se condições operacionais mais viáveis economicamente e mais seguras no contexto de laboratórios ou instalações semi-industriais.

As perspectivas futuras se desdobram em duas linhas. A primeira refere-se à aplicação da técnica FSA em problemas e projetos cada vez mais desafiadores e complexos que sejam típicos e críticos para os seis conceitos de reatores inovadores. A segunda linha para trabalhos futuros está no campo da busca por novos métodos de projetos similares. Refere-se ao desenvolvimento de uma nova metodologia que seja a combinação nas duas técnicas até então exploradas pelo grupo de pesquisa.

## 6 REFERÊNCIAS

BOTELHO, David Adjuto. **Vazão máxima de vapor através de orifícios**. Rio de Janeiro: IEN, 1982. 18 p. (CNEN/IEN/ASSE-002/82). ISSN 0022-4596.

BRADY, Daniel et al. Canada's Generation IV National Program – Overview. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON SUPERCRITICAL WATER-COOLED REACTORS, 4., 2009, Heidelberg, Alemanha. **Proceedings...**. Heidelberg, Alemanha: NRC, 2009. Disponível em: <<http://www.iket.fzk.de/hplwr/public/symposium.html>>. Acesso em: 10 fev. 2014.

BUONGIORNO, Jacopo. The Supercritical Water Cooled Reactor: Ongoing Research and Development in the U.S. In: INTERNATIONAL CONGRESS ON ADVANCES IN NUCLEAR POWER PLANTS, 4., 2004, Pittsburgh, USA. **Proceedings...**. EUA: ANS, 2004. p. 451 - 458.

CARNEIRO, Fernando Lobo. **Análise dimensional e teoria da semelhança e dos modelos físicos**. 2. ed. Rio de Janeiro: UFRJ, 1996. 258 p. (ISBN: 9788571080775).

CATTON, Ivan et al. Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 3. Component Level Scaling for Peak Clad Temperature. In: THE 11<sup>th</sup> INTERNATIONAL TOPICAL MEETING ON NUCLEAR REACTOR THERMAL-HYDRAULICS, 11., 2005, Avinhão, França. **Proceedings...**. Avinhão, França: (NURETH-11), 2005.

CHENG, Xu. R&D Activities on SCWR in China. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON SUPERCRITICAL WATER-COOLED REACTORS, 4., 2009, Heidelberg, Alemanha. **Proceedings...**. Heidelberg, Germany: NRC, 2009. Disponível em: <<http://www.iket.fzk.de/hplwr/public/symposium.html>>. Acesso em: 10 fev. 2014.

CHENG, Xu; LIU, Xiao Jing; GU, H.Y. Fluid-to-fluid scaling of heat transfer in circular tubes cooled with supercritical fluids. **Nuclear Engineering And Design**. [s. l.], p. 498-508. fev. 2011. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549310007624>>. Acesso em: 06 maio 2013.

CHOW, Chun K. et al. Conceptual fuel channel designs for CANDU-SCWR. **Nuclear Engineering And Technology**. Coreia do Sul, p. 139-146. mar. 2008. Disponível em: <<http://www.kns.org/jknsfile/v40/JK0400139.pdf>>. Acesso em: 02 jan. 2014.

D'AURIA, Francesco; GALASSI, G.M. Scaling in nuclear reactor system thermal-hydraulics. **Nuclear Engineering And Design**. [s. l.], p. 3267-3293. out. 2010. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549310004280>>. Acesso em: 05 jan. 2014.

DOSTAL, Vaclav. **A supercritical carbon dioxide cycle for next generation nuclear reactors**. 2004. 317 f. Tese (Doutorado) - Curso de Nuclear Engineering, Departamento de Dept. Of Nuclear Engineering., Massachusetts Institute Of Technology, Cambridge, Massachusetts,EUA, 2004. Disponível em: <<http://dspace.mit.edu/handle/1721.1/17746>>. Acesso em: 05 jan. 2014.

HONG, Sung-Yull et al. Interim results of scwr development feasibility study in korea. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON SUPERCRITICAL WATER-COOLED REACTORS, 4., 2009, Heidelberg, Germany. **Proceedings...** Heidelberg, Alemanha: NRC, 2009. Disponível em: <<http://www.iket.fzk.de/hplwr/public/symposium.html>>. Acesso em: 10 fev. 2014.

IAEA, International Atomic Energy Agency. **Nuclear Power Reactors in the World. 2013 Ed. 2013**. Disponível em: <[http://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/rds2-33\\_web.pdf](http://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/rds2-33_web.pdf)>. Acesso em: 06 fev. 2014.

LAPA, Celso M.f. et al. A new approach to designing reduced scale thermal-hydraulic experiments. **Nuclear Engineering And Design**. Amsterdam, Holanda, p. 205-212. abr. 2004. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.nucengdes.2003.08.006>>. Acesso em: 20 out. 2013.

LEMMON, E.W.; MCLINDEN, M.O.; HUBER, M.L. **NIST reference fluid thermodynamic and transport properties-REFPROP**. NIST standard reference database 23-Version 9.0, 2010.

MIGNOT, Guillaume; ANDERSON, Mark; CORRADINI, Michael. Critical flow experiment and analysis for supercritical fluid. **Nuclear Engineering And Technology**. [s. l.], p. 133-138. mar. 2008. Disponível em: <<http://www.kns.org/jknsfile/v40/JK0400133.pdf>>. Acesso em: 10 nov. 2013.

MIGNOT, Guillaume; ANDERSON, Mark; CORRADINI, Michael. Initial Study of Supercritical Fluid Blowdown. **Fusion Science And Technology**. EUA, p. 574-578. abr. 2005.

MODRO, S. Michael. The Supercritical Water Cooled Reactor Research and Development in the U.S. In: INTERNATIONAL CONGRESS ON ADVANCES IN NUCLEAR POWER PLANTS, 5., 2005, Seul, Coreia. **Proceedings...** ICAPP05, 2005.

MOODY, F.J.. Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture. **ASME Journal Of Heat Transfer**. [s. l.], p. 134-142. fev. 1965.

NEA, Nuclear Energy Agency. **Technology Roadmap Update for Generation IV Nuclear Energy Systems**. 2014. Disponível em: <<https://www.gen-4.org/gif/upload/docs/application/pdf/2014-03/gif-tru2014.pdf>>. Acesso em: 05 jan. 2014.

OKA, Yoshiaki et al. High performance light water reactor. **Nuclear Engineering And Design**, Amsterdam, Holanda, v. 221, n. 1-3, p.167-180, abr. 2003.

OKA, Yoshiaki et al. **Super Light Water Reactors and Super-Fast Reactors: Supercritical-Pressure Light Water Cooled Reactors**. 2010. ed. Alemanha: Springer, 2010. 447 p. (ISBN: 9781441960344).

OKA, Yoshiaki et al. **Supercritical water-cooled reactor (SCWR) development through GIF collaboration**. Austria: International Atomic Energy Agency, 2009. 285 p. (IAEA-CN--164-5S06).

OKA, Yoshiaki; KOSHIZUKA, Seiichi. Concept and Design of a Supercritical-Pressure, Direct-Cycle Light Water Reactor. **Nuclear Technology**. [s. l.], p. 295-302. set. 1993.

PIORO, Igor; MOKRY, Sarah. Thermophysical Properties at Critical and Supercritical Conditions. In: BELMILOUD, Aziz. **Heat Transfer - Theoretical Analysis, Experimental Investigations and Industrial Systems**. China: Intech, 2011. Cap. 22. p. 574-592. (ISBN 9789533072265). Disponível em: <<http://cdn.intechopen.com/pdfs-wm/13204.pdf>>. Acesso em: 06 jan. 2014.

SILVA, Mário Augusto Bezerra da. **Determinação dos parâmetros de uma seção de testes para o pressurizador do reator nuclear IRIS**. 2008. 120 f. Tese (Doutorado) - Curso de Tecnologias Energéticas e Nucleares, Departamento de Centro de Tecnologia e Geociências - Departamento de Energia Nuclear, Universidade Federal de Pernambuco, Pernambuco. Recife, 2008.

TODREAS, Neil E.; KAZIMI, Mujid S.. **Nuclear Systems 1: Thermal Hydraulic Fundamentals**. New York, Ny: Crc Press, 1989. 720 p. (ISBN:9781560320517).

U.S-DOE, Nuclear Energy Research Advisory Committee And The Generation Iv International Forum (GIF). **A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems**. 2002a. Disponível em: <<https://www.gen-4.org/gif/upload/docs/application/pdf/2013-09/genivroadmap2002.pdf>>. Acesso em: 05 jan. 2014.

U.S-DOE, Nuclear Energy Research Advisory Committee And The Generation Iv International Forum (GIF). **A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy System: Appendix 2.0- Supercritical-Water-Cooled Reactor**. 2002b. Disponível em: <<https://www.gen-4.org/gif/upload/docs/application/pdf/2013-09/genivroadmap2002.pdf>>. Acesso em: 05 jan. 2014.

WULFF, W.. Scaling of thermohydraulic systems. **Nuclear Engineering And Design**. Amsterdam, Holanda, p. 359-395. jul. 1996.

WULFF, Wolfgang et al. Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 2. System Level Scaling for System Depressurization. In: THE 11<sup>th</sup> INTERNATIONAL TOPICAL MEETING ON NUCLEAR REACTOR THERMAL-HYDRAULICS, 11., 2005, Avinhão, França. **Proceedings...** . Avinhão, França: (NURETH-11), 2005.

ZUBER, Novak et al. Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 1. Methodology Development. In: THE 11<sup>th</sup> INTERNATIONAL TOPICAL MEETING ON NUCLEAR REACTOR THERMAL-HYDRAULICS, 11., 2005, Avinhão, França. **Proceedings...** . Avinhão, França: (nureth-11), 2005.

ZUBER, Novak. The effects of complexity, of simplicity and of scaling in thermal-hydraulics. **Nuclear Engineering And Design**. Amsterdam, Holanda, p. 1-27. fev. 2001.