UNIVERSIDADE FEDERALDE PERNAMBUCO

CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS

DEPARTAMENTO DE ENERGIA NUCLEAR

COMISSÃO NACIONAL DE ENERGIA NUCLEAR

CENTRO REGIONAL DE CIÊNCIAS NUCLEARES

PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM TECNOLOGIAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES

LUÍS FELIPE SERRA CADIZ

DEFINIÇÃO DE PARÂMETROS DE UMA SEÇÃO DE TESTES PARA ANÁLISE DA CONVECÇÃO NATURAL E DA PERDA DE REFRIGERANTE NO REATOR NUCLEAR AP-1000 ATRAVÉS DE LEIS DE SIMILARIDADE E DA ANÁLISE DE ESCALA FRACIONAL

Recife

2018

LUIS FELIPE SERRA CADIZ

DEFINIÇÃO DE PARÂMETROS DE UMA SEÇÃO DE TESTES PARA ANÁLISE DA CONVECÇÃO NATURAL E DA PERDA DE REFRIGERANTE NO REATOR NUCLEAR AP-1000 ATRAVÉS DE LEIS DE SIMILARIDADE E DA ANÁLISE DE ESCALA FRACIONAL

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para a obtenção do título de Doutor em Ciências.

Área de concentração: Engenharia de Reatores.

Orientador: Profº. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima.

Coorientador: Profº. Dr. Mário Augusto Bezerra da Silva.

Recife

2018

Catalogação na fonte
Bibliotecário Carlos Moura, CRB-4 / 1502

C124d Cadiz, Luís Felipe Serra.

Definição de parâmetros de uma seção de testes para análise da convecção natural e da perda de refrigerante no reator nuclear AP-1000 através de leis de similaridade e da análise de escala fracional. / Luís Felipe Serra Cadiz. - Recife, 2018.

111 f. : il., figs., gráfs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima.

Coorientador: Prof. Dr. Mário Augusto Bezerra da Silva.

Tese (doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares, 2018.

Inclui referências e anexos.

1. Engenharia nuclear. 2. FSA. 3. Similaridade. 4. AP-1000. 5. LOCA. 6. Convecção natural. I. Lima, Fernando Roberto de Andrade, orientador. II. Silva, Mário Augusto Bezerra da, coorientador. III. Título.

UFPE

CDD 621.48 (22. ed.) BDEN/2019-01

LUÍS FELIPE SERRA CADIZ

Definição de Parâmetros de uma Seção de Testes para Análise da Convecção Natural e da Perda de Refrigerante no Reator Nuclear AP-1000 Através de Leis de Similaridade e da Análise de Escala Fracional

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para a obtenção do título de Doutor em Ciências.

Aprovada em: 05 / 12 / 2018

BANCA EXAMINADORA

_____
Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima
Universidade Federal de Pernambuco (Orientador)

_____
Prof. Dr. Mário Augusto Bezerra da Silva
Universidade Federal de Pernambuco (Coorientador)

_____
Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira
Universidade Federal de Pernambuco (Examinador Interno)

_____
Prof. Dr. Jorge Henriquez Guerrero
Universidade Federal de Pernambuco (Examinador Interno)

_____
Prof. Dr. Leorlen Yunier Rojas Mazaira
InSTEC/CUBA (Examinador Externo)

_____
Prof. Dr. Carlos Rafael Garcia Hernández
InSTEC/CUBA (Examinador Externo)

Dedico esse trabalho à toda minha família e em especial minha queria tia Raimunda, que em sua grande humildade e sabedoria tinha sempre uma palavra de incentivo e apoio incondicional.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de agradecer a Deus e à Nossa Senhora da Conceição.

Aos meus queridos pais pelo constante exemplo de tenacidade, coragem e fé nos objetivos traçados ao longo da vida.

Ao prof. Fernando de Andrade Lima e o prof. Mário Augusto Bezerra da Silva por suas orientações, sugestões, correções e ensinamentos valiosos e oportunos que permitiram o desenvolvimento e a execução desse trabalho, para mim foi e continuará sendo um privilégio desfrutar de suas amizades.

Aos professores Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira (DEN/UFPE), Carlos Rafael Garcia Hernández (InSTEC/Cuba), Jorge Recarte Henriquez Guerrero (DEMEC/UFPE), Leorlen Yunier Rojas Mazaira (InSTEC/Cuba), pela participação da comissão examinadora e ao professor Jair de Lima Bezerra, que compôs o comitê de acompanhamento.

Aos amigos funcionários do Departamento de Energia Nuclear assim como do Centro Regional de Ciências Nucleares.

Aos amigos cubanos Jesús Rozales Garcia, Landy Castro, Dany Sanches, Abel e Daniel.

RESUMO

O presente trabalho desenvolve e analisa os principais parâmetros de uma seção de teste com pressão estimada de 2,5MPa para dois propósitos distintos: a) analisar a possibilidade da convecção natural no caso de uma falha do sistema de bombeamento; b) analisar a despressurização em acidentes com perda de refrigerante LOCA (*Loss of Coolant Accident*). Para essa realização, foi desenvolvida uma combinação de leis de similaridade básica voltada ao fenômeno da convecção natural e uma metodologia de escala inovadora, conhecida como Análise de Escala Fracional-FSA (*Fractional Scaling Analysis*). A FSA é utilizada para fornecer dados experimentais que gerem critérios quantitativos de avaliação, bem como parâmetros operacionais em processos térmicos e hidráulicos de usinas nucleares. A despressurização é analisada quando ocorre uma ruptura em uma das tubulações do sistema primário do reator nuclear AP-1000, com pressão operacional de 15,5MPa. Esse reator é desenvolvido pela Westinghouse Electric Co., o qual é um reator de água pressurizada PWR (*Pressurized Water Reactor*) com uma potência elétrica igual a 1000MW. Esse é dotado de um sistema passivo de segurança que promove melhorias consideráveis na segurança, fiabilidade, proteção e redução dos custos de uma central nuclear.

Palavras-chave: FSA. Similaridade. AP-1000. LOCA. Convecção Natural.

ABSTRACT

The present work develops and analyzes the main parameters of a test section with estimated pressure of 2,5MPa for two distinct purposes: a) to analyze the possibility of natural convection in the event of a failure of the pumping system; b) analyze the depressurising in accidents with loss of Coolant Accident (LOCA). For this realization, a combination of laws of basic similarity to the phenomenon of natural convection and an innovative scale methodology, known as Fractional Scaling Analysis (FSA), was developed. The FSA is used to provide experimental data that generate quantitative evaluation criteria as well as operational parameters in thermal and hydraulic processes of nuclear power plants. The depressurising is analyzed when a rupture occurs in one of the pipes of the primary system of the nuclear reactor AP-1000, with operating pressure of 15,5MPa. This reactor is developed by Westinghouse Electric Co., which is a Pressurized Water Reactor (PWR) with an electric power equal to 1000MW. It is endowed with a passive safety system that promotes considerable improvements in the safety, reliability, protection and cost reduction of a nuclear power plant.

Key words: FSA. Similarity. AP-1000. LOCA. Natural Convection.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Redução de itens na construção do AP-1000. 16
Figura 2 – Produção da eletricidade nuclear no mundo. 20
Figura 3 – Capacidade de geração de energia nuclear. 20
Figura 4 – Estado operacional dos reatores. 23
Figura 5 – Diagrama de fases para água em um reator do tipo PWR. 25
Figura 6 – Diagrama de um reator tipo PWR. 25
Figura 7 – Reator AP-1000. 28
Figura 8 – Vista em corte do reator AP-1000. 29
Figura 9 – Comparação das plantas do reator AP-600 e AP-1000. 30
Figura 10 – Sistema de refrigeração do núcleo. 32
Figura 11 – Núcleo do reator ou vaso do reator. 33
Figura 12 – Vaso de pressão. 34
Figura 13 – Gerador de vapor. 36
Figura 14 – Bomba. 37
Figura 15 – LOCAs de grande e pequena intensidades em uma instalação LOFT. 47
Figura 16 – LOCAs de grande e pequena intensidade em uma instalação Semiscale. 47
Figura 17 – Despressurização com LOCA de alta intensidade nas instalações LOFT e Semiscale. 48
Figura 18 – Despressurização com LOCA de pequena intensidade nas instalações LOFT e Semiscale. 48
Figura 19 – Processos despressurização devido a um acidente com perda de refrigerante, de pequena intensidade no reator AP-1000. 50
Figura 20 – Esquema de circulação natural em um PWR. 66
Figura 21 – Geometria adotada para representação do núcleo. 71
Figura 22 – Processo de despressurização para o protótipo. 73
Figura 23 – Processo de despressurização para o modelo. 74
Figura 24 – Comparação entre o modelo e o protótipo simulado. 75
Figura 25 – Processo de despressurização para o protótipo, variando-se a área de ruptura. 76
Figura 26 – Processo de despressurização para o modelo, variando-se a área de ruptura. 76
Figura 27 – Comparação entre modelo e o protótipo com variação da área de ruptura. 77
Figura 28 – Comparação do protótipo e modelos, com variação do volume. 78
Figura 29 – Campo de aplicações de bombas hidráulicas. 87

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 –Reatores de energia nuclear no final de dezembro de 2016. 22
Tabela 2 – Parâmetros técnicos de um reator PWR de fabricação da Westinghouse. 26
Tabela 3 – Comparação entre os reatores AP-600 e AP-1000. 31
Tabela 4 – Agentes de variação fracional normalizados e taxas iniciais de variação fracional. 44
Tabela 5 – Valores termodinâmicos para água. 72
Tabela 6 – Parâmetros de escala para outros modelos sujeitos à mesma condição inicial de pressão e de temperatura, com variação da área de ruptura. 75
Tabela 7 – Parâmetros de escala para outros modelos sujeitos à mesma condição inicial de pressão e de temperatura, porém com variação do volume. 77
Tabela 8 – Taxas de variação fracional adimensionalizada. 79
Tabela 9 – Variação de escala linear do modelo. 79
Tabela 10 – Variação da pressão de operação do modelo. 80
Tabela 11 – Números adimensionais para o processo de convecção natural. 82
Tabela 12 – Principais parâmetros do reator AP-1000 e da seção de testes. 86
Tabela 13 – Potência hidráulica. 88

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Letras latinas		Unidade
A	Área da seção transversal	m^2
A	Velocidade local do som no fluido	m/s
a_0	Área de escoamento do núcleo	m^2
Bi	Número de Biot	Adimensional
C_P	Calor específico	J/kg.K
D	Diâmetro do vaso de pressão	m
Fi	Número de Fricção	Adimensional
Fr	Número de Froude	Adimensional
g	Aceleração da gravidade	m/s^2
Gr	Número de Grashof	Adimensional
h_e	Coeficiente de transferência de calor por convecção externo	$W/m^2.K$
h_{fg}	Entalpia específica de vaporização	J/kg
h_{in}	Entalpia específica da água na entrada do pressurizador	J/kg
k_e	Condutividade térmica do ar	W/m.K
$k_{s,sis}$	Compressibilidade isentrópica do sistema	Pa^{-1}
k_w	Condutividade térmica da parede no modelo	W/m.K
L	Altura	m
l_h	Separação vertical entre os centros térmicos	m
M	Massa	kg
Nu	Número de Nusselt	Adimensional
P	Pressão	Pa
Pr	Número de Prandtl	Adimensional
Q	Vazão volumétrica de circulação	m^3/s
Q	Potência térmica	W
Re	Número de Reynolds	Adimensional
R_{ed}	Resistência térmica de condução	K/W
S_l	Fator de escala linear	Adimensional
S_t	Fator de escala temporal	Adimensional
S_v	Fator de escala volumétrica	Adimensional
t	Tempo	s
T_{ar}	Temperatura do ar externo	K

u_0	Velocidade da água no orifício de recirculação	m/s
u	Velocidade de escoamento	m/s
y	Altura do vaso de pressão	m
v	Volume	m^3
$\dot{V}_j$	Vazão volumétrica	m^3/s
w_{circ}	Vazão mássica de recirculação	kg/s

Letras gregas

		Unidade
α	Absorvidade	Adimensional
β	Coeficiente de dilatação volumétrica	K^{-1}
δ, Δ	Variação	Adimensional
Φ	Agente de variação	Adimensional
γ	Expoente de Poisson	Adimensional
μ	Viscosidade dinâmica	kg/m.s
υ	Viscosidade cinemática	m^2/s
ω	Taxa de variação fracional	s^{-1}
Ω	Métrica de efeito	Adimensional
ρ	Densidade absoluta	kg/m^3
ξw	Perímetro molhado	m
ξh	Perímetro aquecido	m

Sobrescritos

*	Adimensional
+	Adimensional
-	Valor médio
^	Adimensional

Subscritos

0	Inicial
amb	Ambiente
i	i-ésima seção
in	Entrada
l	Líquido

m	Modelo
P	Protótipo
P	Condição de pressão constante
r	Ruptura
s	Condição de entropia constante
s	Sólido
v	Vapor

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 15
1.1 Objetivo 18
2 REVISÃO DA LITERATURA 19
2.1 Desempenho nuclear mundial 19
2.2 Reatores de Água Pressurizada (PWR) 24
2.3 O reator nuclear AP-1000 27
2.3.1 Circuito Primário e suas principais características 31
2.3.2 Núcleo do reator 32
2.3.3 Componentes primários 34
2.3.4 Custo de construção 38
2.4 Análise dimensional e similaridade 38
2.5 Análise de Escala Fracional (FSA) 42
2.6 Acidente com perda de refrigerante LOCA (Loss of Coolant Accident) 49
2.7 Convecção natural em reatores 52
2.7.1 Vantagens da circulação natural 55
2.7.2 Desvantagens da circulação natural 55
3 MATERIAIS E MÉTODOS 57
3.1 Aplicação da Análise de Escala Fracional (FSA) 57
3.1.1 Normalização dos termos 59
3.2 Similaridade para o fenômeno da convecção natural 66
3.3 Determinação da potência térmica dos aquecedores do modelo 71
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES 72
4.1 Determinação da condição inicial dos fluidos do modelo e do protótipo 72
4.2 Aplicação da Análise de Escala Fracional (FSA) para um caso de acidente com perda de refrigerante (LOCA) 71
4.3 Aplicação da similaridade para o caso de convecção natural 81
4.4 Determinação dos parâmetros geométricos para o modelo 83
4.5 Avaliação da potência térmica total dos aquecedores da seção de testes 85
4.6 Comparação dos parâmetros dos sistemas protótipo e modelo 86
4.7 Potência de bombeamento 87
5 CONCLUSÃO 89
REFERÊNCIAS 91

ANEXO A – NÚMERO DE REATORES NUCLEARES NO MUNDO..... 96
ANEXO B – DADOS GERAIS DO REATOR AP-1000 WESTINGHOUSE..... 97
ANEXO C – TABELA DE COMPARAÇÃO TERMOIDRÁULICA ENTRE OS REATORES AP-1000 E AP-600..... 101
ANEXO D – PRINCIPAIS SISTEMAS DE TEMPERATURA, PRESSÃO E TAXAS DE FLUIDO DO REATOR AP-1000..... 103
ANEXO E – PARÂMETROS TERMOIDRÁULICOS..... 104
ANEXO F – ESTRUTURA DE UMA USINA NUCLEAR PWR..... 105
ANEXO G – NÚCLEO DE UM REATOR PWR..... 106
ANEXO H – DIAGRAMA DO SISTEMA DE RESFRIAMENTO DE UM REATOR PWR..... 107
ANEXO I – ESQUEMA SIMPLIFICADO DO CIRCUITO PRIMÁRIO DE UM REATOR PWR..... 108
ANEXO J – DIAGRAMA DO SISTEMA DE RESFRIAMENTO DO REATOR AP-1000..... 109
ANEXO L – CARACTERÍSTICAS DE ALGUNS MODELOS DE REATORES NUCLEARES PWR..... 110
ANEXO M – CARACTERÍSTICAS TERMODINÂMICAS PARA ÁGUA (PRESSÃO CONSTANTE – 2,5 MPA)..... 111
ANEXO N – CARACTERÍSTICAS TERMODINÂMICAS PARA ÁGUA (PRESSÃO CONSTANTE – 15,5MPA)..... 112

1 INTRODUÇÃO

A energia nuclear é uma fonte livre de emissões, por motivo de não produzir dióxido de carbono (CO_2) ou outros gases que contribuem para o efeito estufa e aquecimento global. Com isso, as usinas nucleares contribuem positivamente para a qualidade do ar e têm um papel importante para atender as necessidades mundiais de geração de energia. Porém uma das maiores preocupações da Agência Internacional de Energia Atômica IAEA (*International Atomic Energy Agency*), após o acidente de Fukushima, no Japão, em março de 2011, é a segurança dos reatores nucleares em funcionamento. Todo o setor se mobilizou para uma avaliação do evento e das providências a serem tomadas, de forma a garantir que os mesmos fatos não se repetissem em outras centrais nucleares (SOARES, 2014).

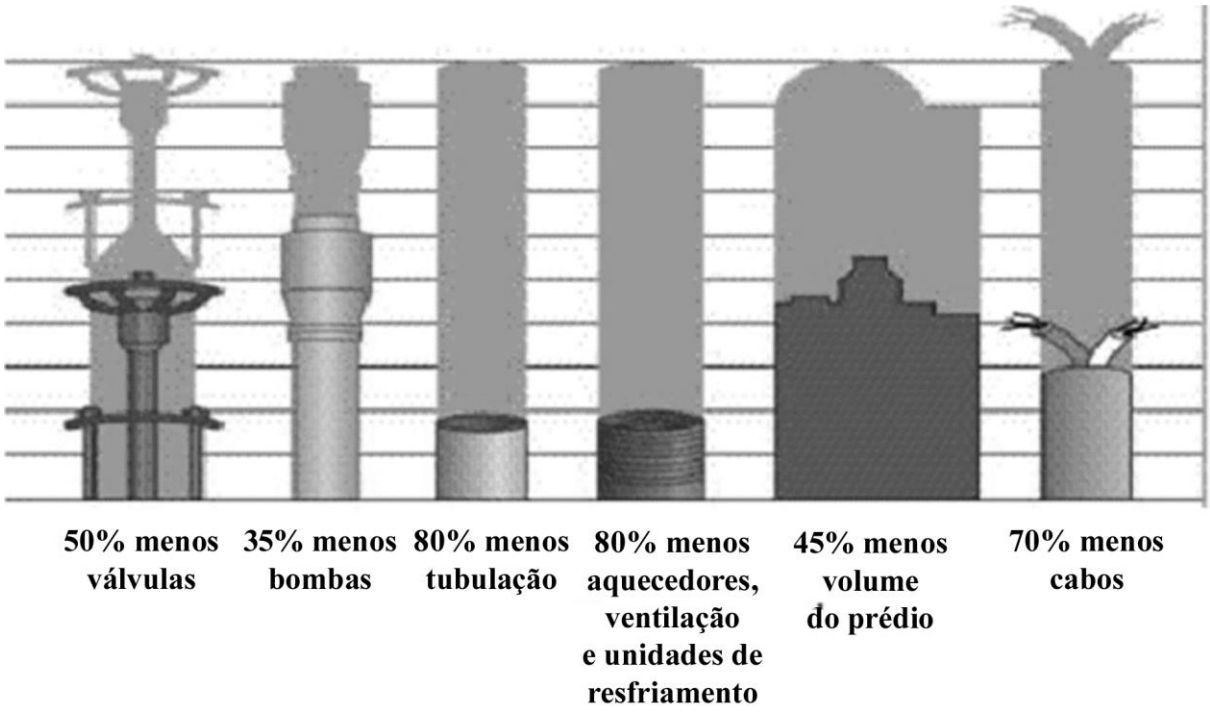
As lições advindas do evento em Fukushima geraram uma série de providências conforme o resultado das avaliações as quais cada país realizou. As questões, os problemas e as soluções encontradas não são comuns à todos os reatores nem aos países detentores da tecnologia nuclear. A primeira lição aprendida após o acidente de Fukushima seria de que as usinas nucleares são as construções humanas de melhor adaptação a eventos naturais de severidade milenar, como mostram as centrais de Onagwa, Fukushima Daini e Tokai. Segunda lição seria a respeito da resistência das usinas nucleares localizadas em áreas de alto risco sísmico, especialmente aquelas localizadas em zonas costeiras sujeitas a Tsunamis, as quais são muito poucas dentre as 454 unidades em operação no mundo, sendo assim, deverá ser reavaliada e eventualmente reforçada (LIU *et al.,* 2013) (ANEXO A). De maneira geral, há um consenso mundial no tocante à segurança do projeto e da operação de uma usina nuclear, o que leva à implementação e pesquisa de dispositivos, com o objetivo de atingir um alto nível de seguridade.

O AP-1000, desenvolvido pela Westinghouse Electric Co., é um reator nuclear, do tipo de água pressurizada PWR (*Pressurized Water Reactor*), com uma potência elétrica total de 1115MW. Tal reator é dotado de um sistema passivo de segurança, o qual promove melhorias consideráveis não só em segurança, assim como na confiabilidade, proteção e redução de custos.

A simplicidade é um conceito chave desse reator, tornando-o mais fácil e menos oneroso para construção, operação e manutenção. Na Figura 1 é quantificada a redução nos itens, comparada a outros reatores nucleares de mesmo tipo. É o único projeto de reator da geração III+ a obter aprovação do projeto final e receber a licença combinada de construção e operação

da U.S. NRC *(United States-Nuclear Regulatory Commission)*. O projeto foi também avaliado, independentemente, confirmando atendimento tanto aos requisitos estabelecidos pelo *European Utilities Requirements* como também ao documento *Utility Requirements Document da Electric Power Research Institute*, sendo um dos possíveis candidatos a ser instalado no Nordeste brasileiro (SCHULZ, 2006). Com tamanha redução e simplicidade, tal reator precisa ter alta tecnologia e sofisticação empregada.

Figura 1 – Redução de itens na construção do AP-1000.



Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

Em muitos projetos de engenharia a realização de testes com estruturas apresentando-se em verdadeira grandeza, ou seja, protótipos, envolvem custos bastantes elevados, dificultando ou até mesmo impossibilitando a realização de tais testes. Em face dessa dificuldade, a utilização de modelos sujeitos a cargas e com dimensões diferenciadas do protótipo tornou-se uma opção eficiente na elaboração de problemas estruturais (SILVA, 2008).

A análise dimensional, aliada a compreensão do fenômeno em estudo, torna possível a geração de dados experimentais, e as consequências disso são múltiplas, uma vez que é possível descrever o acontecimento no seu todo e não se restringir a uma experiência específica a qual foi realizada (CARNEIRO, 1993). Sendo assim, é possível a realização de um número reduzido

de experimentos bem selecionados para elucidação de um problema, economizando-se tempo e custo.

A perda de refrigerante é um grave acidente que pode ocorrer em um reator nuclear e se não for controlada de uma maneira segura os resultados podem ser catastróficos como por exemplo; a exposição do material radioativo ou liberação de gases tóxicos. Existem mecanismos de resfriamento de emergência no sistema primário característicos para lidar com uma eventual perda do líquido de refrigeração (a água). Utiliza-se para remover a energia térmica e convertê-la em energia elétrica útil um sistema de refrigeração (sistema de refrigeração primário ANEXO H). Caso esse fluxo de refrigeração (ou refrigerante) for reduzido ou perdido totalmente, deve-se minimizar ou interromper a reação em cadeia de fissões no núcleo do reator. Se todos os processos de arrefecimento não funcionarem em perfeito estado a energia térmica gerada pode aumentar a temperatura do sistema, até o ponto de danificar o núcleo do reator por completo.

Tentando minimizar e estudar tais eventualidades de perda de refrigerante, uma nova metodologia foi desenvolvida por ZUBER *et al*., (2005), WULFF *et al*., (2005) e CATTON *et al*., (2005). Essa metodologia é capaz de promover análises de escala em processos dependentes do tempo e que envolvam um agregado de módulos e processos interativos. Essa metodologia, é conhecida como Análise de Escala Fracional, ou, simplesmente, FSA (*Fractional Scaling Analysis).* Tal metodologia pode ser empregada para o fornecimento de dados experimentais além de parâmetros operacionais em processos termoidráulicos das centrais nucleares.

Com a intenção de diminuir a dependência de agentes externos e consequentemente aumentar a segurança, os projetos de novos reatores trazem mudanças significativas nas atuais plantas nucleares. Os antigos sistemas ativos serão substituídos, tanto quanto possível, por sistemas de segurança passivos mais modernos e eficientes. Esses utilizam em grande porcentagem as forças da natureza tais como a gravidade, circulação natural e gás comprimido para alcançar a sua função de segurança (SOARES, 2014). Não são utilizadas bombas, ventiladores, geradores a diesel, refrigeradores ou outros equipamentos ativos, com exceção de algumas válvulas simples as quais se posicionam automaticamente. A tendência dos reatores avançados é incorporar sistemas de remoção de calor residual por convecção natural, pois assim, minimiza-se a gravidade de acidentes com liberação de radiação, sobretudo aqueles de longa duração, sendo uma característica dos projetos inovadores de reatores nucleares.

1.1 Objetivo

Esse trabalho tem por objetivo determinar para o reator nuclear AP-1000 os principais parâmetros de uma seção de testes na qual se analisem, independentemente:

- a convecção natural no caso de uma parada de bomba;
- a ocorrência de um acidente de perda de refrigerante LOCA (*Loss of Coolant Accident*).

Para alcançar esse objetivo, as seguintes metas foram realizadas:

1. Estudo de modelos termoidráulicos complementares e de similaridade para análise dos fenômenos de interesse;
2. Aplicação da Análise de Escala Fracional (FSA) para o acidente de perda de refrigerante e dos adimensionais relevantes para convecção natural;
3. Desenvolvimento de um programa computacional no software MATLAB para resolução das equações obtidas;
4. Validação do programa desenvolvido com casos já estudados;

O conteúdo do presente estudo está divido em 4 partes. Na introdução são apresentados dados do setor nuclear mundial e do reator PWR. Na revisão da literatura descreve-se um breve relato do desempenho nuclear mundial, define-se o tipo de reator PWR, especificamente o reator AP-1000. Apresenta-se a Análise Dimensional e Similaridade, combinada com a metodologia proposta de Análise de Escala Fracional. Expõe-se também um tipo de acidente severo em reatores de potência, o LOCA, causado pela perda de refrigeração através de uma ruptura na tubulação fria do reator. É relatada a evolução de alguns códigos computacionais que exemplificam o uso de cálculos termoidráulicos em reatores. Na seção materiais e métodos: descrevem-se os fundamentos teóricos da aplicação da Análise de Escala Fracional para um caso de LOCA e da similaridade para convecção natural. Por fim, em resultados e discussões, determina-se a condição inicial do fluido; modelo e protótipo e os resultados das simulações realizadas no software MATLAB.

2 REVISÃO DA LITERATURA

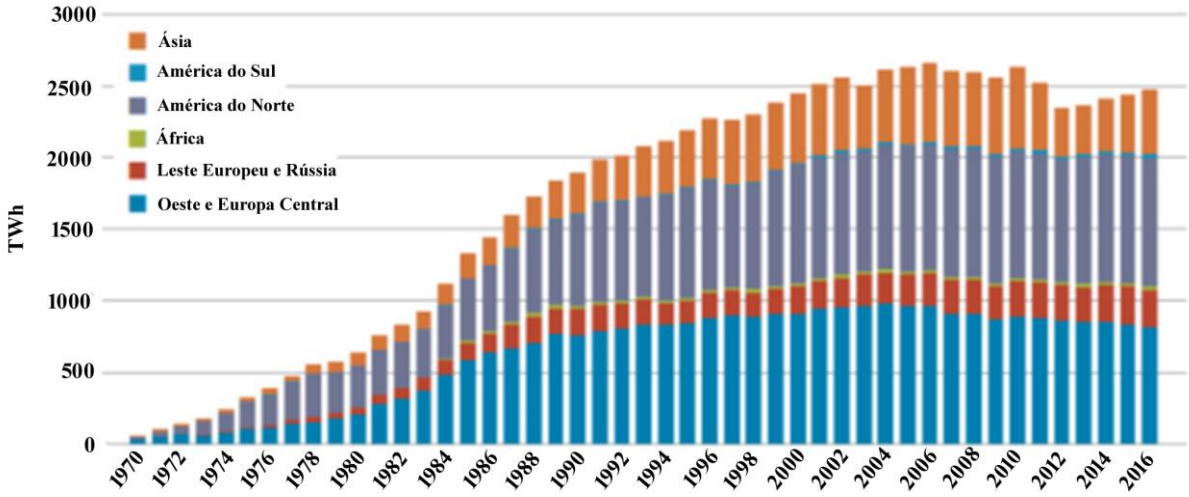
Nesse tópico serão apresentados alguns conceitos básicos sobre o reator AP-1000. Apresenta-se também um breve histórico sobre as pesquisas desenvolvidas relacionadas à convecção natural, simulação computacional, similaridade, Análise de Escala Fracional (*FSA*).

2.1 Desempenho nuclear mundial

As usinas nucleares passaram por uma série de aprimoramentos ao longo dos anos, se permitiu o domínio da tecnologia e maiores níveis de segurança. Sendo assim mais de 9GWe (gigawatt elétrico) da nova capacidade nuclear entraram em linha no ano de 2016; esse foi o maior aumento anual, em mais de 25 anos.

A maior vantagem ambiental da geração elétrica através de usinas nucleares é a não utilização de combustíveis fósseis, evitando o lançamento na atmosfera dos gases responsáveis pelo aumento do aquecimento global e outros produtos tóxicos. A quantidade de eletricidade fornecida pela energia nuclear aumentou globalmente de 35TWh (terawatt hora) (2476TWh em 2016 / 2441TWh em 2015). Comparado ao ano de 2012, obteve-se um aumento de 130TWh. Essa geração aumentada é o resultado de uma geração adicional de novos reatores e melhorias contínuas de desempenho das plantas existente. O número de reatores em construção permanece alto; 61 estavam em construção até o final de 2016 (Figura 2).

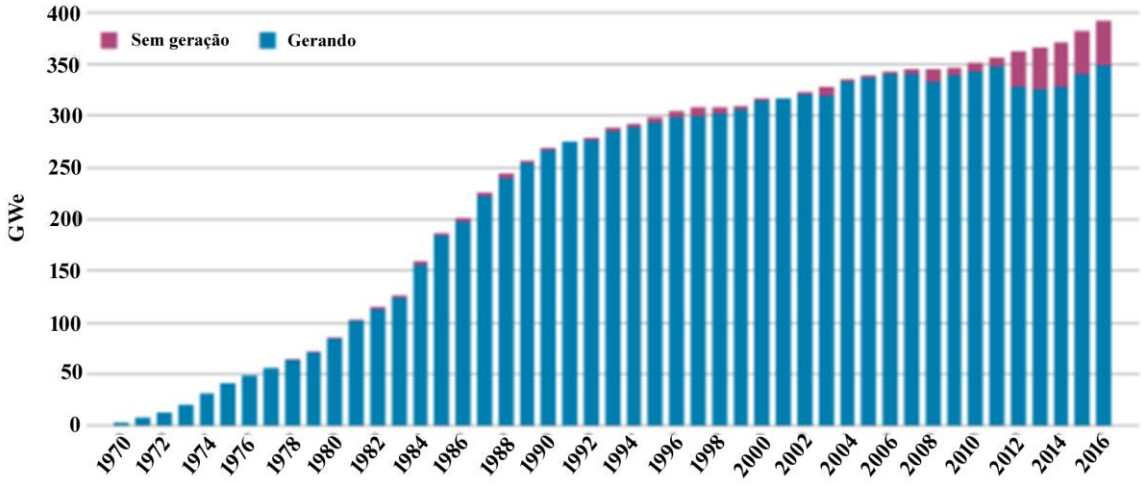
Figura 2 – Produção da eletricidade nuclear no mundo.



Fonte: Adaptado de IAEA (2016).

A capacidade nuclear global operável cresceu em todos os anos desde o início da geração nuclear em 1954 (Figura 3). Em 2016, por exemplo, a capacidade líquida global atingiu 391GWe.

Figura 3 – Capacidade de geração de energia nuclear.



Fonte: Adaptado de IAEA (2016).

No final de 2016, havia um total de 448 reatores operáveis, contra 441 no final do ano anterior. Em termos de tipos de reator a ser utilizado, o reator de água pressurizada (PWR), permanece predominante. Dos 39 reatores os quais foram conectados à rede, desde 2011, todos

exceto 4 foram PWRs. Sendo o restante composto por 2 reatores pressurizados de água pesada e dois reatores rápidos. A Tabela 1 a seguir contém os dados dos reatores no final de dezembro de 2016, dos 448 em operação, 301 são do tipo água pressurizada e sua grande maioria localizada na Europa Central e Oeste Europeu. Estima-se em 2050 os reatores nucleares PWRs correspondam a 70% da capacidade total dos reatores nucleares no mundo.

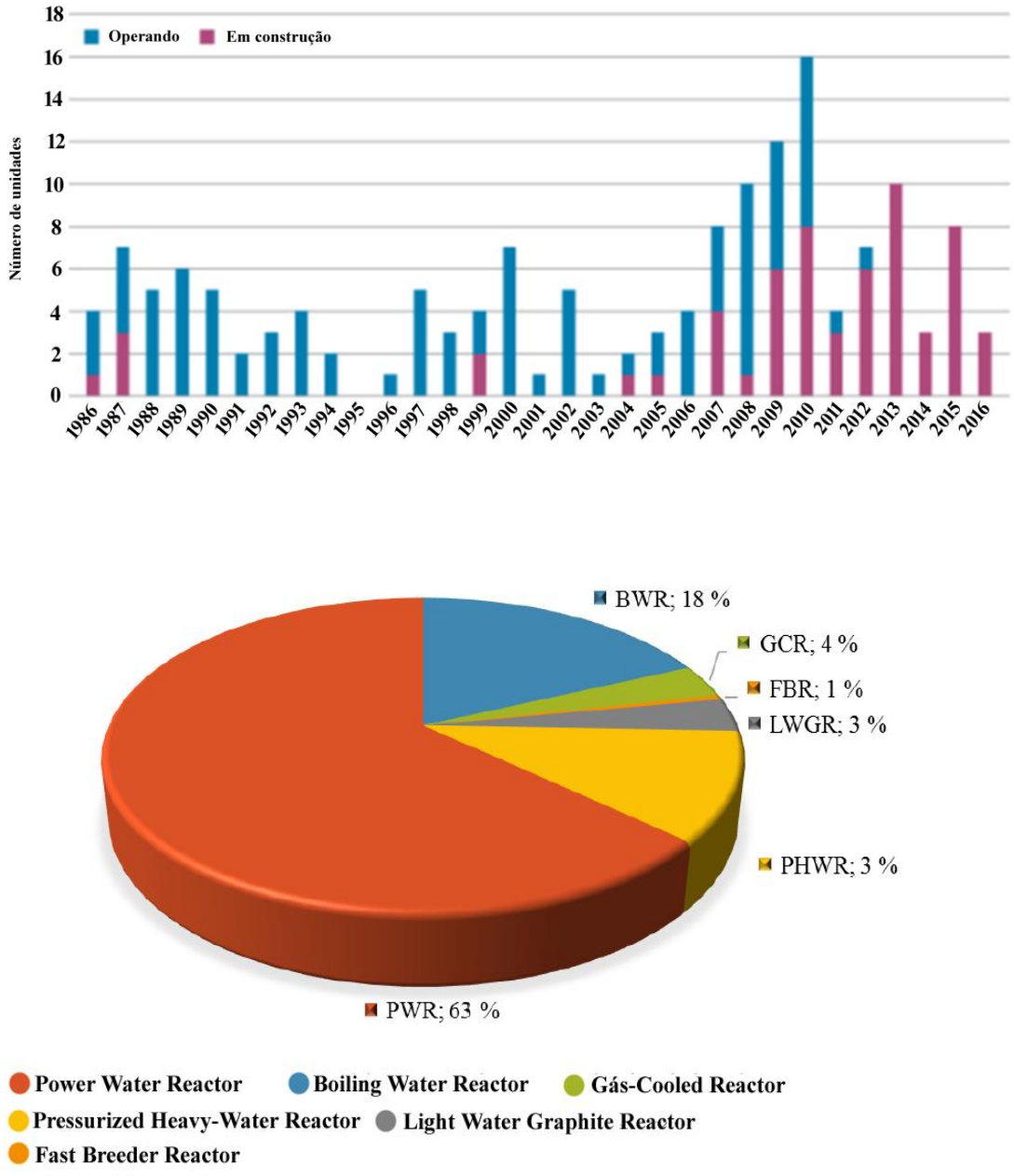
Tabela 1 –Reatores de energia nuclear no final de dezembro de 2016.

	Reator de água fervente	**Reator rápido**	**Reator refrigerado a gás**	**Reator de água leve**	**Reator de água pesada**	**Reator de água pressurizada**	
	(*BWR*)	**(*FBR*)**	**(*GFR*)**	**(*LWR*)**	**(*PHWR*)**	**(*PWR*)**	**Total**
Em operação	78	3	14	15	49	289	448
África	---	---	---	---	---	2	2
Ásia	28	1	---	---	25	83	137
Leste Europeu e Rússia	---	2	---	15	---	33	50
América do Norte	36	---	---	---	19	65	120
América do Sul	---	---	---	---	3	2	5
Oeste e Europa Central	14	---	14	---	2	104	134

Fonte: Adaptado de IAEA (2016).

Com o início da construção de 3 reatores e sendo 10 reatores conectados à rede, o número total em construção caiu para 7, comparado com o final de dezembro de 2015. O número de reatores em construção foi de pelo menos 60 unidades, desde dezembro de 2010. Um nível de construção nunca visto desde o início dos anos 90. A Figura 4 expõe dados dos reatores de todos os modelos em construção e operação. Mais detalhes no ANEXO L.

Figura 4 – Estado operacional dos reatores.



Fonte: Adaptado de IAEA (2016).

2.2 Reatores de Água Pressurizada (PWR)

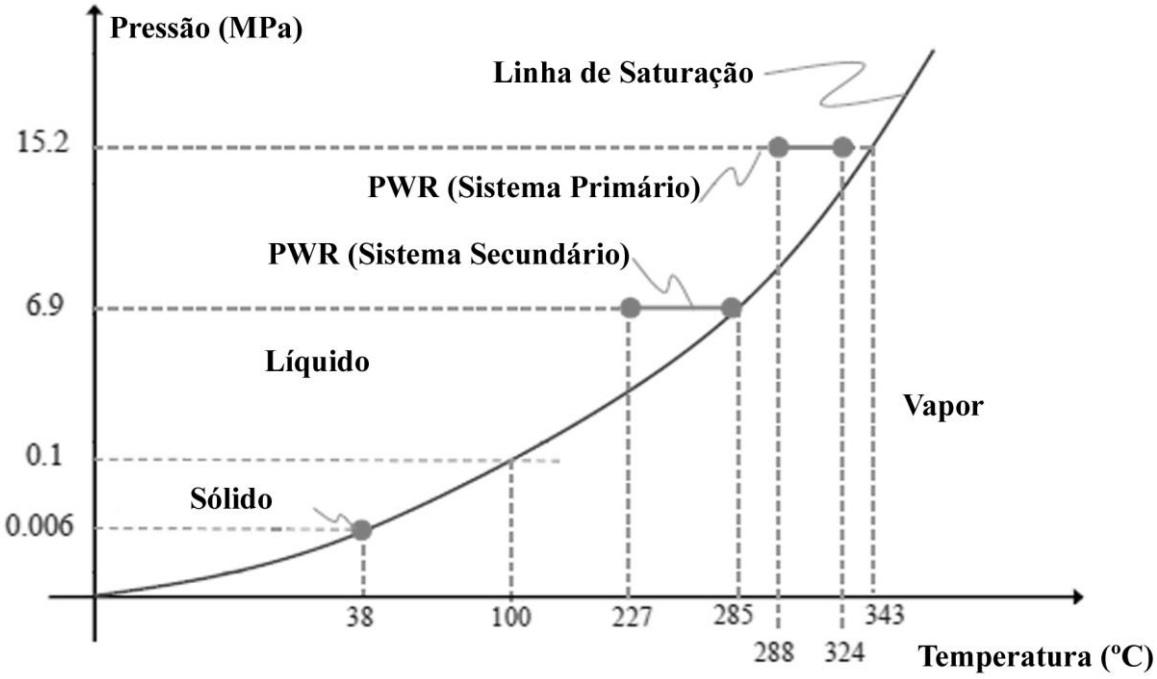
Os reatores de água pressurizada (PWR) foram desenvolvidos pela Westinghouse Electric Co. em 1954, originalmente projetados para servir como propulsão para submarinos nucleares americanos. As usinas desse tipo nos Estados Unidos são consideradas de segunda geração. As brasileiras Angra I, Angra II e em construção Angra III, são de modelo semelhante. Possuem uma estrutura básica comum a qual permite realizar uma classificação funcional e dos principais materiais utilizados. Essa estrutura básica é composta por: combustível nuclear, moderador, refrigerante, absorvedor e blindagem (BORGES, 2001).

Nesse modelo de reator existe um circuito primário de circulação onde utiliza-se água como líquido arrefecedor a alta pressão, que não se vaporiza no núcleo do reator e é responsável pela retirada de calor dos elementos combustíveis. A fase na qual uma substância apresenta-se depende de suas condições de pressão e temperatura. Dessa forma, na Figura 5 encontra-se o diagrama físico da água para os reatores do tipo PWR. O objetivo básico da água é remover e utilizar o calor gerado. Sendo assim o material utilizado deverá ter boas propriedades de transferência de calor.

Reatores nucleares de água pressurizada utilizam o urânio enriquecido e moderado os quais são arrefecidos por água leve pressurizada. A água com temperatura elevada, passa por um trocador de calor vaporizando-a de um circuito secundário, assim é expandida em uma turbina. A Figura 6 ilustra os circuitos primário e secundário. O circuito primário é composto, pelo: núcleo do reator, bombas de refrigeração, geradores de vapor, pressurizadores e vaso de contenção. Fazem parte do circuito secundário: bomba do fluido de trabalho, turbina, gerador elétrico e o condensador; mais detalhes estão localizados nos ANEXOS F e H (WESTINGHOUSE, 2014).

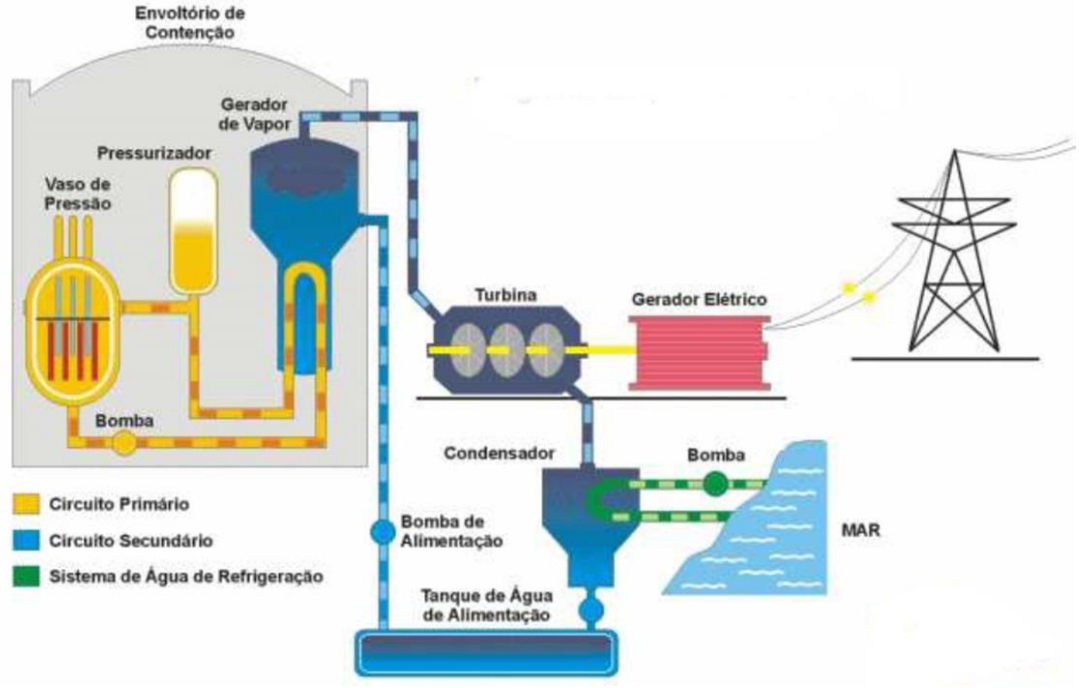
Esse é o tipo mais comum de reator de potência para produção de eletricidade. Aproximadamente 66% (450 unidades) dos reatores nucleares destinam-se à produção de energia elétrica, contendo um maior nível de segurança. Isso se deve ao motivo de, na existência de um acidente em que haja uma perda considerável do líquido, a usina nuclear poderá ser interrompida imediatamente, não havendo perigo. Pois com a perda de água a reação em cadeia para, cessando assim o funcionamento (CUNHA, 2004) (SCHULZ, 2006).

Figura 5 – Diagrama de fases para água em um reator do tipo PWR.



Fonte: Adaptado de LAMARSH e BARATTA (2001).

Figura 6 – Diagrama de um reator tipo PWR.



Fonte: Adaptado de IAEA (2016).

Tecnicamente os reatores PWR sofrem algumas variações construtivas de acordo com o modelo (ANEXOS A e L). É apresentado na Tabela 2, os principais parâmetros técnicos associados aos modelos de reatores PWR desenvolvidos pela Westinghouse Co.

Tabela 2 – Parâmetros técnicos de um reator PWR de fabricação da Westinghouse.

Parâmetros		2 Circuitos	3 Circuitos	4 Circuitos
Comprimento total do vaso montado		12,1m	13,2m	13,6m
Diâmetro interno		3,4m	4,0m	4,4m
Raio do reator	Interno	2,9m	3,2m	3,2m
Raio do reator	Externo	2,8m	3,1m	3,1m
Espessura do revestimento		0,56m	0,56m	0,56m
Espessura mínima do revestimento		0,32cm	0,32cm	0,32cm
Volume de fluído refrigerante		71m³	106m³	138m³
Pressão de operação		16MPa	16MPa	160MPa
Pressão de projeto		17,2MPa	17,2MPa	17MPa
Temperatura		343ºC	343ºC	343ºC
Material do vaso de pressão		Aço	Aço	Aço
Material de revestimento		Aço Inox	Aço Inox	Aço Inox

Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

2.3 O reator nuclear AP-1000

O reator nuclear AP-1000 apresentado nas Figuras 7 e 8, contém um sistema primário de água pressurizada e utiliza uma abordagem simplificada, inovadora e eficaz à segurança. Com uma potência térmica de 3415MW e uma saída elétrica líquida nominal de 1115MW, cada elemento combustível do reator é composto por 264 varetas de combustível, dispostas em grades espaçadoras quadradas de 17x17, com uma altura útil de combustível de 4,3m. Além das varetas de combustível os elementos combustíveis possuem tubos guias utilizados para inserção de barras de controle ou varetas de veneno queimável para proporcionar o controle da reatividade (WESTINGHOUSE, 2014) (SOARES, 2014).

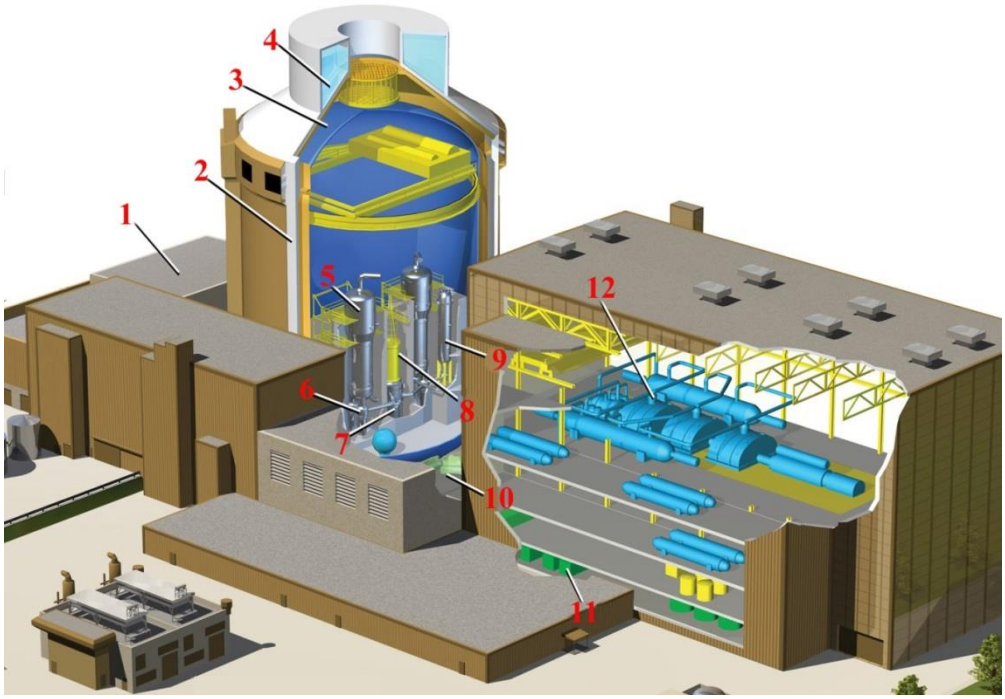
As pastilhas de combustível são cilíndricas e compostas de dióxido de urânio (UO_2) enriquecido, colocadas em varetas cilíndricas de zirlo (liga avançada a base de zircônio) e soldadas nas extremidades para encapsular o combustível, mais detalhes no ANEXO G. Esse tipo de núcleo é o ideal para a nova geração de reatores de carga básica. O projeto é padronizado em conformidade com os requisitos dos reatores avançados de água leve. Aproximadamente 50% em operação, existente no mundo são reatores de água leve pressurizada, os quais utilizam os projetos desenvolvidos pela Westinghouse Co. Significa que existe um total de, aproximadamente, 250 reatores/ano de experiência operacional (SILVA, 2008).

Além disso, os muitos componentes utilizados na tecnologia do AP-1000 são utilizados em usinas convencionais de outro modelo em operação no mundo. Esse mesmo reator recebeu aprovação de design final da U.S NRC *(United States-Nuclear Regulatory Commission)* em setembro de 2004 e certificação do projeto em dezembro de 2005. Utiliza-se praticamente as mesmas características do seu "irmão menor", o AP-600. Em dezembro de 2011, a NRC (*Nuclear Regulatory Commission*) certificou a alteração do projeto que a fabricante desenvolveu para atender aos novos e adicionais requisitos da regulamentação. Sendo assim é o primeiro e único reator da Geração III+ a receber tal certificação. A NRC certifica também que foi aprovado em todas as etapas de análise para o cumprimento dos requisitos do serviço público europeu. Tem-se como resultado disso que tal reator pode ser introduzido com sucesso em todo continente (SILVA, 2008).

A simplificação do reator AP-1000 foi um importante objetivo do projeto. Modificações nos sistemas gerais de segurança, operacionais, na sala de controle, nas técnicas de construção, instrumentação e controle de sistemas, fornecem uma planta, mais fácil e menos onerosa para

construção, operação e manutenção. Ao mesmo tempo, as margens de segurança para o AP-1000, atualmente em operação, foram aumentadas drasticamente no decorrer dos anos.

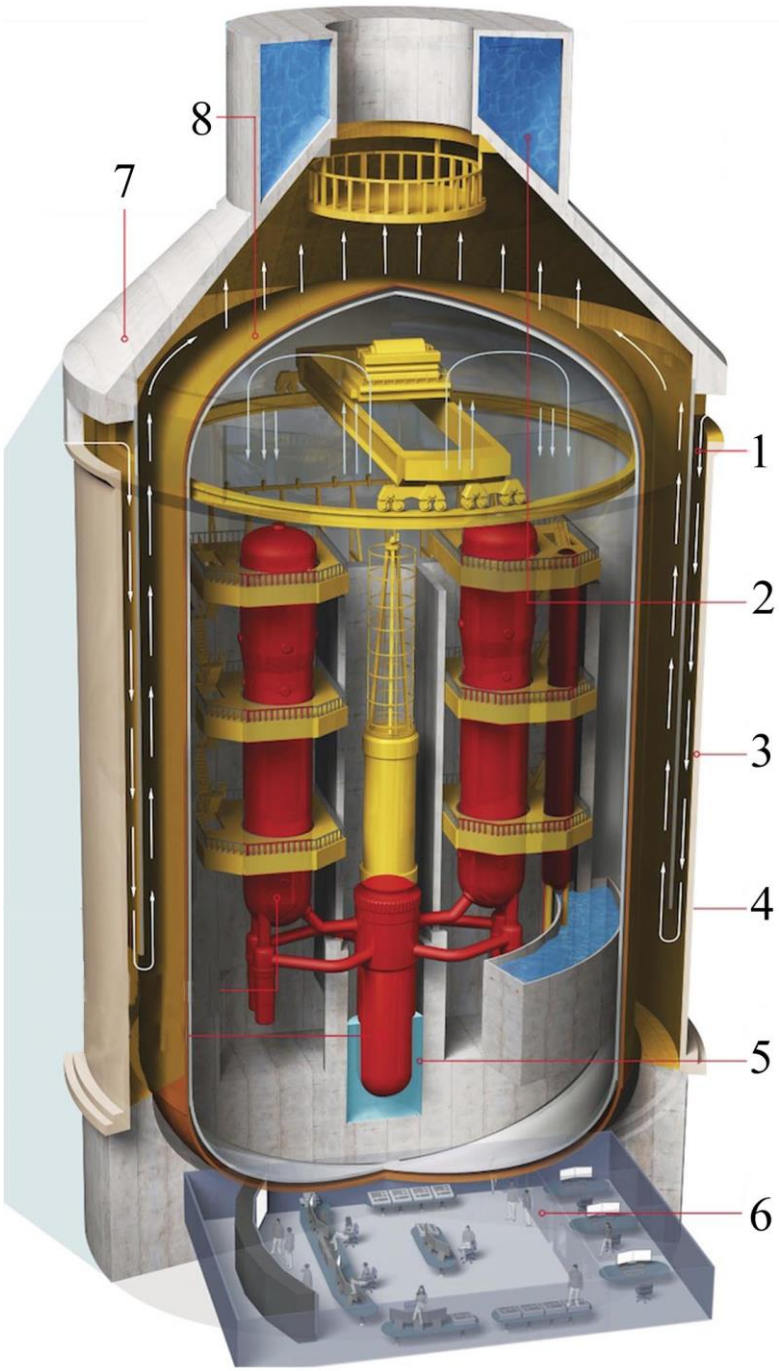
Figura 7 – Reator AP-1000.



Legenda; 1-Área de manuseio de combustível; 2-Edíficio escudo de concreto; 3-Conteção de aço; 4-Tanque de água para refrigeração passiva; 5-Geradores de vapor; 6-Bombas de refrigeração do reator; 7-Vaso do reator; 8-Integrados de bicos de refrigeração; 9-Pressurizador; 10-Sala de controle; 11-Bombas de retorno; 12-Turbina do gerador.

Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

Figura 8 – Vista em corte do reator AP-1000.

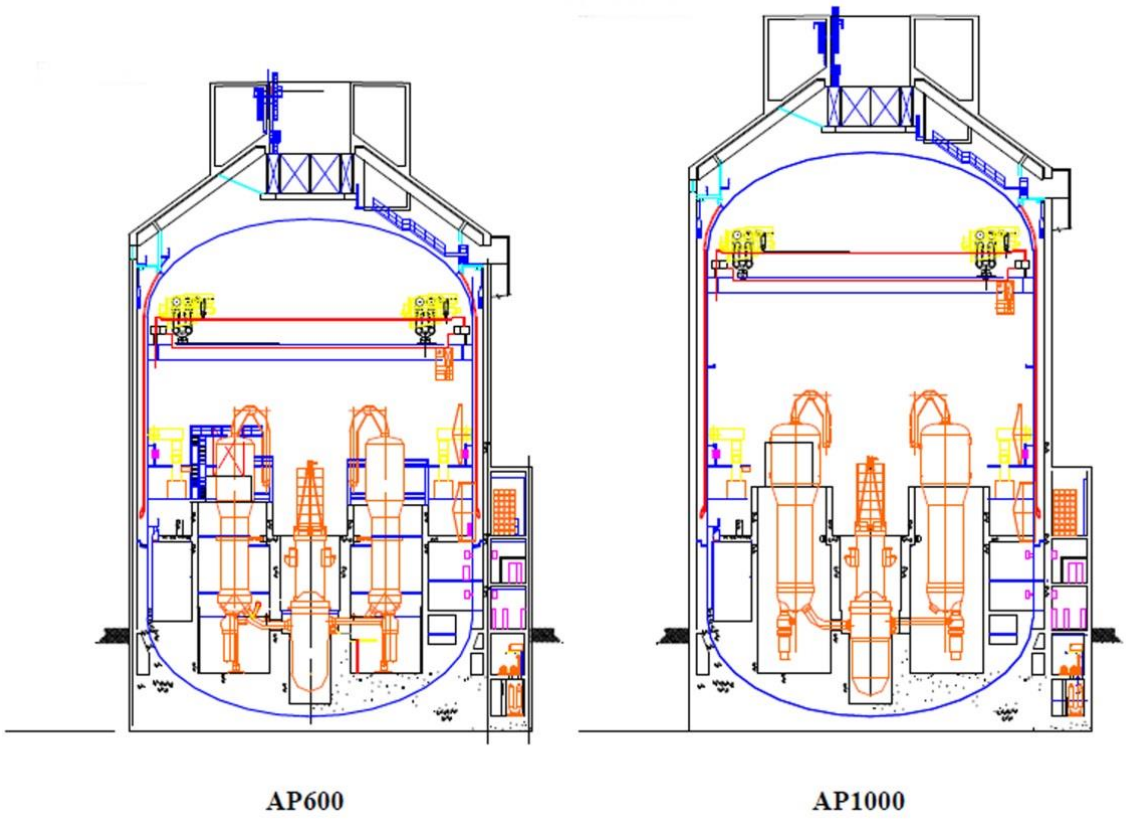


Legenda; 1-Aberturas de ventilação; 2-Tanques de água; 3-Estrutura de defesa; 4-Piscina de combustível irradiado; 5-Cavidade para inundação; 6-Sala de controle; 7-Conteção; 8-Escudo de concreto.

Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

A comparação entre as plantas do AP-600 e o AP-1000 está representada na Figura 9. Sendo o AP-1000 basicamente o mesmo projeto do AP-600, mas com uma taxa superior de potência para obtenção de melhores escalas de economia. Os sistemas passivos de segurança do AP-1000 são essencialmente os mesmos do AP-600, com exceção de algumas mudanças na capacidade de alguns componentes, detalhes no ANEXO C.

Figura 9 – Comparação das plantas do reator AP-600 e AP-1000.



Fonte: WESTINGHOUSE (2014).

A comparação entre as principais características do AP-1000 e seu antecessor o AP-600, estão representadas na Tabela 3 e no ANEXO C.

Tabela 3 – Comparação entre os reatores AP-600 e AP-1000.

Parâmetros	AP-600	AP-1000
Potência Elétrica	610MW	1115MW
Potência Térmica	1933MW	3400MW
Potência Linear	13,5kW/m	18,8kW/m
Temperatura da tubulação quente	316ºC	321ºC
Número de elementos combustível	145	157
Tipos de elementos combustível	17x17	17x17
Altura útil do combustível	3,7m	4,3m
Barras de controle	45	53
Diâmetro interno do vaso de pressão	3,99m	3,99m
Fluxo no vaso de pressão	44,1m³/h	68,1m³/h
Área do gerador de vapor	6970m²	11600m²
Volume do pressurizador	45,3m³	59,5m³

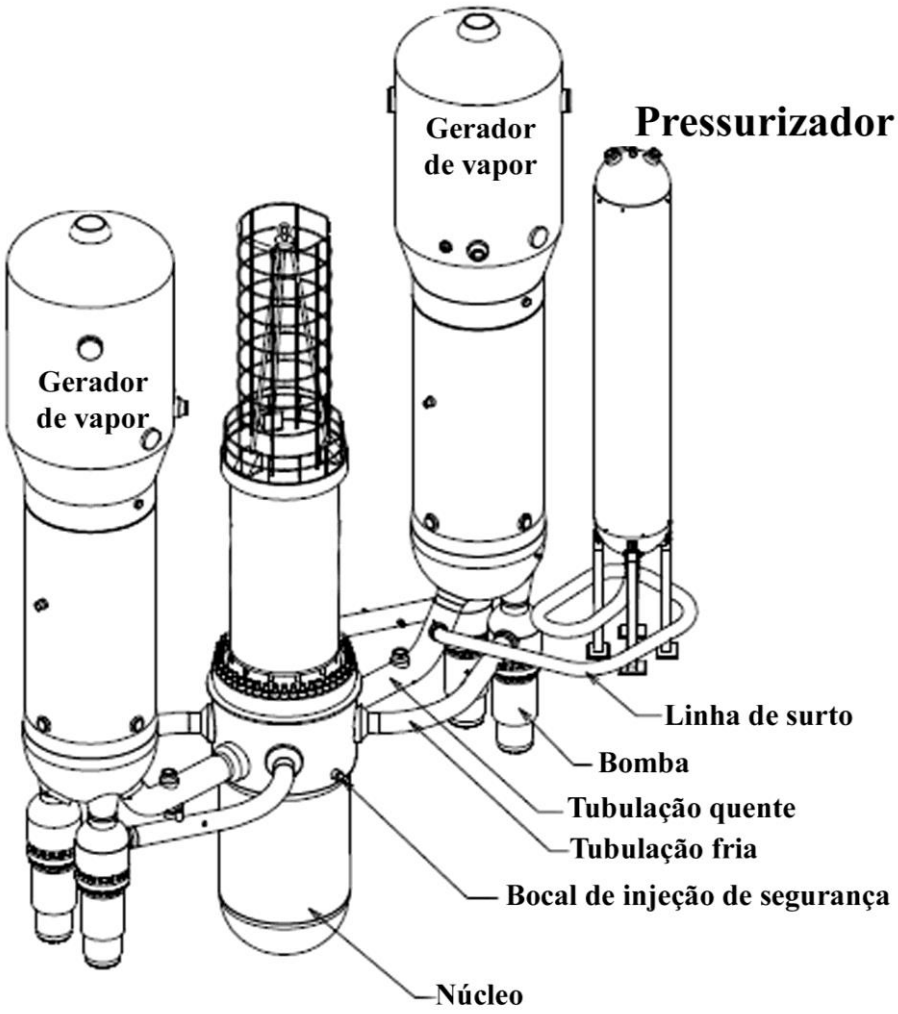
Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

2.3.1 Circuito primário e suas principais características

O circuito primário retém a maioria das características gerais de projetos decorrentes, porém com algumas modernidades adicionais visando melhorar a segurança e manutenção dos sistemas, mais detalhes no ANEXO H. Sendo constituído de dois circuitos de transferência de calor (Figura 10) cada um com uma única tubulação quente e duas frias, um gerador de vapor e duas bombas de refrigeração, instaladas diretamente no gerador de vapor, eliminando-se assim, a tubulação primária entre as bombas e o gerador de vapor. Uma estrutura de suporte simplificada para os sistemas primários, reduz as inspeções em serviço e melhora a acessibilidade para uma eventual manutenção.

O limite de pressão do sistema de refrigeração fornece uma barreira contra a saída de radioatividade gerada e foi planejada para fornecer um alto grau de integridade ao longo de toda a operação.

Figura 10 – Sistema de refrigeração do núcleo.



Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

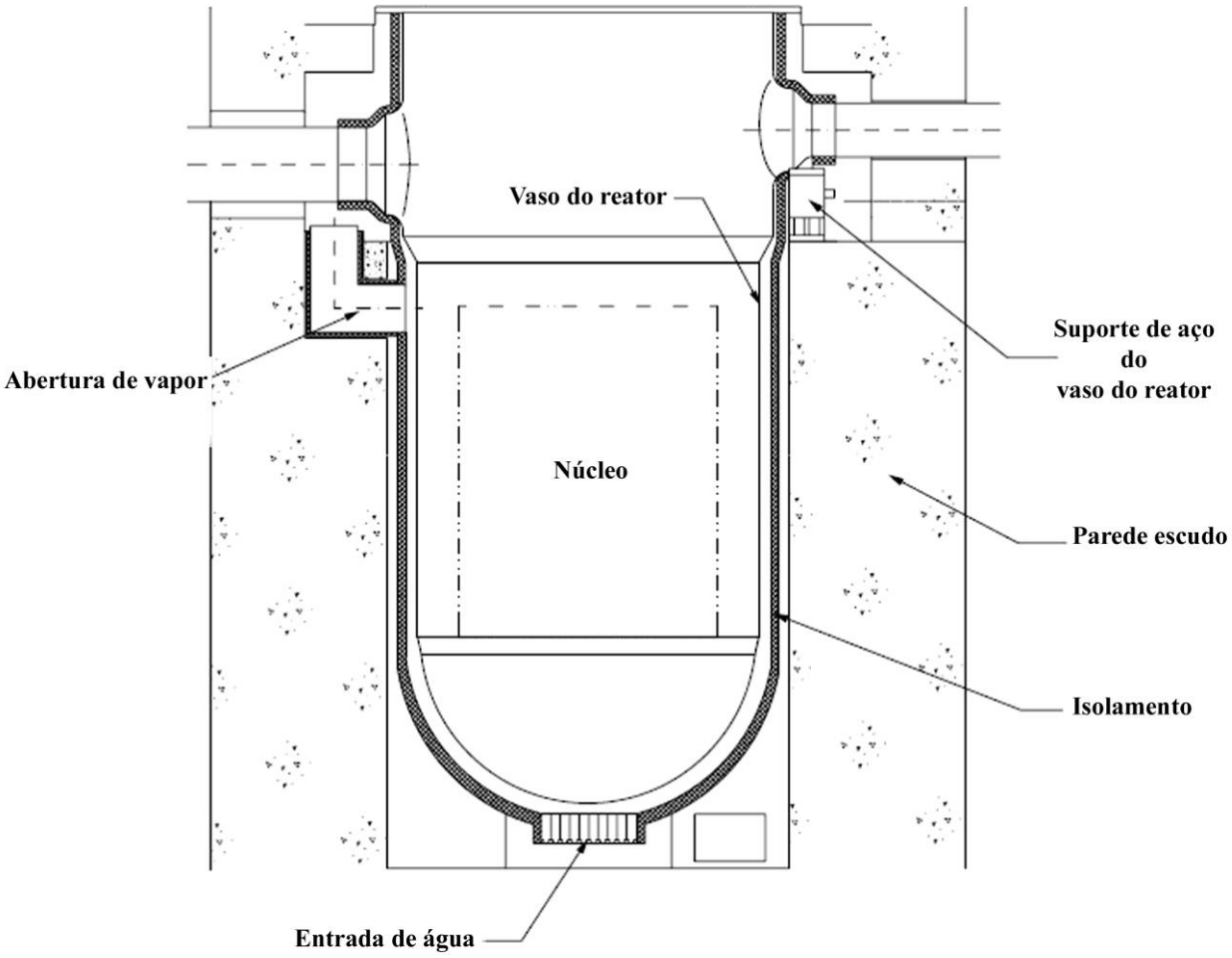
2.3.2 Núcleo do reator

O vaso e o núcleo do AP-1000 de maneira geral é semelhante aos projetos convencionais PWRs (Figura 11). Para melhorar as características de desempenho do projeto, foram realizadas diversas modificações importantes, baseada em tecnologia acançada. O núcleo consiste de três regiões radiais que diferem no enriquecimento, variando de 2,35% até 4,8%. O coeficiente de temperatura de reatividade do núcleo é altamente negativo (ANEXO G). Projetado para um ciclo de combustível de duração 18 meses, com um fator de capacidade em torno de 93% e com queima de combustível média de 60000MWd/t.

São utilizadas barras de controle de baixo valor de concentração para alcançar a carga diária sem requerer alterações na concentração do boro solúvel. O uso em conjunto com uma carga automatizada segue a estratégia de controle eliminando assim, a necessidade de processar milhares de galões de água por dia, para modificar a concentração.

Tem-se como resultado a simplificação dos sistemas através da eliminação do equipamento de processamento de boro evaporado, tais como; bombas, válvulas e tubulações. Com a exceção dos materiais absorventes de nêutrons utilizados, o projeto do conjunto de barras é idêntico ao de um conjunto com controle normal.

Figura 11 – Núcleo do reator ou vaso do reator.

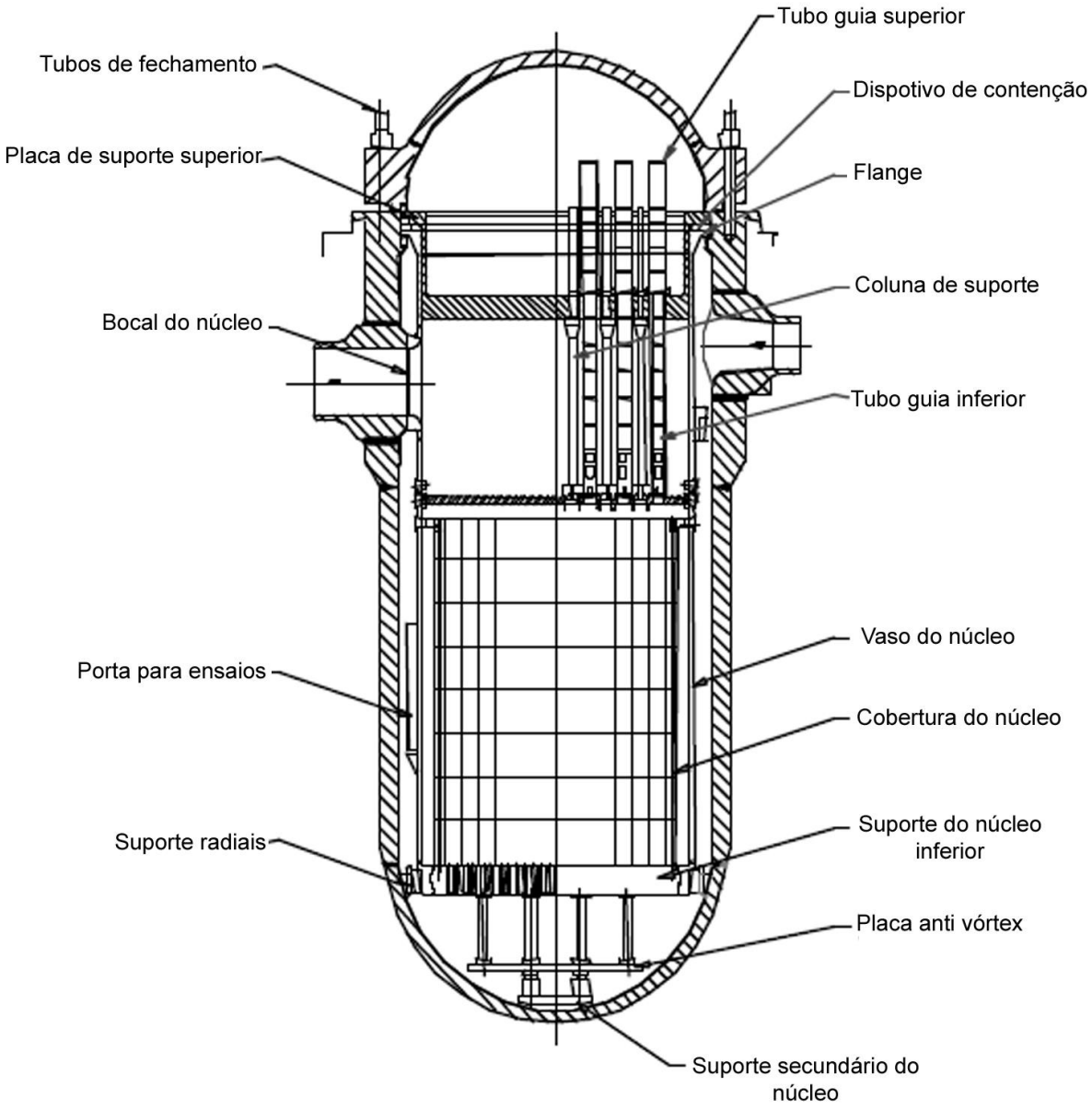


Fonte: Adaptado de LAMARSH e BARATTA (2001).

2.3.3 Componentes primários

O vaso de pressão é o limite de contenção da alta pressão (Figura 12). Utilizado para suportar e proteger o núcleo. Possui um formato cilíndrico com a extremidade inferior e superior hemisférica de flange removível. No ANEXO I encontra-se o esquema simplificado do circuito primário de um reator PWR.

Figura 12 – Vaso de pressão.



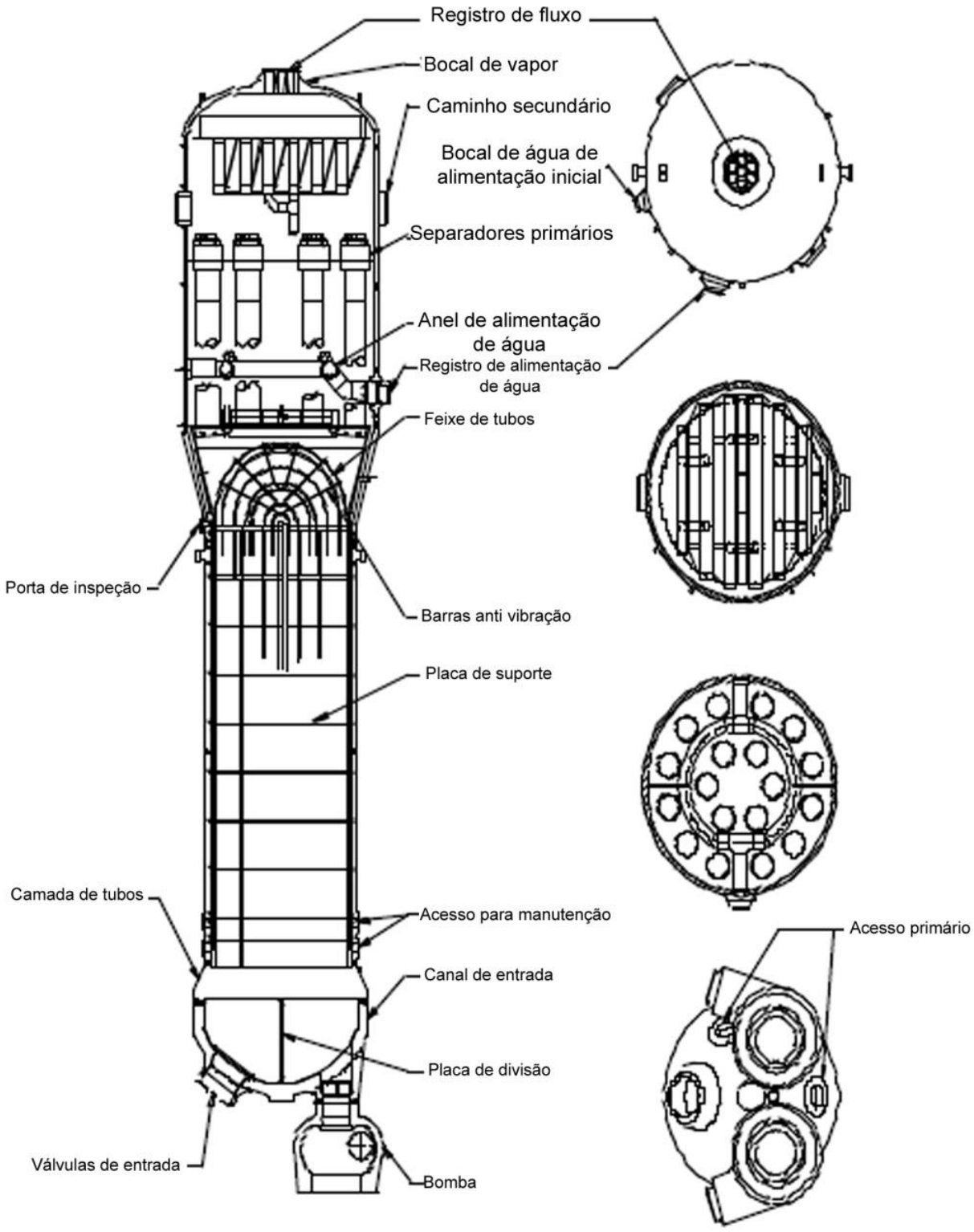
Fonte: Adaptado de LAMARSH E BARATTA (2001).

Possui 12m de comprimento e 3,988m de diâmetro na região do núcleo. As superfícies as quais permanecem molhadas durante a operação e reabastecimento são soldadas sobrepostas e revestidas de aço inoxidável. Tem a capacidade para suportar uma pressão de 17,1MPa e uma temperatura de 343ºC por 60 anos. Há um aprimoramento de segurança, na região abaixo do topo do núcleo, assim, não existe penetrações no vaso do reator, eliminando-se a possibilidade de um acidente com perda de refrigerante o que poderia levar a exposição do material radioativo.

São dois os geradores de vapor do modelo Delta-125 (Figura 13). Seu projeto é baseado em modelos antigos, semelhante ao Delta-75 ou Delta-94.

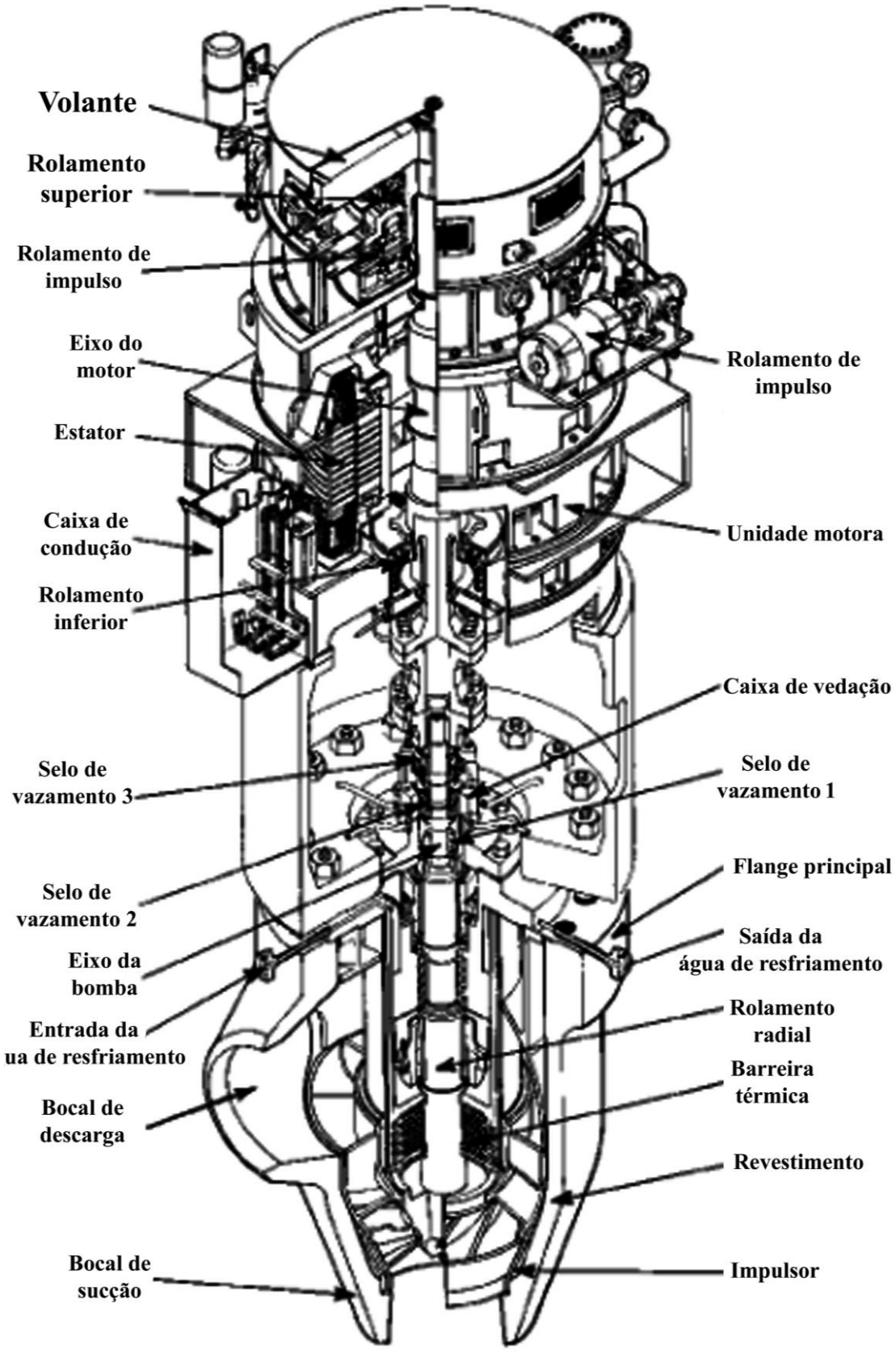
As bombas de refrigeração, Figura 14, são de alta inércia, confiáveis e de baixa manutenção. São hermeticamente seladas (eliminando uma potencial falha de vedação, aumentando assim significativamente a segurança e reduzindo a manutenção). Possuem a função de fazer o refrigerante deslocar-se por tubulações dos circuitos e dos geradores de vapor. Baseiam-se em modelos antigos do AP-600, porém seu motor é minimizado através do uso de um controlador de velocidade variável para reduzir os requisitos de energia do motor durante as condições de refrigeração. Duas bombas são montadas diretamente na extremidade inferior de cada gerador de vapor, eliminando o cruzamento da tubulação do circuito de refrigeração, reduzindo a queda de pressão do circuito e simplificando a base e o sistema de suporte para o gerador de vapor, bombas e tubulações.

Figura 13 – Gerador de vapor.



Fonte: Adaptado de RODRIGUES (2012).

Figura 14 – Bomba.



Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

2.3.4 Custo de construção

Desde o início, o reator em estudo nesse trabalho, foi projetado para reduzir os custos de capital e de ser economicamente competitivo com plantas movidas a combustíveis fósseis atuais. Essa planta reduz a quantidade de equipamento de segurança básico, exigido por meio de sistemas de segurança passiva. Consequentemente menos de um volume de construção é necessário para abrigar o equipamento de segurança (cerca de 45% menos do que um típico reator). O projeto de construção modular reduz ainda mais o tempo de construção e determinados riscos. O trabalho foi transferido para fábricas com a sua melhor qualidade e controle de custos, bem como os custos de trabalho os quais são menores comparados ao canteiro de obras. Permitindo que mais tarefas sejam executadas em paralelo. Com os novos recursos de modelagem de computação, a fabricante é capaz de aperfeiçoar e coreografar o plano de construção de uma unidade do reator com antecedência por simulação. O resultado é uma alta confiança no cronograma (WESTINGHOUSE, 2014).

2.4 Análise dimensional e similaridade

A similaridade entre protótipos e seus respectivos modelos não se restringe a área das ciências exatas, podendo ser aplicada na biologia, na medicina e na economia. A questão central da similaridade consiste na obtenção de grupos adimensionais comuns a estrutura projetada e ao modelo utilizado, usando como ferramenta a análise dimensional. Essa, em conjunto com o estudo do caso, torna-se possível a geração de dados experimentais. Assim, é possível descrever o fenômeno por completo e não se restringir a um experimento específico o qual foi realizado. Sendo possível a realização de um número reduzido de ações bem selecionadas para elucidação de um problema, economizando-se, assim, tempo e dinheiro.

Um dos alicerces da análise dimensional é o princípio da homogeneidade dimensional ou princípio de Fourier. Consiste em toda relação funcional expressando um processo físico ou uma lei natural, deva ser invariante a qualquer mudança do sistema de unidades adotado (CARNEIRO, 1993). Um método de adimensionalização foi proposto por Zuber *et al*. (2005) para avaliação da despressurização de centrais nucleares em acidente com perda de refrigerante. Esse método conhecido como Análise de Escala Fracional, mostra-se eficaz na avaliação dos fenômenos envolvidos. Inicialmente para analisar um problema, esse, é avaliado por meio de um modelo matemático simples o suficiente para obtenção de uma solução. Posteriormente, são

realizadas medições experimentais para verificação dos resultados analíticos e com base nessas medições a análise é refinada. Entretanto, a análise por meio de experimentos é ao mesmo tempo onerosa e delongada. Para esses casos, a análise dimensional é uma ferramenta de grande relevância para a redução do tempo e gastos do projeto.

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

•Vasos de reatores nucleares e outras estruturas submetidas a altas pressões;

•Estruturas subaquáticas;

•Estruturas que, geralmente, possuem grandes dimensões ou configurações complexas (por exemplo; pontes, galpões, aviões etc.);

•Problemas envolvendo a transmissão de calor, em particular a condução e a convecção.

Wulff (1996) demonstrou a importância da análise em escala com experimentos em instalações de dimensões reduzidas para simulação de sistemas térmicos e hidráulicos. Nesse estudo, ele mostrou que a análise de escala, facilita a classificação dos fenômenos de acordo com a ordem de prioridade, selecionando parâmetros de forma racional e eficaz. O uso de fatores de escala facilita bastante o processo de modelagem, já que tais fatores descomplicam o manuseio dos dados e tornam a técnica de modelagem mais compreensível. Deve-se salientar; um fator de escala se refere a uma variável física particular e não ao modelo.

Buckingham (1914), Bridgeman (1927) e Langhaar (1951) desenvolveram a teoria geral da análise dimensional e a aplicação nos processos de transferência de calor por convecção foi mostrada por Kreith em (1977). O método de Buckingham (1914) caracteriza-se por ser experimental, ou seja, consiste em estabelecer, por meio de experimentos, observações e medidas cuidadosas, as maneiras como as variáveis pertinentes a um determinado fenômeno físico se relacionam. Há, ainda, outro método de análise dimensional que se baseia no princípio da homogeneidade dimensional, chamado de Análise de Equações Diferenciais. Esse consiste em aplicar um modelo matemático para descrever um fenômeno físico com a finalidade de obter informações qualitativas por meio de relações entre variáveis de interesse.

A partir do teorema π de Buckingham pode-se afirmar que o número N de grupos adimensionais independentes, associados ao fenômeno físico é igual ao número total de parâmetros dimensionais pertinentes, I, menos o número de dimensões fundamentais, J,

necessários para definir as dimensões de todos os, *I*, parâmetros. A relação entre os vários grupos adimensionais π_1, π_2.... π_n é dada pela fórmula geral:

$$\pi_1 = F(\pi_2, \pi_3, \dots, \pi_i, \dots, \pi_N) \quad (1)$$

Têm-se como exemplo parâmetros dimensionais tais como; velocidade média e de escoamento, viscosidade, densidade, condutibilidade térmica, calor especifico, coeficiente de transferência de calor, diâmetro e posição axial. Adotando esses oito parâmetros dimensionais (*I=8*) e quatro dimensões fundamentais (*J=4*), e aplicando o teorema π de Buckingham, existirão quatro grupos adimensionais:

$$N = I - J = 4 \quad (2)$$

Os grupos adimensionais são expressos como um produto de potência de grandezas dimensionais, cujo resultado apresenta-se com natureza adimensional, isto é, sua fórmula dimensional é igual a unidade. Pode-se exemplificar a análise dimensional das equações diferenciais a Equação de Navier-Stokes:

$$\frac{d\vec{U}}{dt} = g - \frac{\nabla P}{\rho} + v\nabla^2\vec{U} \quad (3)$$

Onde define-se, $\frac{D}{Dt}$, como sendo o operador da derivada substancial dado por; $\frac{d}{dt} = \frac{\partial}{\partial t} + \overrightarrow{U\nabla}$

Caso uma equação diferencial descrevendo um determinado escoamento de um fluido é conhecida, então a homogeneidade dimensional requer que cada termo da equação tenha a mesma unidade. É evidente que a similaridade geométrica e cinemática dão condições necessárias para retratar um escoamento em um protótipo, porém somente essas duas não são o suficiente. Elas somente estarão garantidas, se os grupos ou números adimensionais encontrados tiverem o mesmo valor tanto para o modelo quanto para o protótipo.

Desde que haja similaridade geométrica, pode expressar os conceitos de similaridade cinemática e dinâmica em termo analítico da seguinte maneira:

$$\frac{A_{modelo}}{A_{protótipo}} = \left(\frac{A_m}{A_p}\right) = \left(\frac{L_m^2}{L_p^2}\right) = \lambda_L^2 \quad (4)$$

Igualmente para o volume, v (modelo/protótipo):

$$\frac{V_{modelo}}{V_{protótipo}} = \left(\frac{V_m}{V_p}\right) = \left(\frac{L_m^3}{L_p^3}\right) = \lambda_L^3 \quad (5)$$

Para que exista similaridade cinemática, u, (modelo/protótipo) tem-se:

$$\frac{U_{modelo}}{U_{protótipo}} = \left(\frac{\frac{L_m}{t_m}}{\frac{L_P}{t_P}}\right) = \left(\frac{\lambda_L}{\lambda_P}\right) = \lambda_u \quad (6)$$

λ_u, fator de escala de velocidade, λ_l, fator de escala de comprimento, λ_p, fator de escala de pressão. Para ocorrer similaridade dinâmica, F, (modelo/protótipo), é utilizada a 2º Lei de Newton ao modelo e ao protótipo dessa forma:

$$\frac{F_m}{F_p} = \left(\frac{M_m a_m}{M_p a_p}\right) \quad (7)$$

Com relação entre massa (m) e densidade (ρ), tem-se:

$$\frac{F_{modelo}}{F_{protótipo}} = \left(\frac{\rho_m L_m^3}{\rho_p L_p^3}\right)\left(\frac{\frac{L_m}{t_m^2}}{\frac{L_p}{t_p^2}}\right) = \left(\frac{\rho_m}{\rho_p}\right)\left(\lambda_L^3\right)\left(\frac{\lambda_L}{\lambda_P^2}\right) \quad (8)$$

$$\frac{F_{modelo}}{F_{protótipo}} = \left(\frac{\rho_m}{\rho_p}\right)\left(\lambda_L^2\right)\left(\frac{\lambda_L}{\lambda_P^2}\right) \quad (9)$$

$$\frac{F_{modelo}}{F_{protótipo}} = (\lambda_P)\left(\lambda_L^2\right)(\lambda_u^2) = \lambda_F \quad (10)$$

De acordo com Ishi e Kataoka (1984) as leis de escala e os métodos para análise da convecção forçada de escoamentos monofásicos são práticas bem acolhidas no desenvolvimento de projetos. Um projeto de um circuito em escala reduzida deverá priorizar resultados que de maneira eficaz, façam uma combinação de parâmetros que simulem os fenômenos mais representativos dos experimentos os quais deseja analisar. A similaridade obedece a dois conceitos básicos; similaridade qualitativa, em que o mesmo fenômeno físico deverá estar presente tanto no modelo quanto no protótipo; e similaridade quantitativa, onde as variáveis dependentes deverão pertencer ao processo.

2.5 Análise de Escala Fracional (FSA)

Em 2005 uma nova metodologia foi desenvolvida por Zuber *et al.*, (2005) para promover análises de escala em processo dependentes do tempo e que envolviam um agregado de módulos e processos interativos. A metodologia conhecida como Análise de Escala Fracional (FSA) baseia-se em dois conceitos; escala fracional e hierarquia. A escala fracional é utilizada para o fornecimento de dados experimentais que gerem critérios quantitativos de avaliação, além de parâmetros operacionais em processos térmicos e hidráulicos de centrais nucleares (SILVA, 2008).

A aplicação e a validação inicial da FSA foram demonstradas em acidentes com perda de refrigerante identificando processos dominantes e classificando-os quantitativamente de acordo com sua importância. É fundamentada na formulação integral, uma vez que seu interesse está voltado às escalas espacial e temporal de um sistema, ou seja, um agregado de componentes que interagem entre si. Dada a região do espaço caracterizada por uma variável, V, a qual sofre uma mudança provocada por uma agente, Φ, então, de acordo com o método:

$$\frac{dV}{dt} = \Phi \tag{11}$$

Define-se a taxa de variação fracional, ω, da variável V, por:

$$\omega = \frac{1}{v}\frac{dV}{dt} = \frac{\Phi}{v} \tag{12}$$

A qual, também pode ser expressada por:

$$\Omega = \omega\delta t = \frac{\Phi}{V_0}\delta t \tag{13}$$

Processos que possuem as mesmas métricas de efeito são semelhantes pois suas variáveis sofreram a mesma mudança fracional. Quando se faz uso dessa nova metodologia, a similaridade requer apenas a igualdade dos valores de Ω, desprezando-se os parâmetros ω e δt (ZUBER *et al.*, 2005). Ao realizar uma experiência no modelo através das escalas de similaridade derivadas por esse método resultará na evolução temporal do protótipo e tal curva deverá estar correta dentro dos limites implicados na aproximação supracitada. É impossível a

obtenção de similaridade para todos os fenômenos, somente obtém-se resultados satisfatórios para as variáveis essenciais ou mais importantes, em um projeto de seção de teste.

Foi demonstrado por Catton *et al*. (2005), que em acidentes com perda de refrigerante de alta intensidade, um dos agentes dominantes de variação, era a energia térmica armazenada no combustível. Assim a FSA pôde classificar os processos de forma quantitativa e objetiva de acordo com sua relevância, além de identificar deficiências de escala, a partir da Eq.(14), a qual representa a taxa de despressurização de um fluido no volume, V, de um sistema, (WULFF *et al*., 2005):

$$\frac{dp}{dt} = \frac{1}{VK_{s,sis}}\left[-\sum \dot{V}_j + \frac{v_{fg}}{h_{fg}}\left(\dot{Q}_{2\phi}\right)_{liq.} + \sum_{j=l,v}\left(\frac{\beta_j}{\rho_j.C_{pj}}\dot{Q}_{liq.}\right) + \left(\frac{\beta}{\rho.C_p}\right)P_B + \frac{\gamma-1}{\gamma}\frac{\dot{Q}_{N_2}}{p}\right] = \sum_j \Phi_j \qquad (14)$$

Nessa equação são definidas as taxas individuais de contração ou dilatação volumétrica, $\dot{V}_j$ e os agentes individuais de variação de pressão Φ_j. O termo $K_{s,sis}$ representa a compressibilidade isoentrópica do sistema, obtido pela soma das compressibilidades isoentrópicas individuais ponderadas pelas respectivas frações volumétricas. Os seis termos no interior da Eq.(14) representam todos os agentes possíveis responsáveis pela despressurização do circuito primário.

Wulff *et al*. (2005) definiram a variação fracional da pressão conforme a Eq.(15):

$$0 \leq p^+ = \frac{p(t)-p_{amb}}{p_0-p_{amb}} = \frac{p(t)-p_{amb}}{\Delta p} \leq 1 \qquad (15)$$

Onde o termo p(t) é a pressão em função de um tempo, p_{amb} é a pressão ambiente, p_0 e a pressão inicial e Δp a variação de pressão. Cada termo de variação da Eq.(14) é normalizado, de forma que suas variáveis adimensionais sejam de ordem unitária. Se, Y_0, é o valor de referência inicial para o agente de variação, Y(t), o termo normalizado tem a forma:

$$Y^+(t) = \frac{Y(t)}{Y_0} \qquad (16)$$

As taxas de variação volumétrica, $\dot{V}_j(t)$, passam a ser adimensionalizadas segundo a Eq. (17):

$$\dot{V}_j^+ = \frac{\dot{V}_j(t)}{\dot{V}_j(0)} \tag{17}$$

Fazendo uma combinação com as Eqs.(14), (16) e (17), obtém-se a Eq.(18), cujo termos são definidos na Tabela 2.

$$\frac{dp^+}{dt} = \omega_r \Phi_r^+ + \omega_{2\phi} \Phi_{2\phi}^+ + \omega_l \Phi_l^+ + \omega_v \Phi_v^+ + \omega_{P_B} \Phi_{P_B}^+ + \omega_{N_2} \Phi_{N_2}^+ \tag{18}$$

Além de terem grande utilidade na síntese de dados para o sistema as taxas de variação fracional, ω, fornecem o critério de escala para projetos e classificam os agentes de variação, Φ, de acordo com a sua importância. Elas, presente na Eq.(18), multiplicadas por um tempo de referência, t_{ref}, originam as métricas de efeito fracional, $\Omega_j = \omega_j . t_{ref}$, o qual deve ter o mesmo valor em todas as instalações onde se deseje representar o mesmo fenômeno. Observa-se que só existirá similaridade no comportamento das pressões ao longo do tempo, se cada agente normalizado também possuir o mesmo valor no modelo e no protótipo (WULFF *et al*., 2005). Os agentes de variação fracional normalizados e as taxas iniciais de variação fracional são apresentados na Tabela 4.

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

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

Fonte: adaptado de SILVA (2008).

Onde, $\dot{Q}_{l,v}$, $\dot{Q}_{2\phi}$, $\dot{Q}_{N_2}$, e P_B representam, respectivamente, as transferências de calor para uma fase, para duas fases, para o gás inerte (nitrogênio) e a potência de bombeamento. Sendo os termos com sobrescrito "+" representam os termos adimensionais. Os termos K_{sis}, v_{lv}, h_{lv}, β, ρ, C_p e γ 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 a pressão constante e o expoente isentrópico. O tempo adimensionalizado possui a seguinte forma:

$$t^+ = |\omega_r| t \tag{19}$$

Tornando assim a Eq.(14) em:

$$\frac{dp^+}{dt^+} = \Phi_r^+ + \sum_{j=2}^{6} \hat{\omega}_j \Phi_j^+ \tag{20}$$

As razões das taxas de variação fracional correspondentes aos grupos, π, dos métodos tradicionais de escala (WULFF, 1996), são definidas, no início do acidente com perda de refrigerante, por:

$$\hat{\omega}_j = \frac{\omega_j}{|\omega_r|}, \; j=2...6, \; |\hat{\omega}_j| < 1, \; \hat{\omega}_1 = \hat{\omega}_r = 1 \tag{21}$$

Mesmo assim, esse procedimento não escala o tempo corretamente para todo o conjunto. Para uma correta escala de tempo, devem-se agregar todos os agentes de variação. Assim, divide-se a Eq.(21), pela taxa de variação fracional do conjunto dada pela soma das taxas individuais, conforme a Eq.(22):

$$t^+ = |\Omega| = |\bar{\omega}| t \tag{22}$$

Sendo as taxas de variação fracional presentes na Eq.(22), as taxas iniciais em condições de potência máxima e considerando que o sistema se encontra no estado estacionário, quando há ocorrência de ruptura, todos os agentes de variação estão equilibrados, constituindo a ruptura a única exceção. Fazendo com que para o caso especial de uma perda de refrigerante, a taxa de variação fracional do agregado coincida com a taxa de variação fracional da ruptura. Para

normalizar a Eq.(18), deve-se utilizar a normalização de cada taxa de variação volumétrica, dividindo-a pela do agregado, como exposto pelas Eqs.(23) e (24):

$$\dot{V}_j^+ = \frac{\dot{V}_j(t)}{|\sum_j \dot{V}_j|_{t=0}} \tag{23}$$

Realizando a substituição da Eq.(23) na Eq.(20) conduz à Eq.(24), na qual o termo, Φ_j^+, representa cada agente de variação normalizado:

$$\frac{dp^+}{dt} = \frac{|\sum_j \dot{V}_j|_{t=0} \sum_j \dot{V}_j}{V\Delta p(K_{s,sis})_0 K_{s,sis}^+} = \frac{|\sum_j \omega_j|}{K_{s,sis}^+} = |\bar{\omega}| \sum_j \phi_j^+ \tag{24}$$

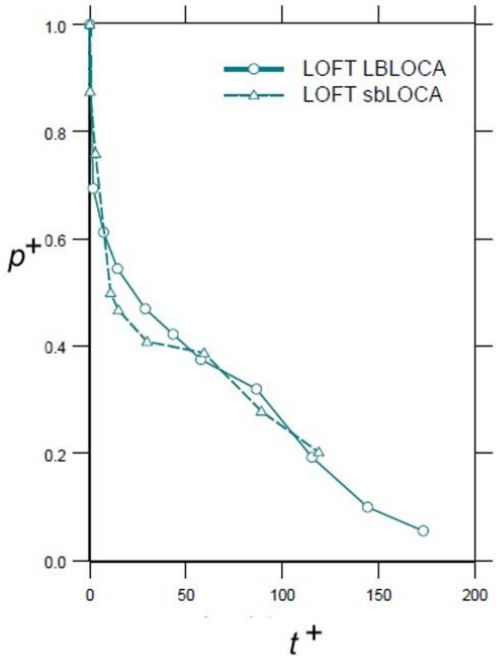
Porém, como definido na Eq.(24), a divisão da Eq.(23) pelo módulo da taxa de variação fracional, ω, do conjunto, termo antes do somatório do lado direito dessa equação, resulta no tempo adimensional, t^+, correto para o processo. Sendo assim, a taxa de variação de pressão adimensional (dp^+/dt^+) é definida pela Eq.(25):

$$\frac{dp^+}{dt^+} = \sum_{j=1}^{6} \phi_j^+ \tag{25}$$

Demonstra-se a aplicabilidade da FSA em duas instalações de testes de PWRs, LOFT (*Loss of Fluid Test*) e Semiscale. Sendo a primeira com um volume correspondente a 1/48 de um PWR com 3000MW térmicos, desenvolvido pela Westinghouse Co. A segunda possui um volume que corresponde a 1/1700 do mesmo reator de referência. Para LOCAs de grandes intensidades, realiza-se a demonstração com uma ruptura (localizada na perna fria) cuja área corresponde a 200% da área de escoamento (WULFF *et al*., 2005).

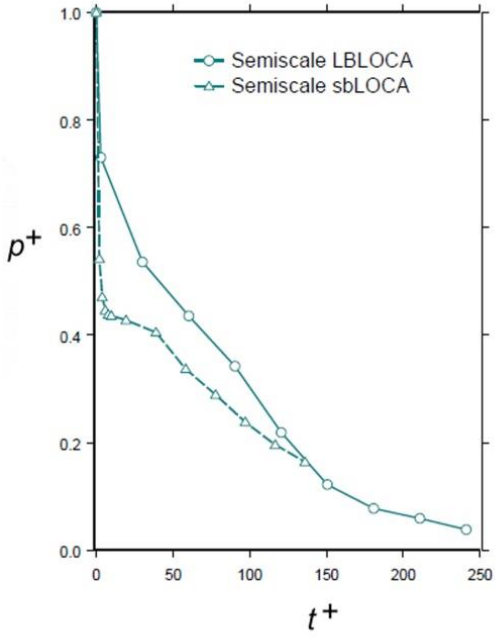
Comprova-se, também a eficiência dessa metodologia para LOCAs de pequenas intensidades na instalação LOFT, com uma ruptura cuja área era igual a 0,1% de área de escoamento, enquanto a instalação Semiscale, as percentagens da área de ruptura tinham variação de 2,5%, 5% e 10% da área de escoamento (WULFF *et al.*, 2005). A afinidade entre as curvas, exibida pelas Figuras 15, 16, 17, 18, evidência a eficácia do método proposto, independentemente da intensidade dos LOCAs e do tamanho das instalações de testes, de que essas obedeçam aos critérios estabelecidos pela metodologia em questão.

Figura 15 – LOCAs de grande e pequena intensidades em uma instalação LOFT.



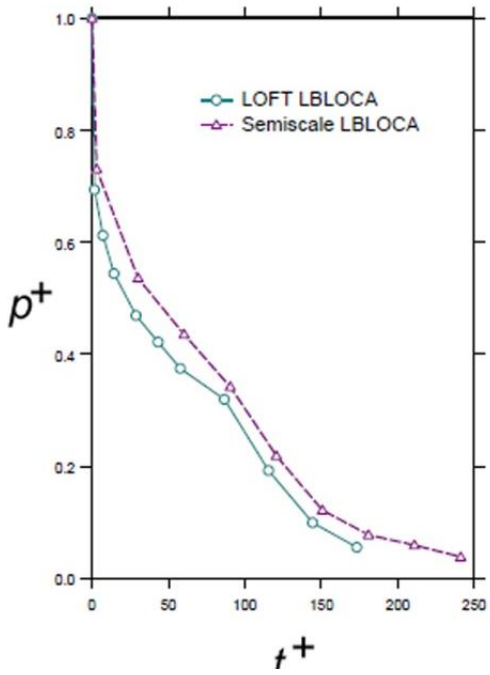
Fonte: ZUBER et al. (2005).

Figura 16 – LOCAs de grande e pequena intensidade em uma instalação Semiscale.



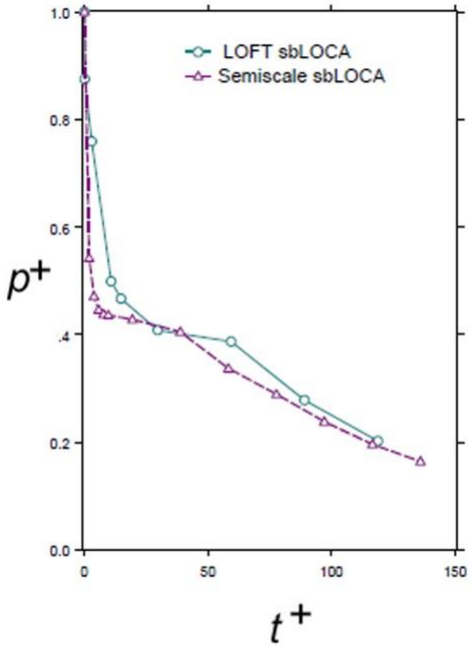
Fonte: ZUBER et al. (2005).

Figura 17 – Despressurização com LOCA de alta intensidade nas instalações LOFT e Semiscale.



Fonte: ZUBER et al. (2005).

Figura 18 – Despressurização com LOCA de pequena intensidade nas instalações LOFT e Semiscale.



Fonte: ZUBER et al. (2005).

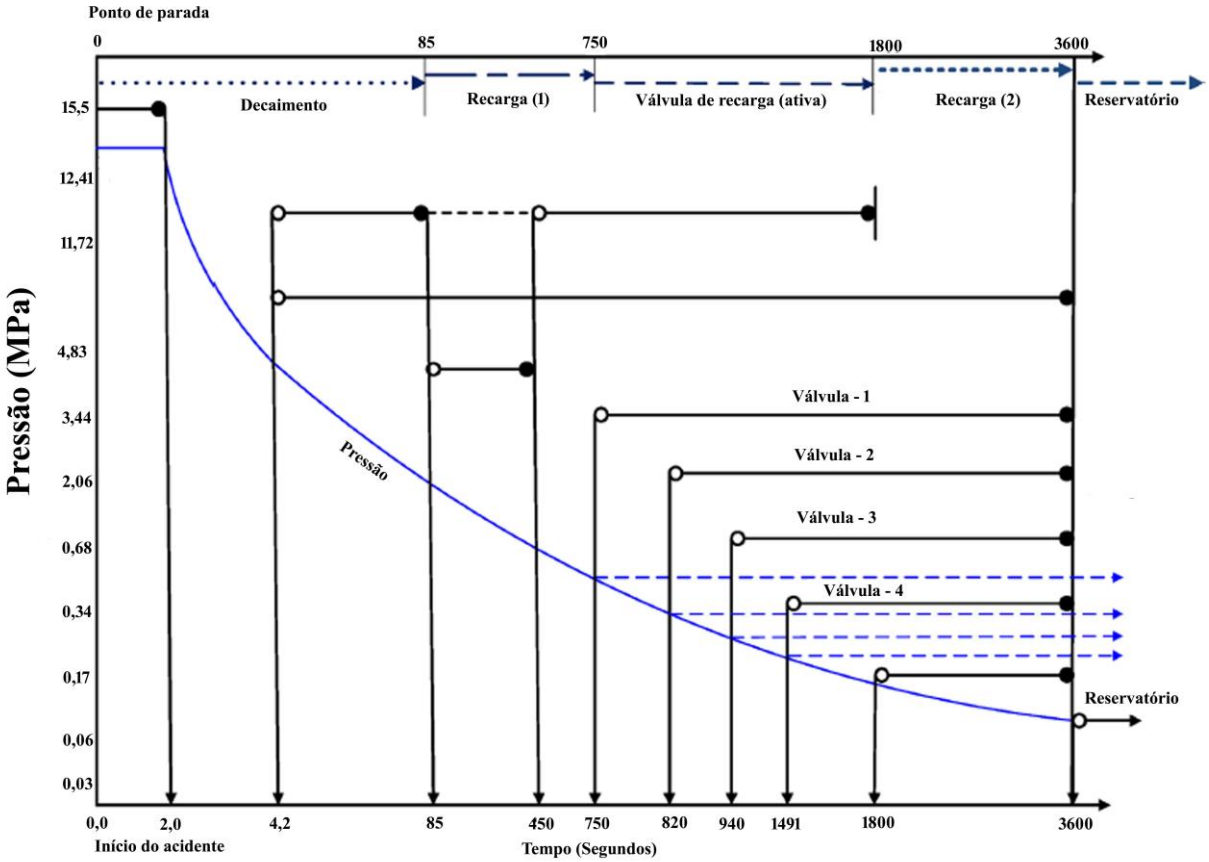
2.6 Acidente com perda de refrigerante LOCA (*Loss of Coolant Accident*)

Uma característica bastante importante de um reator nuclear particularmente se o mesmo esteve em operação durante um período de tempo muito longo. É que, apesar do sistema de controle cessar a reação em cadeia muito rapidamente com os nêutrons atrasados, causando uma demora de alguns minutos antes que esta reação seja completamente extinta. Ainda, assim, existe uma liberação de energia considerável pelo combustível nuclear devido ao decaimento dos produtos de fissão radioativos acumulados. Essa energia precisa ser retirada do núcleo por intermédio de circulação contínua de refrigeração, pois, caso contrário, a temperatura do combustível nuclear subirá, podendo causar derretimento de componentes do núcleo ou reações químicas que ocorrem a temperaturas elevadas, tais como a reação entre o zircônio e vapor de água em temperaturas maiores que 1200ºC. O núcleo de um reator submerso devido à perda de líquido de arrefecimento (LOCA) foi, primeiramente, modelado matematicamente por Carbiener e Cudnik (1969). Já Nahavandi *et al.* (1979), utilizaram de técnicas de escala linear ao núcleo, esse separado em duas partes, um pleno superior e outro inferior. Assim concluíram que nesse modelo idealizado criaria um conjunto de regras de escala com tempos diferentes.

Um acidente de perda de refrigerante é um modo de falha para um reator e, se não for controlado de forma segura, os resultados podem resultar em danos severos, principalmente em seu núcleo. A Figura 19, detalha passo a passo o decaimento da pressão e os eventos de uma ruptura de 10 polegadas no reator AP-1000. Em cada um existem sistemas de resfriamento de emergência do núcleo, característico, para lidar com uma perda do líquido de refrigeração. É de conhecimento de que os reatores nucleares geram calor em seu interior; para remover o calor e convertê-lo em energia elétrica útil, um sistema de refrigeração é utilizado. Caso esse fluxo de refrigeração (ou refrigerante) for reduzido, ou perdido totalmente, o núcleo do reator sofre um corte de emergência e para a fissão de reação em cadeia. O calor gerado após o desligamento do reator chega perto de 5 a 6% de sua potência térmica. Caso todos os processos de refrigeração do núcleo não funcionarem em perfeito estado, esse calor pode aumentar a temperatura do reservatório para um ponto de danificar o núcleo do reator por completo.

Com a presença de água, essa poderá ferver, rompendo assim suas tubulações. Por esse motivo as usinas nucleares são equipadas e operam a pressão utilizando válvulas de alívio e fontes de segurança de água para um processo de refrigeração. Algumas particularidades podem ser encontradas no ANEXO H e I.

Figura 19 – Processos despressurização devido a um acidente com perda de refrigerante, de pequena intensidade no reator AP-1000.



Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

Alguns projetos fazem uso da segurança passiva, o qual possui como principal característica impedir que colapsos ocorram em circunstâncias extremas. Um exemplo de segurança passiva é o hidrogênio moderado, autorregulador de energia de módulo nuclear, em que a decomposição química do hidreto de urânio interrompe a reação de fissão, removendo o moderador de hidrogênio

Silva (2008) realizou uma análise de confiabilidade do reator AP-1000 durante o cenário de um grande LOCA na perna fria e desenvolveu as árvores de falha e de eventos para tal cenário, assim também como avaliou quantitativamente a frequência de degradação do núcleo, devido a falhas do sistema passivo de segurança. Os resultados obtidos mostraram que o reator AP-1000 possui uma frequência de degradação do núcleo decorrente desse evento muito baixa comparado as usinas de água pressurizada convencionais.

Rahim *et al*. (2012) estudaram um grande acidente de perda de refrigerante no AP-1000, fazendo uma simulação computacional através do software MATLAB e comparando os

resultados com os documentos de segurança do reator. Simularam também o desempenho de materiais e tubulações do reator com o propósito de avaliar seu desempenho ao longo de um acidente dessa categoria.

Liu *et al.* (2013) verificaram o desempenho em pequena escala da bomba de circulação do líquido refrigerante, presente no sistema primário do reator AP-1000. Simularam um acidente de perda de pressão e obtiveram bons resultados comparando o experimento com dados teóricos fornecidos pela fabricante do reator.

Soares (2014) estudou um acidente com perda de refrigerante em um reator PWR através do código computacional RELAP. Considerou um acidente com perda de refrigerante com área de ruptura de 160cm² na tubulação fria do sistema de refrigeração do reator da planta da usina nuclear de Angra II, com o reator operando em condição estacionária, a 100% de potência. Demonstrou que o sistema de refrigeração de emergência do núcleo promoveu o resfriamento necessário para se evitar danos nos elementos combustíveis. Concluiu que a longo prazo, as bombas de remoção de calor residual realizam o resfriamento do núcleo através da operação que succiona do poço da contenção, resfria através do trocador de calor residual e injeta novamente no núcleo.

Kawanishi *et al.* (2003) efetuaram pequenos testes de acidente de perda de refrigerante, simulando uma ruptura na válvula de alívio do pressurizador utilizando uma instalação de testes de emergência. Os tamanhos das rupturas foram de 0,25 e 0,88% de uma ruptura de guilhotina de uma tubulação primária. O resultado adquirido foi: um núcleo mantido completamente coberto com mistura de duas fases durante a pequena ruptura (LOCA) e suficientemente arrefecido por condensação de refluxo no gerador de vapor mesmo após a circulação natural do sistema primário parar.

Ammirable *et al.* (2015) analisaram a radioatividade na forma de aerossóis e vapores de gases químicos liberados de um núcleo e do circuito primário danificado. A liberação e o transporte dos produtos de fissão no circuito foram estudados em uma perda de refrigerante, através de uma ruptura média, assim também, a perda total de energia elétrica em um reator PWR. Utiliza-se o código computacional ASTECV1.3rev2 para obtenção dos resultados. Conclui-se que a localização da ruptura na tubulação fria tem um impacto nos caminhos de fluxo de gás transportado no circuito primário afetando assim, a temperatura no estágio superior local onde ocorrem as reações.

Kukita *et al.* (1990) discutem o efeito da localização de quebra na taxa de fluxo de ruptura e as transições de fluxo, durante um acidente com perda de refrigerante em um reator

de água pressurizada. Foram realizados experimentos com rupturas de 0,0508m no plenum inferior, topo do pressurizador, tubulação fria e quente. A principal observação desses testes foi a mudança na qualidade do fluxo de ruptura com o tempo e a secagem contínua do núcleo, irrecuperável.

Hashim *et al.* (2014) compararam resultados de diversos tipos de LOCA no reator AP-1000. Atestaram que o sistema de segurança passiva do reator é eficaz e todo o processo de despressurização do reator é feito de maneira segura. Ainda que o AP-1000 sofra uma ruptura grande em uma tubulação fria, as válvulas de segurança, controlam todo o processo automaticamente.

Xie e He (2012) realizaram a uma simulação de uma grande ruptura em uma tubulação fria do reator AP-1000, através do código SCDAP/RELAP5. Os resultados mostraram que a condução axial de calor desempenha um papel importante na fase de realimentação e pode efetivamente encurtar esse processo. A simulação concluiu que o revestimento permanecerá intacto e o produto de fissão não será liberado do combustível para o refrigerante nesse tipo de acidente.

Borges (2001) simulou um acidente com perda de refrigerante na linha do sistema de resfriamento de emergência do núcleo, conectada a uma tubulação fria do circuito primário de Angra II. A área de ruptura foi pequena medindo cerca de 380cm². A metodologia utilizada para atingir os objetivos foi a simulação com o código RELAP5. Os resultados foram satisfatórios quando comparados aos dados apresentados no Relatório de Final de Análise de Segurança de Angra II.

2.7 Convecção natural em reatores

Uma grande quantidade de equipamentos dissipam energia em forma de calor e em vários casos esse é retirado de forma natural, por um processo ou um mecanismo denominado convecção natural. O que faz um fluido circular naturalmente em um local seria basicamente explicado pela diferença de densidades entre uma camada mais quente que sobe e outra mais fria que desce. Esse gradiente de densidade pode ser causado termicamente, como acontece em ‘circuitos’ do tipo, termosifão ou adiabático, o que ocorre em um reator de pesquisa. Onde o núcleo é a fonte a qual fornece calor ao fluido da parte inferior do tanque e a coluna de fluido acima da chaminé seria a fonte fria. Em sistemas como esse a circulação é estabelecida sem a

utilização de qualquer dispositivo, apenas as leis da Física agem fornecendo o mecanismo necessário para tal movimentação do fluido.

A primeira grande utilização de sistemas de circulação natural aconteceu por volta de 1940, na indústria automobilística e hoje é utilizada largamente nas indústrias químicas e de geração de energia. A utilização desses sistemas em reatores nucleares apresenta-se muito vantajosa, pois proporciona uma redução no custo total de implantação, operação e manutenção de planta. Obtém-se, assim, uma redução do número de bombas e sistemas secundários os quais esses projetos necessitam. A vazão aumenta com a potência do sistema e outro fator importante é a capacidade intrínseca dos sistemas de circulação natural equilibrar eventuais más distribuições de potência no inventário.

Pelo ponto de vista de segurança do reator, uma aplicação de sistemas de circulação natural elimina os riscos provenientes de falhas nos sistemas de bombeamento e sistemas auxiliares, visto que é um sistema baseado em leis básicas e naturais e que não são passiveis de falha.

A análise de resistência à temperatura do fundo de um vaso de pressão com falha dos elementos combustíveis ou mesmo em estudos relacionados a aspectos de segurança de reatores em acidentes severos, devem ter como base a compreensão bem clara do conceito de transferência de calor por convecção natural.

A maioria das equações que regem o estudo da convecção natural é, de forma geral, complexa e a sua aplicação torna-se mais conveniente com a adimensionalização dos termos. Comumente estuda-se o comportamento de escoamentos de fluidos em reatores com convecção natural por meio de números adimensionais. O número de Rayleigh tem grande aplicação na análise de estabilidade do estado de repouso de uma lâmina de fluido sob aquecimento e pode ser utilizado como parâmetro de análise de regimes de escoamento.

Rayleigh (1916, apud ZVIRIN, 1981), após uma análise criteriosa do fenômeno, chegou à conclusão de que a circulação natural é criada, pelo aquecimento do fluido situado em regiões inferiores e do seu resfriamento realizado acima dessa. Duffey e Sursock (1987) chegaram a resolução das equações de momentum, balanço de massa e energia, sob condições pré estacionárias, afim de investigar o fenômeno da circulação natural como ferramenta na remoção de calor.

Backer Jr. *et al.* (1976) demonstraram equações de fenômenos físicos, como a convecção natural e químicos decorrentes, com o foco na análise da interação do concreto do vaso de pressão de um reator com compostos produzidos em reações entre materiais derretidos.

Obtiveram como resultados taxas de fluxo de calor na parte superior, as quais são maiores comparadas com parte inferior.

Farhadieh e Backer (1978) realizaram uma avaliação detalhada da capacidade de remoção de calor pelo sistema de refrigeração externa do vaso de pressão do reator, como forma de prevenção do comprometimento físico do mesmo no caso de acidente com perda de refrigerante. As análises experimentais como água circundante no espaço entre o vaso de pressão e o revestimento que o envolve mostrou bons resultados da remoção de calor por convecção natural da água. Observaram ainda que as características de penetração do líquido quente nas paredes sólidas, são afetadas pela densidade e viscosidade, enquanto que o aumento de tal penetração foi afetado apenas pela taxa de calor volumétrico.

Rodrigues (2012) apresentou um método de análise dos limites termoidráulicos de um reator de água pressurizada típico através de resolução numérica das equações de transferência de calor aplicado às varetas combustível. Os limites termoidráulicos estudados foram; a temperatura limite do combustível e a ebulição da água. Esses estudos serviram para verificar, a melhor condição de funcionamento do reator considerando as características analisadas. Um estudo experimental do fenômeno de transferência de calor por convecção foi realizado por Yang *et al*. (2006), para escoamentos de fluidos sob circulação natural em uma tubulação aquecida. Assim, compararam os coeficientes de transferência de calor médio e local, com previsões fornecidas por correlações de escoamentos forçados, fornecidos pela literatura. Concluíram que o número de Nusselt em regiões completamente desenvolvidas tem redução de 30%.

Em 1995, Vijayan *et al.*, realizaram simulações de um comportamento oscilatório da circulação monofásica com escoamentos repetitivos reversos em circuitos de forma retangular com utilização de código computacional denominado ATHLET (*Analysis of Thermal-hydraulics of Leaks and Transients*). Esse foi capaz de prever o comportamento instável e reproduzir as características do comportamento oscilatório observado.

Oliveira (2002) realizou estudos termoidráulicos de uma planta PWR, através de uma modelagem matemática dos circuitos primário e secundário. Como resultado obteve uma ferramenta importante para o estudo básico de um sistema de controle típico do reator e para auxiliar no entendimento dos complexos fenômenos neutrônicos, de transferência de calor e de mecânica dos fluidos relacionados ao circuito primário do sistema.

A circulação natural em um reator do tipo AP-1000 pode ocorrer após uma ruptura repentina em todas as tubulações conectadas ao vaso do reator (ANEXO E). Esse regime de

circulação natural é estabelecido na medida que o fluido aquecido se dirige para câmara superior e é substituído pelo fluido da câmara inferior.

2.7.1 Vantagens da circulação natural

As eliminações da fonte de alimentação e das bombas de circulação podem simplificar muito a construção, operação e manutenção do sistema. Essa é a primeira vantagem da circulação natural. Ademais, a eliminação das bombas e tubos de ligação também eliminam alguns cenários de acidentes associados como; perda de fluxo das bombas, acidentes de ruptura de selo da bomba e efeitos de turbulência durante a parada devida a um pequeno acidente de perda de refrigerante. A segunda vantagem é a distribuição do fluxo em paralelo ao canal do núcleo ser muito mais uniforme em um sistema de circulação natural. Além disso, as características do escoamento bifásico em função da potência são também melhores no sistema de circulação natural, causando um aumento do escoamento com a potência considerando que o fluxo decresce com o aumento da potência e uma circulação forçada.

Devido aos baixos requisitos, o sistema de circulação natural de um reator tende a ter o fluido com um grande volume e relativamente uma baixa densidade de potência comparada com um sistema de circulação forçada. Tem-se como resultado a resposta térmica do sistema de circulação natural ser lenta, dando tempo suficiente para os operadores responderem as turbulências das plantas.

2.7.2 Desvantagens da circulação natural

Com a velocidade de escoamento lenta, essa seria a primeira desvantagem do sistema de circulação natural. Para aumento de potência do reator, teria que existir um aumento da altura ou uma diminuição da resistência do circuito, o que poderiam ocasionar um aumento nos custos de uma planta de reator. No geral, o fluxo de massa través da circulação natural no sistema primário do reator é lento. Como consequência disso, o canal de potência máxima permitida é menor conduzida para um grande volume do núcleo comparado, com o sistema de circulação forçada de mesma classificação. Entretanto, grandes volumes de fluxo de massa no núcleo podem resultar em problemas de controles por zonas e estabilidades. Enquanto a instabilidade é comum a ambos os sistemas de circulação (a natural e a forçada), inerente a isso, a circulação natural é menos estável, comparada ao sistema de circulação forçada. Esse fato está atribuído à

não linearidade natural do fenômeno de circulação natural, onde qualquer mudança na direção da força afeta o fluxo, que por sua vez afeta a força motriz, o qual pode levar a um comportamento oscilatório (WESTINGHOUSE, 2014).

O fluxo de massa na circulação natural de reatores é menor do que na circulação forçada, e tende a usar o escoamento máximo admissível de saída para minimizar o seu tamanho. O fenômeno da circulação natural nos reatores inicia-se a partir da estagnação das condições de pressões e de temperaturas entre a parte superior e inferior do vaso do reator. A pressão ao passar por uma zona instável tenta evitar uma ocorrência de instabilidade prematura do fluxo crítico de calor. Sob essas circunstâncias, é essencial especificar o início do procedimento que causa instabilidade.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Fazendo uso das regras tradicionais de similaridade, é possível determinar e analisar os principais parâmetros de uma seção de testes, visando à possibilidade de refrigeração no AP-1000, por convecção natural, no caso de uma parada de bomba. Pela aplicação da FSA, determinam-se parâmetros adicionais a fim de que um acidente de perda de refrigerante possa ser analisado na mesma seção. Para realização dos cálculos utiliza-se os ANEXOS M e N.

3.1 Aplicação da Análise de Escala Fracional (FSA)

Partindo da Eq.(26), obtém-se a escala de pressão para o modelo. Utiliza-se essa técnica para obtenção do modelo com menor distorção de escala possível em relação ao protótipo. É calculada a taxa de variação total do volume do sistema, escrita na forma:

$$\frac{dV}{dt} = \dot{V} \tag{26}$$

Em que dV/dt é a taxa de variação de volume e $\dot{V}$ é a vazão volumétrica a qual escapa pela ruptura. Com a utilização das derivadas termodinâmicas, o volume específico do fluido dependente da pressão (P) e da entropia (s) pode ser calculado:

$$v = v(P, s) \tag{27}$$

Então:

$$\frac{dV}{dt} = M\frac{dv}{dt} = M\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_s \frac{dP}{dt} + M\left(\frac{\partial v}{\partial s}\right)_P \frac{ds}{dt} \tag{28}$$

O termo dv/dt é taxa de variação de volume específico, dependente das taxas de pressão (dP/dt) e entropia (ds/dt). Para encontrar a taxa de variação de pressão, igualam-se as Eqs.(26) e (28), obtendo a taxa de variação de pressão dP/dt:

$$\frac{dP}{dt} = \frac{\left[\dot{V} - M\left(\frac{\partial v}{\partial s}\right)_P \frac{ds}{dt}\right]}{M\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_s} \tag{29}$$

Das relações termodinâmicas:

$$M\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_s = \frac{V}{v}\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_s = V\left[\frac{1}{v}\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_s\right] = V\left[-\frac{1}{\rho\alpha}\right] \tag{30}$$

Com α definido como a velocidade local do som no fluido. Por fim, substituindo a Eq.(30) na Eq.(29), resulta em:

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{VK_{sis}}\left[-\dot{V} + M\left(\frac{\partial v}{\partial s}\right)_P \frac{ds}{dt}\right] \tag{31}$$

Sendo K_{sis} a compressibilidade isentrópica do sistema, determinada pela razão:

$$K_{sis} = \left(\frac{1}{\rho\alpha}\right) \tag{32}$$

Tem-se a Eq.(33) reescrita a partir da Eq.(31) para um sistema com transferência de calor para uma única fase. Desta maneira:

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{VK_{sis}}\left[-\dot{V} + \left(\frac{\beta}{\rho C_p}\right)_{1\emptyset} \dot{Q}_{1\emptyset}\right] \tag{33}$$

Em que β, ρ, C_p e $\dot{Q}_{1\emptyset}$ corresponde, respectivamente, ao coeficiente de dilatação volumétrica, densidade absoluta, calor específico e coeficiente de transferência de calor para uma única fase. A Eq.(33) pode ser aplicada para um vaso de pressão com transferência de calor monofásico presente no vaso de um reator de água pressurizada, seja líquida ou vapor, como condição inicial. Para uma simples despressurização, sem a contribuição de transferência de calor é obtida pela Eq.(34) a partir da Eq.(33):

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{VK_{sis}}\left[-\dot{V}\right] \tag{34}$$

3.1.1 Normalização dos termos

Para a aplicação da metodologia adotada, a normalização dos termos se faz necessária. Assim, é possível garantir termos adimensionais de ordem unitária. Segundo WULFF *et al.* (2005), a pressão normalizada tem ordem unitária durante o processo de despressurização, satisfazendo o primeiro princípio de escala:

$$0 \leq P^{+} = \frac{P(t)-P_{amb}}{P_{máx}-P_{amb}} = \frac{P(t)-P_{amb}}{\Delta P} \leq 1 \tag{35}$$

Em que P_{amb} é a pressão ambiente, $P_{máx}$ é a pressão máxima, ΔP é a variação de pressão e P(t) a pressão em função de um tempo (t).

Reescrevendo-se a Eq.(35), obtém-se:

$$P(t) = P^{+}\Delta P + P_{amb} \tag{36}$$

O processo de normalização dos demais termos segue o procedimento padrão de escala. O agente de variação do lado direito da Eq.(35) deverá ser normalizado, para, assim, obter a variável adimensional, de ordem unitária. Na Eq.(37), o termo de normalização Y_0, representa o valor inicial do agente de variação Y(t), desde que Y_0 represente o valor máximo da variável Y(t):

$$Y^{+}(t) = \frac{Y(t)}{Y_0} \tag{37}$$

Para normalização da taxa de variação volumétrica, faz-se necessária uma normalização como mostrado na Eq.(38):

$$\dot{V}^{+}(t) = \frac{\dot{V}(t)}{\dot{V}(0)} \tag{38}$$

Com a combinação das Eqs.(34), (35) e (36), obtém-se:

$$\Delta P \frac{dP^{+}}{dt} = \frac{1}{V}\left[-\frac{\dot{V}(t)K_{sis}(0)}{\dot{V}(0)K_{sis}(t)}\right]\left[\frac{\dot{V}(0)}{K_{sis}(0)}\right] \tag{39}$$

Tem-se, de outra forma:

$$\frac{dP^+}{dt} = \left[\frac{1}{V\Delta P}\right]\left[\frac{\dot{V}(0)}{K_{sis}(0)}\right]\left[-\frac{\dot{V}}{K_{sis}^+}\right] \tag{40}$$

Define-se, de acordo com a FSA ,a taxa de variação fracional, ω, e o agente de variação em escala Φ^+, proveniente da Eq.(14):

$$\omega_1 = \left[\frac{1}{V\Delta P}\right]\left[\frac{\dot{V}(0)}{K_{sis}(0)}\right] \tag{41}$$

$$\Phi_1^+ = -\frac{\dot{V}^+}{K_{sis}^+} \tag{42}$$

$$\omega_2 = \frac{\left(\frac{V_{fg}}{h_{fg}}\right)}{V\Delta P\left(K_{s,sis}\right)_0}\dot{Q}_{2\emptyset} \tag{43}$$

$$\Phi_2^+ = \frac{\left(\frac{V_{fg}}{h_{fg}}\right)^+}{K_{s,sis}^+}\dot{Q}_{2\emptyset}^+ \tag{44}$$

$$\omega_{3,4} = \frac{\left(\beta/(\rho c_p)\right)_{l,v}}{V\Delta P\left(K_{s,sis}\right)_0}\dot{Q}_{l,v} \tag{45}$$

$$\Phi_{3,4}^+ = \frac{\left(\beta/(\rho c_p)\right)_{l,v}^+}{K_{s,sis}^+} \tag{46}$$

$$\omega_{P_B} = \frac{\left(\beta/(\rho c_p)\right)_{l,0}}{V\Delta P\left(K_{s,sis}\right)_0}(P_B) \tag{47}$$

$$\Phi_{P_B}^+ = \frac{\left(\beta/(\rho c_p)\right)_l^+}{K_{s,sis}^+}P_B^+ \tag{48}$$

Os termos, $\dot{Q}_{l,v}$, $\dot{Q}_{2\emptyset}$, P_B representam, respectivamente, transferência de calor para uma fase, para as duas fases e a potência de bombeamento. Na Eq.(49), a taxa de variação da pressão normalizada fica em função dos termos da taxa de variação fracional e do agente de variação em escala:

$$\frac{dP^+}{dt} = \omega_1\Phi_1^+ + \omega_2\Phi_2^+ + \omega_3\Phi_3^+ + \omega_4\Phi_4^+ + \omega_5\Phi_5^+ \quad (49)$$

Considera-se a taxa de variação fracional relacionada ao agente de ruptura como sendo a maior. Os outros agentes se mostram de pouca relevância como levantado por WULFF *et al.* (2005). Ainda como procedimento faz-se necessária a adimensionalização do tempo, t. Sendo assim, o tempo adimensionalizado passa a ter a seguinte forma:

$$t^+ = |\bar{\omega}|t \quad (50)$$

Com o tempo adimensionalizado tem-se a Eq.(20) na forma:

$$\frac{dP^+}{dt^+} = \Phi_1^+ + \Phi_2^+ + \Phi_3^+ + \Phi_4^+ + \Phi_5^+ \quad (51)$$

A Eq.(51) tem como condição inicial dada por:

$$P^+(0) = 1 \quad (52)$$

Para escala de tempo de uma forma mais completa e correta, deve-se incluir todos os agentes de variação, dividindo a Eq.(50) pela taxa de variação fracional do agregado, dada pelo somatório das taxas individuais. Nesse caso, a taxa de variação fracional média inicial do sistema é a própria taxa de variação fracional individual devida à ruptura, visto que só ela possui atuação no sistema.

$$\bar{\omega} = \omega_1 + \sum_{j=2}^{n} \omega_j \quad (53)$$

$$\bar{\Omega} = \bar{\omega}t = t^+ \quad (54)$$

Cada métrica de efeito individual é definida pela Eq.(55) e deve possuir o mesmo valor em todas as instalações escaladas:

$$\Omega_j = \omega_j t \quad (55)$$

Para que haja similaridade entre modelo e protótipo, deve-se satisfazer a Eq.(56) a seguir:

$$(\omega_1 t)_m = (\omega_1 t)_p \tag{56}$$

ou

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\omega_{1,p}}{\omega_{1,m}} \tag{57}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \left(\frac{1}{V_p \Delta P_p}\right)\left(\frac{\dot{V}(0)_p}{K_{sis}(0)_p}\right)\left(\frac{V_m \Delta P_m}{1}\right)\left(\frac{K_{sis}(0)_m}{\dot{V}(0)_m}\right) \tag{58}$$

É retirada a notação de tempo inicial ou zero para os parâmetros de vazão volumétrica da ruptura e compressibilidade isentrópica do sistema, reescrevendo a Eq.(58) de uma forma mais precisa e compacta:

$$\frac{t_m}{t_p} = \left(\frac{V_m}{V_p}\right)\left(\frac{\Delta P_m}{\Delta P_p}\right)\left(\frac{K_{sis,m}}{K_{sis,p}}\right)\left(\frac{\dot{V}_p}{\dot{V}_m}\right) \tag{59}$$

$$S_t = S_v S_{\Delta P} S_{K_{sis}} \left(\frac{\dot{V}_p}{\dot{V}_m}\right) \tag{60}$$

$$\dot{V}_m = \left(\frac{S_v S_{\Delta P} S_{K_{sis}} \dot{V}_p}{S_t}\right) \tag{61}$$

A métrica de efeito relacionada à taxa de variação fracional, ω_2, pode ser obtida de maneira semelhante ao que foi feito com a Eq.(56), conforme é exigido pela FSA:

$$(\omega_2 t)_m = (\omega_2 t)_p \tag{62}$$

ou

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\omega_{2,p}}{\omega_{2,m}} \tag{63}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\left[\frac{\left(\frac{V_{fg,p}}{h_{fg,p}}\right)_0}{V_p \Delta P_p (K_{sis,p})}\right](Q_{2\emptyset,p})}{\left[\frac{\left(\frac{V_{fg,m}}{h_{fg,m}}\right)_0}{V_m \Delta P_m (K_{sis,m})}\right](Q_{2\emptyset,m})} = \left[\frac{\left(\frac{V_{fg,p}}{h_{fg,p}}\right)_0 (Q_{2\emptyset,p})}{V_p \Delta P_p (K_{sis,p})}\right]\left[\frac{V_m \Delta P_m (K_{sis,m})}{\left(\frac{V_{fg,m}}{h_{fg,m}}\right)_0 (Q_{2\emptyset,m})}\right] \tag{64}$$

Através da igualdade da Eq.(60), obtém-se a Eq.(67), para o a escala temporal:

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\left(\frac{V_{fg,p}}{h_{fg,p}}\right)_0}{\left(\frac{V_{fg,m}}{h_{fg,m}}\right)_0} \frac{(\Delta P_m)}{(\Delta P_p)} \frac{(Q_{2\emptyset,p})}{(Q_{2\emptyset,m})} \frac{(K_{sis,m})}{(K_{sis,p})} \frac{(V_m)}{(V_{p)}} \tag{65}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{(V_m)}{(V_{p)}} \frac{(\Delta P_m)}{(\Delta P_p)} \frac{(Q_{2\emptyset,p})}{(Q_{2\emptyset,m})} \frac{(K_{sis,m})}{(K_{sis,p})} \tag{66}$$

$$S_t = \left(S_V S_{\Delta P} S_{K_{sis}}\right) \frac{(Q_{2\emptyset,p})}{(Q_{2\emptyset,m})} \tag{67}$$

$$Q_{2\emptyset,m} = \left(\frac{S_V S_{\Delta P} S_{K_{sis}} Q_{2\emptyset,p}}{S_t}\right) \tag{68}$$

As métricas de efeito relativas a ω_3 (expansão térmica) e ω_4 (contração térmica) devem ter o mesmo valor no protótipo e no modelo:

$$(\omega_3 t)_m = (\omega_3 t)_p \tag{69}$$

Através da igualdade da Eq.(69), obtém-se as Eqs.(70), (71), (72), (73) e (74) para o tempo inicial igual a zero:

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\omega_{3p}}{\omega_{3m}} \tag{70}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\left[\frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p C p_p}\right)_{l,p}}{V_p \Delta P_p (K_{sis,p})}\right] \dot{Q}_{l,p}}{\left[\frac{\left(\frac{\beta}{\rho_m C p_m}\right)_{l,m}}{V_m \Delta P_m (K_{sis,m})}\right] \dot{Q}_{l,m}} = \left[\frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p C p_p}\right)_{l,p}}{V_p \Delta P_p (K_{sis,p})}\right] \dot{Q}_{l,p} \left[\frac{V_m \Delta P_m (K_{sis,m})}{\left(\frac{\beta}{\rho_m C p_m}\right)_{l,m}}\right] \dot{Q}_{l,m} \tag{71}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{(V_m \Delta P_m)(K_{sis,m})}{(V_p \Delta P_p)(K_{sis,p})} \frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p C p_p}\right)_{l,p}}{\left(\frac{\beta}{\rho_m C p_m}\right)_{l,m}} \left(\frac{\dot{Q}_{l,p}}{\dot{Q}_{l,m}}\right) \tag{72}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \left(\frac{V_m}{V_p}\right) \left(\frac{\Delta P_m}{\Delta P_p}\right) \left(\frac{K_{sis,m}}{K_{sis,p}}\right) \frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p C p_p}\right)_{l,p}}{\left(\frac{\beta}{\rho_m C p_m}\right)_{l,m}} \left(\frac{\dot{Q}_{l,p}}{\dot{Q}_{l,m}}\right) \tag{73}$$

$$\dot{Q}_{l,p} = \left(S_v S_{\Delta P} S_{K_{sis}}\right) \frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p c p_p}\right)_{l,p}}{\left(\frac{\beta}{\rho_m c p_m}\right)_{l,m}} \left(\frac{S_t}{\dot{Q}_{l,m}}\right) \tag{74}$$

Para contração térmica monofásica ω_4:

$$(\omega_4 t)_m = (\omega_4 t)_p \tag{75}$$

Partindo da igualdade na Eq.(75), obtém-se as Eqs.(76), (77), (78), (79), e (80) para o tempo inicial igual a zero:

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\omega_{4p}}{\omega_{4m}} \tag{76}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\left[\frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p c p_p}\right)_{v,p}}{V_p \Delta P_p (K_{sis,p})}\right] \dot{Q}_{v,p}}{\left[\frac{\left(\frac{\beta}{\rho_m c p_m}\right)_{l,m}}{V_m \Delta P_m (K_{sis,m})}\right] \dot{Q}_{v,m}} = \left[\frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p c p_p}\right)_{v,p}}{V_p \Delta P_p (K_{sis,p})}\right] \dot{Q}_{v,p} \left[\frac{V_m \Delta P_m (K_{sis,m})}{\left(\frac{\beta}{\rho_m c p_m}\right)_{v,m}}\right] \dot{Q}_{v,m} \tag{77}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{(V_m \Delta P_m)(K_{sis,m})}{(V_p \Delta P_p)(K_{sis,p})} \frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p c p_p}\right)_{v,p}}{\left(\frac{\beta}{\rho_m c p_m}\right)_{v,m}} \left(\frac{\dot{Q}_{v,p}}{\dot{Q}_{v,m}}\right) \tag{78}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \left(\frac{V_m}{V_p}\right) \left(\frac{\Delta P_m}{\Delta P_p}\right) \left(\frac{K_{sis,m}}{K_{sis,p}}\right) \frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p c p_p}\right)_{v,p}}{\left(\frac{\beta}{\rho_m c p_m}\right)_{v,m}} \left(\frac{\dot{Q}_{v,p}}{\dot{Q}_{v,m}}\right) \tag{79}$$

$$\dot{Q}_{v,m} = \left(S_v S_{\Delta P} S_{K_{sis}}\right) \frac{\left(\frac{\beta}{\rho_p c p_p}\right)_{v,p}}{\left(\frac{\beta}{\rho_m c p_m}\right)_{v,m}} \left(\frac{\dot{Q}_{v,p}}{S_t}\right) \tag{80}$$

Da mesma forma define-se ω_5, conforme é exigido pela FSA tem-se:

$$(\omega_5 t)_m = (\omega_5 t)_p \tag{81}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\omega_{5,p}}{\omega_{5,m}} \tag{82}$$

Através da igualdade da Eq.(69), obtém-se as Eqs.(83), (84), (85) e (86) para a potência da bomba do protótipo:

$$\frac{t_m}{t_p} = \frac{\left[\frac{\left(\frac{\beta_p}{\rho_p Cp_p}\right)_{l,0p}}{V_p \Delta P_p (K_{sis,p})}\right](Pb_p)}{\left[\frac{\left(\frac{\beta_m}{\rho_m Cp_m}\right)_{l,0m}}{V_m \Delta P_m (K_{sis,m})}\right](Pb_m)} = \left[\frac{\left(\frac{\beta_p}{\rho_p Cp_p}\right)_{l,0p}}{V_p \Delta P_p (K_{sis,p})}\right](P_{B_p})\left[\frac{V_m \Delta P_m (K_{sis,m})}{\left(\frac{\beta_m}{\rho_m Cp_m}\right)_{l,0m}}\right](P_{B_m}) \tag{83}$$

$$\frac{t_m}{t_p} = \left(\frac{V_m}{V_p}\right)\left(\frac{\Delta P_m}{\Delta P_p}\right)\left(\frac{K_{sis,m}}{K_{sis,p}}\right)\frac{(P_{B_m})}{(P_{B_p})} \tag{84}$$

$$S_t = (S_v S_{\Delta P} S_{k_{sis}})\frac{(P_{B_m})}{(P_{B_p})} \tag{85}$$

$$P_{B_p} = \left(\frac{S_v S_{\Delta P} S_{k_{sis}} P_{B_m}}{S_t}\right) \tag{86}$$

Definem-se os fatores de escala:

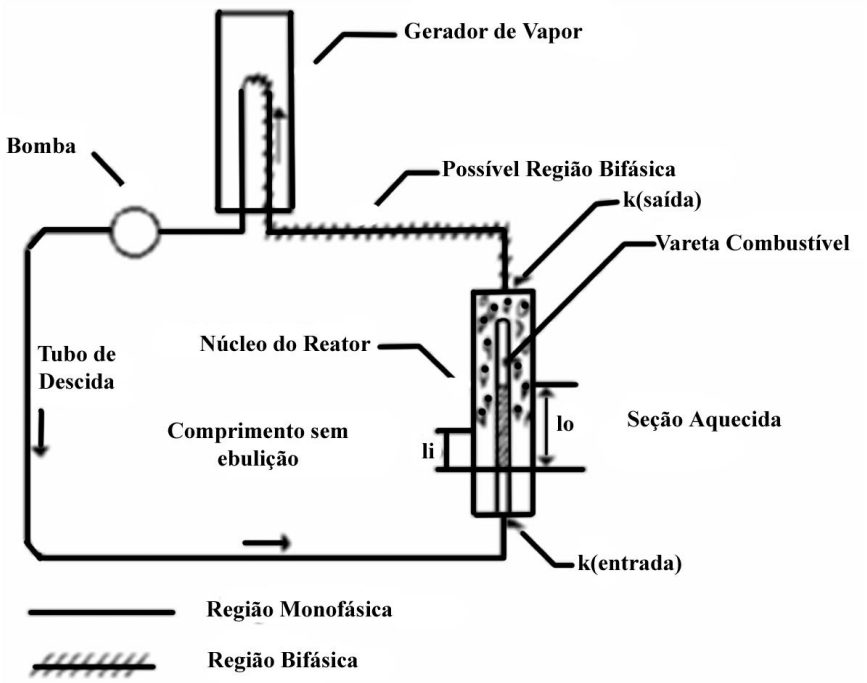
- Temporal: $S_t = t_m/t_p$;
- Volumétrica: $S_v = V_m/V_p$;
- Variação de pressão: $S_{\Delta P} = \Delta P_m/\Delta P_p$;
- Compressibilidade isentrópica do sistema: $S_{K_{sis}} = K_{sis,m}/K_{sis,p}$.

Para que haja similaridade entre o protótipo e o modelo, os adimensionais devem, portanto, apresentar curvas superpostas em todos os instantes de tempo adimensional, indicando variações relativas, ou métricas de efeito, idênticas. Foram obtidos os parâmetros de área de ruptura, volume, vazão volumétrica $\dot{V}$, taxa de variação fracional ω, escala temporal S_t e métrica de efeito Ω.

3.2 Similaridade para o fenômeno da convecção natural

Os parâmetros de similaridade para um sistema de circulação natural podem ser obtidos a partir das equações de balanço local ao longo de todo o sistema. Um sistema típico simplificado em consideração é mostrado na Figura 20.

Figura 20 – Esquema de circulação natural em um PWR.



Fonte: Adaptado de CUNHA (2004).

A seção simplificada da Figura 20 contém uma fonte de calor, um dissipador de calor, um sistema de tubulação de conexão e resistências de fluxo. Usando a suposição de Boussinesq para um sistema de convecção natural de fase única, o fluido considerado é incompressível, exceto no termo gravitacional na equação de momentum. Assim, a conservação pode ser expressa pelo seguinte conjunto de equações de equilíbrio, simplificadas com base em uma formulação unidimensional:

Equação de continuidade para i-ésima seção:

$$u_i = \left(\frac{a_0}{a_i}\right) u_r \tag{87}$$

A equação de momentum integral para i-ésima seção é dada por:

$$\rho = \frac{du_r}{dt}\sum_i \frac{a_0}{a_i} l_i = \beta g \Delta T l_h - \frac{\rho u_r^2}{2}\sum_i \left(\frac{fl}{d} + K\right)\left(\frac{a_0}{a_i}\right)^2 \quad (88)$$

A equação de energia do fluido para a i-ésima seção é dada por:

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T_i}{\partial t} + u_i \frac{\partial T_i}{\partial z}\right) = \frac{4h}{d_i}(T_{si} - T_i) \quad (89)$$

A equação de energia do sólido para a i-ésima seção é dada por:

$$-\rho_s C_{ps} \frac{\partial T_{si}}{\partial t} + K_s \nabla^2 T_{si} + \dot{q}''_s = 0 \quad (90)$$

A relação entre as duas equações de energia é feita através da condição de contorno:

$$-k_s \frac{\partial T_{si}}{\partial y} = h(T_{si} - T_i) \quad (91)$$

Nas equações acima, u_r é a velocidade representativa do sistema correspondente à velocidade da seção com área de seção transversal a_0 e l_h é o comprimento total equivalente das seções de fluido quente. T_{si} é a temperatura do sólido, T_i é a temperatura na i-ésima seção, K_s é a condutividade térmica no sólido, K é coeficiente de perdas no sólido, C_{ps} é a capacidade térmica no sólido, $\dot{q}''_s$ é a densidade de potência do sólido ou taxa de geração de calor do sólido, ρ densidade fluido e ρ_s densidade do sólido. O conjunto de equações acima pode ser adimensionalizado através da introdução dos seguintes parâmetros adimensionais;

$$u_i^+ = {u_i}/{u_0},\ u_r^+ = {u_r}/{u_0},\ a_i^+ = {a_i}/{a_o} \quad (92)$$

$$l_i^+ = {l_i}/{l_0},\ l_h^+ = {l_h}/{l_0},\ z^+ = {z}/{l_0},\ y^+ = {y}/{l_0} \quad (93)$$

$$t^+ = {tu_0}/{l_0},\ T^+ = {T}/{\Delta T_0},\ \Delta T^+ = {\Delta T}/{\Delta T_0} \quad (94)$$

$$\nabla^2 = \delta^2 \nabla^{2+} \quad (95)$$

Considerando os parâmetros adimensionais e em seguida, realizando-se as suas substituições nas equações e estabelecendo as simplificações necessárias, as mesmas podem ser adimensionalizadas, fornecendo as expressões que se seguem.

De acordo com Ishi e Kataoka (1984) a equação da continuidade para a i-ésima seção é:

$$u_i^+ = \left(\frac{u_r^+}{a_i^+}\right) \tag{96}$$

Equação de momentum integral para a i-ésima seção:

$$\frac{du_r^+}{dt^+}\sum_i \frac{l_i^+}{a_i^+} = \frac{\beta g \Delta T_0 l_0}{u_0^2}\Delta T^+ l_h - \frac{u_r^{2+}}{2}\sum_i \frac{\left(\frac{fl}{d}+K\right)_i}{a_i^{2+}} \tag{97}$$

Equação de energia do fluido para a i-ésima seção:

$$\frac{\partial T_i^+}{\partial t^+} + u_i^+ \frac{\partial T_i^+}{\partial Z^+} = \frac{4hl_0}{\rho C_p u_0 d_i}(T_{si}^+ - T_i^+) \tag{98}$$

Equação de energia do sólido para a i-ésima seção:

$$\frac{\partial T_{si}^+}{\partial t^+} + \left[\frac{\alpha_s l_0}{\delta^2 u_0}\right]\nabla_i^{2+} T_{si} - \frac{\dot{q}_s'' l_0}{\rho_s C_{ps} u_0 \Delta T_0} = 0 \tag{99}$$

A condição de contorno que relaciona as equações de energia do sólido e do líquido para i-ésima seção:

$$\frac{\partial T_{si}^+}{\partial y^+} = \left(\frac{h\delta}{k_s}\right)_i (T_{si} - T_i) \tag{100}$$

Em que d_i é o diâmetro hidráulico da i-ésima seção, δ_i é a profundidade de condução da i-ésima seção, ou seja, a razão entre o volume do sólido e sua área superficial na i-ésima seção. O diâmetro hidráulico é definido por:

$$d_i = \frac{4a_i}{(\xi_w)_i} \tag{101}$$

O termo $(\xi_w)_i$ é o perímetro molhado da i-ésima seção, sendo a profundidade de condução definida por:

$$\delta_i = \frac{a_{si}}{(\xi_w)_i} \tag{102}$$

O termo a_{si} é a seção reta transversal do sólido da i-ésima seção.

Analisa-se o sistema de equações adimensionalizadas. Assim, aparecem os grupos ou números adimensionais de similaridades (coeficiente dos termos dessas equações). Enfatiza-se a estreita relação entre a similaridade e a análise dimensional, pois foi esta última que estabeleceu os números adimensionais das equações, que, em última análise, representam os fenômenos físicos que se desejam simular. Os grupos de similaridade que aparecem nas equações acima são definidos abaixo:

Número de Richardson:

$$R \equiv \left(\frac{g\beta\Delta T_0 l_0}{u_0^2}\right) \tag{103}$$

Número de atrito:

$$F_i \equiv \left(\frac{fl}{d} + K\right)_i \tag{104}$$

Número de Stanton modificado:

$$St_i \equiv \left(\frac{4hl_0}{\rho C_p u_0 d}\right)_i \tag{105}$$

Número de relação de tempos:

$$T_i^* \equiv \left(\frac{\alpha_s l_0}{\delta^2 u_0}\right)_i \tag{106}$$

Número de Biot:

$$B_i \equiv \left(\frac{h\delta}{k_s}\right)_i \tag{107}$$

Número de fonte de calor:

$$Q_{si} \equiv \left(\frac{q_s l_0}{\rho_s C_{ps} u_0 \Delta T_0}\right)_i \tag{108}$$

Além dos grupos de similaridade física acima definidos, são obtidos diferentes grupos de semelhança geométrica. São esses:

Escala axial:

$$L_i = \left(\frac{l_i}{l_0}\right) \tag{109}$$

Escala da área de fluxo:

$$A_i = \left(\frac{a_i}{a_0}\right) \tag{110}$$

No desenvolvimento anterior, foram utilizadas as escalas de referência para velocidade e mudança de temperatura. A maneira mais simples de se obter essas escalas é usar as soluções de estado estacionário. Toma-se a seção aquecida como representativa, assim obtém-se a seguinte solução para o aumento da temperatura:

$$\Delta T_0 = \left(\frac{q_0' l_0}{\rho C_p u_0}\right)\left(\frac{a_{s0}}{a_0}\right) \tag{111}$$

Na Eq.(111) o subscrito "0" indica a seção aquecida. Substituindo-se a expressão acima na equação integral de momento estável, a solução para a velocidade torna-se:

$$u_0 = \left[\frac{\beta\left(\frac{q_0''' l_0}{\rho C_p}\right) l_h \left(\frac{a_{s0}}{a_0}\right)}{\frac{1}{2g}\sum_i \frac{F_i}{a_i^2}}\right]^{\frac{1}{3}} \tag{112}$$

3.3 Determinação da potência térmica dos aquecedores do modelo

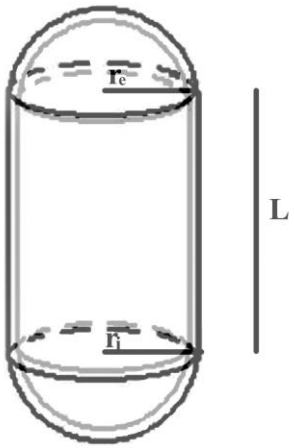
Uma vez determinada a vazão de refrigeração é possível quantificar a potência térmica do elemento que representa o núcleo do modelo. A potência deve ser suficiente para elevar a entalpia da água de circulação até a temperatura de operação e, ainda, suprir as perdas térmicas nas paredes. A geometria do núcleo é composta por duas calotas esférica e um cilindro.

Primeiro tem-se a potência térmica, partindo da Eq.(113), em que $h_{saída}$ e h_{ent} simbolizam, respectivamente, as entalpias da água na saída e na entrada que representa o núcleo:

$$\dot{Q}_1 = \rho_{ent,m} Q_{ent,m} (h_{saída} - h_{ent}) \tag{113}$$

Utiliza-se como material de construção o aço inoxidável em face da sua resistência a altas pressões e temperaturas. Adotada uma pressão inicial de 2,5MPa e uma geometria semelhante à Figura 21.

Figura 21 – Geometria adotada para representação do núcleo.



Fonte: Autor

Para geometria do núcleo de um reator PWR tem-se a Eq.(114):

$$\dot{Q}_2 = 2\pi k (T_i - T_e) \left[\frac{L}{\ln \frac{r_i}{r_e}} + \frac{2 r_e r_i}{r_e - r_i} \right] \tag{114}$$

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Determinação da condição inicial dos fluidos do modelo e do protótipo

Determinam-se e estabelecem-se as condições iniciais entre os fluidos do modelo e protótipo, para um processo de similaridade entre os processos, esses, simulados através de um código computacional desenvolvido no software MATLAB. A Tabela 5, abaixo, mostra os valores termodinâmicos para água a uma pressão inicial, a qual foi admitida para o modelo uma pressão inicial de 2,5MPa e temperaturas de entrada 453,15K e 496,15K, essas abaixo da temperatura de saturação, a fim de que o líquido permaneça comprimido, semelhantemente ao ocorrido no primário de um PWR.

Tabela 5 – Valores termodinâmicos para água.

Parâmetros	**Modelo (1)**		**Protótipo (2)**	
	Entrada	**Saída**	**Entrada**	**Saída**
Temperatura	453,15K	496,15K	553,85K	594,25K
Pressão	2,5MPa	2,5MPa	15,5MPa	15,5MPa
Densidade	887kg/m³	835,5kg/m³	763,07kg/m³	677,28kg/m³
Entalpia	763,05kJ/kg	957,5kJ/kg	1236,4kJ/kg	1459,8kJ/kg
Entropia	2,1392kJ/kg	2,5454kJ/kg	3,0459kJ/kg	3,4349kJ/kg
Velocidade do som	1391,7m/s	1253,9m/s	1070,9m/s	836,93m/s
Condutividade Térmica	683,41mW/m.K	647,30mW/m.K	595,42mW/m.K	518,84mW/m.K
Viscosidade dinâmica	150,38μPa-s	120,06μPa-s	96,218μPa-s	79,985μPa-s
Número de Prandtl	0,983	0,859	0,822	0,954
Compress. Isotérmica	$0{,}000755 MP_a^{-1}$	$0{,}000108\ MP_a^{-1}$	$0{,}0018918 MP_a^{-1}$	$0{,}0043199 MP_a^{-1}$
Expansão Isoentrópica	692,74	526	56,459	30,607
Expansão Isotérmica	534,53	367,45	34,103	14,935

(1) Fonte: Autor.
(2) Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

4.2 Aplicação da Análise de Escala Fracional (FSA) para um caso de acidente com perda de refrigerante (LOCA)

Determinam-se os principais parâmetros de uma seção de testes, com o objetivo de simular a perda de refrigerante no núcleo do reator AP-1000. A simulação numérica da despressurização para um vaso de pressão contendo apenas água, com os parâmetros geométricos e termodinâmicos do tal reator foi realizada. Para um primeiro caso, adota-se a área de ruptura de 0,005m² para o protótipo e 0,00005m² para o modelo. Utilizando as Eqs.(20), (21), (22), (23) e (24) resulta nas despressurizações, representadas pelas Figuras 22 e 23

.

Figura 22 – Processo de despressurização para o protótipo.

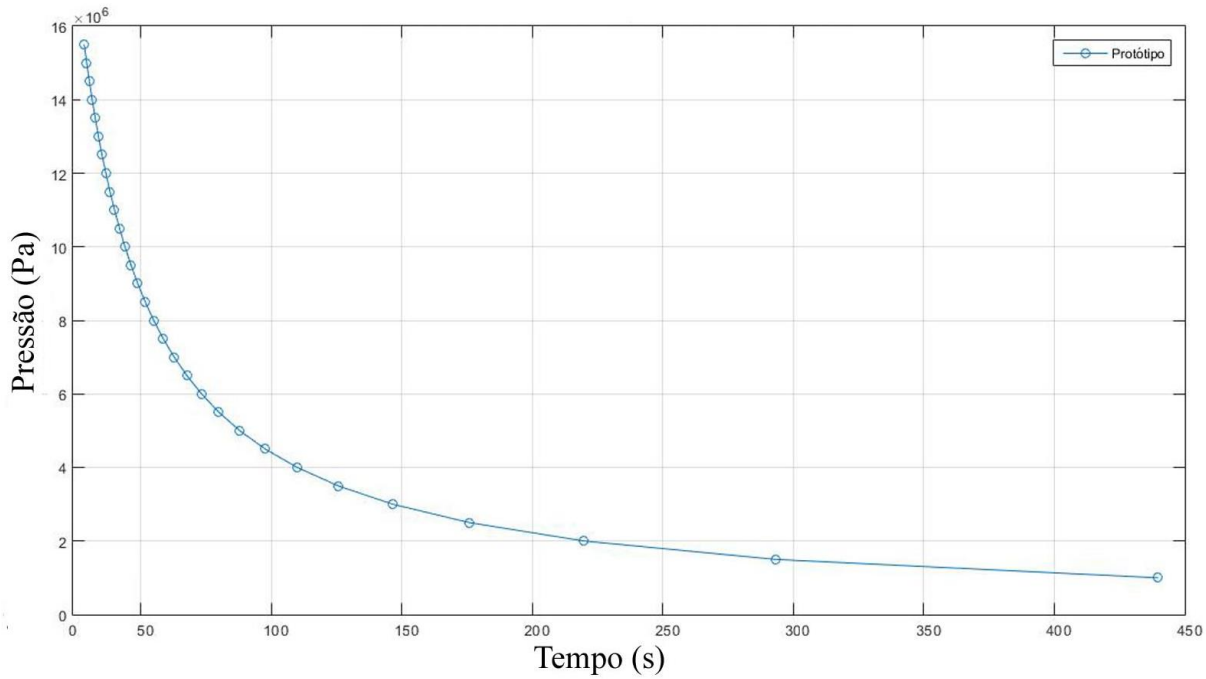
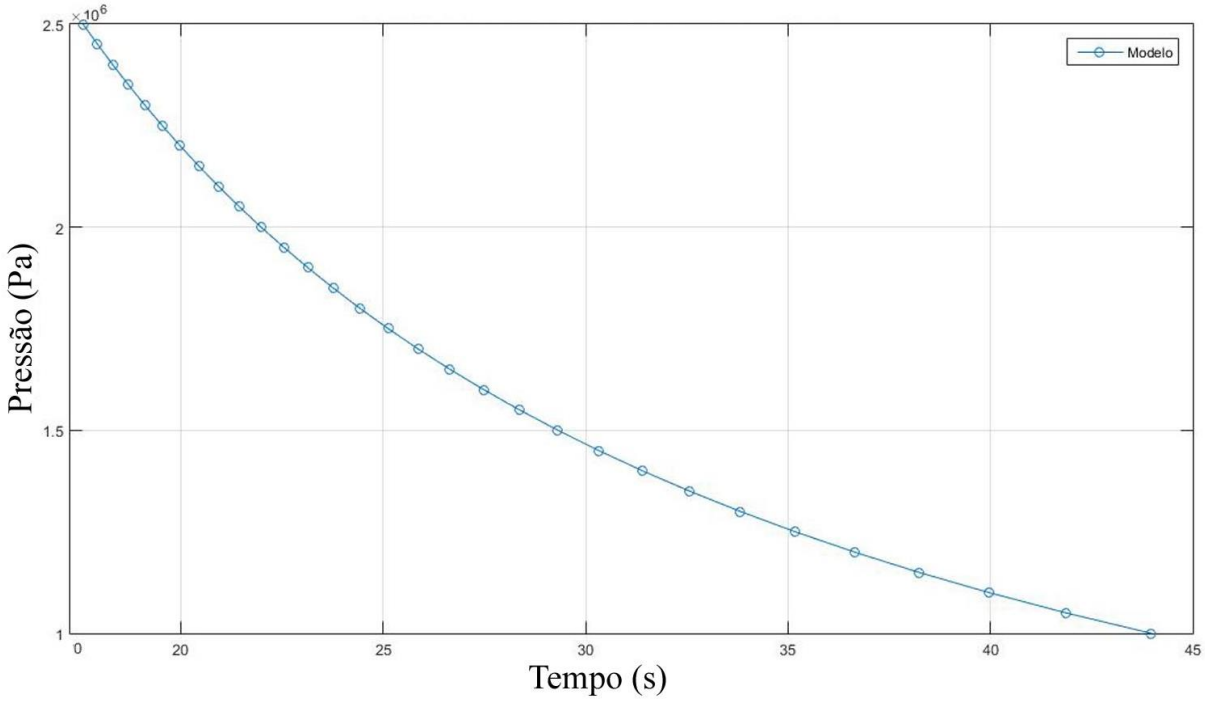


Figura 23 – Processo de despressurização para o modelo.



Após a normalização segundo as regras estabelecidas pela FSA, a concordância das curvas presente na Figura 24 evidencia a eficácia do método. Demonstrada a similaridade entre o modelo e o protótipo pela FSA, definem-se os principais parâmetros obtidos por esse 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. Aplicando os procedimentos supracitados para outras condições, variam-se as áreas de rupturas obtendo os resultados apresentados na Tabela 6 e nas Figuras 25 e 26.

Figura 24 – Comparação entre o modelo e o protótipo simulado.

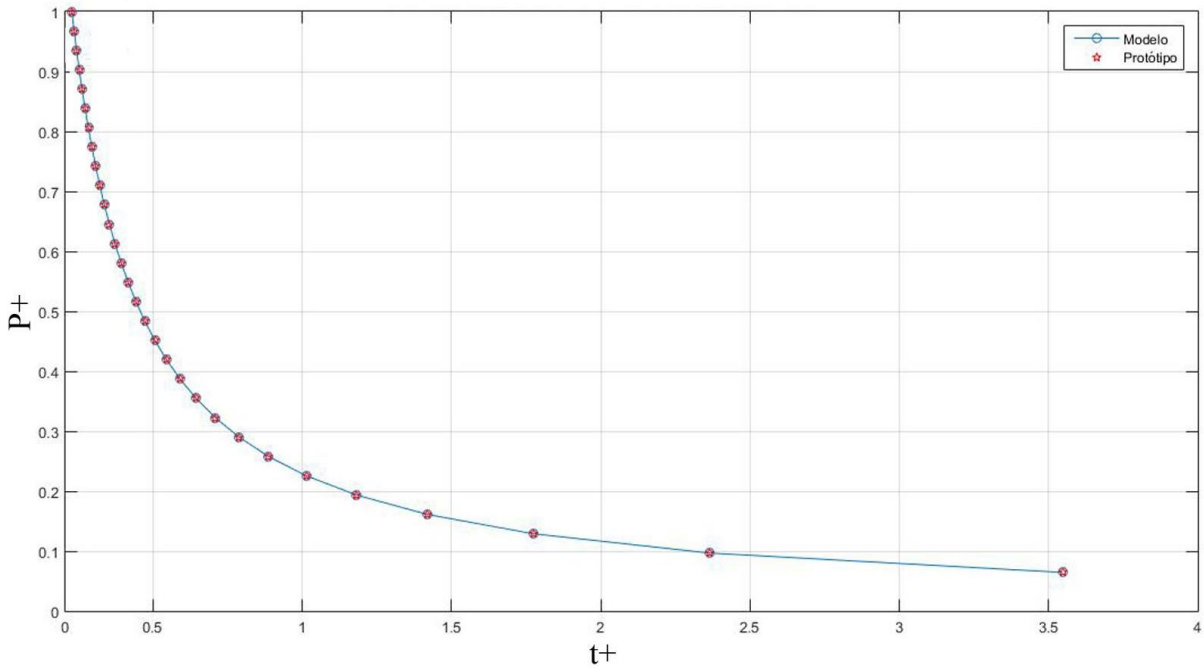


Tabela 6 – Parâmetros de escala para outros modelos sujeitos à mesma condição inicial de pressão e de temperatura, com variação da área de ruptura.

	Área de ruptura (m^2)	**Volume (m^3)**	$\dot{V}(0)$ **(m^3/s)**	$\Delta P x K_{sis}(0)$	ω **(s^{-1})**	S_t	Ω
Protótipo	$10x10^{-3}$	30,9556	0,1672	0,0119	2,0069	1	0,0238
Modelo 1	$2x10^{-5}$	0,1433	0,1338	0,0109	1,6055	0,3862	0,0140
Modelo 2	$3x10^{-5}$	0,1433	0,1003	0,0109	1,2042	0,5149	0,0370
Modelo 3	$4x10^{-5}$	0,1433	0,0669	0,0109	0,8028	0,7723	0,0526
Modelo 4	$5x10^{-5}$	0,1433	0,0334	0,0109	0,4014	1,5446	0,0655

Figura 25 – Processo de despressurização para o protótipo, variando-se a área de ruptura.

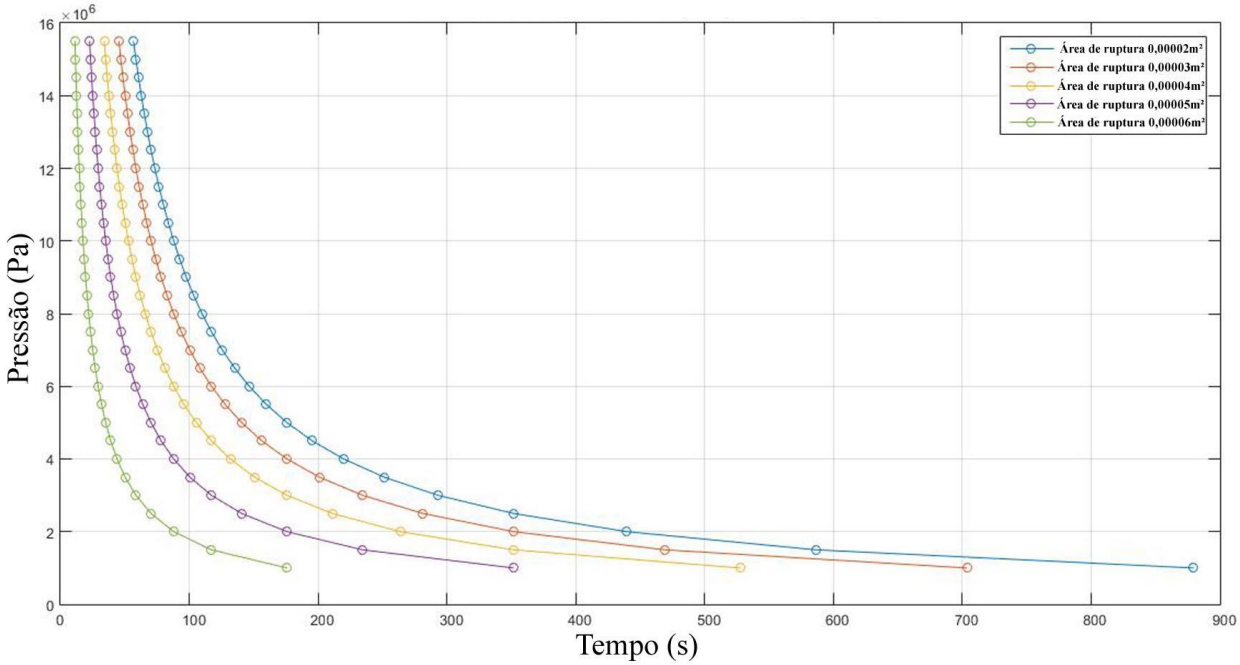
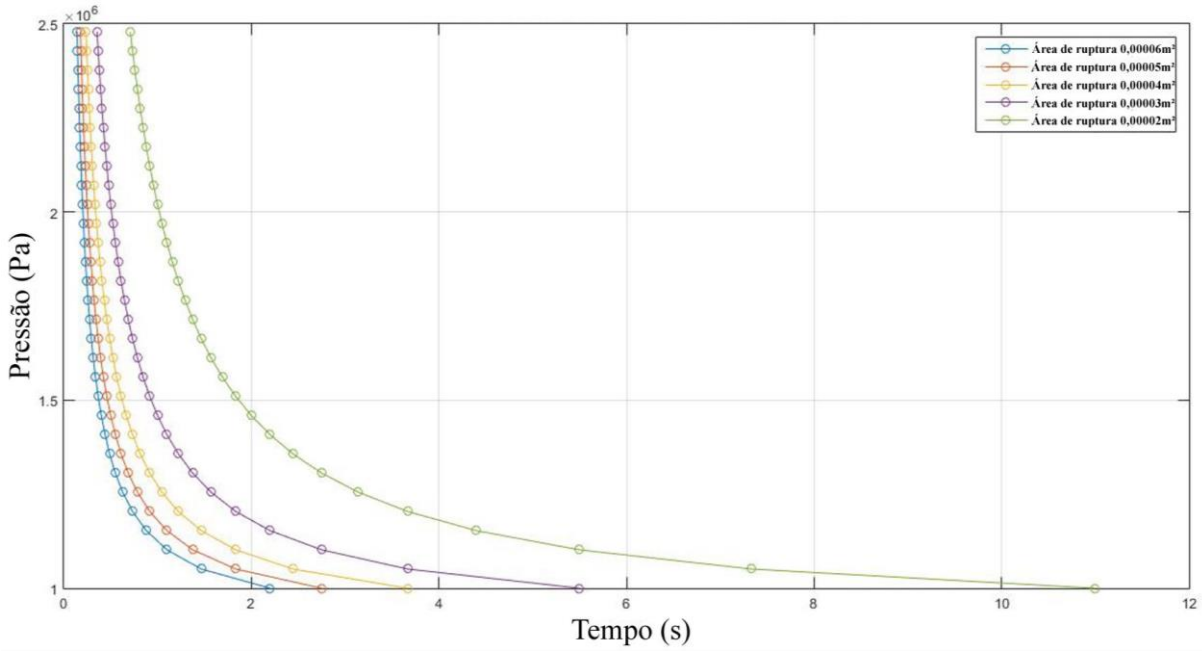


Figura 26 – Processo de despressurização para o modelo, variando-se a área de ruptura.



A Figura 27 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 regras estabelecidas pela FSA. Realizaram-se os mesmos procedimentos, entretanto, o volume do modelo foi estimado e variado. A Tabela 7 detalha tais resultados.

Figura 27 – Comparação entre modelo e o protótipo com variação da área de ruptura.

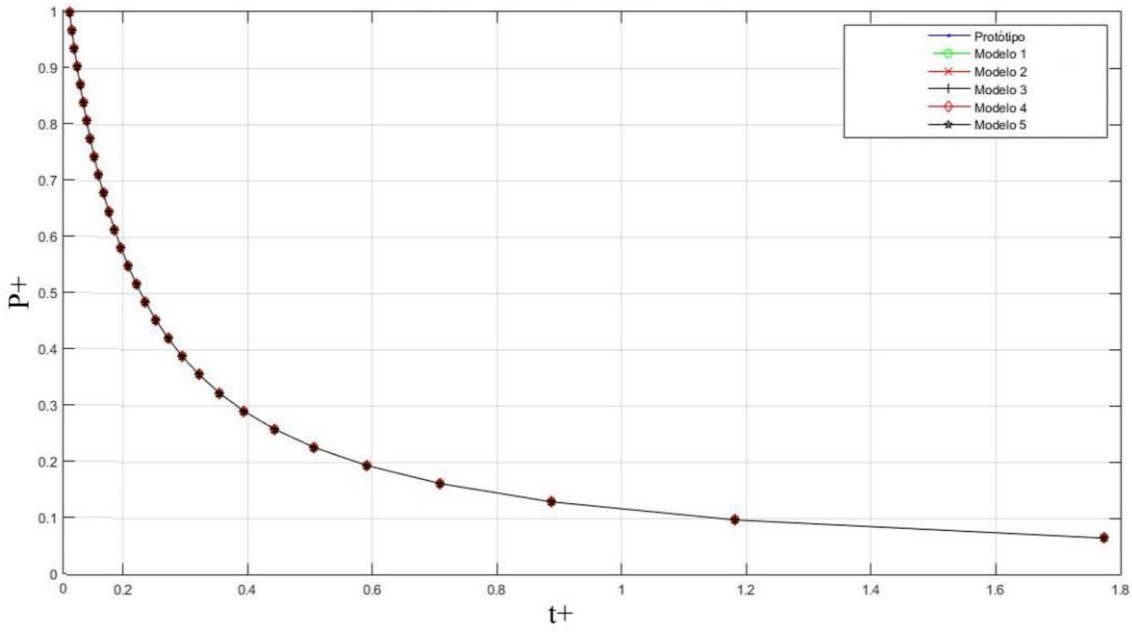
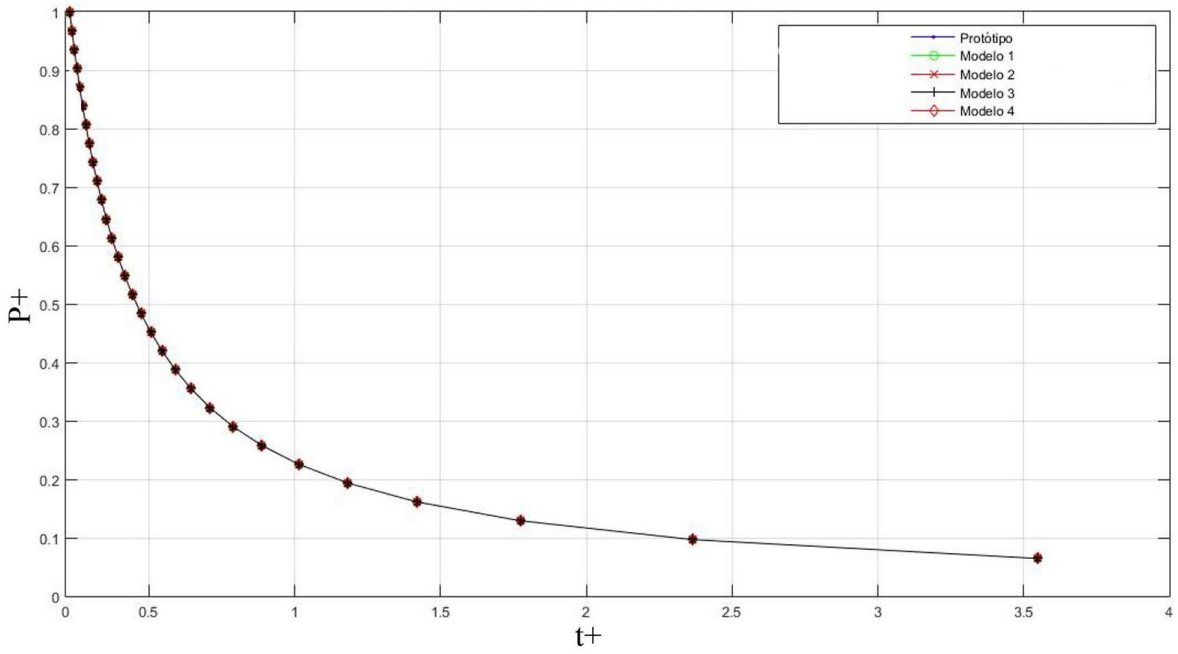


Tabela 7 – Parâmetros de escala para outros modelos sujeitos à mesma condição inicial de pressão e de temperatura, porém com variação do volume.

	Área de ruptura (m^2)	**Volume (m^3)**	$\dot{V}(0)$ **(m^3/s)**	$\Delta P x K_{sis}(0)$	ω **(s^{-1})**	S_t	Ω
Protótipo	$10x10^{-3}$	30,9556	0,1672	0,0119	2,0069	1	0,0238
Modelo 1	$5x10^{-5}$	0,1033	$2,3x10^{-4}$	0,0109	0,4650	0,3170	0,0120
Modelo 2	$5x10^{-5}$	0,1533	$2,3x10^{-4}$	0,0109	0,3133	0,4704	0,0243
Modelo 3	$5x10^{-5}$	0,2033	$2,3x10^{-4}$	0,0109	0,2363	0,6239	0,0335
Modelo 4	$5x10^{-5}$	0,2533	$2,3x10^{-4}$	0,0109	0,1896	0,7773	0,0406

Seguindo os parâmetros da Tabela 7, onde houve a variação do volume e manteve-se a mesma área de ruptura. O volume foi obtido através da escala volumétrica (1/216) e $\dot{V}(0)$ através da Eq.(22). Os resultados da despressurização adimensionalizados pela FSA encontrados para modelo e protótipo estão presentes no gráfico da Figura 28.

Figura 28 – Comparação do protótipo e modelos, com variação do volume.



Analisando-se os resultados mostrados na Figura 28, é perceptível que, mesmo com a variação dos volumes, existe similaridade entre protótipo e modelo, durante o processo de despressurização. Diferentes volumes do modelo e áreas de rupturas são simulados, e pela síntese apresentada pela FSA, a similaridade é obtida. Prova-se que pela FSA, a similaridade desse processo não depende do volume do modelo adotado, considerando-se as regras estabelecidas pela FSA.

Destacam-se os valores da métrica de efeito, que são semelhantes para o protótipo e para o modelo, indicando-se, assim, despressurizações semelhantes, independentemente dos tempos de experimento e das dimensões serem diferentes. Com a contribuição da vazão volumétrica, a taxa de variação fracional adimensional é unitária, tanto para o modelo quanto para o protótipo, observada na Eq.(115):

$$\hat{\omega} = \left(\frac{\omega}{\bar{\omega}}\right) = 1 \qquad (115)$$

De acordo com a regras da FSA, $\bar{\omega} = \sum \omega_{j=1,\ldots,5}$:

$$\hat{\omega}_j = \left(\frac{\omega_j}{\bar{\omega}}\right) \tag{116}$$

Sendo j=1, 2, 3 ,4 e 5.

Os valores de ω_1, ω_2, ω_3, ω_4 e $\bar{\omega}$ foram calculados. As equações são completamente adimensionalizadas, tanto o protótipo quanto o modelo devem ser descritas por elas. Na Tabela 8 são mostrados os valores das taxas de variação fracional adimensionalizadas. A comparação entre os termos das segunda e terceira colunas indica que tais taxas possuem, praticamente, o mesmo valor, o que evidencia a similaridade entre o protótipo e o modelo.

Tabela 8 – Taxas de variação fracional adimensionalizada.

Taxa Adimensionalizada	Protótipo	Modelo
$\hat{\omega}_1$	0,0238	0,0238
$\hat{\omega}_2$	0,0390	0,0397
$\hat{\omega}_3$	5,4482	5,4486
$\hat{\omega}_4$	0,5429	0,5429

A escala é uma medida usada para definir as dimensões proporcionais dos tamanhos reais em representações gráficas ou modelos. Realiza-se uma variação da escala do modelo, de acordo com a Tabela 9.

Tabela 9 – Variação de escala linear do modelo.

Escala Linear: 1/6	**Volume (m^3)**	**Massa (kg)**	**Ω**
Modelo	0,1433	119,6727	0,1124
Escala Linear: 1/7	**Volume (m^3)**	**Massa (kg)**	**Ω**
Modelo	0,0902	75,3278	0,1130
Escala Linear: 1/8	**Volume (m^3)**	**Massa (kg)**	**Ω**
Modelo	0,0604	50,4412	0,1146
Escala Linear: 1/9	**Volume (m^3)**	**Massa (kg)**	**Ω**
Modelo	0,0425	35,4926	0,1166

Na obtenção dos resultados com a utilização da FSA, para análise de um acidente com perda de refrigerante em um reator de água pressurizada, é utilizada uma escala linear fixa de 1/6 para o modelo e varia-se a pressão de operação. Analisam-se os parâmetros da metodologia e os resultados são definidos na Tabela 10.

Tabela 10 – Variação da pressão de operação do modelo.

	K_{sis} (Pa^{-1})	$V_{mássica}$ (kg/s)	$A_{ruptura}$ (m^2)	$V_{volumétrica}$ (m^3/s)	$\hat{\omega}$	St
Protótipo	$4{,}3568 \times 10^{-9}$	$5{,}9031 \times 10^{3}$	0,005	0,0497	0,0238	-------
Modelo 1 – 1,5 MPa (Escala fixa 1/6)						
Modelo 1	$64{,}501 \times 10^{-9}$	39,8659	0,00005	$2{,}3077 \times 10^{-6}$	0,0166	1,4284
Modelo 2 – 2,0 MPa (Escala fixa 1/6)						
Modelo 2	$70{,}582 \times 10^{-9}$	39,0809	0,00005	$2{,}3535 \times 10^{-6}$	0,0116	2,0435
Modelo 3 – 2,5 MPa (Escala fixa 1/6)						
Modelo 3	$76{,}611 \times 10^{-9}$	38,4155	0,00005	$2{,}2751 \times 10^{-6}$	0,0083	2,8682
Modelo 4 – 3,0 MPa (Escala fixa 1/6)						
Modelo 4	$82{,}678 \times 10^{-9}$	37,8074	0,00005	$2{,}3117 \times 10^{-6}$	0,0065	3,6555
Modelo 5 – 3,5 MPa (Escala fixa 1/6)						
Modelo 5	$88{,}874 \times 10^{-9}$	37,2480	0,00005	$2{,}3464 \times 10^{-6}$	0,0053	4,5166
Modelo 6 – 4,0 MPa (Escala fixa 1/6)						
Modelo 6	$95{,}240 \times 10^{-9}$	36,7250	0,00005	$2{,}2546 \times 10^{-6}$	0,0041	5,7567
Modelo 7 – 4,5 MPa (Escala fixa 1/6)						
Modelo 7	$10{,}185 \times 10^{-9}$	36,2305	0,00005	$2{,}2854 \times 10^{-6}$	0,0035	6,8324
Modelo 8 – 5,0 MPa (Escala fixa 1/6)						
Modelo 8	$10{,}871 \times 10^{-9}$	35,7590	0,00005	$2{,}3155 \times 10^{-6}$	0,0030	7,9977

4.3 Aplicação da similaridade para o caso de convecção natural

Seguindo a análise dimensional, da qual se originaram os critérios de similaridade, há seis grupos ou números adimensionais significativos, os quais representam características de transferência de momentum, massa e energia no escoamento monofásico em regime de circulação natural. Esses critérios adotados assumem importância relativa no momento de se estabelecer o experimento em escala reduzida, com o objetivo de realizar simulações dinâmicas no modelo de teste. Assim, esse poderá reproduzir efeitos mais semelhantes aos do protótipo em estudo, de escala real.

Posteriormente à aplicação do modelo de análise de equações diferenciais, determina-se os seguintes números adimensionais: Richardson, de atrito, Stanton modificado, razão de tempos, Biot e de fonte de calor. Acrescentam-se ainda os grupos de similaridade geométrica: Escala de comprimento térmico:

$$L = \left(\frac{L_m}{L_p}\right) = 0{,}166 \tag{117}$$

Escala da área de escoamento:

$$A = \left(\frac{A_m}{A_p}\right) = (1{,}666)^2 \tag{118}$$

Profundidade de condução:

$$\delta = \frac{d_p}{4}\left(\frac{A_m}{A_p}\right) = 0{,}0068 \tag{119}$$

Sendo assim, o experimento é caracterizado por um conjunto de cinco números ou grupos adimensionais. Os resultados são apresentados na Tabela 11, abaixo:

Tabela 11 – Números adimensionais para o processo de convecção natural.

Números Adimensionais	**Protótipo**	**Modelo**
Número de Richardson Eq.(103)	1,2434	1,2433
Número de Stanton Eq.(105)	0,0273	0,0271
Número de Grashof	$4{,}8566 \times 10^{9}$	$4{,}8563 \times 10^{9}$
Número de fonte de calor	5,30	5,33
Variação da entalpia	221	194

4.4 Determinação dos parâmetros geométricos para o modelo

Para temperaturas iguais a 453,15K e 496,15K, temperaturas abaixo da temperatura de saturação, as densidades das águas de entrada e saída valem, respectivamente 888kg/m³ e 835,12kg/m³. Definidos os parâmetros termodinâmicos, faz-se necessária a determinação dos parâmetros geométricos. Com o auxílio da FSA, encontra-se a menor distorção de escala de tempo possível entre o modelo e protótipo. Determina-se a compressibilidade isentrópica do modelo, segundo a Eq.(121):

$$K_{sis,m} = \left(\frac{1}{\rho_m \alpha^2}\right) = 7{,}6611x10^{-10}(Pa^{-1}) \tag{121}$$

$$G_m = (Q_m \rho_m) = 38{,}4155\ (kg/s) \tag{122}$$

A vazão em massa é determinada pela Eq.(122) de valor 38,4155 (kg/s). Os parâmetros definidos anteriormente dependem somente dos estados termodinâmicos iniciais. Sendo assim, outros parâmetros, tais como volume e área de ruptura, podem ser calculados ou estimados de modo que forneçam a menor distorção de escala possível, ou pretendida, para o modelo. O volume do vaso de pressão do modelo é definido a partir da escala volumétrica (1/216) do protótipo:

$$V_m = \left(\frac{V_p}{216}\right) = 0{,}1433m^3 \tag{123}$$

Foi adotada uma área de ruptura de 0,00005m²:

$$A_{r,m} = 0{,}00005m^2 \tag{124}$$

Partindo das estimativas realizadas, determinam-se a vazão volumétrica e a mássica do fluido que escapa através da ruptura, pelas Eqs.(125) e (126):

$$w_{r,m} = A_{r,m} G_m = 0{,}192(kg/s) \tag{125}$$

$$\dot{V}_{r,m} = \left(\frac{w_{r,m}}{\rho_m}\right) = 2{,}299x10^{-4}(m^3/s) \tag{126}$$

A taxa de variação fracional do modelo é fornecida pela Eq.(127)

$$\omega_m = \left(\frac{1}{V\Delta P}\right)\left(\frac{\dot{V}(0)}{K_{sis(0)}}\right) = 0{,}0838(s^{-1})x100\% = 8{,}38(\%.s^{-1}) \quad (127)$$

O fator de escala temporal é fornecido pela Eq.(128):

$$S_t = \left(\frac{t_m}{t_p}\right) = 0{,}2837 \quad (128)$$

A taxa de variação fracional média do protótipo é determinada:

$$\overline{\omega}_p = \omega_r + \sum_{j=2}^{6} \omega_r = 0{,}0238\ (s^{-1}) \quad (129)$$

De forma semelhante, obtém-se a taxa de variação fracional do média do modelo, $\overline{\omega}_m = 0{,}0838\ (s^{-1})$. Como citado anteriormente, as métricas de efeito globais, $\overline{\Omega}$, devem ter o mesmo valor para o protótipo, quanto para o modelo. Com isso o modelo irá representar rigorosamente o protótipo. A métrica de efeito global do protótipo:

$$\overline{\Omega}_p = 0{,}0238\ t_p \quad (130)$$

e do modelo:

$$\overline{\Omega}_m = 0{,}0838t_m \text{ ou } \overline{\Omega}_m = 0{,}0838S_t t_p = 0{,}0838x0{,}2837 = 0{,}0238t_p \quad (131)$$

Os resultados $\overline{\Omega}_p$ e $\overline{\Omega}_m$ são iguais tanto para o protótipo quanto para o modelo, o que indica, despressurizações semelhantes, independentemente dos tempos de experimento e das dimensões diferentes.

4.5 Avaliação da potência térmica total dos aquecedores da seção de testes

A potência térmica dos aquecedores utilizados na seção de testes, com 2,5MPa de pressão inicial, deverá ser suficiente para elevar a entalpia da água de circulação que passa pelo núcleo. Em primeiro, a entalpia da água líquida a 453,15K e saída 496,15K são respectivamente, $7{,}6381 \times 10^5$J/kg e $9{,}6191 \times 10^5$J/kg. O cálculo da vazão mássica de circulação é estabelecido, exigindo dos aquecedores uma potência dada pela Eq.(113):

$$\dot{Q}_1 = 138{,}7332\text{W} \tag{132}$$

Utiliza-se o Aço Inox, com condutividade térmica e emissividade, respectivamente, iguais a 14W/m.K e 0,17 (INCROPERA e DEWITT, 2015). A escala linear foi utilizada para o cálculo do diâmetro interno do modelo, utiliza-se a raiz cúbica da escala volumétrica, mantendo-se, assim a semelhança geométrica com o protótipo, cujo diâmetro interno é igual a 3,04m.

$$S_l = \sqrt[3]{\frac{1}{216}} = 0{,}166 \tag{133}$$

O diâmetro interno do núcleo do modelo é:

$$D_i = \frac{3{,}04}{6} = 0{,}506\text{m} \tag{134}$$

A distribuição de temperaturas em uma geometria cilíndrica é dada por:

$$T(r) = \left(\frac{T_i - T_e}{\ln\frac{r_i}{r_e}}\right)\left(\ln\frac{r}{r_e}\right) + T_e \tag{135}$$

Em que as temperaturas interna T_i e externa T_e são diferentes, r_i raio interno e r_e raio externo. Considera-se, por exemplo, uma espessura de 0,003m para a parede, a potência total dos aquecedores será calculada e o valor será de:

$$\dot{Q}_{total} = \dot{Q}_1 + \dot{Q}_2 = 3{,}514 \times 10^3\text{W} \tag{136}$$

4.6 Comparação dos parâmetros dos sistemas protótipo e modelo

Na Tabela 12, é exibida a comparação entre os principais parâmetros da seção de testes e do reator AP-1000.

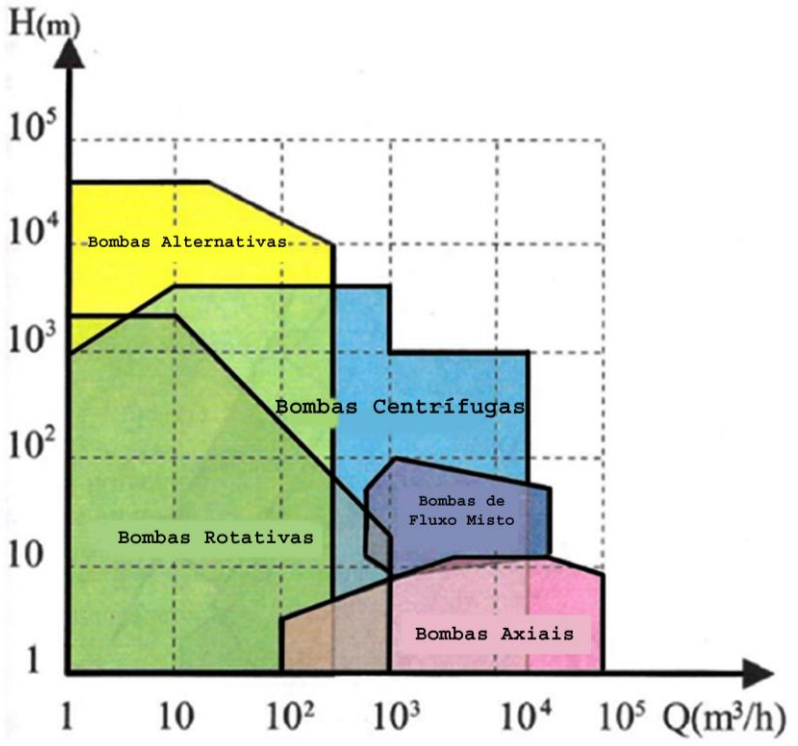
Tabela 12 – Principais parâmetros do reator AP-1000 e da seção de testes.

Parâmetro	Protótipo (AP-1000)	Modelo (seção de testes)
Massa de líquido	$1{,}8399 \times 10^4$(kg)	119,6727(kg)
Temperatura da água interna	344(ºC)	223(ºC)
Pressão de operação	15,5(MPa)	2,5 (Adotada)(MPa)
Vazão de circulação	9,94(m^3/s)	0,046(m^3/s)
Potência térmica	3415(MW)	3,5142(MW)

4.7 Potência de bombeamento

Hoje existe um amplo conjunto de bombas que podem ser utilizadas em um grande campo de aplicações, sendo difícil definir exatamente onde utilizá-las. Existem casos em que mais de um tipo pode ser utilizado para uma determinada aplicação. Existe o predomínio de bombas centrífugas, de fluxo misto e axiais para regiões de médias e grandes vazões, enquanto bombas alternativas e rotativas dominam a faixa de médias e grandes alturas de elevação e pequenas vazões. A Figura 29 abaixo demonstra a aplicações dos tipos de bombas e suas respectivas características.

Figura 29 – Campo de aplicações de bombas hidráulicas.



Fonte: Autor

Na Figura 29, H representa a altura de elevação (ou altura manométrica total) e Q, a vazão. Define-se potência hidráulica como sendo o produto do peso de fluido que passa através da bomba, na unidade de tempo, pela altura de queda ou elevação, assim pode-se descrever:

$$P_h = \gamma QH = \rho gQH \tag{137}$$

Sendo γ, Q, H, g, ρ, respectivamente, o peso específico, vazão em volume, altura de elevação, gravidade e massa específica. O resultado para o modelo e protótipo presentes na Tabela 13.

Tabela 13 – Potência hidráulica.

Parâmetro	Modelo	Protótipo
Potência hidráulica	$6{,}4508 \times 10^{6}$(W)	$6{,}9907 \times 10^{3}$(W)

5 CONCLUSÃO

O presente trabalho teve como propósito determinar os principais parâmetros de uma seção de testes que simulasse o comportamento do reator AP-1000 no caso de um LOCA, assim como o estudo da convecção natural no núcleo do reator após uma parada de bomba, essa sendo componente principal do sistema de resfriamento.

Utiliza-se como ferramenta de similaridade, a Análise de Escala Fracional ou FSA, desenvolvida para escalar processos dependentes do tempo e que envolvam vários componentes de interação. Através dessa ferramenta é possível projetar estruturas destinadas à representação de processos que, se construídos em escala real, demandariam altos custos e bastante tempo de experimento, mas quando realizados em modelos adequadamente projetados, simulam os fenômenos de maneira eficaz e econômica. Adotou-se como escala linear no modelo o valor de 1/6 do protótipo.

As investigações realizadas no presente trabalho mostraram a viabilidade da metodologia proposta para projetos de experimentos termoidráulicos em escala reduzida para simulação de um LOCA e do regime de circulação natural após uma parada de bomba. A referida metodologia fornece suporte para as decisões a serem tomadas pelos projetistas durante a fase de projeto possibilitando obter desta forma, experimentos mais eficientes e econômicos. Com o emprego da FSA, obtiveram-se as condições de trabalho na seção de testes, para o estudo de uma ruptura em uma tubulação fria do reator AP-1000.

A Análise de Escala Fracional oferece a similaridade para diversos cenários demonstrando que a realização de diversos testes, para o mesmo processo, é dispensável. Eles possuem em comum as mesmas métricas de efeito globais, $\overline{\Omega} = 0{,}0238$, o que é evidenciado pelos gráficos das Figuras 25, 26, 27 e 28. Os resultados de $\overline{\Omega}_{\mathrm{p}}$ e $\overline{\Omega}_{\mathrm{m}}$ são iguais tanto para o protótipo quanto para o modelo, o que indica, despressurizações semelhantes, independentemente dos tempos de experimento e diferentes dimensões. 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. Ademais, é possível se obter a síntese de dados realizada pela FSA, a qual apresenta as distorções de escala de um componente, podendo quantificar o efeito dessa distorção.

Além do estudo da ferramenta de similaridade, procurou-se, também, estudar a convecção natural no núcleo do reator AP-1000 após uma parada de bomba. Realizado através dos números adimensionais da convecção natural e das equações as quais governam tal

fenômeno. De acordo com a análise dimensional realizada, e que deu origem aos critérios de escala de similaridade, verificou-se a existência de seis grupos ou números adimensionais significativos que representam características de transferência de momentum, massa e energia presente no escoamento monofásico em regime de circulação natural, tomando-se por base os conceitos referentes aos significados físicos de cada um dos grupos adimensionais, ao realiza-se a análise e seleção dos mesmos.

Todos esses critérios de escala assumem importância relativa no momento de se estabelecer o experimento em escala reduzida com o objetivo de realizar simulações dinâmicas na seção de testes, a fim de reproduzir o mais fidedignamente possível o protótipo em escala real. O experimento em questão encontra-se perfeitamente definido a partir das condições termoidráulicas estabelecidas na seção de testes.

De uma forma pioneira e original, este trabalho inaugura a aplicação da moderna técnica de Análise de Escala Fracional na busca de uma seção de testes similar em um problema típico de reatores de água pressurizada, PWR, de forma a obter-se condições operacionais mais viáveis economicamente e mais seguras no contexto de laboratórios ou instalações semi-industriais.

Nesse trabalho, os resultados foram analisados com a utilização de códigos computacionais no software MATLAB. As perspectivas futuras se desdobram em três linhas.

1-Aplicação da técnica FSA em problemas e projetos cada vez mais desafiadores e complexos que sejam típicos e críticos para os outros conceitos de reatores;

2-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;

3-Estudar detalhadamente os adimensionais para o processo da convecção natural, para um reator PWR ou o reator AP-1000. Simular a convecção natural através de códigos de fluidodinâmica computacional.

REFERÊNCIAS

AMMIRABLE, L.; BUJAN, A.; SANGIORGI, M.; PWR Medium Break LOCA Source Term Analysis Using ASTEC Code. **Nuclear Science and Engineering**, v.81, n.1, p.30-42, 2015.

BACKER, JR., L.; FAW, R.E.; KULACKI, F.A.; Post Accident Heat Removal. **Nuclear Science and Engineering**, v.61, n.1, p.222-230, 1976.

BORGES, R.C.; Acidente de MBLOCA de 442 cm² na Perna Fria do Circuito 20 da Usina Nuclear Angra 2. **Relatório de Atividades RA-SUASE-05/2001**, Comissão Nacional de Energia Nuclear, Rio de Janeiro, 2001.

BUCKINGHAM, E.; On Physically Similar Sistems: Illustrations of the Use of Dimensional Equations. **The Physical Review, Lancaster & Itaca,** v. 4, pp. 345-376, Nova York, EUA ,1914.

BRIDGEMAN, P.W.; **The logic of modern physics**. 1927.

CARBIENER, A.; CUDNIK, R.A.; **Transations American Nuclear Society**. v.12, p. 361, 1969.

CARNEIRO, F.L.; **Análise Dimensional e Teoria da Semelhança e dos Modelos Físicos**. Rio de Janeiro, Editora UFRJ, 1993.

CATTON, I.; WULFF, W.; ZUBER, N.; ROHATGI, U.S.; **Aplication of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 3. Componet Level Scaling for Peak Clad Temperature.** In: The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France, 2005.

CUNHA, J.J.; **Projeto em Escala Reduzida do Núcleo de um Reator PWR em Regime de Circulação Natural Otimizado por Algoritmo Genético**. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2004.

DUFFEY, J.P.; SURSOCK, R.B.; Natural Circulation Phenomena Relevant to Small Breaks and Transients. **Nuclear Science and Enginerring**, 1987, v.102.

FARHADIEH, R.; BACKER, L.J.; Experimental Studies of Growth of an Internally Heated Liquid Pool in a Solid Bed. **Nuclear Science and Engineering**, v.65, n.3, p.394- 400, 1978.

INCROPERA, F.P.; DEWITT, D.P.; **Fundamentos de Transferência de Calor e Massa**. Rio de Janeiro, Brasil. Editora LTC, 2015.

ISHI, M.; KATAOKA, I.; Scaling Laws for Thermal-Hydraulic System Under Single Phase and Two-Phase Natural Circulation. **Nuclear Engineering and Design**, v.81, n.3, p.411-425, 1984.

IAEA; International Atomic Energy Agency. **Nuclear Power Reactors in the World**. Vienna, 2016.

HASHIM, M.; YOSHIKAWA, H.; MING, Y.; Application Case Study of AP1000 Automatic Depressurization System ADS for Reliability Evaluation by GO-FLOW Methodology**. Nuclear Engineering and Design**, v.278, n.1-2, p.209-221, 2014.

KAWANISHI, T.; ONOUE, M.; CARLSON, W.R.; MORITA, I.; **Application of MSHIM Core Control Strategy for Westinghouse AP1000 Nuclear Power Plant**. In: GENES4/ANP2003, Kyoto, Japan, 2003.

KREITH, F.; **Princípios da Transmissão de Calor.** Editora Edgard Blücher Ltda, 1977.

KUKITA, Y.; KATAYAMA, J.; NAKAMURA, H.; TASAKA, K.; Loop Seal Clearing and Refiling During a PWR Small-break LOCA. **Nuclear Engineering and Design**, v.121, n.3, p.431-440, 1990.

LANGHAAR, H.J.; **Dimensional Analysis and Theory of Models.** John Wiley & Sons, Inc-Nova York, EUA, 1951.

LAMARSH, J.R.; BARATTA, A.J.; **Introduction to Nuclear Engineering**. 3th Edition – Prentice Hall, New Jersey, USA, 2001.

LIU, L.; ZHENG, L.; ZHOU, F.; Preliminary Study on Operational Transient Analysis for AP1000. **Nuclear Techniques**, v.35, n.11, p. 869-876, 2013.

NAHAVANDI, A.N.; CASTELLANA, S.S.; MORADKANIAN, E.N.; Scaling Laws for Modeling Nuclear Reactor System. **Nuclear Science and Engineering**, v.72, n.1, p.75-83, 1979.

OLIVEIRA, J.R.; **Programa Computacional para Estudo da Estratégia de Controle de um Reator Nuclear do Tipo PWR**, Dissertação de mestrado, IPEN, São Paulo, 2002.

RAHIM, F.C.; RAHGOSHAY, M.; MOUSAVIAN, S.K.; A Study of Large Break LOCA in the AP1000 Reactor Containment. **Progress in Nuclear Energy**, n.54, p 132-137, 2012.

RODRIGUES, S.I.; **Estudos de Limites Termo-Hidráulicos para Projeto de Varetas Combustível de Reatores Nucleares**. Dissertação de Mestrado, IEN, Rio de Janeiro, 2012.

SILVA, M.A.B.; **Determinação dos Parâmetros de uma Seção de Testes para o Pressurizador do Reator Nuclear IRIS**. Tese de Doutorado, DEN/UFPE, Recife, 2008.

SCHULZ, T.L.; Westinghouse AP1000 Advanced Passive Plant. **Nuclear Nuclear Engineering and Design**, v.236, n.3, p.1547-1557, 2006.

SOARES, A.S.; **Estudo do Acidente com Perda de Refrigerante de um Reator PWR Através de um Simulador de Escopo Completo e do Código Computacional RELAP**. Dissertação de Mestrado, IEN, Rio de Janeiro, 2014.

VIJAYAN, P.K.; AUSTREGESILO, H.; TESCHENDORFF, V.; Simulation of the Unstable Oscillatory Behavior of Single-Phase Natural Circulation with Repetitive Flow Reversals in a Rectangular Loop Using the Computer Code ATHLET**. Nuclear Engineering and Design**, v.155, n.3, p.623-641, 1995.

XIE, H.; HE, S.; The SCDAP/RELAP5 3.2 Model of AP1000 on SBLOCA. **Nuclear Engineering and Design**, v.61, n.3, p.102-107, 2012.

WESTINGHOUSE, E.C.Co.; **AP1000 Fuel Design & Core Operations**, 2014.

WULFF, W.; Scaling of Thermohydraulic Systems. **Nuclear Engineering Design**, v.163, p.359-395, 1996.

WULFF, W.; ZUBER, N.; ROHATGI, U.S.; CATTON, I.; **Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part2. System Level Scaling for System Depressurization**. In: The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France, 2005.

YANG, R.; LIUA, R.; ZHONGA, Y.; Experimental Study on Convective Heat Transfer of Water Flow in a Heated Tube Under Natural Circulation. **Nuclear Engineering Design**, v.236, n.18, p.1902-1908, 2006.

ZUBER, N.; WULFF, W.; ROHATGI, U.S.; CATTON, I.; **Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) – Part 1**. **Methodology Development**. In: The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France, 2005.

ZVIRIN, Y.; A Review of Natural Circulation Loops in Pressurized Water Reactors and Other Systems. **Nuclear Engineering Design**, v.67, n.2, p.203-225, 1981.

ANEXOS

ANEXO A – NÚMERO DE REATORES NUCLEARES NO MUNDO.

País	Número de reatores	Potência (MW)
Estados Unidos	104	100,747
França	58	63,130
Japão	54	46,821
Rússia	32	22,693
Coreia do Sul	21	18,698
Índia	20	4,391
Reino Unido	19	10,137
Canadá	18	12,569
Alemanha	17	20,490
Ucrânia	15	13,107
China	13	10,058
Suécia	10	9,298
Espanha	8	7,514
Bélgica	7	5,926
República Tcheca	6	3,678
Suíça	5	3,263
Finlândia	4	2,716
Hungria	4	1,889
Eslováquia	4	1,816
Argentina	2	935
Brasil	2	1,884
Bulgária	2	1,906
México	2	1,300
Paquistão	2	425
Romênia	2	1,300
África do Sul	2	1,800
Armênia	2	375
Holanda	1	487

Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO B – DADOS GERAIS DO REATOR AP-1000 WESTINGHOUSE.

Dados gerais da planta	
Produção de energia elétrica	1200MWe
Saída de energia	1115MWe
Potência do núcleo	3415MWt
Eficiência de energética da planta	33%
Temperatura da água de arrefecimento	30,5°C
Sistema de fornecimento de vapor	
Quantidade de loops do refrigerante	2 (quente) / 4(frio)
Vazão de vapor em condições nominais	1886kg/s
Taxa de fluxo de alimentação em condições nominais	1887kg/s
Temperatura/Pressão de vapor	272,9ºC/5,76MPa
Temperatura da água de alimentação	226,7°C
Sistema de refrigeração do reator	
Taxa de fluxo de refrigerante no sistema primário	9,94m³/s
Pressão de operação do reator	15,5MPa
Temperatura de entrada do refrigerante	280,7°C
Temperatura de saída do refrigerante	321,1°C
Aumento médio da temperatura no núcleo	40,4°C
Núcleo do reator	
Altura do núcleo ativo	4,267m
Diâmetro do núcleo	3,04m
Superfície de transferência de calor do núcleo	5268m²
Inventário de combustível	84,5t U
Taxa de calor linear médio	18,7kW/m

Núcleo do reator	
Densidade média de energia do combustível	40,2kW/kgU
Densidade de potência média central	109,7kW/l
Fluxo de calor térmico	2,60kW/m²
Entalpia	1,65
Material de combustível	UO_2
Comprimento total do conjunto de combustível	4795mm
Modelo do combustível	Quadrado 17x17
Número de conjuntos de combustível	157
Número de barras de combustível/montagem	264
Número de tubos guia de haste central	24
Número de grades espaçadoras estruturais	10
Número de grades de mistura de fluxo intermediário	4
Enriquecimento do primeiro núcleo	4,45Wt% U-235
Enriquecimento de combustível de recarga no núcleo	4,8Wt% U-235
Comprimento do ciclo operacional	18meses
Queima média de descarga de combustível (nominal)	60000MWd/t
Material do tubo de revestimento	ZIRLO
Espessura da parede do tubo de revestimento	0,57mm
Diâmetro externo das barras de combustível	9,5mm
Peso total do combustível	9,5kg
Número de barras de controle	69
Barras de absorção	24
Material absorvente	Ag-In-Cd
Mecanismo de condução	Magnético
Taxa de posicionamento	45Passos/min
Absorvedor de nêutrons solúvel	Ácido bórico
Vaso de pressão do reator	
Diâmetro interno da casca cilíndrica	3988mm
Espessura da parede do invólucro cilíndrico	203mm
Altura total	12056mm
Pressão	17,1MPa
Temperatura	343,3°C

Geradores de vapor	
Tipo	Delta 125, vertical, Tubos-U
Quantidade	2
Superfície de transferência de calor	11477m²
Número de tubos trocadores de calor	10025m²
Dimensões do tubo	17,5/15,4mm
Diâmetro exterior máximo	5575,3mm
Altura total	22460mm
Peso	663,7t
Material de chapa e tubos	Aço Carbono
Bomba de refrigeração do reator	
Tipo	Motor lacrado
Quantidade	4
Pressão	17,1MPa
Temperatura	343,3°C
Taxa de fluxo nominal	4,97m³/s
Velocidade da bomba (nominal)	1750rpm
Pressurizador	
Volume total	59,47m³
Volume de vapor: carga total nominal	31,14m³
Pressão	17,1MPa
Temperatura	360°C
Potência de aquecimento das hastes	1600kW
Diâmetro interno	2,28m
Altura total	16,27m
Gerador	
Tipo	Trifásico/Sincronizado
Potência nominal	1250MVA
Poder ativo	1200MWe
Condensador	
Tipo	Multipressão de passo simples
Taxa de fluxo de água de resfriamento	37,85m³/s
Temperatura da água de arrefecimento	30,5°C
Pressão	9,1kPa

Bombas de água de alimentação	
Quantidade	3
Bombas de água de alimentação de arranque	
Quantidade	2
Taxa de fluxo	0,033m³/s
Temperatura da água de alimentação	26,7°C
Velocidade da bomba	3600rpm

Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO C – TABELA DE COMPARAÇÃO TERMOIDRÁULICA ENTRE OS REATORES AP-1000 E AP-600.

Parâmetros do projeto		
	AP-1000	**AP-600**
Saída de calor do núcleo do reator	3400MW/t	1933MW/t
Calor gerado no combustível	97,4%	97,4%
Pressão nominal do sistema	15,513MPa	15,513MPa
Condições do refrigerante		
	AP-100	**AP-600**
Taxa de fluxo mínimo	68516,71m³/h	43880,49m²/h
Taxa de fluxo térmico	67228,91m³/h	43062,84m³/h
Taxa de fluxo efetivo para transferência de calor	63254,23m³/h	39179,01m³/h
Área de fluxo efetiva para transferência de calor	3,88m²	3,58m²
Velocidade média ao longo das barras de combustível	4,816m/s	3,231m/s
Velocidade média mássica	$12{,}45 \times 10^6$kg/m².h	$8{,}40 \times 10^6$kg/m².h
Temperatura do refrigerante		
	AP-1000	**AP-600**
Entrada nominal	279,44ºC	278,22ºC
Aumento médio no vaso do reator	42,89ºC	38,67ºC
Aumento médio no núcleo do reator	45,22ºC	42,11ºC
Média no núcleo do reator	303,39ºC	300,33ºC
Média no vaso do reator	300,89ºC	297,56ºC
Transferência de calor		
	AP-1000	**AP-600**
Área de superfície de transferência de calor ativa	5267,60m²	4169,86m²
Fluxo médio de calor	$6{,}287 \times 10^5$W/m²	$4{,}511 \times 10^5$W/m²
Fluxo de calor máximo para operação normal	$1{,}635 \times 10^6$W/m²	$1{,}174 \times 10^6$W/m²
Potência linear média	18,77kW/m	13,48kW/m
Potência linear máxima para operação normal	48,88kW/m	35,10kW/m
Temperatura central do combustível		
	AP-1000	**AP-600**
Temperatura central do combustível	2593,33ºC	2593,33ºC

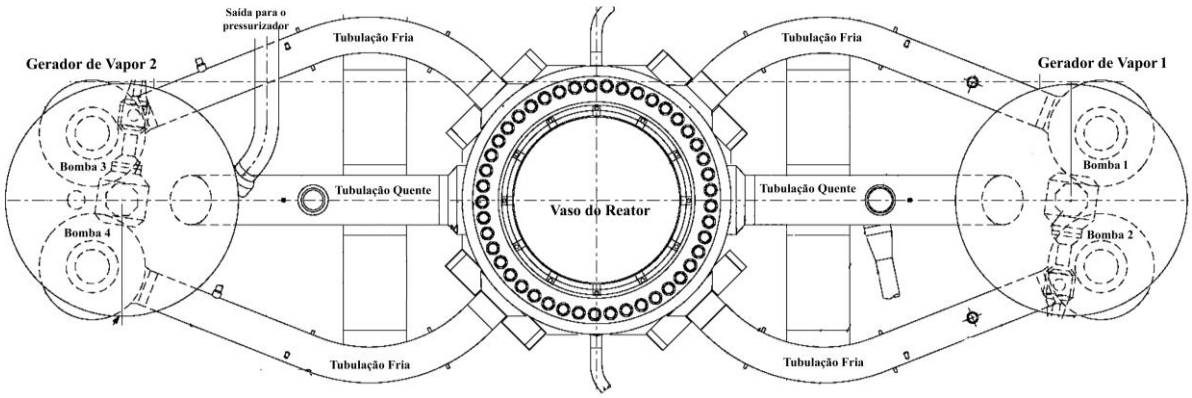
Queda de pressão		
	AP-1000	**AP-600**
Através do núcleo	0,275±0,028MPa	0,121±0,012MPa
Em todo vaso do reator, incluindo o bico	0,430±0,043MPa	0,312±0,031MPa

Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO D – PRINCIPAIS SISTEMAS DE TEMPERATURA, PRESSÃO E TAXAS DE FLUIDO DO REATOR AP-1000.

(Estado de funcionamento e operação: Nominal)

Descrição	Fluido	Pressão	Temperatura	Fluxo
Tubulação Quente 1	Água Líquida	15,5MPa	321ºC	0,1120m³/s
Tubulação Quente 2	Água Líquida	15,5MPa	321ºC	0,1120m³/s
Tubulação Fria 1(A)	Água Líquida	16MPa	280ºC	0,0049m³/s
Tubulação Fria 1(B)	Água Líquida	16MPa	280ºC	0,0049m³/s
Tubulação Fria 2(A)	Água Líquida	16MPa	280ºC	0,0049m³/s
Tubulação Fria 2(B)	Água Líquida	16MPa	280ºC	0,0049m³/s
Pressão de Entrada	Água Líquida	15,5MPa	320ºC	---
Ent. no Pressurizador	Água Líquida	15,5MPa	345ºC	---
Pressurizador (Líquido)	Água Líquida	15,5MPa	345ºC	---
Pressurizador (Vapor)	Água Vapor	15,5MPa	345ºC	---
Spray Pressurizador	Água Líquida	15,5MPa	345ºC	---



Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO E – PARÂMETROS TERMOIDRÁULICOS.

(Estado de funcionamento e operação: Nominal)

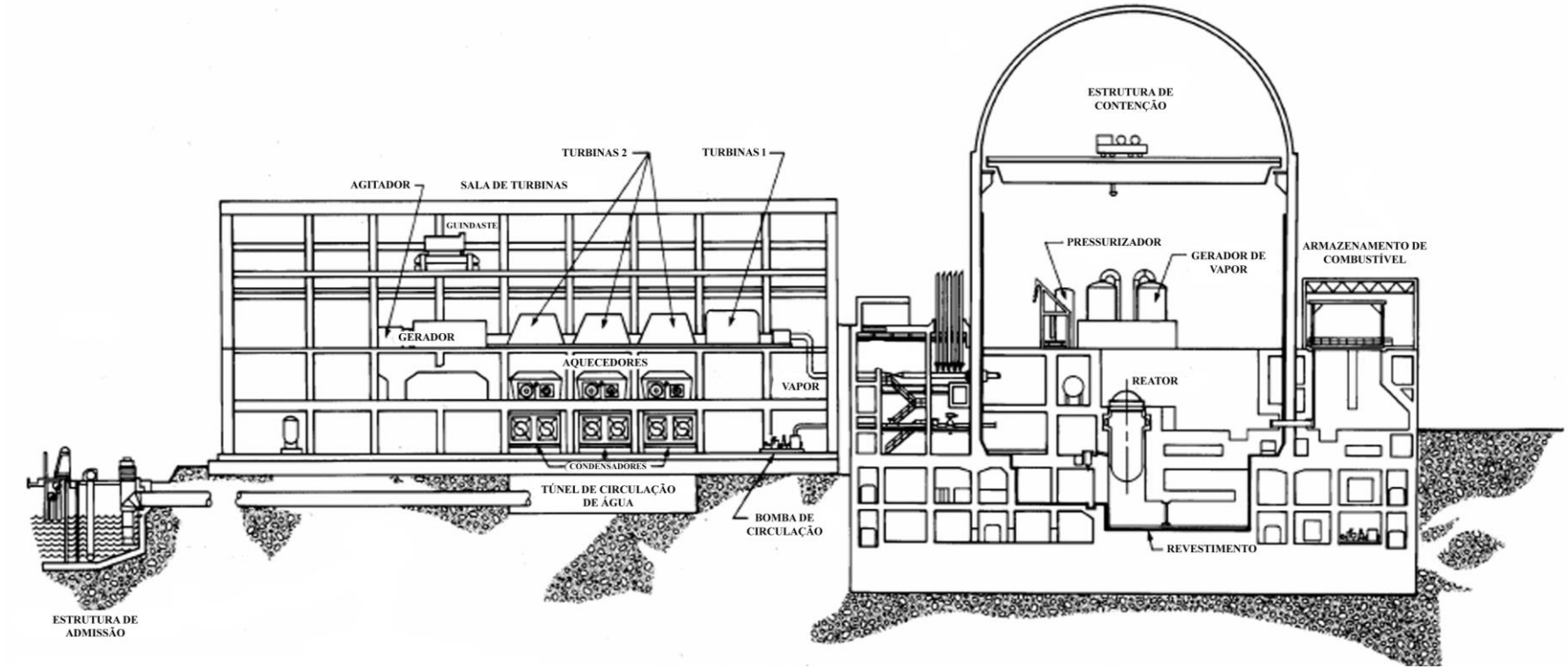
Conexão do sistema de resfriamento

Parâmetros Termoidráulicos Detalhados

Melhor Fluxo Estimado	**Sem conexões**	**10% de conexões**
Taxa de vazão/loop	0,0099m³/s	0,0099m³/s
Temperatura de saída	321,11ºC	321,11ºC
Temperatura de entrada	280ºC	280ºC
Fluxo Mínimo		
Taxa de vazão	0,0096m³/s	0,0096m³/s
Design do Fluxo Térmico		
Taxa de vazão/loop	0,0094m³/s	0,0094m³/s
Temperatura de saída	322ºC	322ºC
Temperatura de entrada	279ºC	279ºC
Design Mecânico do Fluxo		
Taxa de vazão	0,0102m³/s	---
Melhor Estimativa dos Parâmetros Termoidráulicos do Núcleo	**Sem conexões**	
Potência do reator	3400MWt	---
Melhor fluxo estimado/loop	0,0099m³/s	---
Pressão do líquido de arrefecimento	15,5MPa	---
Vaso de pressão/Núcleo – (temperatura de entrada)	280ºC	---
Vaso de pressão/Núcleo – (temperatura de saída)	300ºC	---
Vaso de pressão (temperatura externa)	321ºC	---

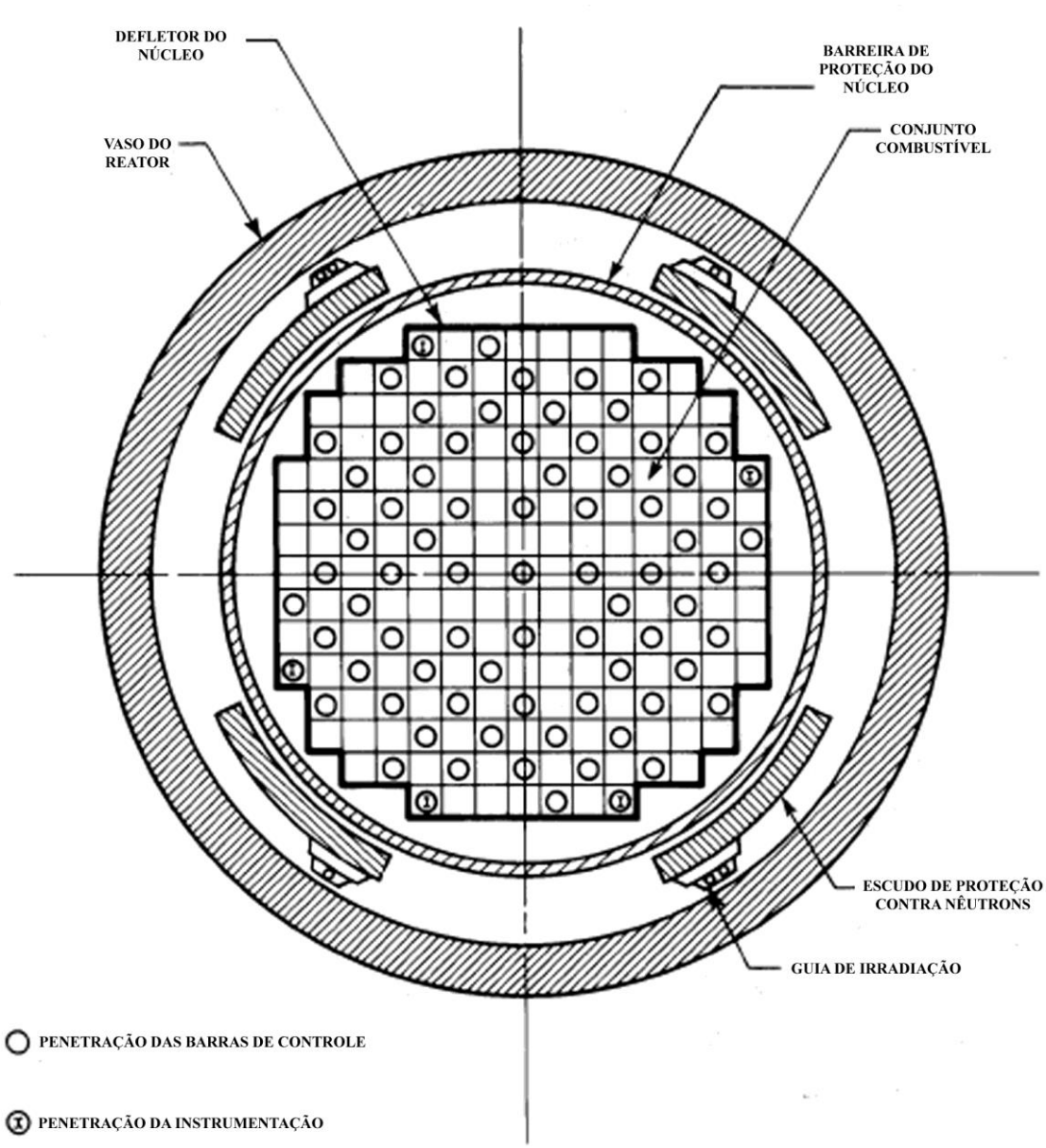
Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO F – ESTRUTURA DE UMA USINA NUCLEAR PWR.



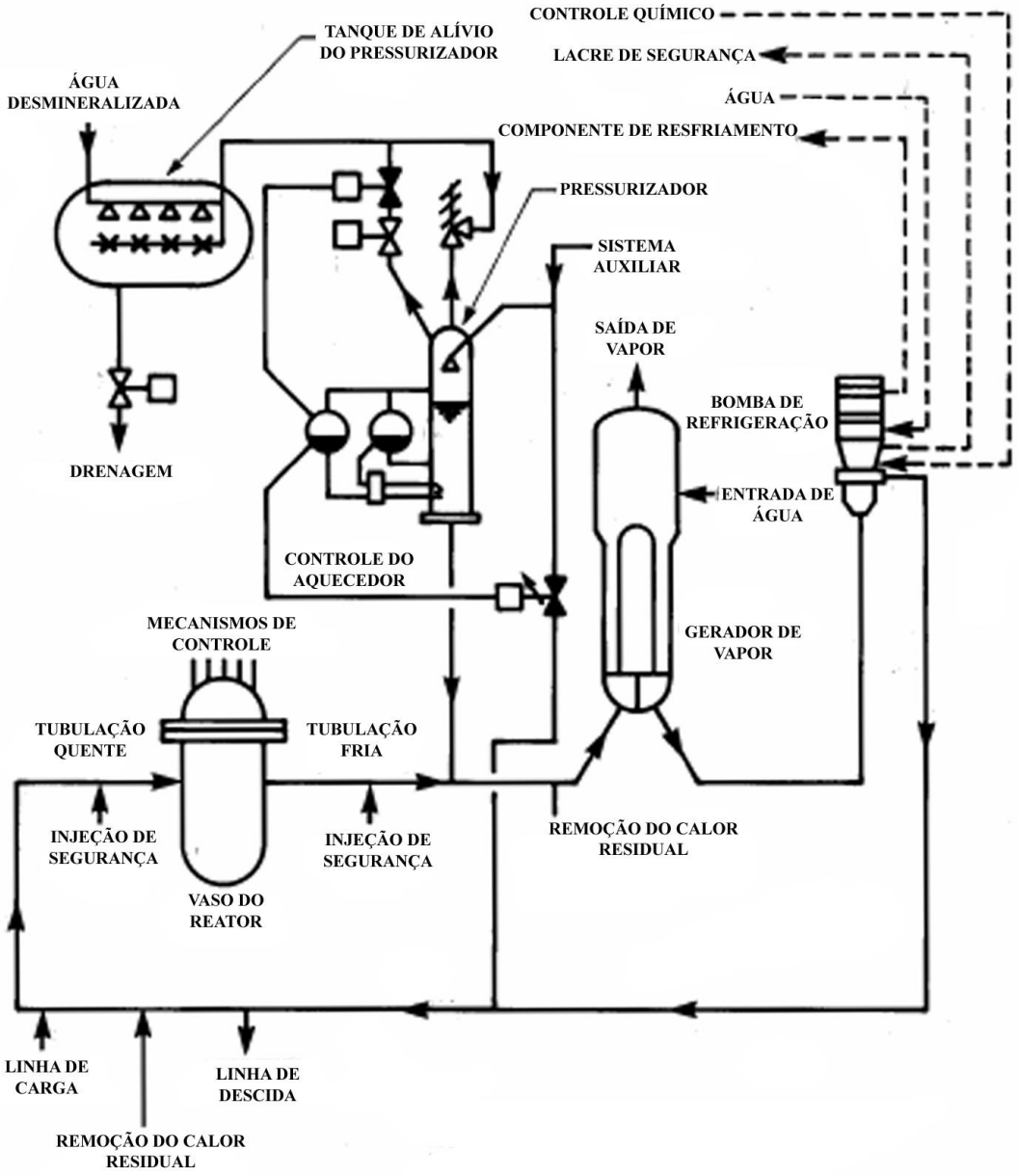
Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO G – NÚCLEO DE UM REATOR PWR.



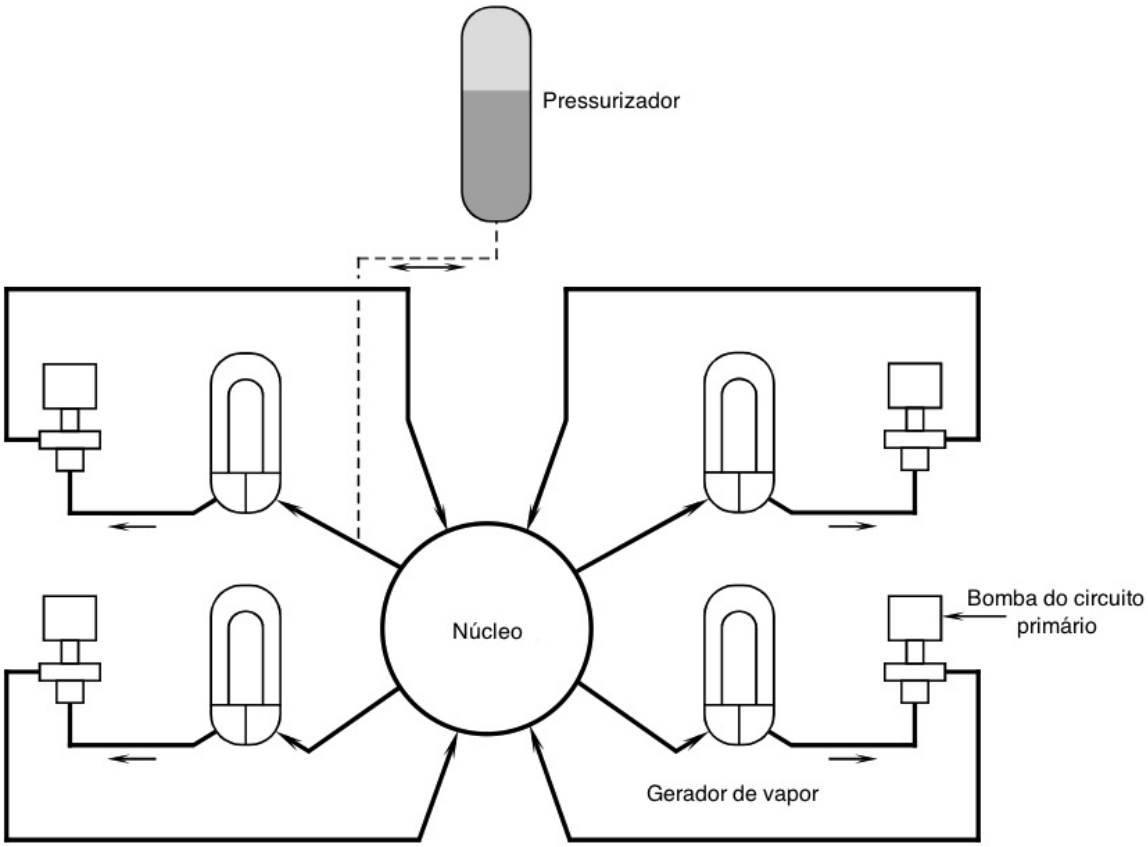
Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO H – DIAGRAMA DO SISTEMA DE RESFRIAMENTO DE UM REATOR PWR.



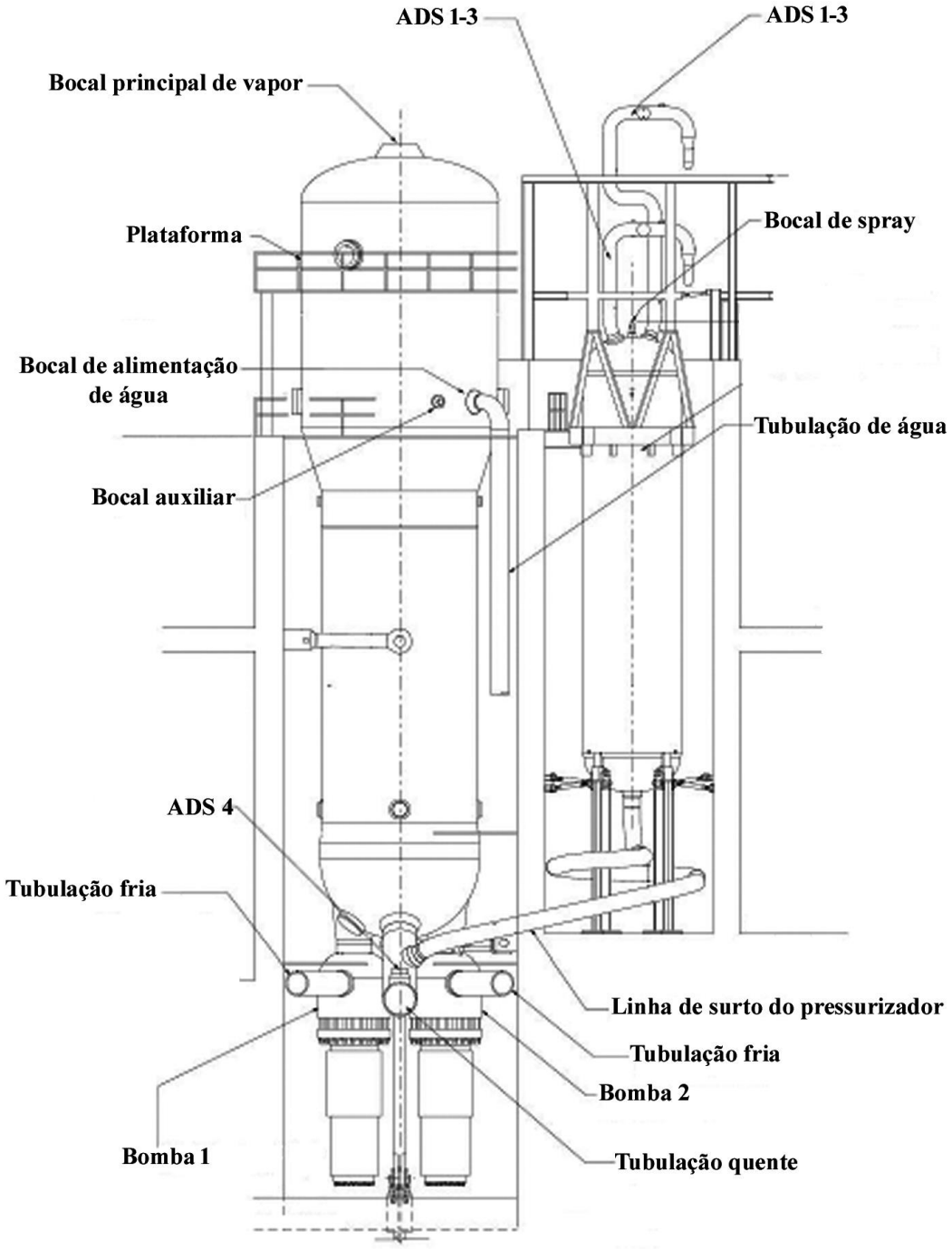
Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO I – ESQUEMA SIMPLIFICADO DO CIRCUITO PRIMÁRIO DE UM REATOR PWR.



Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO J – DIAGRAMA DO SISTEMA DE RESFRIAMENTO DO REATOR AP-1000.



Fonte: Adaptado de WESTINGHOUSE (2014).

ANEXO L – CARACTERÍSTICAS DE ALGUNS MODELOS DE REATORES NUCLEARES PWR.

		Potência				Vapor				Reator		
											Temp. Refrigerante	
Modelo	Fabricação	Térmica (MWth)	Elétrica Nominal (MW)	Elétrica Real (MW)	Eficiência Global (%)	Fluxo (kg/s)	Pressão (MPa)	Temp. (°C)	Fluxo de Refrigerante (kg/s)	Pressão (MPa)	Entrada (ºC)	Saída (ºC)
AP-1000	Westinghouse	3400	1200	1100	32	1889	5,76	272	14300	15,5	279	324
AP-600	Westinghouse	1940	---	600	31	1063	5,74	272	9940	15,5	279	315
APR+	KHNP Co.	4290	1560	1505	35,1	1218	7,03	286	21658	15,5	291	326
APR1000	KEPCO/KHNP	2815	1050	1000	35,5	1580	7,4	294	---	15,5	296	327
APR1400	KEPCO/KHNP	3983	1455	1400	35,1	1130	6,9	285	20991	15,5	290	323
APWR	Mitsubishi	4466	1538	---	34,4	2480	---	---	21472	15,4	289	325
ATMEA1	Areva	3150	1200	1150	36	---	7,2	---	6889	15,5	291	326
EPR	Areva	4590	1770	1650	36	2604	7,7	---	33978	15,5	295	330
FBNR	FURGS	218	72	70	33	---	---	---	1060	16	290	326
KLT-405	OKBM	300	70	60	23	---	---	---	761	12,7	280	316
VBER300	OKBM	917	325	---	33	---	---	---	4483	16,3	292	327
V-466B	Gildropress	3000	1060	1011	33	5880	6,27	278	23888	15,7	291	321
V-392M	Gildropress	3200	1170	1082	33,9	1780	6,8	283	23888	16,2	298	328
V-448	Gildropress	4250	1560	1560	35,7	2390	7,34	289	31594	15,7	298	330
V-478	Gildropress	850	---	300	35,3	472	7	295	6314	16,2	295	325
V-498	Gildropress	1600	600	---	35	444	7,1	299	13861	16,2	299	325

Fonte: Adaptado de IAEA (2016).

ANEXO M – CARACTERÍSTICAS TERMODINÂMICAS PARA ÁGUA (PRESSÃO CONSTANTE- 2,5 MPA).

Temperatura (K)	Pressão (MPa)	Densidade (kg/m³)	Entalpia (kJ/kg)	Entropia (kJ/kg-K)	Vel. do som (m/s)	Cond. Térmica (m/W/m-K)	Viscosidade (µPa-s)
453,15	2,5	888	763,81	2,137	1396	674,49	150
458,15	2,5	882	785,85	2,185	1382	672,25	146,44
463,15	2,5	876	808	2,233	1367	669,78	142,36
468,15	2,5	871	830	2,281	1351	667,08	138,49
473,15	2,5	865	852	2,329	1335	664,14	134,82
478,15	2,5	859	875	2,376	1318	660,96	131,34
483,15	2,5	853	897	2,423	1301	657,52	128,02
488,15	2,5	846	920	2,470	1283	653,81	124,85
493,15	2,5	840	943	2,517	1265	649,83	121,82
496,15	2,5	836	957	2,5454	1253	647,30	120,06

Fonte: Autor.

ANEXO N – CARACTERÍSTICAS TERMODINÂMICAS PARA ÁGUA (PRESSÃO CONSTANTE- 15,5 MPA).

Temperatura (K)	Pressão (MPa)	Densidade (kg/m³)	Entalpia (kJ/kg)	Entropia (kJ/kg-K)	Vel. do som (m/s)	Cond. Térmica (mW/m-K)	Viscosidade (µPa-s)
553,83	15,5	763	1236	3,045	1071	595,45	96,22
558,83	15,5	754	1261	3,091	1046	587,53	94,21
563,83	15,5	744	1288	3,138	1020	579,19	92,21
568,83	15,5	735	1314	3,185	993	570,41	90,23
573,83	15,5	725	1341	3,232	965	561,97	88,26
578,83	15,5	714	1369	3,280	936	551,50	86,22
583,83	15,5	703	1397	3,329	906	541,37	84,27
588,83	15,5	691	1427	3,379	874	530,80	82,24
593,83	15,5	678	1457	3,430	839	519,79	80,16

Fonte: Autor.