



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENERGIA NUCLEAR
COMISSÃO NACIONAL DE ENERGIA NUCLEAR
CENTRO REGIONAL DE CIÊNCIAS NUCLEARES DO NORDESTE
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM TECNOLOGIAS ENERGÉTICAS E
NUCLEARES

ABEL GÁMEZ RODRÍGUEZ

**UMA METODOLOGIA TERMO-FLUIDO-DINÂMICA COMPUTACIONAL PARA
AVALIAÇÃO DE REATORES QUE OPERAM A ALTÍSSIMAS TEMPERATURAS
COM LEITOS DE COMBUSTÍVEIS ESFÉRICOS**

Recife

2019

ABEL GÁMEZ RODRÍGUEZ

**UMA METODOLOGIA TERMO-FLUIDO-DINÂMICA COMPUTACIONAL
PARA AVALIAÇÃO DE REATORES QUE OPERAM A ALTÍSSIMAS
TEMPERATURAS COM LEITOS DE COMBUSTÍVEIS ESFÉRICOS**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação
em Tecnologias Energéticas e Nucleares para
obtenção do título de Doutor em Ciências.

Área de Concentração: Engenharia de Reatores.

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

Recife

2019

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

G192m Gámez Rodríguez, Abel.
Uma metodologia termo-fluido-dinâmica computacional para avaliação de reatores que operam a altíssimas temperaturas com leitos de combustíveis esféricos. / Abel Gámez Rodríguez. - Recife, 2019.
173 f. : il.

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

Tese (doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares, 2019.
Inclui referências, apêndices e anexo.

1. Engenharia nuclear. 2. VHTR. 3. Termoidráulica nuclear. 4. HTR-10. 5. CFD. 6. ANSYS CFX. I. Lira, Carlos Alberto Brayner de Oliveira, orientador. II. Título.

621.48 CDD (22. ed.)

UFPE (BDEN 2019-38)

ABEL GÁMEZ RODRÍGUEZ

**UMA METODOLOGIA TERMO-FLUIDO-DINÂMICA COMPUTACIONAL
PARA AVALIAÇÃO DE REATORES QUE OPERAM A ALTÍSSIMAS
TEMPERATURAS COM LEITOS DE COMBUSTÍVEIS ESFÉRICOS**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação
em Tecnologias Energéticas e Nucleares para
obtenção do título de Doutor em Ciências.

Aprovada em: 17/10/2019

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira (Orientador)

CRCN-NE/CNEN

Prof. Dr. Jair de Lima Bezerra (Examinador Externo)

Universidade Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Fernando Roberto Andrade Lima (Examinador Interno)

CRCN-NE/CNEN

Prof. Dr. Leorlen Yunier Rojas Mazaira (Examinador Externo)

Bolsista Pós Doc.

Prof. Dr. Celso Marcelo Franklin Lapa (Examinador Externo)

IEN-RJ/CNEN

Dedico esse trabalho a minha mãe querida...

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos familiares e amigos que direta ou indiretamente me auxiliaram e apoiaram na elaboração deste trabalho, em especial:

A minha mãe querida, a meu pai, a meus avós pela formação do meu caráter, personalidade e de meus valores morais, que apesar da distância, sempre me deram forças e me encorajaram para continuar este trabalho até o fim.

A minha esposa querida, pela compreensão da minha ausência, dedicada aos estudos para a conclusão desta tese.

Ao Professor Carlos Brayner, meu orientador, que desde que me conheceu, me acolheu como um dedicado discípulo. Assim como ao Professor Carlos García, pelas orientações e contribuição para a conclusão deste trabalho.

Aos Professores, em especial a Jair, pelo seu apoio e confraternização.

Aos colegas do grupo de reatores, com os quais sempre mantive uma estreita colaboração.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq) pelo apoio financeiro sem o qual não seria possível.

Ao Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares (PROTEN) do Departamento Energia Nuclear da Universidade Federal de Pernambuco pelos apoios financeiros e de infraestrutura.

Mais uma vez, a minha mãe, “mamita linda” e minha esposa Adriana, por sempre me apoiarem e acreditarem que eu seria bem-sucedido em mais esta etapa de minha vida.

RESUMO

O crescimento da população mundial, a dependência dos combustíveis fósseis, a crescente demanda de energia por parte dos países em desenvolvimento, e os problemas associados à emissão de gases de efeito estufa, são algumas das razões pelas quais a sociedade procura melhorar as tecnologias de produção de energia existentes. A energia nuclear com a nova Geração IV de reatores nucleares oferece uma solução para enfrentar o problema do crescimento da demanda mundial de energia. Esta tecnologia não emite gases de efeito estufa e permite construir usinas de potência elevada ou de pequenas potências, um aspecto que supera a maioria das fontes renováveis de energia. Outrossim, contribui satisfatoriamente com os avanços na sustentabilidade, segurança, confiabilidade e resistência à proliferação de armas nucleares. O Reator de Temperatura Muito Alta (VHTR) é um dos candidatos da próxima geração de reatores nucleares, de acordo com a IAEA. Prever o desempenho termoidrúlico de reatores de temperatura alta é uma contribuição importante para o desenvolvimento da tecnologia. A avaliação do comportamento termoidrúlico de estados estacionários e transitórios do reator de teste de temperatura alta de leito de bolas refrigerado a gás HTR-10, foi um desafio proposto à comunidade científica internacional pela IAEA. Este trabalho propõe uma metodologia para o estudo termoidrúlico de estados estacionários e transitórios de reatores nucleares de temperatura muito alta de leito de bolas refrigerados a gás, a partir de modelagem termoidrúlica computacional tridimensional em escala real. Análises dos principais parâmetros termoidrúlicos: temperatura dos elementos combustíveis, do refrigerante, dos elementos estruturais, velocidades e pressões foram realizadas. Estas análises foram realizadas a partir de estudos comparativos com dados experimentais e com dados obtidos por outros códigos computacionais. Foi comprovada a capacidade de predição dos principais parâmetros termoidrúlicos a partir de dois modelos computacionais, um “modelo simplificado”, com menor utilização de recursos computacionais que permite obter uma descrição aceitável da termoidrúlica do reator HTR-10 e um segundo modelo mais abrangente, nomeado “modelo integral” que permite a determinação dos principais parâmetros termoidrúlicos com uma maior exatidão a custo de maior utilização dos recursos computacionais. Também foram avaliados os principais parâmetros termoidrúlicos do reator HTR-10 durante o acidente postulado de falha do circulador de hélio (ATWS). Com a metodologia e o uso do modelo integral foram capturados os efeitos transitórios, de acordo com os experimentos, que demonstram a segurança passiva que dispõe este reator de temperatura alta de leito de bolas refrigerado a gás.

Palavras-chave: VHTR. Termoidrúlica nuclear. HTR-10. CFD. ANSYS CFX.

ABSTRACT

The world population growth, the dependence of fossil fuels, the growing energy demand from developing countries, and the problems associated with greenhouse gas emissions are some of the reasons society seeks to improve existing energy production technologies. Nuclear power with the IV Generation of nuclear reactors, offers a solution to the problem of growing global energy demand. This technology does not emit greenhouse gases and allows the construction of high power or small power plants, an aspect that surpasses most renewable energy sources. It contributes to advances in sustainability, safety, reliability and resistance to the proliferation of nuclear weapons. The Very High Temperature Reactor (VHTR) is one of the next generation candidates for nuclear reactors, according to the IAEA. Predicting the thermohydraulic performance of high temperature reactors is an important contribution to the technology development. The evaluation of the thermohydraulic behavior of steady and transient states of the HTR-10 gas-cooled pebble bed high temperature test reactor was a challenge proposed to the international scientific community by the IAEA. This work proposes a methodology for the thermohydraulic study of steady and transient states of very high temperature gas-cooled pebble bed nuclear reactors, using real scale three-dimensional computational thermohydraulic modelling. This work proposes a methodology for the thermohydraulic study of steady and transient states of very high temperature gas-cooled pebble bed nuclear reactors, using real scale three-dimensional computational thermohydraulic modelling. Analyzes of the main thermohydraulic parameters: temperature of fuel elements, temperature of the coolant, temperature of the structural elements, velocities, and pressures were made. These analyses were carried out from comparative studies with experimental data and data obtained by other computational codes. The prediction capacity of the main thermohydraulic parameters from two computational models has been demonstrated. A “simplified model”, with less utilization of computational resources that allows an acceptable thermohydraulic description of the HTR-10 reactor and a second one model, called for “integral model” that ensure of the main thermohydraulic parameters with greater accuracy at the cost of greater utilization of computational resources. The main thermohydraulic parameters of the HTR-10 reactor during the postulated accident of helium circulator trip (ATWS) were also evaluated. With this methodology and the use of the integral model, the transient effects were captured according to the experiments that demonstrate the passive safety of this gas-cooled pebble bed high temperature reactor.

Keywords: VHTR. Nuclear thermohydraulic. HTR-10. CFD. ANSYS CFX.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Consumo mundial total por tipo de combustível	22
Figura 2 – Acúmulo de potência e número de reatores nucleares por país	29
Figura 3 – Capacidade de geração da energia nuclear e número de reatores em operação no mundo (1965-2011).	29
Figura 4 – Número de reatores em construção por país e região	30
Figura 5 – Produção de energia elétrica por usinas nucleares. Taxa de produção global de energia elétrica.....	31
Figura 6 – Gerações de reatores nucleares.	32
Figura 7 – Esquema de um sistema de produção de hidrogênio a partir de um VHTR	33
Figura 8 – Aplicações de processos potenciais para reatores de alta temperatura	36
Figura 9 – Elementos combustíveis prismáticos	37
Figura 10 – Elementos combustíveis esféricos	38
Figura 11 – Edifício do reator HTR-10.	54
Figura 12 – Seção transversal do primeiro circuito do HTR-10.....	56
Figura 13 – Estrutura dos elementos combustíveis e das partículas TRISO usadas na operação do HTR-10.....	57
Figura 14 – Pontos de medição da temperatura nos componentes do núcleo	62
Figura 15 – Condutividade térmica dos aços inox SA240 e SS316-70.....	63
Figura 16 – Capacidade térmica específica dos aços SA240 e SS316-70.....	64
Figura 17 – Representação gráfica dos refletores.....	83
Figura 18 – Estrutura cerâmica do núcleo do reator.....	83
Figura 19 – Modelos geométricos CAD das estruturas sólidas do reator HTR-10.....	84
Figura 20 – Região considerada como meio poroso.....	85
Figura 21 – Representações geométricas do reator HTR-10.....	86
Figura 22 – Representação geométrica da simplificação dos pequenos canais na região inferior do núcleo.....	87
Figura 23 – Simplificação dos canais de escoamento de refrigerante no refletor superior	88
Figura 24 – Malha de corpos sólidos. Detalhe de tipos de malha.	89
Figura 25 – Malha de corpos fluidos. Detalhe de densidade de malha.	90
Figura 26 – Estratégia de malhas nas faces de entrada e saídas dos dutos circulares	92

Figura 27 – Representação esquemática dos domínios para a modelagem. Plano de simetria.	94
Figura 28 – Modelo integral do HTR-10.....	99
Figura 29 – Regiões características da RPV. Fluxo de Calor extraído pelo sistema RCCS. .	101
Figura 30 – Variação da potência e velocidade do circulador de hélio durante o ATWS.....	106
Figura 31 – Distribuição de temperatura durante operação normal a 10MW a partir do modelo simplificado	109
Figura 32 – Temperatura no centro do HTR-10 no estado estacionário a 10MW a partir do modelo simplificado	110
Figura 33 – Perfis radiais de temperatura no núcleo do HTR-10 no estado estacionário a 10MW a partir do modelo simplificado.....	111
Figura 34 – Posição dos pontos de medição nos planos ortogonais principais	112
Figura 35 – Perfis de temperatura radial nos elementos estruturais	116
Figura 36 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais na altura correspondente a 80cm após a entrada do refrigerante ao leito de EC.	117
Figura 37 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais na altura correspondente a 170cm após a entrada do refrigerante ao leito de EC.	117
Figura 38 – Representação volumétrica da região no refletor inferior igual ou acima de 850°C. Pequena cavidade no pleno quente.	118
Figura 39 – Distribuição das velocidades a partir do modelo simplificado	119
Figura 40 – Densidade do refrigerante na passagem pelo interior do reator HTR-10 a partir do modelo simplificado	120
Figura 41 – Linhas de fluxo no reator HTR-10 a partir do modelo simplificado.....	121
Figura 42 – Perfil de pressão. Detalhe do perfil nas câmaras inferiores	122
Figura 43 – Queda de pressão no núcleo a partir do modelo simplificado	123
Figura 44 – Perfis de temperatura para o estado estacionário correspondente a 10MW a partir do modelo integral	124
Figura 45 – Comparação dos perfis de temperatura na posição axial (R=0cm).....	125
Figura 46 – Comparação dos perfis radiais de temperatura (Z=0cm)	126
Figura 47 – Temperaturas correspondentes à posição do eixo axial do reator no estado estacionário a 10MW a partir do modelo integral	126
Figura 48 – Perfis radiais de temperatura.....	127
Figura 49 – Temperatura na região dos blocos de grafite. Representação média na posição radial do ponto 20.	129

Figura 50 – Distribuição radial de temperaturas nos elementos estruturais a partir de planos a diferentes alturas	131
Figura 51 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais na altura correspondente a 170cm da entrada do refrigerante ao leito de EC.....	132
Figura 52 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais na altura correspondente a 80cm da entrada do refrigerante ao leito de EC.....	132
Figura 53 – Distribuição da velocidade de acordo com o modelo integral	133
Figura 54 – Linhas de fluxo no reator HTR-10 a partir do modelo integral.	134
Figura 55 – Distribuição da queda de pressão no reator a partir do modelo integral.....	135
Figura 56 – Queda de pressão no núcleo a partir do modelo integral.	136
Figura 57 – Comparação das temperaturas na superfície dos elementos combustíveis	137
Figura 58 – Comparação das temperaturas no refrigerante e no centro dos elementos combustíveis	138
Figura 59 – Comparação da velocidade	140
Figura 60 – Comparação das quedas de pressões no leito empacotado de elementos combustíveis.	141
Figura 61 – Distribuição de temperatura para o estado estacionário correspondente a 3MW de potência.....	143
Figura 62 – Temperaturas correspondentes à posição do eixo axial do reator no estado estacionário a 3MW de potência.....	144
Figura 63 – Perfis radiais de temperatura correspondentes a distância de 80cm e 170cm após a entrada do refrigerante no leito de elementos combustíveis.....	144
Figura 64 – Perfis de temperatura para o estado estacionário correspondente a 3MW.....	145
Figura 65 – Perfis de velocidade correspondente ao estado estacionário a 3MW a partir do modelo integral	146
Figura 66 – Distribuição volumétrica de velocidade.....	147
Figura 67 – Distribuição de linhas de corrente.....	147
Figura 68 – Distribuição volumétrica da pressão absoluta no estado estacionário de 3MW	148
Figura 69 – Queda de pressão no núcleo do reator no estado estacionário a 3MW	149
Figura 70 – Perfis de temperatura do refrigerante e dos elementos estruturais.....	150
Figura 71 – Perfis de temperatura na superfície dos elementos combustíveis	151
Figura 72 – Temperaturas máximas no refrigerante e das superfícies dos elementos combustíveis	151

Figura 73 – Comportamento da temperatura nos refletores laterais durante o transitório	152
Figura 74 – Comportamento da temperatura em diferentes pontos situados nos refletores laterais à distância de 170cm após a entrada do refrigerante no leito de bolas ...	153
Figura 75 – Comportamento da temperatura em diferentes pontos situados nos refletores laterais à distância de 80cm após a entrada do refrigerante no leito de bolas	154
Figura 76 – Evolução das linhas de fluxo durante o transitório a partir de 50s até 310s	155
Figura 77 – Evolução das linhas de fluxo durante o transitório a partir de 400s até 600s	156
Figura 78 – Queda de pressão nos elementos combustíveis durante o ATWS	157
Figura 79 – Posição radial e axial para a determinação das temperaturas no interior do núcleo do reator	170

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros principais de projeto do reator HTR-10.....	55
Tabela 2 – Distribuição da densidade de potência [MW/m ³] gerada no núcleo do reator HTR-10 no início da operação	61
Tabela 3 – Distribuição da densidade de potência [MW/m ³] gerada no núcleo do reator HTR-10 no início do teste de parada do circulador de hélio a 3MW	105
Tabela 4 – Sequência de eventos principais durante o teste de parada do circulador de hélio	106
Tabela 5 – Comparação dos dados obtidos a partir do modelo simplificado com os dados experimentais reportados no IAEA-TECDOC-1694.....	113
Tabela 6 – Comparação dos dados obtidos a partir do modelo simplificado com outros códigos	114
Tabela 7 – Comparação das temperaturas máximas.....	115
Tabela 8 – Temperatura nos pontos de medição nos elementos estruturais.....	128
Tabela 9 – Temperatura média em regiões superficiais coincidente com as coordenadas dos pontos experimentais.	130
Tabela 10 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais.....	139
Tabela 11 – Comparação da temperatura nos materiais sólidos do HTR-10	172
Tabela 12 – Diferenças de temperatura nos materiais estruturais do HTR-10.....	173

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AGR	Reator Avançado Refrigerado a Gás (do inglês, Advanced Gas-Cooled Reactor).
AVR	Reator experimental alemão (do Alemão, Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor).
BISO	do inglês, Bi-structural-isotropic.
CAD	Desenho assistido por Computadoras (do inglês, Computer Aided Design).
CFD	Dinâmica de Fluido Computacional (do inglês, Computational Fluid Dynamic).
DNS	Simulação Numérica Direta (do inglês, Direct Numerical Simulation).
EC	Elementos Combustíveis.
GFR	Reator rápido refrigerado a gás (do inglês, Gas-Cooled Fast Reactor).
GIF	Fórum Internacional para os Reatores de Geração IV (do inglês, International Forum to Generation IV Nuclear Reactor).
GTMHR	Reator Modular com Turbina de Gás a Hélio (do inglês, Gas Turbine Modular Helium Reactor).
HTR	Reator de alta temperatura (do inglês, High Temperature Reactor).
HTTR	Reator de teste de alta temperatura (do inglês, High Temperature Test Reactor).
IAEA	Agência Internacional de Energia Atômica (do inglês, International Atomic Energy Agency).
IEA	Agência Internacional de Energia (do inglês, International Energy Agency).
INET	Instituto de Tecnologia e Energia Nuclear da Universidade de Tsinghua (China).
LWR	Reatores de Água Leve (do inglês, Light Water reactor).
LFR	Reator Rápido refrigerado a Chumbo (do inglês, Lead Fast Reactor).
NEA	Agência de Energia Nuclear (do inglês, Nuclear Energy Agency).
P&D	Pesquisa e Desenvolvimento.
PBMR	Reator modular de leito de bolas (do inglês, Pebble Bed Modular Reactor).

RCCS	Sistema de Resfriamento da Cavidade do Reator (do inglês, Reactor Cooling Cavity System).
RPV	Vaso de Pressão do Reator (do inglês, Reactor Pressure Vessel).
SCWR	Reator de Água Supercrítica (do inglês, Supercritical Water Reactor).
SFR	Reator Rápido Refrigerado a Sódio (do inglês, Sodium-Cooled Fast Reactor).
SST	Transporte de Tensão de Cisalhamento (do inglês, Shear Stress Transport).
THTR	Reator de alta temperatura de tório (do inglês, Thorium High-Temperature Nuclear Reactor).
TRISO	Isotropia Tri-estrutural, do inglês, Tri-structural Isotropic.
VHTGR	Reator de Temperatura Muito Alta Refrigerado a Gás (do inglês, Very High-Temperature Gas Reactor).
VHTR	Reator de Temperatura Muito Alta (do inglês, Very High Temperature Reactor).

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras latinas		Unidades
A	Área da secção transversal do leito de bolas	m^2
A_b	Área da superfície de um elemento combustível	m^2
A_{30}	Área da secção transversal dos 30 canais equivalente	m^2
A_{460}	Área da secção transversal dos 460 pequenos canais	m^2
A_{640}	Área da secção transversal dos 640 pequenos canais	m^2
A_{fS}	Densidade da área interfacial	$1/m$
C_p	Calor específico a pressão constante	$\frac{J}{kgK}$
c_v	Calor específico a volume constante	$\frac{J}{kgK}$
D	Diâmetro característico	m
D_h	Diâmetro hidráulico	m
d	Diâmetro dos elementos combustíveis	m
d_p	Diâmetro dos elementos combustíveis	m
d_{20}	Diâmetro equivalente dos 20 canais	m
d_{30}	Diâmetro equivalente dos 30 canais	m
d_{640}	Diâmetro dos 640 pequenos canais	m
d_{460}	Diâmetro dos 460 pequenos canais	m
$DOSE$	Dose de radiação por nêutrons rápidos	$10^{21} n/cm^2$
\dot{E}	Variação da energia	W
e	Emissividade	adimensional
f	Fração de empacotamento	adimensional
f	coeficiente de atrito	
H	Altura	m
h	Entalpia específica	J/kg
h	Coeficiente de transferência de calor global	W/m^2K
h_l	Perda de carga	m
K	Tensor de área superficial	

k	Condutividade térmica	W/cm K
k_{He}	Condutividade térmica do gás hélio	W/m K
K_{loss}	Coefficiente de perda de pressão	1/m
K_{perm}	Permeabilidade	m ²
k	Permeabilidade	m ²
\dot{m}	Vazão mássica	kg/s
Nu	Número de Nusselts	adimensional
L_e	Comprimento característico	m
P	Pressão	Pa
Pr	Número de Prandtl	adimensional
Q	Calor volumétrico ou densidade de calor	W/m ³
\dot{Q}	Calor envolvido no sistema	W
$Q_{ar\ RPV}$		
$Q_{ar\ RPV\ Sup}$	Calor transferido por convecção natural	W/m ²
$Q_{ar\ RPV\ Sup}$		
$Q_{Rad\ RPV}$		
$Q_{ar\ RPV\ Inf}$	Calor transferido por radiação térmica	W/m ²
$Q_{ar\ RPV\ Sup}$		
$Q_{Rad\ RPV\ Lateral}$		
q_{conv}	Calor por convecção	W
\dot{q}_{ger}	Calor liberado por um elemento combustível	W/m ³
\dot{q}_{sup}	Calor liberado pela superfície de EC	W/m ²
R	Raio equivalente da seção transversal do leito de elementos combustíveis	m
r	Posição radial	m
Re	Número de Reynolds	adimensional
$Re_{critico}$	Número de Reynolds crítico	adimensional
S_M	Fonte de momento	kgm/s ²
S_E	Fonte de calor	W
T	Temperatura	K ou °C
T_c	Temperatura no centro dos elementos combustíveis	K ou °C

T_f	Temperatura na superfície dos elementos combustíveis	K ou °C
T_∞	Temperatura média do refrigerante que contorna os elementos combustíveis	K ou °C
$T_{RPV Inf}$	Temperatura da parede da região inferior do vaso de pressão	K ou °C
$T_{RPV Lateral}$	Temperatura da parede da região lateral do RPV	K ou °C
$T_{RPV Sup}$	Temperatura da parede da região superior do RPV	K ou °C
t	Tempo	s
U	Velocidade de escoamento	m/s
u_τ	Velocidade de fricção	m/s
V	Volume total da região porosa	m ³
V_v	Volume vazio no meio poroso	m ³
V_b	Volume de um elemento combustível	m ³
\dot{W}	Trabalho realizado pelas forças no meio	W
WHF_{RPV}	Fluxo de calor na parede do vaso de pressão	W/m ²
$WHF_{RPV Lateral}$	Fluxo de calor na parede superior do vaso de pressão	W/m ²
y	Espessura da primeira camada de prismas	m

Letras gregas

α	Coeficiente de convecção natural	W/m ² K
γ_s	Fração de empacotamento	adimensional
δ	Camada limite hidrodinâmica	m
δ_T	Camada limite térmica	m
ε	Porosidade	adimensional
ε_b	Porosidade global	adimensional
ε_{min}	Porosidade mínima	adimensional
$\rho ; \rho_{esp}$	Densidade ou massa específica	kg/m ³
λ	Condutividade térmica de um meio sólido	W/m K
λ_e	Condutividade térmica efetiva	W/m K

λ_f	Condutividades térmica do fluido	W/m K
λ_{Fuel}	Condutividade efetiva nos elementos combustíveis	W/m K
λ_s	Condutividades térmica do sólido	W/m K
$\mu_{Hélio}$	Viscosidade dinâmica do gás hélio	Pa s
$\rho_{Hélio}$	Densidade do gás hélio	kg/m ³
σ	Constante de Stefan–Boltzmann	W/m ² K ⁴
τ	Tensor viscoso	
τ	Tortuosidade	adimensional
τ_w	Tensão de cisalhamento	
Ψ	Coefficiente de perda de pressão por fricção	adimensional

Símbolos

\emptyset	Diâmetro	m
-------------	----------	---

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	22
2	REVISÃO DE LITERATURA	28
2.1	Atualidade da energia nuclear.....	28
2.2	Reator de Temperatura Muito Alta (VHTR).....	31
2.3	Reatores de Temperaturas altas refrigerado a gás (HTGR)	34
2.4	Desafios dos reatores HTGR e VHTR	40
2.5	Simulação termoidrúlica nos HTGR	43
2.6	Códigos CFD aplicados ao HTR-10	46
2.7	Leitos de bolas nos reatores nucleares	49
2.8	Instalações experimentais para suporte dos projetos de HTGR.....	50
2.9	Códigos neutrônicos aplicados a reatores de alta temperatura.....	51
2.10	Multifísicas, Escalas e Acoplamento	52
2.10.1	Escalas	52
2.10.2	Acoplamento.....	53
3	MATERIAIS E MÉTODOS	54
3.1	O reator HTR-10.....	54
3.2	Considerações para a modelagem termoidrúlica do HTR-10	59
3.3	A modelagem do núcleo do reator.....	65
3.4	Modelagem computacional	67
3.4.1	Equações governantes.....	68
3.4.2	Modelos da Turbulência	70
3.4.3	Meio Poroso.....	71
3.4.4	Queda de pressão no leito empacotado.....	73
3.4.5	Transferência de energia no leito empacotado a partir do meio poroso com formulação de velocidade superficial	75
3.4.6	Transferência de energia no leito empacotado a partir do meio poroso integral...	75
3.4.7	Variação radial da porosidade	77
3.4.8	Modelos de condutividade efetiva para a modelagem do núcleo dos reatores de leito de bolas	79
3.5	Modelagem do estado estacionário do reator HTR-10.....	81

3.5.1	Modelo simplificado.....	81
3.5.1.1	<i>Representações geométricas e principais simplificações.....</i>	82
3.5.1.2	<i>Discretização espacial: construção da malha.....</i>	88
3.5.1.3	<i>Domínio dos modelos numéricos e condições de fronteiras</i>	94
3.5.1.4	<i>Cálculo da temperatura no centro dos elementos combustíveis</i>	95
3.5.2	Modelo integral.....	98
3.5.2.1	<i>Modelagem do Sistema de Resfriamento da Caverna do Reator (RCCS).....</i>	100
3.6	Estados transitórios do reator HTR-10	103
3.6.1	Falha do circulador de hélio sem SCRAM no reator a 3MW.....	105
3.6.2	Modelagem do estado transitório de falha do circulador de hélio sem SCRAM no reator a 3MW de potência.....	107
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	108
4.1	Estado estacionário a partir do modelo simplificado	108
4.1.1	Temperaturas no núcleo do reator a partir do modelo simplificado.....	108
4.1.2	Temperatura nos elementos estruturais	111
4.1.3	Distribuição das velocidades do refrigerante no reator	119
4.1.4	Queda de pressão a partir do modelo simplificado.....	121
4.2	Estado estacionário a partir do modelo integral.....	123
4.2.1	Temperaturas no núcleo do reator	123
4.2.2	Temperatura nos elementos estruturais com o modelo integral	127
4.2.3	Distribuição das velocidades do refrigerante no reator	133
4.2.4	Queda de pressões a partir do modelo integral.....	135
4.3	Comparações entre os modelos simplificado e o modelo integral.....	136
4.3.1	Temperaturas no núcleo do reator	137
4.3.2	Temperatura nos elementos estruturais com o modelo integral	139
4.3.3	Distribuição das velocidades do refrigerante no reator	140
4.3.4	Queda de pressão a partir do modelo simplificado.....	141
4.4	Falha do circulador de hélio sem SCRAM (ATWS)	141
4.4.1	Estado estacionário correspondente a 3MW.....	142
4.4.1.1	<i>Temperaturas no núcleo do reator</i>	<i>142</i>
4.4.1.2	<i>Velocidades e pressões do refrigerante no reator.....</i>	<i>146</i>
4.4.1.3	<i>Queda de pressões</i>	<i>148</i>

4.4.2	Temperaturas no núcleo do reator durante a falha do circulador de hélio sem SCRAM	149
4.4.3	Temperatura nos elementos estruturais durante o estado transitório.....	152
4.4.4	Variação das velocidades do refrigerante durante o transitório.....	155
4.4.5	Queda de pressão durante o transitório.....	157
5	CONCLUSÃO.....	158
6	PERSPECTIVAS.....	160
	APÊNDICE A – POSIÇÃO DOS PONTOS DE MEDIÇÃO DA TEMPERATURA	170
	APÊNDICE B – IMPLEMENTAÇÃO EM EXCEL DA DETERMINAÇÃO DA ESPESSURA DA CAMADA LIMITE	171
	ANEXO A – TEMPERATURA NO REATOR HTR-10. DADOS EXPERIMENTAIS E DE SIMULAÇÕES.	172

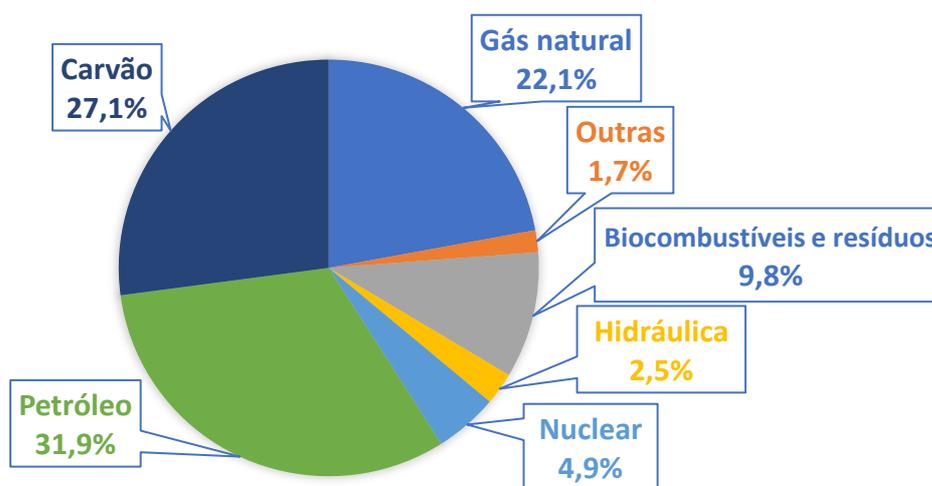
1 INTRODUÇÃO

O crescimento da população mundial, a crescente demanda de energia por parte dos países em desenvolvimento, o esgotamento dos combustíveis fósseis e os problemas associados à emissão de gases de efeito estufa, são algumas das razões pelas quais a sociedade procura melhorar as tecnologias de produção de energia existentes, de modo a diminuir ou eliminar os aspectos negativos destes.

Para que as funções de uma sociedade moderna sejam desempenhadas a contento (movimentar a indústria, o comércio, prover comunicação, saúde, serviços públicos, etc.) é indispensável dispor da energia, em especial da elétrica de forma confiável e a preço adequado. O suprimento e a segurança energética são hoje um valor estratégico para qualquer país, precisando ser sempre aumentado (ELETROBRAS, 2011).

Nos balanços anuais, dos últimos anos, a Agência Internacional de Energia (IEA) ressalta, a dependência da maioria dos países no mundo, do consumo de combustível de origem fóssil (Figura 1). Mais de 80% da produção global de energia utiliza estes tipos de combustíveis como destaque para o percentual gigantesco de emissão de CO₂ na atmosfera, fator que provoca um aumento do efeito estufa (IEA, 2018a). Entretanto, a matriz energética atual necessita de mudanças onde outras fontes de energia limpa e segura (de origem não fóssil) forneçam de maneira estável e com segurança as necessidades energéticas da sociedade.

Figura 1 – Consumo mundial total por tipo de combustível



Nota: A categoria Outras, inclui calor, energia solar térmica e geotérmica Fonte: (IEA, 2018b)

Por outro lado, estudos como Nian (2018) apontam que a produção de energia nuclear durante operação normal, produzem poluentes atmosféricos quase insignificantes e menos radiação, em comparação com as usinas elétricas movidas a carvão. Por estes motivos em Nian (2018), apontou que a energia atômica tem sido repetidamente enfatizada pela Agência Internacional de Energia IEA (2014, 2015a) e pelo Painel Intergovernamental sobre Mudanças Climáticas (IPCC, 2014) como uma importante fonte de energia de baixo carbono a partir da qual, o custo de geração de eletricidade é paritário com a energia fóssil (IEA, 2015c).

Contudo, o uso de combustível somente de origem não fóssil e de fontes renováveis, para a produção de energia a nível mundial não é viável atualmente, devido às dificuldades tecnológicas que estes tipos de combustíveis apresentam e pela própria cultura energética existente na sociedade. A alternativa mais favorável é a diversificação das fontes de energia utilizadas atualmente e o aumento do uso das tecnologias conhecidas de formas mais eficiente e segura.

Conforme expressado, o uso das energias renováveis eólica, solar e geotérmica, mantém um crescimento acelerado na produção de energia a nível mundial; no entanto, atinge quase um quarto da produção global de energia (IEA, 2018a).

Entretanto, após a energia hidrelétrica, a energia nuclear é a segunda maior fonte de geração de eletricidade de baixo carbono de todo o mundo. De acordo com IEA (2018b), a energia nuclear mantém um aporte de aproximadamente 5% da energia produzida a nível mundial, por mais de vinte anos. O aumento da geração de energia a partir do combustível nuclear é uma necessidade.

Como exemplo, países emergentes como China, com um dos maiores índices de poluição de ar do mundo (DING et al., 2017; WANG et al., 2017), possuem mais de 20% do consumo de energia global e mantém uma política de aumento da produção de energia elétrica a partir de combustível nuclear, por esta fonte ser capaz de fornecer energia limpa e confiável para o rápido crescimento econômico do país. Consequentemente, a China tem uma previsão de um aumento em 10,5GW colocando-se na liderança em adições de capacidade de energia nuclear em todo o mundo (OECD/IEA, 2016).

Neste sentido, desde o ano 2001 o Escritório de Energia Nuclear do Departamento de Estado dos Estados Unidos conseguiu reunir e envolver vários governos, a indústria e a comunidade científica mundial em um poderoso programa para desenvolver a próxima geração de sistemas de energia nuclear, conhecidos como "Geração IV". Em 2002 foi criado o "Fórum Internacional para os Reatores de Geração IV" (GIF) com o objetivo de desenvolver sistemas

nucleares avançados que possam ser licenciados, construídos e operados de forma que forneçam energia com segurança e economicamente viável (NERAC, 2002).

A energia nuclear com a nova Geração IV de reatores nucleares oferece uma solução para enfrentar o problema do crescimento da demanda mundial de energia. Esta tecnologia não emite gases de efeito estufa e permite construir usinas de potência elevada ou de pequenas potências, um aspecto que supera a maioria das fontes renováveis de energia. Do mesmo modo, contribui satisfatoriamente com os avanços na sustentabilidade, segurança, confiabilidade e resistência à proliferação de armas nucleares (NERAC, 2002; NUCLEAR ENERGY AGENCY, 2014).

Através do GIF foram escolhidos seis sistemas nucleares inovadores com os quais se espera obter os maiores avanços na solução dos desafios energéticos. Estes reatores foram: o Reator Rápido refrigerado a Gás (GFR), o Reator Rápido refrigerado a Chumbo (LFR), o Reator refrigerado a Sais Fundidos (MSR), o Reator Rápido refrigerado a Sódio (SFR), o Reator refrigerado a Água Supercrítica (SCWR) e o Reator de Temperatura Muito Alta refrigerado a gás (VHTR). Este último, o reator de temperatura muito alta refrigerado a gás, é uma das tecnologias de maior maturidade tecnológica e é um dos principais candidatos para seu desenvolvimento em grande escala, antes de 2030 (NUCLEAR ENERGY AGENCY, 2014).

Espera-se que os VHTRs operem acima de 1000 °C, abrindo o caminho para o uso do calor em processos como produção de hidrogênio, processamento de areias asfálticas e conversão de carvão em petróleo sintético. Os VHTRs têm três aplicações fundamentais: produção de energia elétrica, produção de calor e produção de hidrogênio; este último, vetor energético do futuro.

Por outro lado, a tecnologia dos VHTR tem como antecessores a construção e operação desde a década dos anos 60 de quatro reatores experimentais, do tipo HTGR: Dragon (Reino Unido, 1964-1975), AVR (República Federativa da Alemanha, 1967-1988), HTTR (Japão, 1998 até o presente), HTR-10 (China, ano 2000 até o presente) e três reatores comerciais: Peach Bottom 1 (Estados Unidos da América, 1966-1989), THTR (República Federativa da Alemanha, 1985-1991) e Fort St. Vrain (Estados Unidos da América, 1976-1989). Estes reatores forneceram conhecimentos muito valiosos para o atual desenvolvimento das tecnologias de VHTRs.

Destaca-se, entre as características tecnológicas que fundamentam o início da tecnologia dos VHTR, que a maioria destes reatores de temperatura alta são resfriados a gás hélio e moderados por grafite. Tecnicamente uma combinação muito mais eficiente que a aproveitada nos reatores mais comumente usados, que são resfriados e moderados à água, os chamados Reatores de Água Leve (LWR). Os HTGRs são mais econômicos em termos de uso de urânio

e as altas temperaturas implicam que uma proporção maior do calor produzida no reator possa ser convertida em eletricidade. Se comparamos com os tradicionais LWR, observa-se que estes só podem operar próximos de 315°C, bem abaixo do nível que as usinas movidas a combustíveis fósseis podem alcançar. Os HTGR operam a até 900°C (THOMAS, 2011).

Por outro lado, os processos físicos que ocorrem nestes reatores nucleares são variados e abrangem muitas áreas da ciência e engenharia. Estas são áreas tais como a física de nêutrons, a dinâmica de fluidos monofásicos e bifásicos, a transferência de calor, o comportamento mecânico das estruturas, etc. No entanto, devido às consequências de um mau funcionamento, é crucial ter o conhecimento mais preciso desses fenômenos.

À medida que evolui o processamento computacional, os cálculos realizados se tornam mais complexos e abrangentes. Atualmente, do ponto de vista computacional, pode-se aprofundar e obter resultados mais detalhados às expensas do tempo de cálculo. Uma necessidade atual da comunidade científica é o acoplamento de códigos de cálculo físico-neutrônico e termoidrúlicos para a obtenção de estimativas dos estados estacionário e transitórios nos reatores nucleares (PERELLÓ, 2010) de modo que seja possível estudar, de maneira confiável a segurança destas tecnologias.

Os códigos termoidrúlicos para reatores nucleares como RELAP, TRAC e RETRAN são normalmente utilizados por engenheiros nucleares para simulações termoidrúlicas (YAN, 2011). Outros códigos como THERMIX, ANSYS FLUENT, ARCTURUS, ORNL GRSAC, GAMA, TAC-NC PHOENICS e VSOP também são usados e estudados pela IAEA como se pode comprovar no IAEA (2013a). Entretanto, o desenvolvimento de uma nova geração de reatores nucleares aumentam os requisitos de simulação até um nível mais elevado. As ferramentas de projeto para simulações multidimensionais, multifásicas e multifísicas são de extrema importância. Os requisitos de uma maior segurança e eficiência econômica em projetos de novos reatores nucleares impõem novos desafios para os engenheiros termoidrúlicos.

O uso de códigos de CFD (Computational Fluid Dynamics) em grande escala está ganhando aceitação na indústria nuclear. Portanto, o processo de desenvolvimento da nova geração de reatores nucleares deverá aproveitar as vantagens das capacidades multidimensionais do CFD para a modelagem dos processos termoidrúlicos em projetos de reatores inovadores (reatores da Geração III+ e IV).

No início da década de 2010, grupos de especialistas foram formados para a definição de um plano de ação na aplicação de códigos de CFD na modelagem de problemas de segurança em reatores nucleares (SMITH, 2010). Entre as numerosas aplicações em que estas ferramentas

oferecem reais benefícios, estão a diluição do boro no refrigerante, a instabilidade dos BWR, análises do impacto (choque) térmico, ruptura de tubulações, fadiga térmica, comportamento das interfaces líquidos-gás, etc(MOUSTAFA; REFEAT, 2009)(MOUSTAFA; REFEAT, 2009)(MOUSTAFA; REFEAT, 2009)(MOUSTAFA; REFEAT, 2009). Estes e outros fenômenos requerem simulações em escalas muito pequenas. Diversos casos dependem da química da água, propriedades do material, velocidade e temperatura local do fluido. Estes parâmetros locais são dependentes do regime de fluxo e somente podem ser avaliados com uma adequada ferramenta de CFD.

Nas últimas décadas, entre as plataformas de desenvolvimento em simulação de engenharia e software de design 3D, que mais se desenvolveram, se encontra a plataforma ANSYS Inc., com mais de 49 anos no desenvolvimento contínuo de tecnologias para simulação de engenharia. Na atualidade, ANSYS Inc. está entre as empresas mais reconhecidas na comunidade científica internacional ao que a simulação em engenharia se refere. Diante das múltiplas ferramentas que a plataforma possui, uma das mais utilizadas para análises termoidráulicas é o ANSYS CFX, a qual, cumpre as exigências mais elevadas dos engenheiros em áreas, como a aeronáutica, indústria de defesa, automotiva, esportiva, medicina e mecânica em todo o mundo e cada vez mais é utilizada na indústria energética.

Justificativa

Dentre os projetos de reatores nucleares de Geração IV, destacam-se os VHTR (reatores nucleares de temperatura muito alta). Um dos antecessores desta tecnologia é o reator HTR-10. O HTR-10 foi identificado como um sistema proeminente quanto à aplicação dos mais modernos avanços nas tecnologias dos reatores de alta temperatura refrigerados a gás. Seu núcleo alcançou a primeira criticalidade no ano 2002. Em 2003 começou a operar a máxima potência (IAEA, 2013). Este reator tem como objetivos verificar e demonstrar as características técnicas e de segurança dos reatores modulares HTGR e estabelecer uma base experimental para o desenvolvimento de aplicações nucleares de alta temperatura. Atualmente se têm dados reais de experimentos em reatores de alta temperatura refrigerado a gás, que possibilitam o desenvolvimento, ajuste e validação de modelos computacionais, que permitem estudar de modo confiável as novas tecnologias dos VHTR.

A obtenção dos perfis de temperatura do refrigerante, dos elementos combustíveis e dos materiais estruturais durante toda a operação do reator é um aspecto muito importante para a

segurança dos reatores nucleares. Em cada etapa da vida dos reatores nucleares se espera que a temperatura de todos os materiais seja menor que os valores limites de segurança por projeto. Por sua vez, garantindo a integridade dos elementos combustíveis, das estruturas, dos sistemas e das pessoas, evitando acidentes e até a liberação de produtos de fissão.

Na atualidade, o desenvolvimento de uma metodologia que permita o uso de ferramentas com a mais alta tecnologia da termoidráulica, como a dinâmica de fluidos computacional, aplicada ao estudo de reatores de alta temperatura, que fundamentam as bases dos reatores inovadores VHTR da Geração IV é de vital importância para a comunidade científica.

Objetivo Geral

Desenvolver uma metodologia para o estudo termoidráulico dos estados estacionários e transitórios de reatores nucleares de temperatura muito alta de leito de bolas refrigerados a gás.

Objetivos Específicos

1. Identificar as características tecnológicas dos VHTRs de leito de bolas refrigerados a gás que permitem sua utilização para suprir as necessidades energéticas do futuro.
2. Estudar as capacidades dos códigos de dinâmica de fluidos computacional para a modelagem dos VHTRs de leito de bolas refrigerados a gás.
3. Desenvolver uma metodologia para a modelagem termoidráulica dos estados estacionários e transitórios de reatores nucleares de temperatura muito alta de leito de bolas refrigerados a gás utilizando a dinâmica de fluidos computacional.
4. Implementar e avaliar a metodologia para a modelagem computacional dos estados estacionários de reatores nucleares de temperatura alta de leito de bolas refrigerados a gás utilizando a dinâmica de fluidos computacional.
5. Determinar as máximas temperaturas atingidas nos elementos combustíveis e nos materiais estruturais do reator de temperatura alta de leito de bolas refrigerados a gás para avaliar a integridade.
6. Implementar e avaliar a metodologia para a predição dos parâmetros termoidráulicos sob condição de acidente dos reatores nucleares de temperatura alta de leito de bolas refrigerados a gás.

2 REVISÃO DE LITERATURA

2.1 Atualidade da energia nuclear

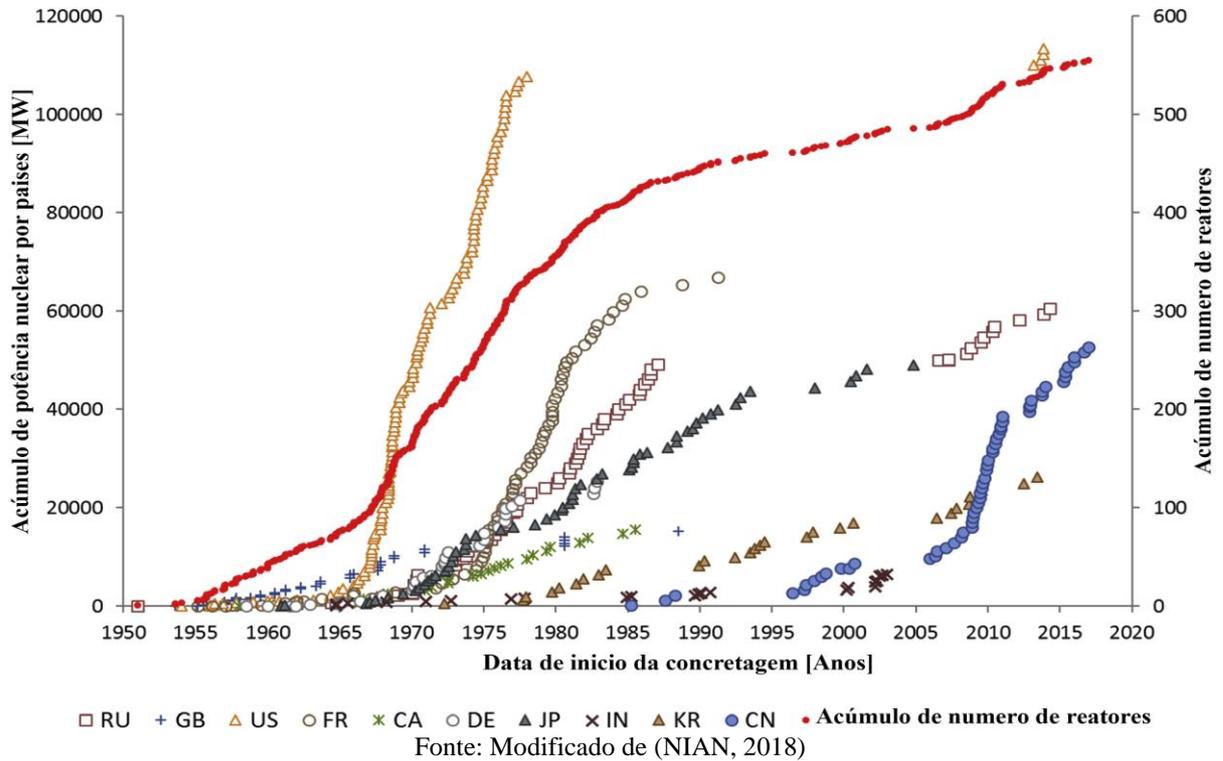
O crescimento econômico, o aumento da qualidade de vida e a crescente população impõem um aumento do consumo de energia nas próximas décadas. O desenvolvimento das economias emergentes, as mudanças climáticas e o impacto sobre o planeta trazem novos desafios a cada dia. Expandir a oferta de energia elétrica e simultaneamente reduzir os efeitos das mudanças climáticas são os principais desafios de quem projeta as políticas energéticas.

Por outro lado, existe um grande número de países emergentes em energia nuclear, os quais não contribuem para a expansão da capacidade nuclear no futuro previsível. O principal crescimento virá em países onde a tecnologia já está bem estabelecida, principalmente na Ásia. No entanto, a longo prazo, a tendência de urbanização em países menos desenvolvidos aumentará a demanda por eletricidade, especialmente, a fornecida por centrais de geração de energia de base, como nuclear (ELETROBRAS, 2016).

Com referência ao Sistema de Informação sobre Reatores de Potência (PRIS) da Agência Internacional de Energia Atômica (IAEA, 2019a) os maiores países com desenvolvimento na indústria nuclear são: Canadá, China, França, Alemanha, Índia, Japão, Rússia (incluindo os estados da União Soviética), Coreia do Sul, Reino Unido e EUA (Figura 2). Para estes países a substituição de 137 reatores nucleares ao término da vida útil, nos próximos 20 anos, quer por outros nucleares, quer por outras fontes energéticas, é uma questão que exigirá investimentos muito expressivos de todos os países envolvidos (NIAN, 2018).

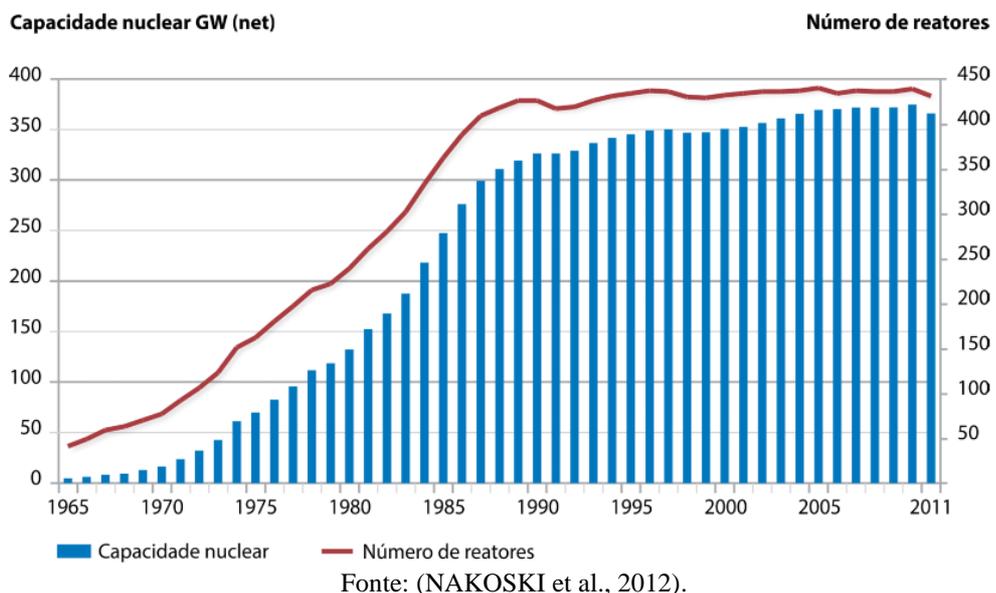
Os fatores geopolíticos que envolvem o suprimento de energia também não podem ser descartados e em muitos casos a energia nuclear é a única opção para garantir maior segurança nacional energética assim como para a diminuição da exposição em relação à volatilidade dos preços do petróleo. Com relação à disponibilidade de combustível para a produção de energia nuclear, ainda que a produção do urânio (seu recurso primário) esteja concentrada em apenas 8 países, estima-se que os recursos estão espalhados em todo o mundo.

Figura 2 – Acúmulo de potência e número de reatores nucleares por país



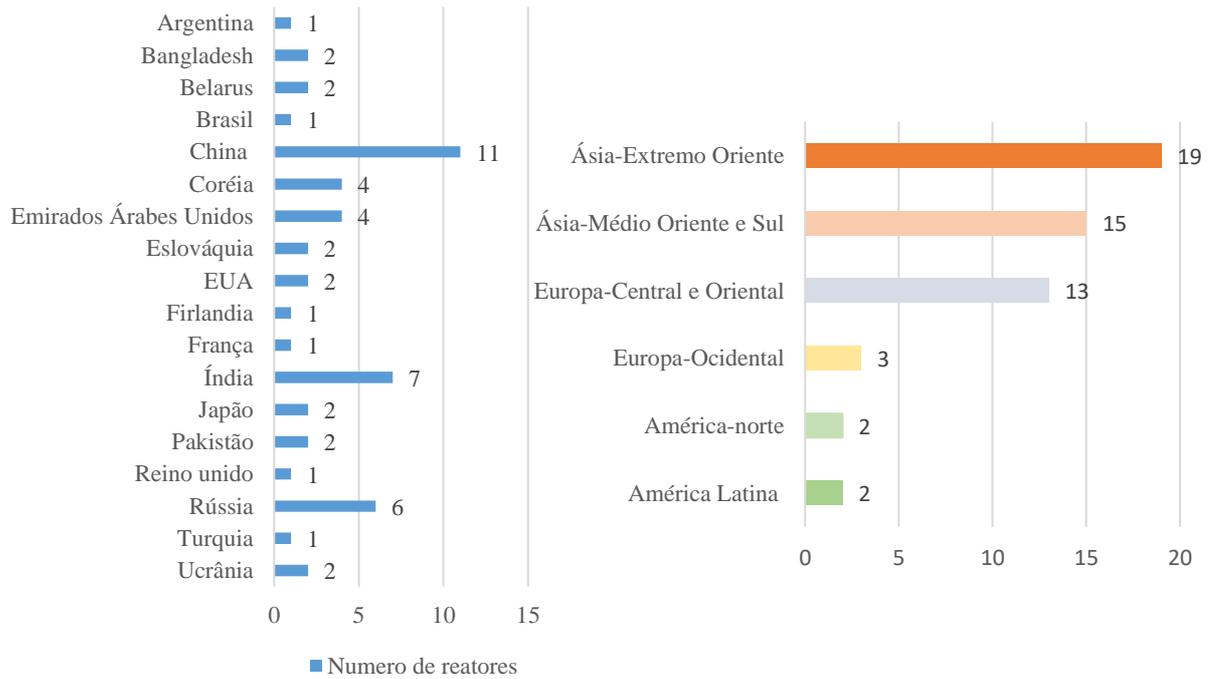
Com 449 reatores operando no final de julho de 2019, a energia nuclear tem uma capacidade de geração global de aproximadamente 397,6 GWe (IAEA, 2019a). O desenvolvimento da capacidade de geração de energia e do número de reatores até o ano 2011 pode ser ilustrado pela Figura 3.

Figura 3 – Capacidade de geração da energia nuclear e número de reatores em operação no mundo (1965-2011).



Cinquenta reatores foram desligados permanentemente, na última década e 52 se encontram em construção. O recente crescimento a curto e longo prazo é liderado principalmente pelo rápido crescimento na Ásia, particularmente Índia e China que juntas possuem 18 reatores em fase construtiva (Figura 4).

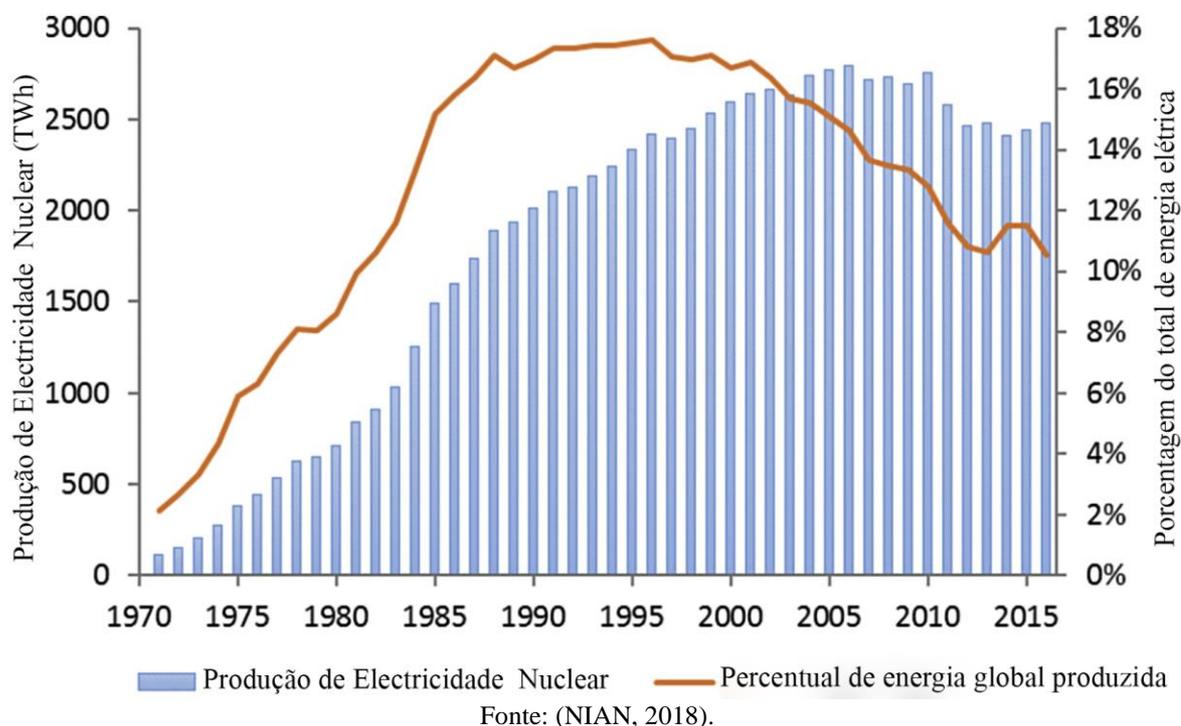
Figura 4 – Número de reatores em construção por país e região



Fonte: adaptado de (IAEA, 2019a).

De acordo com a IAEA a produção de energia elétrica a partir de usinas nucleares é mantida na última década, próxima aos 2500TWh correspondendo a 15%, aproximadamente, da produção global de energia elétrica (Figura 5). De forma geral a quantidade de energia produzida nos reatores nucleares teve uma desaceleração nos últimos anos. Uma combinação de fatores como altos custos de investimento, prazos de término superiores aos prazos planejados, acidentes graves, ações judiciais e percepção negativa do público prejudicaram gravemente o rápido desenvolvimento da energia nuclear (NIAN, 2018).

Figura 5 – Produção de energia elétrica por usinas nucleares. Taxa de produção global de energia elétrica.

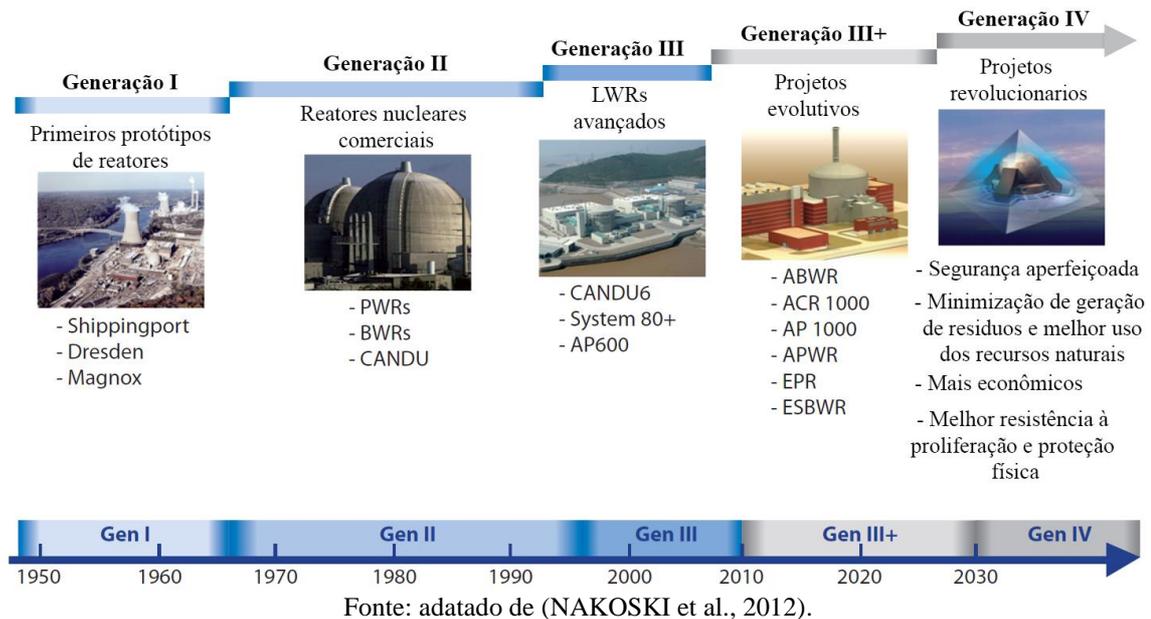


2.2 Reator de Temperatura Muito Alta (VHTR)

Os reatores nucleares foram desenvolvidos e operados desde a década de 1950 e a próxima geração está sendo desenvolvida atualmente, demonstrando a vitalidade técnica e industrial da energia nuclear. A tecnologia de reatores de temperatura muito alta (VHTR, do inglês, Very High Temperature Reactor) foi selecionada no ano de 2002 dentre mais de 100 propostas, como uma das 6 tecnologias de reatores avançados que tiveram o maior potencial para cumprir os critérios de desempenho do Fórum Internacional da Geração IV (GIF) de acordo com NERAC (2002), ver Figura 6. O desenvolvimento de reator avançado sob o GIF busca alcançar:

- Sustentabilidade via utilização ótima de recursos e minimização de resíduos;
- Viabilidade econômica, estabelecendo vantagens claras de custo no ciclo de vida e risco financeiro comparável em relação a outras fontes de energia;
- Segurança e confiabilidade por meio de sistemas de segurança passivos e inerentes que minimizam a probabilidade de danos no núcleo e eliminam a necessidade de resposta emergencial externa e
- Alta resistência à proliferação.

Figura 6 – Gerações de reatores nucleares.



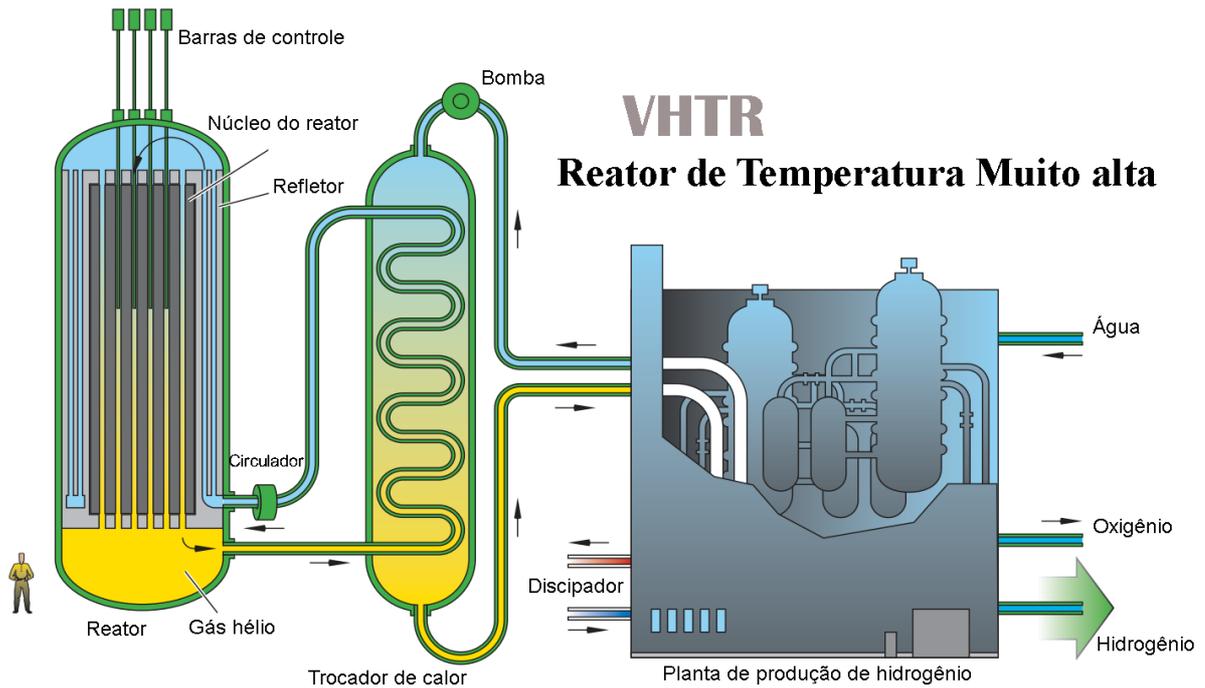
O VHTR é o próximo passo no desenvolvimento evolucionário de reatores refrigerados a gás de alta temperatura (HTGR). O VHTR é um reator refrigerado a hélio, moderado por grafite, com espectro de nêutrons térmicos. Pode fornecer calor nuclear com temperaturas à saída do núcleo acima de 1000 °C. O tipo de núcleo do reator dos VHTR pode ser composto por blocos prismático, como o HTTR japonês operacional, ou um núcleo de leito de bolas, como o HTR-10 chinês conforme o NERAC (2002).

O VHTR tem a capacidade de atingir temperaturas muito altas, porém, seria adequado para processos de cogeração térmica-elétrica, a qual permite por exemplo, a produção eficiente de hidrogênio através de eletrólise a vapor ou processos termoquímicos, de modo a poder fornecer tanto hidrogênio quanto calor a alta temperatura para plantas industriais, incluindo petroquímica, produção de fertilizantes e siderurgia, entre outras.

O esquema de um sistema VHTR de referência para produzir hidrogênio é mostrado na Figura 7, por exemplo.

De modo geral, um VHTR de 600MW dedicado à produção de hidrogênio pode render mais de 2 milhões de metros cúbicos por dia. O VHTR também pode utilizar turbinas a gás para a geração de eletricidade. Por exemplo, num VHTR para a geração de eletricidade, pode ser acoplado diretamente no circuito primário do refrigerante, processo conhecido como de ciclo direto, com alta eficiência. Sua eficiência pode chegar acima de 50% a 1000°C, superando os 47% a 850°C que podem ser obtidos no GTMHR ou no PBMR (NERAC, 2002).

Figura 7 – Esquema de um sistema de produção de hidrogênio a partir de um VHTR



Fonte: adaptado de (NERAC, 2002).

A cogeração de calor e energia situam os VHTRs como uma tecnologia atraente para grandes complexos industriais. O VHTR pode ser implantado em refinarias e indústrias petroquímicas para substituir grandes quantidades de calor de processo a diferentes temperaturas. Também as temperaturas de saída do núcleo acima de $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ permitiriam a aplicação de calor nuclear a processos como produção de aço, de óxido de alumínio, etc. (NERAC, 2002).

Os VHTRs estão sendo projetados para operar um ciclo aberto de urânio. Atualmente não é considerado uma questão de sustentabilidade dada a disponibilidade a longo prazo de urânio acessível e a perspectiva de extrair mais urânio da água do mar a custo razoável. Embora um VHTR não seja adequado para a produção de Pu (na verdade, é mais adequado para a incineração de Pu), poderia, uma vez requerido, alcançar sustentabilidade a longo prazo com base no ciclo de combustível de tório-urânio (GARCÍA et al., 2013; OLIVA et al., 2011; VANCE, 2014).

Uma vez utilizado o combustível nuclear, grande parte dos elementos combustíveis gastos é composta de grafite. A geração de grafite irradiada é uma questão inerente aos VHTRs porém, existem projetos para a máxima diminuição futura deste material. Questão abordada em projetos europeus que propõem métodos de descontaminação e reciclagem de grafite irradiada (FÜTTERER et al., 2014).

Até aqui, foram vistos os fatores fundamentais que fazem com que os reatores de temperatura muito alta sejam reconhecidos como uma das tecnologias mais atraentes. Em face do exposto, devido a semelhanças tecnológicas, assim como as bases conceituais de projeto, o VHTR é considerado como evolução direta dos HTGRs. A experiência com os HTGR e as extensas bases de dados internacionais públicas, podem apoiar o seu desenvolvimento. Conhecer o comportamento detalhado dos parâmetros termoidráulicos dos HTGR, tanto em operação normal como durante condições de acidentes, é de vital importância para a demonstração das capacidades de segurança dos VHTR.

2.3 Reatores de Temperaturas altas refrigerado a gás (HTGR)

Atualmente a tecnologia dos reatores de temperatura muito alta está em pleno desenvolvimento tendo sua origem nos reatores de alta temperatura refrigerados a gás (HTGR, do inglês, High Temperature Gas cooling Reactor). As tecnologias pioneiras foram os reatores experimentais: Dragon (Reino Unido, 1964-1975), AVR (República Federativa da Alemanha, 1967-1988), HTTR (Japão, 1998 até o presente), HTR-10 (China, ano 2000 até o presente) e três reatores comerciais: Peach Bottom 1 (Estados Unidos da América, 1966-1989), THTR (República Federativa da Alemanha, 1985-1991) e Fort St. Vrain (Estados Unidos da América, 1976-1989). Estes reatores ressaltaram a viabilidade das tecnologias de combustíveis encapsulados e as vantagens do uso do refrigerante a gás como se aponta em NERAC (2002).

Os reatores nucleares refrigerados a gás tiveram seu início com o reator MAGNOX desenvolvido pelo Reino Unido nos anos 1951-1953. Este reator teve como primeira característica os estudos de CO₂ como refrigerante. Um total de 26 reatores MAGNOX foram construídos com potências entre 270-1760 MW. Um deles chegando ao fim de suas operações no ano 2015 (Wylfa-1, 1963-2015).

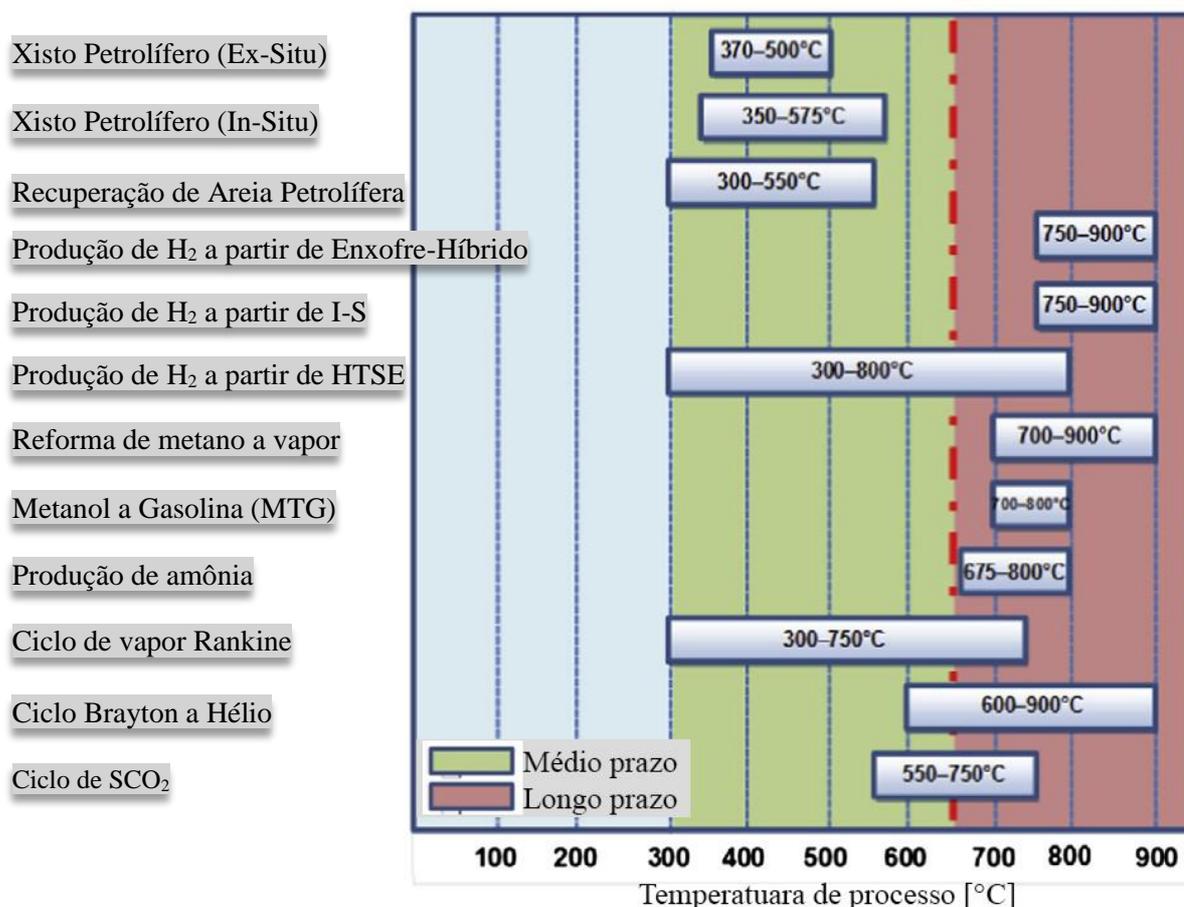
Já na década de 60, o primeiro reator refrigerado a hélio foi colocado em funcionamento. Sendo 14 “Advanced GCR” reatores no Reino Unido (do inglês, Gas Cooled Reactor) deste tipo. Ainda em operação com alta disponibilidade (IAEA, 2019a). A partir desta experiência inicial, foi possível reunir um conhecimento técnico considerável para o AGR, que se torna a base para o desenvolvimento de HTR refrigerado a gás. O potencial destes tipos de reatores se resume a algumas características técnicas que devem cumprir todos os reatores modernos de alta temperatura (FÜTTERER et al., 2014):

- Podem ser construídos com características passivas de segurança;
- Progressão lenta do acidente (grande capacidade de calor, baixa densidade de potência);
- Auto-estabilização de transientes (coeficiente de reatividade negativo por temperatura);
- Termos de baixa fonte neutrônica (retenção do produto de fissão no combustível e estruturas);
- Núcleo totalmente cerâmico (combustível, moderador e refletor);
- Grafite de alta pureza como moderador-refletor, alta inércia térmica;
- Química e neutrônicamente inerte pelo uso de Hélio como refrigerante no circuito primário;
- Altas temperaturas de operação para alta eficiência, capacidade de cogeração nuclear de calor e energia;
- Alta capacidade de queima (queima profunda);
- Altas taxas de conversão (economia de nêutrons elevada e possível utilização de tório);

De forma geral, os HTGR são reatores de espectro de nêutrons térmico resfriado a hélio, moderado por grafite que operaram até aproximadamente 7MPa produzindo temperaturas de saída do reator entre 750°C e 950°C. Como características distintivas estão: partículas de combustível cerâmicas – as quais não derreterão facilmente; núcleo de grafite que implica seu uso como moderador estável e buffer térmico e; refrigerante de hélio, gás inerte que não interage com combustível, refletores e moderadores de grafite ou metais estruturais (NERAC, 2002).

Dentre as principais aplicações dos HTGR estão a produção de eletricidade e o fornecimento de calor a processos para aplicações como: produção de hidrogênio e gaseificação de carvão. Contribuindo para ampliar a gama de aplicações da energia nuclear (Figura 8) (SABHARWALL et al., 2013).

Figura 8 – Aplicações de processos potenciais para reatores de alta temperatura



Fonte: (SABHARWALL et al., 2013).

Por outro lado, um dos principais desafios para produzir o núcleo de reatores totalmente cerâmicos foi o desenvolvimento do combustível. Inicialmente o combustível utilizado foi colocado em revestimentos cerâmicos de UO₂ ou UC, que provaram ter uma retenção de produtos de fissão fraca. Rapidamente foram introduzidos outros encapsulados cerâmicos para os reatores como o combustível BISO e o atualmente usado o TRISO (TRIStructural ISOTropic), que possuem uma alta resistência mecânica e podem atingir temperaturas acima dos 1000 °C em segurança (CACUCI, 2010; FÜTTERER et al., 2014; POWERS; WIRTH, 2010).

Devido as qualidades dos combustíveis encapsulados, a comunidade científica aposta, principalmente, em dois reatores de testes: o HTTR e o HTR-10. A maior distinção entre os dois grupos que representam é a forma dos encapsulados dos combustíveis, que condicionam grande parte das características técnicas destes reatores. Estes reatores podem ser divididos em: reatores de blocos prismáticos e reatores de leito de bolas. Ambos os grupos de reatores utilizam o combustível do tipo TRISO.

Nos reatores prismáticos, as partículas de combustível estão compactadas em matrizes de carbono confinadas na forma de elementos cilíndricos; estes elementos são, por sua vez, carregados em canais de combustível localizados em blocos de grafite de formato hexagonal. O combustível é refrigerado por gás hélio, que flui através de canais de escoamentos verticais, localizados nos mesmos blocos de grafite (Figura 9). Blocos de combustíveis consumidos são removidos ou substituídos por novos blocos durante interrupções periódicas na operação do reator.

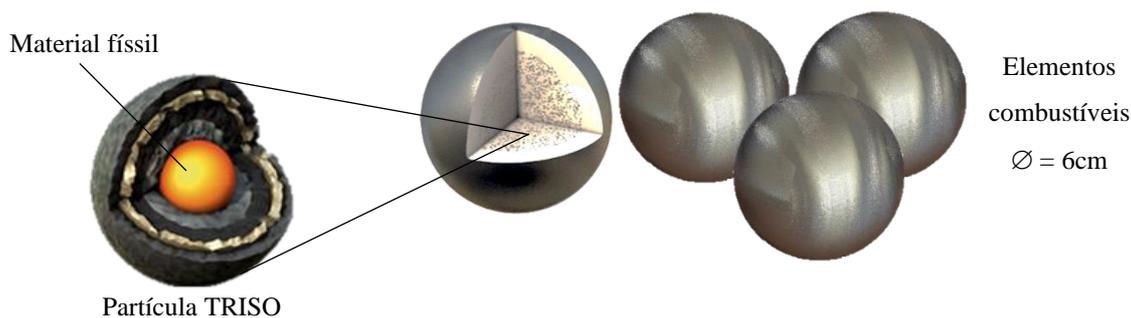
Figura 9 – Elementos combustíveis prismáticos



Fonte: (MACDONALD, 2003).

Em reatores de leitos de bolas, as partículas TRISO estão confinadas em elementos esféricos de tamanho equivalente ao das bolas de bilhar (Figura 10). Para a refrigeração, o hélio flui através de um leito empacotado com elementos combustíveis esféricos. Durante a operação do reator, tais elementos são removidos continuamente do núcleo, sendo eles devolvidos ao núcleo ou substituídos por novos elementos combustíveis, a depender das condições de queima do combustível e da configuração do núcleo. Esta característica gera neste tipo de reator, que a recarga de combustível tenha um caráter contínuo e possam ser atingidos níveis profundos de queima (BOER et al., 2009; FÜTTERER et al., 2008; TANG et al., 2002).

Figura 10 – Elementos combustíveis esféricos



Fonte: o autor.

A tecnologia do reator de leito de bolas refrigerado a gás foi desenvolvida na Alemanha com o reator de pesquisa AVR (Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor), destinado a obter experiência operacional com um reator de alta temperatura refrigerado a gás. No Jülich Research Centre, o AVR operou satisfatoriamente entre os anos 1967 ao 1988. Em particular, foi utilizado para várias demonstrações de desempenho de segurança passiva e sobreviveu a um acidente de entrada de água provocado por um vazamento no gerador de vapor (FÜTTERER et al., 2014).

Dos principais resultados das análises dos testes realizados no AVR, após anos de testes e pesquisas, resultaram em diferentes relatórios técnicos que fundamentaram a base dos padrões de segurança para o projeto dos núcleos dos reatores de leito de bolas refrigerado a gás (KTA, 1978, 1981, 1983, 1984, 1986). Padrões de segurança que abrangem as seguintes áreas, a partir de resumo dos modelos semi-empíricos:

- Cálculo das propriedades termoidráulicas do hélio;
- Transferência de calor em elementos combustível esféricos;
- Perda de pressão por fricção em núcleos de leito de bolas;
- Modelo analítico termoidráulico para condições estacionárias e quase-estacionárias em núcleos de leito de bolas e;
- Erros sistemáticos e estatísticos no projeto do núcleo termoidráulico do reator de leito de bolas.

Estes modelos semi-empíricos e simplificações fundamentaram as bases dos projetos destes tipos de reatores, até hoje são referência para a modelagem de reatores de leito de bolas refrigerado a gás e alguns deles serão utilizados neste trabalho de tese.

Por outro lado, a experiência em operação do AVR fez que em 1986, a Alemanha, colocasse em funcionamento o reator de tório de alta temperatura (THTR), que pela primeira vez utilizou combustível encapsulado de tipo BISO (Bi-structural-isotropic) e trabalhou durante três anos (TALAMO; GUDOWSKI, 2005). A utilização de combustível cerâmico foi um dos maiores avanços nas possibilidades da energia nuclear no desenvolvimento dos reatores de temperatura muito alta devido fundamentalmente ao alto desempenho mecânico e aos altos níveis de queima que se podem atingir com segurança demonstrada. Ampliando o rol de possibilidades para o aumento da eficiência e aplicações da indústria nuclear. Atualmente, o maior desenvolvimento desta tecnologia está concentrado na China, com o reator experimental de 10 MW chamado HTR-10 (High Temperature Reactor).

Este reator de investigação, o HTR-10, foi selecionado pelo IAEA como referência para os grupos de desenvolvimento e pesquisa dos estados membros da própria agência, para a abordagem de análises de informação técnica que aprofundassem o desenvolvimento dos HTGR (IAEA, 2003, 2013). Para isto, a IAEA propôs uma série de testes comparativos, a partir da experiência na operação do reator HTR-10. Vários testes divulgados pela IAEA (2003, 2013a) fornecem dados experimentais das operações do reator que permitem a realização de estudos de verificação de modelos e códigos computacionais para a modelagem dos reatores de alta temperatura de leito de bolas refrigerados a gás.

Após a construção e operação bem-sucedida do HTR-10 por vários anos, o INET projetou e desenvolveu uma planta nuclear, do tipo HTGR, cujo principal objetivo é demonstrar as vantagens técnicas, econômicas e de segurança apresentadas pelos HTGR.

O modelo registrado no IAEA foi HTR-PM. Este reator pertence ao grupo China Huaneng Group e possui como capacidade de projeto uma potência de 200MW. O projeto foi realizado pela indústria chinesa em colaboração com especialistas de todo o mundo, seguindo de perto os princípios de design do reator HTR-10. De forma geral, seu projeto de engenharia começou no ano 2001 e foi concluído no 2006, porém não se começou a construção *ínsitu* até o 9 de dezembro de 2012 na Baía Shidao. Espera-se o início de operação neste ano.

O reator HTR-PM é um reator modular refrigerado a gás, com dois sistemas nucleares que combinados alcançam os 500MW. Adicionalmente, o reator HTR-PM forma parte de um projeto em grande escala do governo da China, que pretende ter 40GW operacionais para o ano 2020 e mais de 18GW adicionais em fase construtiva, atingindo um incremento superior aos 100GW nos próximos 20 anos (ZHANG et al., 2009).

2.4 Desafios dos reatores HTGR e VHTR

Apesar dos grandes esforços realizados pelo desenvolvimento dos reatores de temperatura muito alta, continua-se trabalhando em pesquisas e desenvolvimento de modo a poder avaliar os HTGR para temperatura acima de 900°C. Vários desafios e oportunidades sobressaem, o principal, a cogeração de eletricidade e calor com temperaturas de saída do reator na faixa de 700 a 900°C, que destes reatores se espera.

De acordo com Sabharwall et al. (2013), os reatores nucleares de alta temperatura e temperatura muito alta, apresentam vários desafios que podem ser subdivididos nas seguintes categorias:

Desafios em materiais

Os materiais selecionados para uso em projetos de reatores devem apresentar estabilidade dimensional sob irradiação, seja sob estresse (fluência ou relaxamento de irradiação) ou sem estresse (crescimento de intumescimento); exibir uma evolução aceitável das propriedades mecânicas durante o tempo de vida do reator; e exibir um bom comportamento em ambientes corrosivos (refrigerante primário do reator ou fluido do processo), como explicado por (Yvon; Carré, 2009). Estes requisitos devem ser atendidos em operações normais e durante acidentes, o que é o maior desafio para o desenvolvimento e operação de reatores a altas temperaturas.

As especificações de sistemas de reatores avançados/inovadores tornam os requisitos muito mais exigentes do que os reatores comerciais atualmente em operação. O desafio mais difícil é a expectativa de vida, que foi estendida para 60 anos para muitos dos LWRs atualmente em operação por meio de extensões de licença. Para atender às especificações rigorosas, os materiais comerciais existentes ou os materiais em desenvolvimento devem ser caracterizados e qualificados sob as condições de operação pretendidas (por exemplo, temperatura, pressão, radiação, fluxo de refrigerante, etc. (YVON; CARRÉ, 2009).

Desafios termoidrúlico

Desafios significativos também enfrentam os projetistas de reatores de temperatura alta e muito alta, com relação aos projetos termoidrúlicos e modelagens associadas aos conceitos avançados de reatores. Códigos termoidrúlicos computacionais resolvem apenas uma parte do

núcleo. Existe também, a necessidade de códigos para resolver transiente de condução de calor com dinâmica de núcleo e resolução local para investigar e entender os fluxos de “by-pass”, com toda a física relevante e termomecânica de grafite (YVON; CARRÉ, 2009). Os efeitos tridimensionais não são facilmente capturados com os códigos do sistema e os modelos de dinâmica de fluidos computacional (CFD) são muito complexos para análises transitórias de rotina. Portanto, há uma necessidade significativa de um código hidráulico e multifísico térmico e neutrônicos acoplados. O fluxo de by-pass, por exemplo, em muitos dos códigos termohidráulicos disponíveis é principalmente assumido (isto é, suponha que x% do fluxo passa pelo refletor) e deve ser considerado com dados experimentais validados.

Para o projeto do VHTR e HTGR, instabilidade de fluxo e estagnação em canais quentes podem resultar do aumento da viscosidade do hélio com o aumento da temperatura. Esse efeito pode ser mitigado por meio do planejamento cuidadoso do sistema, contudo, pesquisas adicionais são necessárias nessa área. Melhorias no projeto também podem ser realizadas para aprimorar a segurança geral, como a redução dos pontos quentes, mistura uniforme, etc.

Técnicas computacionais com dados experimentais podem ser necessárias para abordar a transferência de calor do combustível para o refrigerante durante a transição de fluxo turbulento para laminar, incluindo a possibilidade de uma laminarização do fluxo (a laminarização é causada quando a velocidade do refrigerante está teoricamente em regime turbulento, mas as propriedades de transferência de calor são indicativas da velocidade do refrigerante no regime laminar), como explicado por Sabharwall et al. (2013)

Também existe uma carência de dados termohidráulicos experimentais que possam ser escaláveis e que devam ser desenvolvidos para suportar modelagem e simulação para atividades de verificação e validação.

Desafios computacionais e de modelagem

Devido ao crescente desenvolvimento das tecnologias informáticas e das telecomunicações nos últimos anos, vislumbra-se o potencial dos estudos de mecânica de fluido computacional capaz de acoplar modelos numéricos da física neutrônica com a termohidráulica, em diferentes escalas. Além de obter maiores capacidades para estudos confiáveis, da segurança dos reatores de temperatura muito alta refrigerados a gás.

A modelagem computacional e a simulação para reatores avançados não são simples, devido aos seguintes fatores (SABHARWALL et al., 2013):

- Existe grande heterogeneidade no combustível e na geometria do núcleo;
- Fenômenos acoplados a multiescala únicos que não são capturados pelos métodos tradicionais de análise;
- Simulações de alta fidelidade ainda são lentas para reatores de potência. Portanto, as simulações frequentemente omitem a física para ganhar velocidade;
- Dados experimentais e programas para validar os resultados computacionais são necessários;
- A maioria dos códigos não é capaz de capturar efeitos tridimensionais;

Se aplicada corretamente, a modelagem computacional pode ajudar aos pesquisadores a entender os fenômenos e capturar efeitos com a física incorporada para auxiliar e melhorar o projeto do reator e a análise de segurança. Se não for devidamente validada através de verificação experimental ou se os resultados não forem interpretados corretamente, a modelagem computacional pode levar os projetistas a expectativas e conclusões incorretas quanto ao desempenho do reator (SABHARWALL et al., 2013).

Em resumo, é evidente a carência de modelos de cálculos termoidráulicos que descrevam com precisão tanto o núcleo do reator, como o comportamento dos materiais estruturais. Porém, a curto prazo, os esforços permanecerão concentrados em projetos que possam complementar tanto os cálculos da neutrônica, como da termoidráulica.

No destaque das pesquisas na área dos reatores de alta temperatura refrigerados a gás (HTGRs), os estudos da transferência de calor em geometrias complexas, tais como o núcleo e os escoamentos nas cavidades estruturais no interior do reator, assim como a influência da turbulência, conquistaram seu espaço (SAHA et al., 2013). Estudos de segurança envolvendo os incidentes e acidentes em HTGRs têm sido feitos (FERNG; CHEN, 2011; FERNG; LIN, 2014; JANSE VAN RENSBURG; KLEINGELD, 2011a). Uma das principais vantagens encontradas, no uso de CFD, foi a representação dos efeitos tridimensionais da física na modelagem dos HTGRs e a escalabilidade dos resultados naquele onde foram obtidas boas exatidões dos resultados. Por outro lado, uma das necessidades atuais da comunidade científica é o acoplamento de códigos de cálculo físico-neutrônico e termoidráulicos para estimativa dos estados estacionários e transitórios de reatores nucleares (PERELLÓ, 2010). Necessidade que só fica atrás do acesso restrito a informação confiável que permita a validação e aplicabilidade dos resultados obtidos por meio do CFD.

2.5 Simulação termoidráulica nos HTGR

A termoidráulica tem desempenhado um papel vital desde a década de 1950 na concepção, operação, desempenho e segurança das centrais nucleares. À medida que o conhecimento em termoidráulica prosperou devido à intensa pesquisa e desenvolvimento (P&D) em todo o mundo, o projeto, operação e desempenho dos reatores de energia nuclear melhoraram significativamente (SAHA et al., 2013). Contudo, os projetos de reatores enfrentam desafios significativos em relação ao planejamento e modelagem termoidráulica associada aos projetos de reatores avançados, sobretudo aqueles que não contam com instalações experimentais suficientes. Muitos são os desafios como foi abordado no tópico anterior, a exatidão dos dados existentes, a precisão, o rigor dos modelos que representam a física, a complexidade dos processos, entre outros.

Por outro lado, ao mesmo tempo em que evolui o processamento computacional, os estudos e cálculos realizados se tornam mais complexos e abrangentes. Atualmente, do ponto de vista computacional, pode-se aprofundar e obter resultados mais detalhados às expensas de custo computacional e tempo de cálculo. Desde o ponto de vista das capacidades de cálculo, certamente os avanços tecnológicos nos últimos anos têm tido um crescimento exponencial (UDAY I/O, 2015), resultando em uma vantagem para a comunidade científica e concebendo um aumento das possibilidades. Uma das áreas da ciência e da engenharia nuclear que cresceu mais foi a de dinâmica de fluidos computacional, aplicada a termoidráulica nuclear.

No entanto, existem numerosas questões relacionadas ao uso de CFD na termoidráulica nuclear que demanda avaliações adicionais antes de assumir que é confiável seu uso. Estes podem ser categorizados em: relacionados à aplicação e relacionados à validação (HASSAN, 2017).

Para estudos de termoidráulica, códigos de sistema nucleares e códigos de análise de subcanais, amplamente utilizados na indústria nuclear, têm tido sucesso até certo ponto para a análise de segurança. Eles avaliam os efeitos simplificados, combinando numerosas correlações empíricas e baseadas em equações de governo simples e complexas. Contudo, o nível esperado de precisão é relativamente baixo em alguns casos e em outros mais precisos ainda um pouco demorado. Porém, à medida que o poder de computação aumenta, os códigos de CFD tornam-se uma ferramenta viável para prever o comportamento mais detalhado dos fluidos térmicos nos sistemas nucleares, com uma precisão maior que os códigos de sistema e subcanais usados até hoje (SABHARWALL et al., 2013).

Como referências em estudos termoidrúlicos, aplicado aos reatores de leito de bolas, estão os estudos resumidos no relatório técnico do Projeto Coordenado de Pesquisa (CRP-5) encaminhada pela IAEA (2013a) e outros autores, tais como (Tyobeka; Reitsma (2010). Neste relatório são resumidas as principais simulações termoidrúlicas de quatro projetos de reatores: PBMR-400, PBMM, GT-MHR, HTR-10. No CRP-5, códigos e modelos computacionais foram verificados através de comparações de código-código e resultados de testes reais das instalações de reatores em operação. O destaque foi a demonstração das capacidades tecnológicas para a investigação e validação de aspectos operacionais e de segurança dos HTGR.

No que se refere à termoidrúlica, de acordo com IAEA (2013a), aponta-se como diversos grupos internacionais conseguem realizar estudos de operação normal e acidentes postulados utilizando diferentes modelos e programas numéricos que descrevem os reatores propostos. O principal reator escolhido para estudos profundos de termoidrúlica foi o reator chinês HTR-10. Os modelos computacionais utilizados, principalmente, realizam análises a partir de modelos bidimensionais de sistemas e/ou dinâmica de fluidos computacional (CFD) acoplados entre diferentes módulos e programas. É válido ressaltar, que a maioria dos códigos utilizados tem suas origens em códigos dedicados para reatores específicos e foram adaptados para os novos projetos. Também foi identificado que para a geração de potência nos núcleos dos reatores propostos foram adaptados diferentes códigos neutrônicos de cinética pontual e códigos probabilísticos que logo foram acoplados direta ou indiretamente com os códigos termoidrúlicos. Adicionalmente, foram identificadas várias deficiências, limitações e carência apontadas a seguir:

- Existem deficiências nas incertezas dos dados experimentais compartilhados entre os participantes que promovem dificuldades nas validações dos códigos computacionais;
- Existe carência de dados construtivos detalhados para permitir uma melhor aproximação dos dados obtidos a partir das simulações;
- Existem falta de informação referidas a condições reais detalhadas durante os testes realizados, por exemplo, os vazamentos de refrigerantes em vários modelos, o qual implicou que muitas suposições foram propostas;
- Limitadas medições experimentais que permitissem o desenvolvimento de modelos mais abrangentes;
- Carência de dados experimentais referida a materiais estruturais durante as condições de operação reportadas. Muitas aproximações foram propostas;

- Deficiente informação acerca das condições iniciais detalhadas para os estudos transientes, entre outras.

Outros reatores como o PBMR, o HTR-PM e o HTTR foram estudados com códigos de CFD em escala real (JANSE VAN RENSBURG; KLEINGELD, 2011b; SUN et al., 2018; TSUJI et al., 2014). Nestes trabalhos foi evidenciado que a modelagem integrada das partes envolvidas na troca de calor, pressões, campos de fluxo dos parâmetros termodráulicos é possível. Mostra-se também que se têm, atualmente, a capacidade de simular de forma integrada os fenômenos que acontecem nos reatores nucleares com muito boa exatidão. Muitas suposições e correlações foram necessárias para realizar a simulação. Foi revelado que todas as suposições, correlações e metodologias aplicadas foram extraídas de pesquisas anteriores. Também foi ressaltado o grande custo computacional que possuem estes níveis de detalhes físicos para serem representados. Porém é essencial continuar testando e aprimorando adequadamente as premissas utilizadas junto com as capacidades computacionais. Como a capacidade de modelagem integrada já foi estabelecida e demonstrada, é possível testar correlações atualizadas e determinar imediatamente o efeito integral.

Contudo, a comunidade internacional demanda cada vez mais segurança em projetos de aperfeiçoamento das instalações nucleares que já existem e sistemas mais rigorosos no que a segurança se refere, daqueles que se tem interesse em construir. As organizações internacionais que recomendam e que criam os padrões de segurança utilizados na maioria dos países, como a IAEA por exemplo, cada vez mais cobram maior rigor na segurança dos reatores nucleares. Assim como acrescentam maior segurança nas normativas de controle, padrões de segurança e requerimentos a cada período (IAEA, 2019b).

Em resumo, a termodráulica nuclear, em geral, envolve fenômenos muito complexos, caracterizados como de alta turbulência e/ou sistemas multifase, não apenas durante eventos transitórios e acidentes, mas também em condições normais de operação. Na maioria dos reatores nucleares a hidráulica tem vários e complexos objetivos vinculados à segurança, no transporte de energia, no controle dos reatores, entre outros. Os modelos usados nos códigos CFD para os estudos dos problemas dos sistemas nucleares ainda envolvem modelos de fechamento empíricos como é abordado por Hassan (2017). Porém continuam acrescentando no sentido de possibilitar um entendimento melhor e mais detalhado dos processos que acontecem nos reatores. Contudo, o uso da CFD apresenta nos estudos de reatores inovadores a possibilidades de acrescentar conhecimento de alto valor científico a partir de um custo bem menor.

2.6 Códigos CFD aplicados ao HTR-10

A principal comparação código-código e código-experimento para HTGRs realizada até o presente foram os estudos publicados pela IAEA (2003, 2013a), tendo o HTR-10 como reator de referência.

Nestes estudos, é destacado o uso de diferentes códigos computacionais desenvolvidos para outros tipos de reatores nucleares, com boas aproximações na física dos fenômenos, mas com profundas desvantagens para os estudos de comportamentos da fluidodinâmica tridimensional e seus efeitos locais no reator, entre outras deficiências.

No IAEA (2013a) é proposta a análise comparativa do comportamento da temperatura no reator modular HTR-10. Dentre as provas estudadas se destacam:

- Distribuição de temperatura em estado estacionário.
- Perda do refrigerante sem o mecanismo de parada de emergência (transitório).
- Retirada das barras de controle sem mecanismo de parada de emergência (transitório).

Estes testes formam parte das tarefas base do projeto dos reatores nucleares. O conhecimento detalhado e com precisão das respostas dos reatores nucleares, frente a uma situação de acidente ou emergência, é uma das maiores preocupações na atualidade.

Devido à natureza dos reatores nucleares para produção de energia e pelos grandes perigos relacionados à manipulação destes reatores no limite de projeto, são necessários estudos teóricos por meio de simulações, como a alternativa viável de conhecer com segurança as possíveis dificuldades que poderia enfrentar uma tecnologia.

Desde 1986, o INET (Instituto de Tecnologia e Energia Nuclear) da Universidade de Tsinghua foi a instituição líder na organização e realização do desenvolvimento de tecnologia fundamental, o projeto conceitual e o estudo de viabilidade do HTGR. Posteriormente, o INET foi responsável pela concepção, licenciamento, construção e operação do HTR-10. O HTR-10 foi construído no INET, que está localizado no subúrbio noroeste de Pequim (XU; ZUO, 2002). Atualmente, com mais de 12 anos de operação do reator HTR-10, a Universidade de Tsinghua, lidera as pesquisas no tema. A principal referência do uso de códigos CFD para os HTR com uso dos códigos acoplados é o THERMIX-KOMVEK, de acordo com IAEA (2013a); Seker (2007).

O THERMIX e KOMVEK, são códigos termoidráulicos bidimensionais usados para calcular as temperaturas em materiais sólidos, o escoamento do gás refrigerante, quedas de

pressão e perfis de velocidades. O THERMIX é um código de uso geral, capaz de calcular a condução de calor nos estados estacionário e transitório, além do estado quase-estacionário e combinam modelos de convecção utilizando métodos de diferenças finitas (HAQUE et al., 2006). Estes códigos têm como deficiência fundamental não considerar os fatores tridimensionais da termohidráulica, que junto a física neutrônica faz uma assimetria dos perfis de temperatura no reator o qual traz consequências na exatidão dos valores reportados. Não obstante, a aproximação utilizada em THERMIX-KOMVEK é muito valiosa pelos poucos recursos computacionais que precisa.

Outra aproximação para representar os estados estacionários e transitórios nas tarefas de teste de HTR-10, foi desenvolvida no Instituto Avançado de Ciência e Tecnologia da Coreia (KAIST, Daejeon, Coreia do Sul) com o uso do código GAMMA. Este código foi desenvolvido para prever os comportamentos de fluidos térmicos e reações químicas. O transporte de calor e fluxo no código GAMMA é resolvido pelo modelo de não-equilíbrio térmico transitório, além de utilizar uma formulação com modelo de meio poroso para o transporte de calor em componentes sólido-líquido. Em geral, para os meios fluidos são utilizadas as equações multidimensionais para a conservação espacial média do momento, continuidade e energia (IAEA, 2013).

O software PANTHERMIX também é utilizado para a modelagem do reator de leito de bolas refrigerado a gás HTR-10. Através deste é realizada a modelagem do reator, pela combinação das capacidades de cálculo da difusão tridimensional (3D) do código PANTHER acoplado com a termohidráulica bidimensional (2D) do código THERMIX/DIREKT. Para isso foi preciso utilizar bibliotecas de dados nucleares gerados pelo código WIMS8 (IAEA, 2003, 2013). Ressalta-se que com a utilização destes softwares não é considerada a influência das propriedades tridimensionais dos fluidos e consequentemente as propriedades locais. Por tanto, não são capturados fenômenos que podem subestimar as temperaturas locais.

Outros códigos comerciais como PHOENICS CFD têm sido utilizados no Reino Unido e na República da África do Sul conjuntamente com o código WIMSTER na avaliação do estado estacionário do reator de leito de bolas HTR-10, com objetivo de avaliação para a modelagem do PBMR. Uma das principais vantagens do código PHOENICS CFD é a possibilidade de uma personalização extensiva de modelos físicos básicos por meio de sub-rotinas em Fortran (IAEA, 2013).

O código WIMSTER é um código de volumes finitos baseado em algoritmos de CFD padrões. O código foi projetado para trabalhar em conjunto com o software neutrônico WIMS9 (WIMS9 User Guide, 2004) para acoplar a física neutrônica à termoidráulica.

Simultaneamente a República da África do Sul utilizou o código VSOP99 de acordo com Ruetten et al. (2000), que é um código para a simulação numérica abrangente da física de reatores térmicos, para a simulação neutrônica bidimensional do núcleo do reator HTR-10 como é apontado em IAEA (2013a, 2013b). Entretanto, para obter a completa simulação deste HTR, o grupo de pesquisa da República da África do Sul necessitou do acoplamento numérico com os códigos THERMIX e TINTE (do inglês, Time Dependent Neutronics and Temperatures).

Os códigos para reatores nucleares como RELAP, TRAC e RETRAN são normalmente utilizados por engenheiros nucleares para simulações termoidráulicas. Em princípio, estes códigos foram desenvolvidos e aprimorados para estudar principalmente as tecnologias de reatores nucleares de gerações II, III e III+, sendo que, ainda precisam um maior aperfeiçoamento para responder às exigências dos futuros reatores da geração IV.

Por outro lado, os trabalhos (FERNG; CHEN, 2011; FERNG; CHI, 2012) incluem o uso do CFD tridimensional com ferramentas, à exemplo do FLUENT. Nestes trabalhos foram feitas aproximações geométricas importantes na termoidráulica em escala real que permitiram o estudo transientes dos fenômenos de entrada de ar e água em acidentes postulados. Nestes trabalhos relatam-se as dificuldades práticas da representação realística do núcleo dos reatores de leito de bolas, onde milhares de elementos combustíveis esféricos devem ser representados com um custo computacional excessivamente alto. Dentro destas pesquisas se evidenciam as vantagens do uso da aproximação de modelos de meio poroso para representar o núcleo do reator, principalmente nos estudos de processos transitórios.

Em estudos de acidentes postulados de projeto como Chen et al. (2009); Hu et al. (2004, 2006) foi estudado o estado transitório do reator HTR-10, que acontece após a parada do circulador de hélio que refrigera o núcleo, sem atuação das barras de controle. Nestes trabalhos foi corroborada a capacidade do código THERMIX para prever a parada do reator em segurança devido aos sistemas passivos que o reator HTR-10 possui.

Em resumo, os códigos até aqui comentados não descrevem em detalhe o comportamento local do reator HTR-10 sob condições de operação normal ou transientes. Das aproximações bidimensionais ou das aproximações de simetria axial que em vários dos modelos comentados são utilizadas podem levar a prever incorretamente as temperaturas locais nos materiais estruturais. Embora, os diferentes códigos utilizados para simular computacionalmente o reator

HTR-10 predizem satisfatoriamente os valores globais de temperatura, porém seriam suficientes para realizar análises qualitativas e de escala mais não são suficientes para predizer em detalhe todos os parâmetros termodinâmicos do reator, fundamentalmente pela complexidade que a física envolvida apresenta.

É evidente que um longo caminho foi percorrido pelos engenheiros nucleares até hoje, porém é preciso desenvolver uma metodologia que possibilite estudos mais confiáveis. O uso das novas tecnologias computacionais é uma das alternativas mais viáveis para atingir um maior rigor onde os estudos anteriores falharam ou simplesmente obter maior precisão nos estudos de segurança dos reatores nucleares. O CFD junto a novas e mais precisas metodologias continuará apontando maior segurança nos estudos de reatores nucleares. Neste sentido este trabalho de tese é fundamentado.

2.7 Leitos de bolas nos reatores nucleares

Como foi comentado na secção 2.2, na próxima geração de reatores inovadores existe a possibilidade de continuar com a utilização dos elementos combustíveis em forma de esfera amontoadas e distribuídas aleatoriamente nos núcleos dos reatores, por exemplo nos reatores de temperatura muito alta, VHTR. Esta tecnologia foi utilizada e estudada nos reatores de alta temperatura HTGR alemães AVR-Juelich, THTR-300 e na China no reator HTR-10, assim como pretendia-se utilizar no reator HTR-PM. Em um período intermediário existiu uma tentativa de comercializar os reatores de alta temperatura refrigerado a gás com tecnologia de leito de bolas na África do Sul com o PBMR (Pebble Bed Modular Reactor), mas o projeto foi abandonado em 2010, porém gerou muitos estudos e instalações experimentais que permitiram o desenvolvimento da tecnologia dos reatores de leito de bolas. Atualmente encontra-se na fase final de licenciamento o reator de demonstração HTR-PM (SUN et al., 2018; ZHANG et al., 2009, 2016).

De forma geral, todos estes reatores possuem seus núcleos formados por leitos empacotados de bolas esféricas de combustível nuclear. Estes núcleos possuem características similares como o nível de empacotamento e/ou porosidade, que permitiram a utilização da experiência tecnológica dos reatores e as pesquisas antigas nos reatores mais modernos. Várias instalações experimentais foram construídas especialmente para estudar o comportamento destes parâmetros sob condições similares às apresentadas neste tipo de reatores.

2.8 Instalações experimentais para suporte dos projetos de HTGR

Os materiais e estruturas porosas têm sido estudados ao longo da história, principalmente na indústria química. Nesta indústria é amplamente utilizado em processos de transporte de massa, em processos de permeabilidade e filtração, em processos reativos, etc., especialmente em processos de catálises (PERRY et al., 1997). Na indústria nuclear, a utilização de materiais e estruturas porosas também é amplamente utilizada, por exemplo no tratamento da água para as usinas nucleares e nos processos de filtração de fluidos. Nos reatores de testes, protótipo e demonstração como o AVR, THTR, HTR-10 e o HTR-PM foram utilizados e projetados elementos combustíveis em forma de bolas esféricas empacotadas para compor os núcleos demonstrando as capacidades tecnológicas destas tecnologias. As principais referências para a modelagem computacional dos núcleos de reatores de leitos de bolas refrigerados a gás foram os padrões de segurança alemã referidos na seção 2.3. Ditas referências de modelos empíricos e as principais simplificações para os cálculos termohidráulicos foram indicados nos TECDOC da IAEA (2003, 2013a).

Contudo, futuras gerações de reatores nucleares contemplam em seus projetos a utilização de leitos empacotados nas regiões ocupada por elementos combustíveis que possibilitam, junto às capacidades dos materiais cerâmicos, um crescimento da performance dos reatores.

Por outro lado, diferentes instalações experimentais, fortemente ligadas à indústria nuclear foram construídas com o objetivo de testar e ampliar o conhecimento dos leitos empacotados dos combustíveis nucleares, como é o caso da:

Instalação SANA, foi instalada no Centro de Pesquisa alemã Jülich para pesquisar os mecanismos de transporte de calor dentro do núcleo de um reator resfriado a gás de alta temperatura (HTGR). De 1994 a 1996, mais de 50 testes de estado estacionário foram realizados. Nestes experimentos diferentes parâmetros dos leitos de bolas foram estudados, sendo a densidade das bolas, diâmetro, gás, potência de aquecimento e estrutura de empacotamento os mais analisados.

A instalação HTTF (ROUSSEAU; VAN STADEN, 2008), situada nos Laboratórios de Engenharia Nuclear da North-West University em Potchefstroom. A instalação possui capacidades de testes para leitos de bolas empacotados cilíndricos e anulares, tanto para testes a pressão como diferentes temperaturas.

Instalação TF-PBEC na China, um sistema experimental integrado que possibilita medir a condutividade térmica efetiva do núcleo do reator tipo leito de bolas de alta temperatura

refrigerado a gás. Resultados experimentais de validação mostram que a temperatura de teste pode ser elevada para 1600 °C, que cobre toda a faixa de temperatura da operação normal e condição de acidente do HTGR.

De acordo com o GIF, na China, experimentos utilizando 16 instalações separadas de testes de engenharia, incluindo uma instalação de teste de circuladores de hélio foram concluídas em apoio ao desenvolvimento de HTR-PM (GIF, 2017). Ditas instalações complementam as pesquisas referentes à física de núcleo de reator e dados nucleares, química e transporte no reator e dinâmica de planta referidos em outros projetos internacionais como o ARCHER e GEMINI+ da União Europeia (GIF, 2017) assim como o HTTF da Universidade Estadual de Oregon nos Estados Unidos da América (TRAVASSOS, 2010).

As mencionadas instalações possuem entre outras características, as de poder testar as capacidades de troca térmica dos leitos empacotados de modo a estabelecer regimes seguros de operação sob temperaturas altas, bem como estudar regimes transitórios de depressurização, assim como estimar a condutividade equivalente dos leitos empacotados em condições similares às obtidas nos reatores nucleares.

2.9 Códigos neutrônicos aplicados a reatores de alta temperatura

Nos reatores nucleares, a fonte de energia está dada pelas reações nucleares que neles acontecem. Para prever a quantidade e distribuição da energia nos reatores nucleares, é preciso utilizar códigos computacionais que descrevem a física neutrônica (códigos neutrônicos).

Com o objetivo de prever a geração de energia nos reatores de leito de bolas, diferentes códigos computacionais foram desenvolvidos ao longo dos anos. De forma geral, os códigos atuais se dividem em dois grandes grupos: o grupo de códigos determinísticos e o grupo de códigos probabilísticos. Dentre os códigos determinísticos é possível ressaltar códigos como: KINEX, PANTHER e WIMS. Estes códigos permitem resolver as equações de transporte ou difusão para vários grupos de energia tanto para estados estacionários como transientes. Códigos probabilísticos como MCNPX, SERPENT, MONK, permitem a modelagem de geometrias e tratamento detalhado de colisões nucleares além de fornecer modelos 3D realistas para uma simulação precisa do comportamento neutrônico. Como principal deficiência que apresentam os códigos até aqui mencionados destaca-se, a forma de condensar as propriedades nucleares para diferentes temperaturas. Dito processo implica aproximações discretas a partir

de resultados experimentais também discretos que permitem uma aproximação da realidade. Para muitos estudos é difícil obter corretas distribuições de propriedades pela falta de estudos experimentais.

Contudo, é conhecido que todos os códigos antes mencionados foram acoplados a códigos termoidráulicos demonstrando as vantagens e desvantagens que a simulação integral dos reatores nucleares apresentam, fundamentalmente em códigos desenvolvidos para reatores específicos e adaptados para reatores inovadores (TOLLIT, 2010).

2.10 Multifísicas, Escalas e Acoplamento

Há tempos na ciência e na engenharia se utiliza o termo “*multifísica*” para apontar nas diversas áreas do conhecimento que abordam diferentes processos físicos. Anteriormente, o cientista separava cada vez mais os processos físicos para poder estudá-los isoladamente, os quais na realidade ocorrem simultaneamente. Muitas vezes pela complexidade do fenômeno em questão ou por não contar com as ferramentas adequadas para as análises. Na atualidade, os pesquisadores em diversas áreas da ciência reúnem diferentes algoritmos, ferramentas matemáticas, metodologias e experimentos, para descrever fenômenos complexos, que com as novas capacidades de cálculos computacionais é possível atingir uma melhor aproximação.

Por “*multifísica*” em reatores nucleares ressalta-se o uso de códigos que individualmente tratam diferentes campos da física que regem os reatores nucleares, sendo de vital interesse os campos neutrônico, termoidráulico, termomecânico das estruturas e da física do combustível (JIMÉNEZ ESCALANTE, 2010).

2.10.1 Escalas

Em reatores nucleares, por exemplo: o núcleo de um reator de potência tem vários metros, os elementos combustíveis se apresentam na ordem de centímetros e as microbolhas que podem aparecer nos refrigerantes são do tamanho de décimos de milímetros. Cada uma das três escalas é regida pelas mesmas leis físicas, mas cada uma possui diferentes hipóteses, que são usadas dependendo dos efeitos os quais se pretendem estudar e da precisão com que se quer obter os resultados (JIMÉNEZ ESCALANTE, 2010).

Podemos distinguir três escalas diferentes em um reator nuclear:

Macroescala. Nesta escala os códigos reproduzem o comportamento dos distintos elementos que compõem a usina, por exemplo: gerador de vapor, circuito primário de circulação de refrigerante, bombas, etc.

Mesoescala. Aqui se estudam os processos termodinâmicos que participam na geração de potência, e na refrigeração de elementos combustíveis, no escoamento cruzado, que representa correntes transversais dentre grupos de combustíveis vizinhos, entre outros.

Microescala. Nesta escala se distinguem os efeitos que ocorrem no interior de um conjunto combustível ou na periferia deste. Neste nível é muito utilizada a dinâmica de fluido computacional, na qual se utilizam correlações obtidas mediante experimentos, modelos de turbulência, coeficientes específicos para a transferência de calor, etc. Enquanto na física neutrônica, geralmente, são utilizados modelos para o transporte neutrônico.

2.10.2 Acoplamento

O *acoplamento* é a combinação de códigos computacionais que se encontram em sistemas integrados e plataformas de software, para obter um resultado integral do fenômeno representado. No acoplamento entre códigos, se integram variáveis que são de interesse para os diferentes códigos computacionais. Para as disciplinas como a mecânica estrutural, o transporte de nêutrons, química, resistência dos materiais e componentes termoidráulicos, existem códigos computacionais que descrevem os processos separadamente. A capacidade de interagir entre eles é um modo ou tipo de acoplamento.

Vários pré-requisitos devem ser considerados quando se acoplam códigos termoidráulicos com códigos de cinética neutrônica. O objetivo é fornecer soluções com precisão nos cálculos de processos transitórios operacionais detalhados e de acidentes, empregando um tempo razoável. Para satisfazer estes pré-requisitos é preciso desenvolver e implementar metodologias que considerem os seguintes elementos básicos (JIMÉNEZ ESCALANTE, 2010):

- Procedimento de acoplamento em série ou códigos paralelos.
- Implementação do acoplamento, interno ou externo.
- Esquemas numéricos de ligação entre os códigos, explícitos, implícitos e semi-implícitos.
- Esquemas para controlar a convergência do cálculo acoplado.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritas as características do reator tipo de leito de bolas refrigerado a gás estudado neste trabalho. O reator HTR-10 é usado para a validação do modelo computacional desenvolvido, o qual é objetivo desta pesquisa. Além disso, serão apresentados os modelos numéricos necessários para obter as soluções dos problemas em questão.

3.1 O reator HTR-10

Dentre os projetos de reatores nucleares de Geração IV, se destacam os VHTR (reatores nucleares de temperatura muito alta); um dos antecessores desta tecnologia é o HTR-10, o qual foi construído no Instituto de Tecnologia e Energia Nuclear (INET) na Universidade de Tsinghua, na China (Figura 11). Este reator alcançou a primeira criticalidade no ano 2002. Em 2003 começou a operar a máxima potência (GAO; SHI, 2002). Os objetivos do HTR-10 são verificar e demonstrar as características técnicas e de segurança dos reatores modulares HTGR e estabelecer uma base experimental para o desenvolvimento de aplicações nucleares de alta temperatura.

Figura 11 – Edifício do reator HTR-10.



Fonte: <http://www.atomicengines.com>

O reator experimental HTR-10 abrange edifícios de concreto para alojamento do reator, os geradores de vapor e as turbinas, além de duas torres de resfriamento e um centro de ventilação. O sistema construtivo do HTR-10 não contém um sistema de contenção de pressão por fuga. Os compartimentos de concreto que abrigam o reator e o gerador de vapor, bem como outras partes de pressão controlada, são preferencialmente considerados como de confinamento. Este confinamento, juntamente com o sistema de ventilação de acidentes, serve como a última barreira para a liberação de radioatividade no ambiente. Durante a operação normal, o confinamento é ventilado para ser mantido subatmosférico. No caso em que a integridade do limite de pressão primária seja perdida, o refrigerante de gás hélio primeiramente pode ser liberado no ambiente sem filtragem devido ao seu baixo conteúdo de radioatividade. Em seguida, o confinamento é novamente ventilado e os gases nele filtrados antes de atingir o ambiente (IAEA, 2001a). De modo geral, em operação normal, o HTR-10 possui as características mostradas na Tabela 1 de acordo com Gao; Shi (2002); IAEA (2013a).

Tabela 1 – Parâmetros principais de projeto do reator HTR-10.

Parâmetro	Valor
Potência térmica	10 MW
Pressão do refrigerante (hélio) no circuito primário	3,0 MPa
Temperatura média de entrada no reator (hélio)	250 °C
Temperatura média de saída no reator (hélio)	700 °C
Taxa de escoamento de massa (hélio) em potência total	4,32 kg/s
Pressão principal na saída do gerador de vapor	4,0 MPa
Temperatura principal na saída do gerador de vapor	440 °C
Temperatura da água de alimentação do gerador de vapor	104 °C
Taxa principal de escoamento de vapor	3,47 kg/s
Potência elétrica gerada pela turbina de vapor	3,0 MW

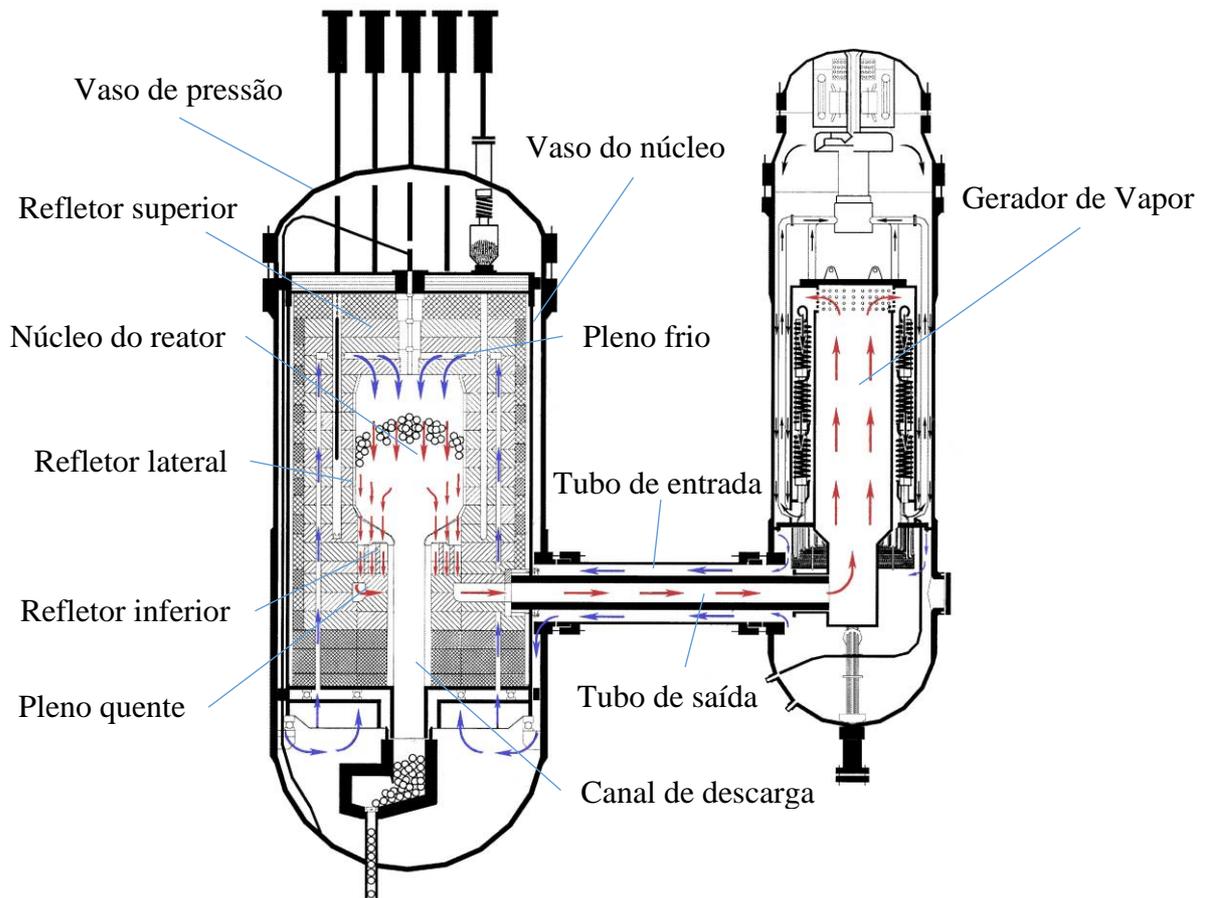
Fonte: (IAEA, 2013).

Conforme mostrado na Figura 12, o núcleo do reator e o gerador de vapor do circuito primário estão conectados por um sistema de tubulação concêntrica, sendo a tubulação mais interna correspondente ao duto de gás quente (IAEA, 2013).

A circulação de refrigerante (Hélio) inicia o percurso na estrutura principal do reator pela tubulação que chega do gerador de vapor a 250°C. Logo, desce por uma cavidade anular até chegar à cavidade inferior, dentro do vaso de pressão. Em seguida, atravessa vários elementos

estruturais em direção às tubulações que elevam pelo interior dos blocos de grafite que compõem a estrutura do núcleo do reator. Ao chegar no topo dos blocos de grafite o hélio escoa pela cavidade superior do reator e ingressa na parte superior do núcleo, local onde o fluido começa a capturar o calor gerado por aproximadamente 27000 elementos combustíveis que compõem o núcleo do reator com uma fração de empacotamento de 0,61. Na descida do gás, o hélio escapa da região mais quente do reator, depositando parte do calor nos elementos estruturais que formam a região inferior do núcleo até o pleno quente. Finalmente, o refrigerante sai com a energia restante até o gerador de vapor, conforme ao esquema da Figura 12.

Figura 12 – Seção transversal do primeiro circuito do HTR-10.

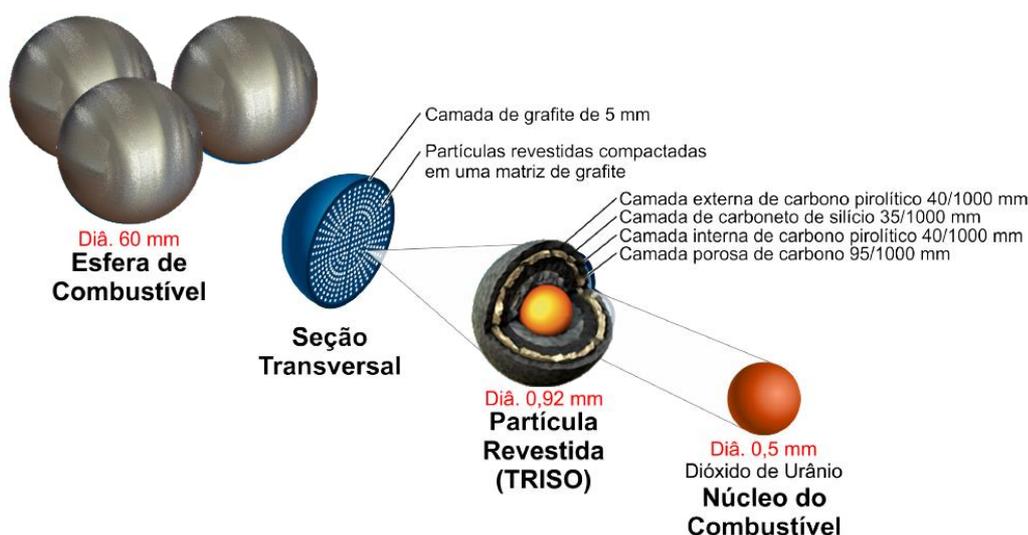


Fonte: adaptado de (IAEA, 2013).

Neste reator, os elementos combustíveis são bolas de 6cm de diâmetro aproximadamente. Estas bolas ou esferas estão formadas por uma matriz de grafite que contém uma distribuição homogênea de partículas TRISO (Tri-estrutural Isotrópico). De acordo com Moustafa; Refeat (2009), em cada elemento combustível existem aproximadamente 8335 partículas TRISO que contêm, 5g de U-235 enriquecido a 17% (observe-se Figura 13). O uso deste tipo de elementos

combustíveis é uma das principais características do reator HTR-10, pois possibilita o processo de operação a alta temperatura, a mais de 700°C, chegando até 1600°C sem sofrer degradação em sua estrutura ou composição, de acordo com Cacuci (2010). O uso de combustível TRISO permite obter grandes capacidades de queima até uma queima profunda (JO et al., 2011; RODRIGUEZ et al., 2003; ROSALES GARCÍA et al., 2015; VENNERI et al., 2001). Uma representação esquemática do elemento combustível e da partícula TRISO são mostradas na Figura 13.

Figura 13 – Estrutura dos elementos combustíveis e das partículas TRISO usadas na operação do HTR-10.



Fonte: adaptado de (MAZAIIRA, 2016).

É de suma importância conhecer os princípios e requerimentos do projeto estrutural. De acordo com Zhang et al. (2002) a disposição das peças individuais deve manter uma geometria de núcleo do reator estável. A estrutura do núcleo e seus componentes deve ser robusta o suficiente para garantir a integridade e confiabilidade em quaisquer condições, mesmo ocorrendo um terremoto severo ou o desligamento do reator durante acidentes.

Alguns componentes são projetados como estruturas permanentes, são eles: os refletores lateral, superior e inferior, os quais além de ter a capacidade de refletir os nêutrons do núcleo do reator também possuem função de isolamento térmico. Estas estruturas cerâmicas, formadas por arranjos de blocos de grafite, são projetadas com diferentes tubulações e cavidades que formam o percurso principal do refrigerante, dos elementos combustíveis, das barras de controle e dos canais das bolas de absorção para o desligamento. As deformações nestas

estruturas têm de manter a integridade total conservando o sistema de refrigeração mesmo em condições extremas.

Durante a operação normal ou estado estacionário do reator, fundamentalmente, um sistema de circulação forçada é o encarregado de dissipar a energia liberada no núcleo. Este sistema está composto, principalmente, por um circulador primário de hélio, um gerador de vapor, bomba de alimentação, turbina de vapor e o sistema de circulação de água. Durante a parada normal do reator, o circulador primário permanece ativo e o calor de decaimento é direcionado até o gerador de vapor e dissipado pelo sistema de circulação de água (WU et al., 2002).

Quando ocorre um acidente, o calor residual é transferido por processos naturais para fora do núcleo de modo que o aumento da temperatura do combustível nuclear não exceda o limite permitido. Acima do limite de temperatura 1600°C, a barreira de contenção dos produtos de fissão nos elementos combustíveis torna-se mais fina devido à corrosão de carboneto de silício (SiC). Além disso, ocorrerão falhas mecânicas nos elementos combustíveis e produtos de fissão serão libertados para o refrigerante (WU et al., 2002). De acordo com IAEA, (2013), foi indicado no como temperatura limite de segurança 1230°C nos elementos combustíveis.

Sob condições de acidente de perda do refrigerante ou despressurização, por exemplo, o sistema principal de remoção do calor torna-se inefetivo, porém o resfriamento do núcleo só acontece por meio de condução entre os elementos estruturais, convecção natural e radiação com o meio externo ao vaso de pressão. É válido ressaltar também que no reator HTR-10, existe um grande volume de gás hélio circulando pelo circuito primário e um grande volume de grafite de alta capacidade calorífica. No caso, que durante os mencionados acidentes de projeto, o fluido refrigerante é estagnado no interior do reator, possibilitando o aproveitamento da capacidade calorífica do gás para diminuir o impacto na segurança. Assim como a grande capacidade calorífica que apresenta também o grande volume de grafite que está presente em todo o reator. Não obstante, como parte do projeto, o HTR-10 possui uma região ao redor do vaso de pressão preenchida de ar que separa a estrutura física da estrutura de concreto que compor o prédio construtivo e isolante do reator. Neste sentido, existe um sistema passivo de resfriamento (Reactor Cooling Cavity System, RCCS) na cavidade entre o vaso e as paredes de concreto que abrigam o reator. Este sistema é responsável pelo resfriamento do calor residual do reator durante a parada de emergência como parte do sistema passivo de segurança que o HTR-10 possui.

O mencionado sistema RCSS de resfriamento passivo está composto por um conjunto de painéis instalados nas paredes de concreto que envolvem o reator; tubos pelos quais circula

passivamente água ao se aquecer; um sistema de tanques de expansão, condensador de ar e torres de resfriamento. Este sistema, trabalha sob o princípio de circulação natural e leva o calor residual até a atmosfera de maneira segura. O HTR-10 possui dois conjuntos de RCSS simultâneos e redundantes capazes de dissipar cada um 100% do calor residual gerado no reator (GAO; SHI, 2002; WU et al., 2002; ZHAO et al., 2017, 2018).

Visto a complexidade tanto dos principais sistemas de troca térmica assim como dos elementos estruturais, conhecer o comportamento das estruturas cerâmicas durante qualquer condição de operação normal ou qualquer tipo de acidente é de extrema importância.

3.2 Considerações para a modelagem termoidráulica do HTR-10

De acordo com IAEA (2013a), na parte superior do refletor lateral, o hélio percorre uma câmara considerada como fria (plenum frio ou pleno frio), localizado na parte superior do refletor superior. Uma pequena parte do hélio escoar para os canais das barras de controle. Dito mecanismo serve como refrigeração das próprias barras de controle, até a parte inferior do refletor. Uma vez na parte inferior do refletor lateral, chega ao ponto de escoar para uma pequena câmara de mistura situada no refletor inferior.

Concomitantemente, a partir do topo do núcleo, a massa de hélio principal desce e passa continuamente em seguida através do núcleo do reator e dos canais no refletor inferior, atravessa a pequena câmara de mistura e finalmente flui para dentro do plenum quente antes de sair pelo duto de saída na região lateral do reator. Os fluxos de hélio com diferentes temperaturas são suficientemente misturados no pleno quente e a mistura com uma temperatura média de 700 ° C sai do vaso de pressão do reator.

Para cálculos termoidráulicos, assumem-se os seguintes vazões e fugas:

- A taxa de escoamento nominal de refrigerante é de 4,32 kg/s.
- 1% da taxa de escoamento nominal de refrigerante flui através do tubo de descarga de combustível e refrigera os elementos combustíveis nesta região.
- 2% da taxa de escoamento nominal de refrigerante flui através dos canais das barras de controle os quais arrefecem as barras de controle.
- Parte do refrigerante de hélio ignora o caminho principal do fluxo (vazamentos) devido à ocorrência de folgas entre os blocos de grafite. O vazamento máximo de derivação é tomado como 10% da taxa de escoamento nominal de

refrigerante. Conservativamente, presume-se que esta parte de vazamentos do hélio flui diretamente da entrada de hélio frio para a saída de hélio quente, de modo que não é eficaz para o arrefecimento do núcleo apenas para a região inferior do reator.

- Aproximadamente 87% da taxa de escoamento nominal de refrigerante flui através da zona do leito de bolas para efetivamente refrigerar elementos de combustível no núcleo.

Estas considerações estão de acordo com os autores de vários trabalhos referenciados no IAEA (2013a).

Por outro lado, na teoria de sistemas, um sistema ou um processo está em estado estacionário se as variáveis (chamadas variáveis de estado), que definem o comportamento do sistema ou do processo são constantes no tempo ou variam muito pouco. Para o presente estudo primário, é considerado como um estado estacionário o estado inicial de carga do núcleo do reator HTR-10. Este estado se considera estacionário ao atingir o reator um estado de equilíbrio neutrônico e termoidrúlico, no qual as principais variáveis de estado são praticamente constantes.

Para este estado estacionário primeiramente foram colocadas bolas de grafite sem combustível no tubo de descarga e na zona em forma de cone inferior do núcleo do reator. Em seguida, carregou-se gradualmente uma mistura de elementos combustíveis e bolas sem combustível (na razão de 57:43) até atingir a primeira criticalidade. Após a primeira criticalidade ter sido atingida, as esferas misturadas foram adicionalmente carregadas, na mesma proporção até atingir a altura a potência nominal. Também se sabe que o núcleo completo (incluindo a zona em forma de cone) tenha um volume de 5m^3 .

Neste estado de operação estável, pode ser calculada a distribuição da geração de calor através de códigos neutrônicos como o MCNPX ou o THERMIX comentados na secção 2.6. De acordo com IAEA (2013a), é considerado que durante a carga inicial do núcleo do reator não há calor gerado na parte cônica e no tubo de descarga de combustível, devido a que estas regiões foram preenchidas somente com bolas de grafite. Contudo, a distribuição das densidades de potência de referência utilizada neste estado está de acordo com Gao; Shi (2002); IAEA (2013a), as quais foram obtidas a partir do código THERMIX. Os valores reportados na Tabela 2 serão utilizados.

Tabela 2 – Distribuição da densidade de potência [MW/m³] gerada no núcleo do reator HTR-10 no início da operação

		Raio [cm]										
		0	6,5	13	19	25	39	50	60	70,5	83,5	90
Posição axial [cm]	18	1,79	1,79	1,79	1,78	1,75	1,71	1,68	1,65	1,63	1,65	
	36	2,12	2,11	2,10	2,08	2,06	2,01	1,95	1,89	1,86	1,89	
	54	2,46	2,45	2,44	2,41	2,35	2,26	2,18	2,10	2,07	2,09	
	72	2,61	2,60	2,58	2,56	2,49	2,43	2,33	2,27	2,22	2,22	
	90	2,78	2,77	2,75	2,72	2,65	2,56	2,46	2,39	2,30	2,30	
	108	2,84	2,84	2,82	2,79	2,71	2,55	2,45	2,33	2,26	2,26	
	126	2,66	2,65	2,63	2,60	2,56	2,49	2,38	2,29	2,22	2,21	
	144	2,49	2,49	2,47	2,44	2,37	2,29	2,19	2,08	2,01	2,00	
	162	2,36	2,35	2,33	2,30	2,22	2,11	2,02	1,93	1,85	1,82	
	180	2,33	2,32	2,29	2,25	2,16	2,02	1,93	1,83	1,73	1,66	
	187	1,53	1,53	1,51	1,48	1,42	1,33	1,27	1,21	1,13	0,00	

Fonte: (IAEA, 2013).

De acordo com IAEA (2013a; Zha et al. (2002) foram colocados sensores de temperatura que possibilitaram a avaliação dos resultados dos códigos para a modelagem computacional. Na Figura 14 são mostrados os pontos de medição da temperatura no núcleo do reator HTR-10, de acordo com Chen et al. (2015). Neste sentido, deverão ser representadas as partes geométricas para cada posição de monitoramento da temperatura.

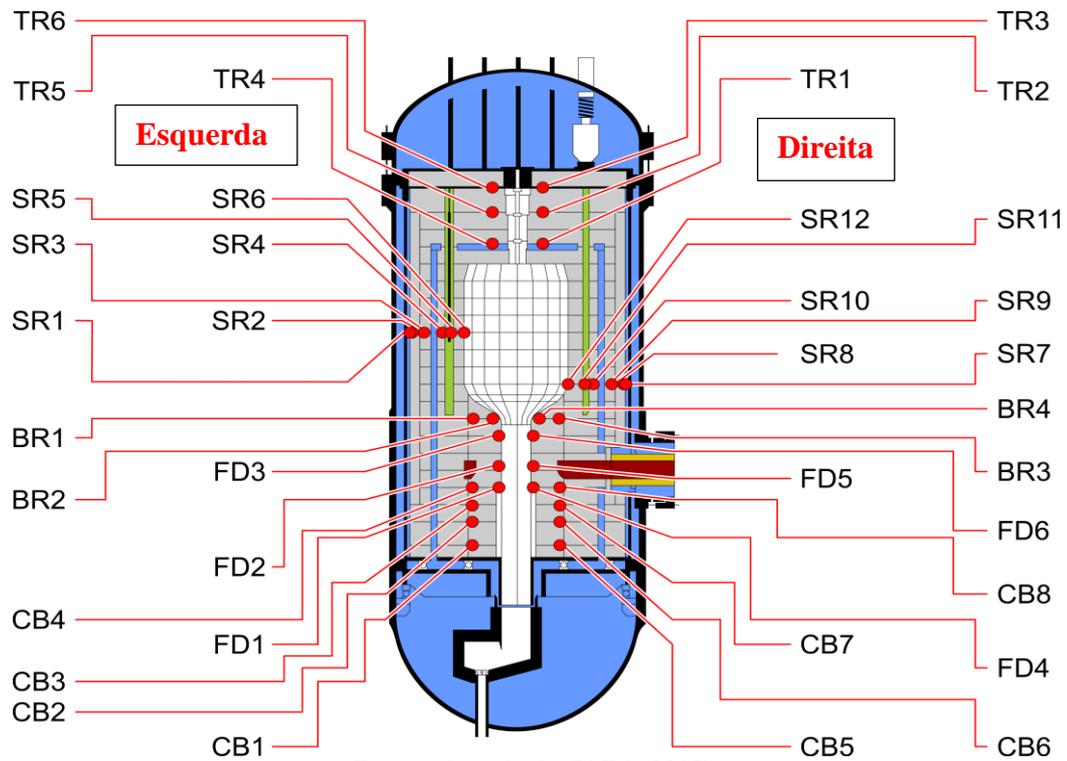
Outras considerações se referem às propriedades dos materiais. Conforme Gao; Shi (2002) para modelagem termoidráulica serão utilizadas no presente trabalho as propriedades do hélio reportadas nos padrões de segurança pela Comissão Alemã para os Padrões de Segurança Nuclear (KTA, 1978). Considera-se que o calor específico a volume constante para o He corresponde a 5195J/kg K e que a massa molar é de 4kg/kmol. A densidade (ρ_{He}) e a condutividade (k_{He}) são dependentes da temperatura T (K) e da pressão P (bar) e a viscosidade dinâmica (μ_{He}) da temperatura, sendo expressas pelas equações (1) (2) e (3) respectivamente.

$$\rho_{He} = 48,14 * \frac{P}{T} \left(1 + 0,446 * \frac{P}{T^{1,2}} \right)^{-1} \text{ [kg/m}^3\text{]} \quad (1)$$

$$\mu_{He} = 3,674 * 10^{-7} * T^{-0,7} \text{ [Pa s]} \quad (2)$$

$$k_{He} = 2,682 * 10^{-3} * (1 + 1,123 * 10^{-3} * P) * T^{0,71(1-2*10^{-4}*P)} \text{ [W/m K]} \quad (3)$$

Figura 14 – Pontos de medição da temperatura nos componentes do núcleo



Fonte: adaptado de (IAEA, 2013).

Para o caso dos materiais sólidos, considerou-se para os refletores: grafite de densidade 1760kg/m^3 , para os blocos de carbono isolante (“carbon brick”) a densidade de 1590kg/m^3 , para os materiais estruturais de aço inox correspondentes aos vasos e estruturas inferiores de suporte 7900kg/m^3 . De acordo com IAEA (2013a) as condutividades de todos estes materiais são variáveis com a temperatura, representadas nas equações (4) - (6) e na Figura 15:

Refletor lateral

$$k = 1,15 * (1,5648 - 0,3162 * \log(T + 100)) * F \text{ [W/cmK]}$$

$$F = F1/(Y - F2) + F3$$

$$F1 = -0,00054705 + 0,00038214 * T/1000 + 0,13487(T/1000)^2$$

$$F2 = -0,013951 + 0,12064 * T/1000 + 0,32955(T/1000)^2$$

$$F3 = -0,07264 + 0,41459 * T/1000 + 0,23149(T/1000)^2$$

$$Y = DOSE/10; DOSE: Dose de radiação por nêutrons rápidos 2,5 [10^{21} n/cm^2]; $T[^\circ\text{C}]$$$

(4)

Refletores superiores e inferiores

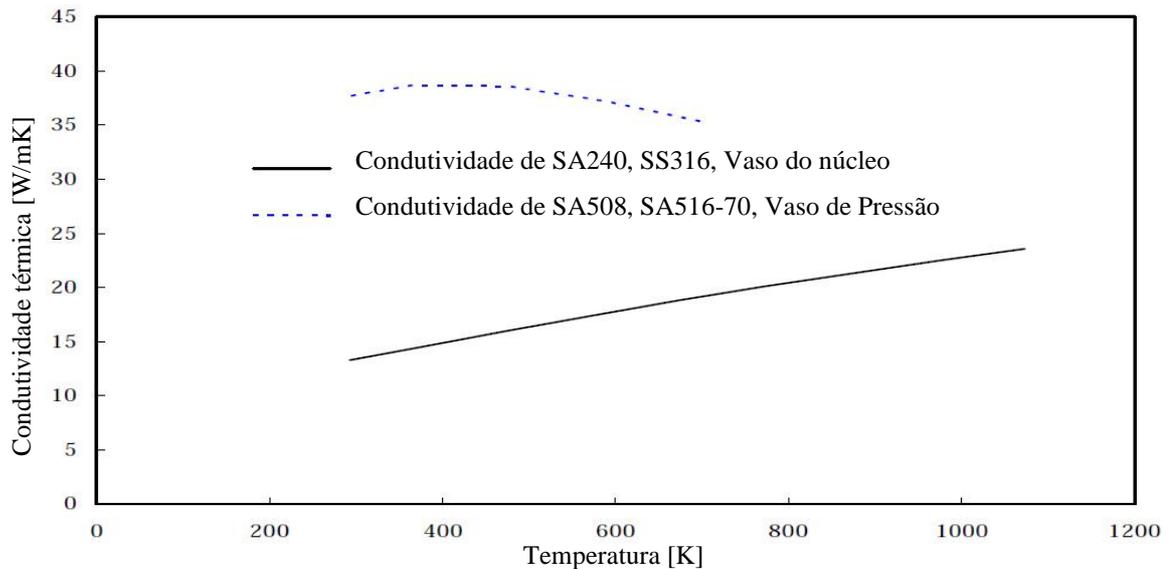
$$k = 1,15(1 - 1,084 * T_1 + 0,743 * T_1^2 - 0,213 * T_1^3); T_1 = T[^\circ\text{C}]/1000 \text{ [W/cmK]} \quad (5)$$

Blocos de carbono isolante (carbon brick)

$$k = 0,05 + 0,03 * 10^{-3} * T_{[^{\circ}C]} \quad [W/cmK] \quad (6)$$

A Figura 15 caracteriza a condutividade térmica dos aços inox utilizados como referência.

Figura 15 – Condutividade térmica dos aços inox SA240 e SS316-70



Fonte: (IAEA, 2013).

A fórmula empírica para o calor específico dos refletores proposta pela companhia Alemã HRB é descrita de acordo com IAEA (2013a):

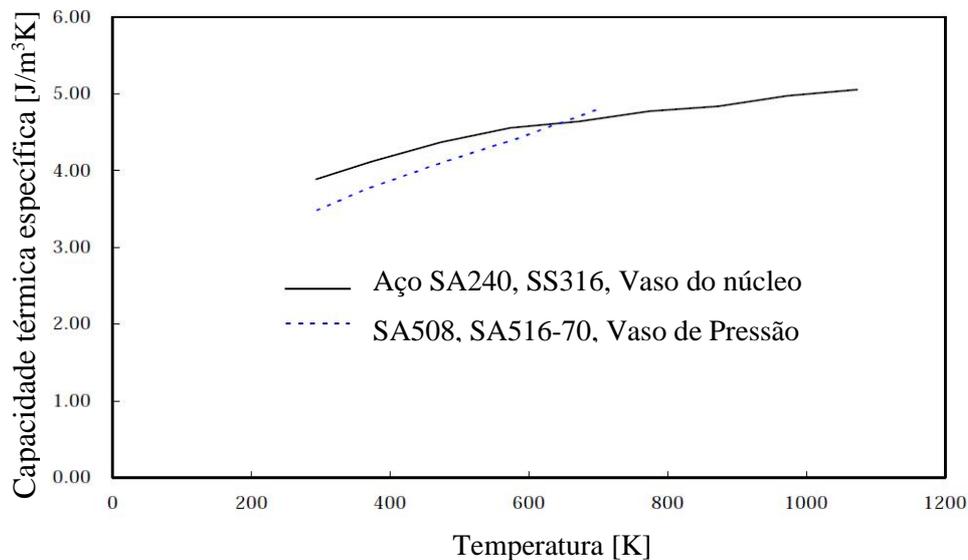
$$c_v = 1,75(0,645 + 3,14 * 10^{-3}T - 2,809 * 10^{-6}T^2 + 0,959 * 10^{-9}T^3) \quad [J/cm^3K]; T_{[^{\circ}C]} \quad (7)$$

Igualmente o calor específico dos blocos de carbono isolante (carvão brick):

$$c_v = 1,55(0,645 + 3,14 * 10^{-3}T - 2,809 * 10^{-6}T^2 + 0,959 * 10^{-9}T^3) \quad [J/cm^3K]; T_{[^{\circ}C]} \quad (8)$$

A Figura 16 representa a capacidade térmica específica dos aços referenciados no IAEA (2013a).

Figura 16 – Capacidade térmica específica dos aços SA240 e SS316-70



Fonte: (IAEA, 2013).

Como condições limite de projeto foram definidas pela Autoridade Nacional de Segurança Nuclear (NNSA) da China, as seguintes: potência do reator: até 12000 kW; temperatura máxima no vaso de pressão de até 350°C; temperatura dos metais que compõem o suporte do núcleo do reator de até 400°C; pressão do circuito primário de até 3300kPa e como temperatura da blindagem biológica de até 70°C. Estes limites de segurança não podem ser ultrapassados em nenhuma circunstância. Estes valores estão de acordo com SCHUBERT et al., (1991)

Por outro lado, é conhecido que durante a operação normal do reator, o sistema de circulação principal é o encarregado de extrair todo o calor do reator da maneira mais eficiente. Também é conhecido, do projeto do reator que este sistema de circulação forçada está dimensionado para pouco mais de 120% da potência do reator, sendo eficiente e seguro.

Adicionalmente, foi comentada a presença do Sistema de Resfriamento da Cavidade do Reator (RCCS) que apoia a extração de calor do reator com uma atuação permanente de extração de até 240kW (pouco mais do 2% da potência nominal do HTR-10). Até este ponto não seria pouco preciso, desprezar o impacto deste sistema nos parâmetros termoidráulicos do reator para as condições normais de operação a plena potência. É esperado que a ausência deste sistema durante a operação normal (considerando o reator isolado termicamente), somente influa na distribuição da temperatura dos materiais estruturais. Concentrando mais o calor no núcleo, provocando temperaturas ligeiramente mais altas nas proximidades das fontes combustíveis.

Em face do exposto, durante os estados transitórios o sistema RCCS terá sim um impacto direto em todo o reator pois é o sistema encarregado de extrair todo o calor residual dos produtos de fissão após a falha do sistema de circulação principal.

3.3 A modelagem do núcleo do reator

Uma característica relevante que possuem os leitos de bolas nos núcleos dos reatores nucleares está marcada pela grande diferença na densidade dos refrigerantes gasosos no interior dos leitos, devido a que os gases experimentam uma elevação muito grande da temperatura ao escoar entre os elementos combustíveis, sofrem uma diminuição da densidade. Isto faz que seja sumamente importante o estudo das pressões, temperaturas e viscosidade; localmente, no interior dos núcleos. A variação destas propriedades dos gases nos núcleos porosos de leito de bolas pode levar à degeneração das características térmicas necessárias de modo a manter os processos de geração de energia em segurança.

Para a modelagem do núcleo do reator de leito de bolas existem duas grandes abordagens para a simulação por CFD: abordagem de meio poroso e abordagem realística. Na abordagem realística, cada bola do leito empacotado é modelada de forma detalhada, fala-se de forma, tamanho e estrutura. Na abordagem de meio poroso, utiliza-se um conceito de porosidade média de todo o leito empacotado que é aplicada para simular a geometria como um contínuo. Esta abordagem de meio poroso, despreza a estrutura do leito e a porosidade local. Em WU et al. (2010) foram realizadas comparações entre as duas abordagens e os resultados revelaram que a abordagem de meio poroso para o leito empacotado pode razoavelmente capturar as características termoidráulicas globais. Entretanto, com a abordagem realística pode-se simular as características anisotrópicas de fluxo dentro dos poros, a estrutura do leito, incluindo a separação do fluxo e formação de vórtices. Contudo, a grande desvantagem é o tempo de cálculo e a grande quantidade de recurso computacional necessário para a simulação com a aproximação realística, o qual é aproximadamente 3000 vezes superior aos necessários para a abordagem de meio poroso. Considerando estas questões, a capacidade do CFD é demonstrada para a modelagem em escala real do núcleo reator PBMR (JANSE VAN RENSBURG; KLEINGELD, 2011b).

No presente trabalho, será utilizada a abordagem de meio poroso de acordo com Becker; Laurien (2003); Rousseau et al. (2006); Wu et al. (2010).

Por outro lado, ambas abordagens utilizam a capacidade do núcleo de gerar calor a partir de cálculos médios, das densidades de calor nas bolas (na abordagem realística), ou em regiões de escala maior à exemplo da abordagem de meio poroso. Em ambos os casos, as densidades de potência são obtidas por cálculo em códigos neutrônicos.

Devido à complexidade dos leitos empacotados e a necessidade de uma simulação de maior precisão, os métodos probabilísticos são adequados para a resolução destes problemas de acordo com García (2012); Rosales (2015).

Os métodos probabilísticos, tais como Monte Carlo, não resolvem uma equação explícita, mas obtém respostas através da simulação das partículas e determinam alguns aspectos do seu comportamento médio. Esse comportamento médio das partículas em um sistema físico (utilizando o teorema central do limite) é relacionado ao comportamento das partículas simuladas.

O método Monte Carlo pode ser utilizado para reproduzir um processo estatístico (como a interação das partículas nucleares com a matéria) e é particularmente útil para problemas complexos que não podem ser simulados por códigos computacionais que usam métodos determinísticos.

Um acoplamento de códigos pode-se obter a partir da utilização de algoritmos probabilísticos como Monte Carlo, para o cálculo das densidades de calor média instantânea. Conhecidas as densidades de potência médias nas diferentes regiões do núcleo do reator, é possível a modelagem termoidráulica em códigos de tipo CFD, onde o transporte de calor é calculado pelas equações gerais da transferência de calor expostas no item 3.4.1.

Os principais métodos de cálculo determinísticos utilizados hoje em dia são baseados na cinética pontual de um, seis ou mais grupos de energia. Estes métodos são amplamente conhecidos na indústria nuclear. Com softwares como VSOP-TINTE, THERMIX-KONVEK, GAMMA, ORNL-GRSAC, TAC-NC, WIMSTER é possível fazer acoplamento com modelos termoidráulicos que permitem simular o comportamento sob qualquer situação ou estado dos reatores nucleares. Em trabalhos como Ferng; Chen (2011); Ferng; Chi (2012) foram desenvolvidas metodologias para estudar estados estacionários e transitórios de reatores de leito de bolas. Ressalta-se como principal desvantagem a grande quantidade de recurso computacional que requerem estes métodos para a representação detalhada ou em escala real dos reatores.

Neste sentido, no presente trabalho não será utilizado o acoplamento neutrônico-termoidráulico para a modelagem dos estados estacionários e transitórios estudados. Para o

estudo do estado estacionário de operação normal do reator HTR-10 a plena potência (10MW) será utilizada a distribuição de densidades de potência divulgada em IAEA (2013a) para o desenvolvimento da tarefa de teste IAEA-TECDOC-1694. Similarmente será utilizada a distribuição de densidades de potência divulgada em (IAEA (2013a) correspondente ao estado estacionário a 3MW para a simulação do estado estacionário antes da modelagem do estado transitório da parada do circulador de hélio responsável pelo resfriamento do reator.

3.4 Modelagem computacional

A modelagem computacional é uma área de conhecimento multidisciplinar cuja aplicação de modelos matemáticos e técnicas da computação e análise são utilizadas para a compreensão de estudo de problemas complexos em áreas abrangentes das engenharias, da ciência, etc. No presente trabalho, as estruturas sólidas que compõem a região próxima do núcleo do reator devem ser representadas geometricamente através de programas de projeto mecânico que representam adequadamente os volumes e espaços que ocupam cada componente. Interagindo com estes componentes sólidos, devem ser representados também os fluidos que intervêm no modelo de estudo.

O nível de detalhes deverá ser de acordo com o nível de precisão requerido pelos modelos da física e a escala que se quer estudar. Também devem ser considerados os limites de recursos dos cálculos que foram realizados.

No caso dos fluidos, três leis físicas fundamentais regem a fluidodinâmica: a Lei da Conservação da Massa, Transporte da Quantidade de Movimento e a Primeira Lei da Termodinâmica. Estas leis podem ser expressas em termos de regiões infinitesimais que representam volumes de controle e representam cada princípio da continuidade da quantidade de movimento e de energia. É válido ressaltar que o escoamento de fluidos viscosos é governado pelas equações de Navier-Stokes em sua forma conservativa.

A seguir, uma breve explanação destas leis, utilizando a nomenclatura de acordo com ANSYS (2018a, 2018b).

3.4.1 Equações governantes

O conjunto de equações resolvidas pelo ANSYS CFX são as equações de Navier-Stokes. Ditas equações diferenciais parciais foram derivadas no início do século XIX e não têm solução analítica geral conhecida, mas podem ser discretizadas e resolvidas numericamente. Há vários métodos de solução diferentes usados nos códigos CFD. O mais comum e aquele no qual o CFX é baseado, é conhecido como a técnica de volume finito. Nesta técnica, a região de interesse é dividida em pequenas sub-regiões, chamadas volumes de controle. As equações são discretizadas e resolvidas iterativamente para cada volume de controle. Como resultado, uma aproximação do valor de cada variável em pontos específicos ao longo do domínio pode ser obtida. Desta forma, obtém-se uma imagem completa do comportamento do fluxo (ANSYS, 2018b).

De modo geral, as equações de transporte podem ser resumidas em:

- A equação de continuidade: conservação da massa na forma mais simples.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0 \quad (9)$$

Sendo: ρ : densidade do fluido; U : a velocidade de escoamento e t : tempo.

- Conservação da quantidade de movimento

A lei da conservação da quantidade de movimento pode ser descrita como: a soma das forças que atuam sobre um elemento de fluido será sempre igual a variação do momento, do elemento fluido.

Considerando algumas das forças superficiais (como forças por pressão, forças viscosas, etc) e forças que atuam no corpo (como força gravitacional, força centrífuga, força de Coriolis, força eletromagnética, etc.), atuando sobre um elemento volumétrico infinitesimal, pode-se representar de forma simplificada, a seguir:

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial t} = \nabla \cdot (\rho U \otimes U) = -\nabla p + \nabla \cdot \tau + S_M \quad (10)$$

Onde:

$\tau = \mu \left[(\nabla U + \nabla U^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot U I \right]$: tensor viscoso; μ : viscosidade dinâmica; p : pressão. Na equação (10) S_M considera-se um termo de fonte que pondera outros efeitos.

- Conservação da energia

Além da massa e do movimento, a energia é a terceira propriedade do fluido para a qual as equações de conservação devem ser formuladas de forma que descrevam quaisquer tipos de escoamento.

A equação da energia é derivada da primeira lei da termodinâmica:

$$\sum \dot{E} = \sum \dot{Q} + \sum \dot{W} \quad (11)$$

Nesta equação:

\dot{E} : variação da energia em um volume de controle,

\dot{Q} : termo que representa o calor envolvido no sistema em questão,

\dot{W} : termo que representa o trabalho realizado pelas forças no meio.

O CFX permite criar regiões sólidas nas quais as equações para transferência de calor são resolvidas. Isto é conhecido como transferência de calor conjugada e as regiões sólidas são conhecidas como domínios sólidos. Dentro de domínios sólidos, a equação de conservação de energia pode ser responsável pelo transporte de calor devido a fontes sólidas de movimento, condução e calor volumétrico:

Finalmente, quando se combinam todas as contribuições de forças superficiais que provocam trabalho viscoso e o calor, a equação pode ser descrita na forma geral:

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U h) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S_E \quad (12)$$

Onde: h , ρ e λ são a entalpia específica, densidade e condutividade térmica do sólido, respectivamente e S_E é uma fonte de calor volumétrica opcional.

- Equações de estado (*fechamento*)

As equações de transporte descritas acima devem ser complementadas com equações de estado constitutivas para densidade e para entalpia, a fim de formar um sistema fechado. No caso mais geral, esses estados têm a seguinte forma:

$$\rho = \rho(P, T) \quad ; \quad C_p = C_p(P, T) \quad (13)$$

C_p : Capacidade térmica específica.

Para estado incompressível,

$$\rho = \rho_{esp} \quad ; \quad C_p = C_p(T) \quad (14)$$

ρ_{esp} : densidade constante ou massa específica,

Em conjunto, todas as equações comentadas até o momento são resolvidas nos códigos CFD de maneira simultânea. Obtendo-se uma descrição detalhada em qualquer ponto ou região de interesse.

3.4.2 Modelos da Turbulência

Um dos temas mais importantes na dinâmica de fluidos é o fenômeno de turbulência. O movimento do fluido é caracterizado por flutuações aleatórias ou caóticas em forma de redemoinhos, vórtices, etc. Estas flutuações podem ser originadas por imperfeições nas superfícies, obstáculos no percurso livre do fluido, tanto em pequena como em grande escala. Em geral, a turbulência ocorre quando as forças de inércia no fluido tornam-se significativas em comparação às forças viscosas e é caracterizada pelo número de Reynolds elevado.

O escoamento turbulento está caracterizado por campos de velocidades flutuantes, onde a resolução das equações de transporte é de difícil solução.

Uma alternativa sugerida pelos engenheiros é modificar as equações governantes a fim de obter fatores que representem estes fenômenos. Usualmente os termos mais comuns nas equações governantes são os termos viscosidade turbulenta ou difusividade turbulenta.

Em princípio, as equações de Navier-Stokes ampliadas esboçam fluxos laminares e turbulentos sem a necessidade de informações adicionais. Entretanto, os fluxos turbulentos em números reais de Reynolds abrangem uma grande variedade de escalas e geralmente envolvem escalas de comprimento muito menores que a menor malha de volume finito que possa ser utilizada em uma análise numérica. A Simulação Numérica Direta (DNS) desses fluxos exigiria um poder de cálculo em muitas ordens de magnitude maior que o disponível em um futuro previsível (ANSYS, 2013).

Para possibilitar que os efeitos da turbulência sejam previstos, uma grande quantidade de pesquisas de CFD se concentram em métodos que utilizam modelos de turbulência. De fato, modelos de turbulência foram desenvolvidos especificamente para explicar os efeitos da turbulência sem recorrer a uma malha proibitivamente fina e simulação numérica direta.

A escolha do modelo de turbulência a utilizar que melhor descreva o problema de estudo é, porém, uma árdua tarefa.

Um grupo de modelos de turbulência, encabeçados pelos modelos RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) é amplamente utilizado para representar a maioria dos problemas práticos de engenharia. Neste grupo, utilizam-se modelos de turbulência estatísticos baseados nas equações da média temporal de Reynolds, conhecendo somente os efeitos da turbulência no escoamento médio.

Neste trabalho, por sua popularidade na engenharia e pela experiência acumulada em diversos estudos prévios, serão utilizados os modelos baseados nas equações de Reynolds (média temporal - RANS) de duas equações: k- ϵ padrão e SST (Shear Stress Transport). Ambos modelos utilizáveis na plataforma ANSYS de acordo com ANSYS (2013).

3.4.3 Meio Poroso

A simulação do núcleo do leito de bolas do reator HTR-10 será realizada utilizando o modelo de meio poroso proposto no ANSYS CFX, o Modelo Poroso Completo (do inglês, Full Porous Model). Algumas vantagens e desvantagens do uso do meio poroso foram expostas por WU et al. (2010).

De forma geral, os leitos empacotados utilizados nos núcleos dos reatores nucleares são regiões cilíndricas ou anulares preenchidas de bolas que possuem o material combustível e gás com função de resfriamento. Estas regiões apresentam uma dificuldade à passagem do fluido refrigerante devido à obstrução que realizam os elementos combustíveis esféricos. A facilidade e/ou dificuldade com a qual o fluido escoar no interior do leito de bolas é caracterizada pela porosidade. Isto pode ser representado de uma forma adimensional como porosidade média (ϵ), dada como:

$$\epsilon = \frac{V_v}{V} \quad (15)$$

Onde V é o volume total da região porosa e V_v a região ocupada pelo gás que escoar entre as bolas. A relação entre a porosidade média e a fração de empacotamento é dada pela fórmula:

$$\varepsilon = 1 - f \quad (16)$$

Outra característica do leito empacotado é a relação entre as dimensões do leito. Fala-se de altura “H” e diâmetro característico “D” e a dimensão das bolas “d” que o compõem ou do diâmetro equivalente da região oca entre as bolas. A relação D/d pode caracterizar o impacto das paredes no escoamento (AL et al., 2018), e a relação H/D o nível de compactação devido ao peso das bolas no leito (YANG et al., 2014). As partículas nas regiões adjacentes às paredes estão influenciadas tanto pelo atrito entre as bolas contíguas como pelo atrito com as paredes que confinam os núcleos, porém não são distribuídas da mesma forma como as restantes no centro dos núcleos. Como resultado tem um aumento da porosidade na proximidade à parede em comparação com a porosidade média do núcleo do leito empacotado. Este efeito tem sua influência na troca térmica dos leitos porosos e foram amplamente estudados. Em ANTWERPEN et al. (2010) é feita uma revisão de correlações e modelos para prever a condutividade térmica efetiva de modo a poder fazer estimativas rigorosas sem ter que determinar em detalhes todas as características físicas dos leitos porosos.

O fluxo em meio poroso no ANSYS CFX, de acordo com ANSYS (2013), pode ser calculado usando uma das aproximações seguintes de cada vez:

Um domínio fluido juntamente com um modelo para perda de momento, onde os efeitos da porosidade são contabilizados apenas para a resistência à passagem de fluido (queda de pressão); todos os outros termos nas equações governantes não são alterados. Como resultado, essa formulação pode ser chamada de “formulação de velocidade superficial” (ANSYS, 2018b).

Um domínio poroso que envolve um ou mais fluidos e um sólido opcional. Neste modo a porosidade modifica todos os termos nas equações governantes, bem como o termo de perda. Como resultado, esta formulação pode ser chamada de “formulação de velocidade verdadeira” ou “modelo poroso integral”. Esse método suporta modelos sólidos (por exemplo, para modelar a condutividade térmica do sólido) e modelos para a interação entre as partes fluida e sólida do domínio.

O modelo poroso integral é ao mesmo tempo uma generalização das equações de Navier-Stokes e da lei de Darcy comumente usada para fluxos em regiões porosas. Ele pode ser usado para modelar fluxos onde a geometria é muito complexa para ser resolvida a partir duma malha. O modelo mantém os termos de advecção e difusão e pode, portanto, ser usado para fluxos em feixes de haste ou tubo e leitos empacotados, onde tais efeitos são importantes.

Ao derivar as equações de continuidade, supõe-se que os volumes e superfícies de controle "infinitesimais" são grandes em relação ao espaçamento intersticial do meio poroso, mas pequenos em relação às escalas que se deseja resolver. Assim, presume-se que determinadas células de controle e superfícies de controle contêm regiões sólidas e fluidas (ANSYS, 2013).

3.4.4 Queda de pressão no leito empacotado

Para a estimativa da queda de pressão no núcleo do reator, é possível utilizar o modelo de queda de pressão isotrópico assumindo uma porosidade média uniforme. Este modelo de queda de pressão é utilizado tanto para o modelo de meio poroso a partir da formulação de velocidade superficial como para o modelo poroso integral (da formulação de velocidade verdadeira) de acordo com ANSYS (2013).

Existe uma forma para implementar modelos de perda de impulso disponíveis no ANSYS CFX para regiões porosas. De modo geral, uma fonte de momentum utilizada no ANSYS CFX como uma força por unidade de volume atuando no(s) fluido(s) a partir dos termos S_{Mx} , S_{My} , S_{Mz} que foram enunciados na secção "Equações governantes". Mencionadas fontes de impulso podem ser usadas para modelar as perdas isotrópicas, ou perdas direcionais em regiões porosas.

Em particular, existem duas opções disponíveis: Modelo de perda Isotrópica e Modelo de perda Direcional (ANSYS, 2013). Neste trabalho foi selecionado o Modelo de perda Isotrópica para o cálculo da perda de pressão no leito. Este modelo atua da seguinte forma:

A perda de momentum através de uma região porosa isotrópica pode ser formulada usando os coeficientes de permeabilidade e perda da seguinte forma:

$$\left. \begin{aligned} S_{Mx} &= -\frac{\mu}{K_{perm}} U_x - K_{loss} \frac{\rho}{2} |U| U_x \\ S_{My} &= -\frac{\mu}{K_{perm}} U_y - K_{loss} \frac{\rho}{2} |U| U_y \\ S_{Mz} &= -\frac{\mu}{K_{perm}} U_z - K_{loss} \frac{\rho}{2} |U| U_z \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Onde: K_{perm} é a permeabilidade e K_{loss} é o coeficiente de perda quadrático. A componente linear desta fonte representa perdas viscosas e o termo quadrático representa perdas inerciais.

De acordo com Pilehvar et al. (2013) foi determinada a permeabilidade do leito de bolas a partir da equação:

$$k = \frac{\varepsilon^3 * d_p^2}{36(1 - \varepsilon) * k_k} \quad (18)$$

Sendo $k_k = k_0 * \tau^2$; Onde: τ : representa a tortuosidade, sendo o valor mais provável $\sqrt{2}$ em leitos empacotados; k_0 : é o parâmetro de forma igual a 2,5 para leitos de bolas porém:

$$\therefore k = \frac{\varepsilon^3 * d_p^2}{180(1 - \varepsilon)} \quad (19)$$

De acordo com Gámez et al. (2015c); Gámez. et al. (2017); Janse van Rensburg; Kleingeld (2011b) foi selecionado o coeficiente de perda quadrático que representa as perdas inerciais:

$$K_{loss} = \Psi * \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon^3} * \frac{1}{d_p} * \frac{1}{2\rho} \quad (20)$$

Sendo o coeficiente de perda de pressão por fricção:

$$\Psi = \frac{320}{\left(\frac{Re}{1 - \varepsilon}\right)} + \frac{6}{\left(\frac{Re}{1 - \varepsilon}\right)^{0,1}} \text{ com: } Re = \frac{\dot{m} * d_p}{A * \eta} \quad (21)$$

Onde:

ε : Porosidade média no leito

ρ : Densidade do hélio; η : viscosidade dinâmica

Re : Número de Reynolds

\dot{m} : Vazão mássica

d_p : Diâmetro do elemento combustível. A : Área da secção transversal do leito de bolas

3.4.5 Transferência de energia no leito empacotado a partir do meio poroso com formulação de velocidade superficial

Para a modelagem da transferência de energia no leito empacotado a partir do meio poroso com formulação de velocidade superficial de acordo com ANSYS (2013) a equação de conservação da energia pode ser escrita da seguinte forma:

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon h)}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} \varepsilon + \nabla \cdot (\rho K \cdot U h) = \nabla \cdot (\lambda_e K \cdot \nabla T) + \varepsilon S_E + \nabla \cdot (K \cdot U \cdot T) \quad (22)$$

Onde U é a velocidade superficial; ε : porosidade;

K : tensor de área superficial; h : é a entalpia específica;

λ_e : representa a condutividade térmica efetiva;

S_E : representa um termo de fonte volumétrica de energia no meio poroso;

Este último termo S_E é o caminho para a introdução de densidade de potência volumétrica proposta no benchmark de acordo com os valores da Tabela 2 antes comentada na secção 3.2.

3.4.6 Transferência de energia no leito empacotado a partir do meio poroso integral

O ANSYS CFX possui mais uma formulação de transferência de calor em meios porosos que permite determinar uma diferença de temperatura finita entre as fases fluidas e a fase sólida. Esta formulação é utilizada ao ser definida no modelo termoidráulico em ANSYS CFX a formulação de meio poroso integral. Esta formulação é um modelo de não equilíbrio térmico, portanto existem equações de energia separadas para cada fase dentro do domínio (ZHANG et al., 2002).

Para a fase fluida:

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon h)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho K \cdot U h) = \nabla \cdot (\lambda_f K \cdot \nabla T) + \varepsilon S_{Ef} + Q_{fs} \quad (23)$$

Para a fase sólida:

$$\frac{\partial(\rho_s \gamma_s h_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_s K_s \cdot U_s h_s) = \nabla \cdot (\lambda_s K_s \cdot \nabla T_s) + \gamma_s S_{Es} + Q_{sf} \quad (24)$$

Sendo, a fração de empacotamento $\gamma_s = 1 - \varepsilon$; Q_{fs} e Q_{sf} representam a transferência de calor interfacial entre o fluido e a fase sólida; λ_f e λ_s representam as condutividades do fluido e do sólido respectivamente; o calor, Q_{fs} , está determinada pela equação (25), usando um coeficiente de transferência de calor global:

$$Q_{fs} = -Q_{sf} = hA_{fs}(T_s - T_f) \quad (25)$$

h : é o coeficiente de transferência de calor global entre o fluido e o sólido; A_{fs} é a densidade da área interfacial entre o fluido e o sólido.

Para o caso de leitos compostos por bolas esféricas:

$$A_{fs} = \gamma_s * \frac{6}{d} = (1 - \varepsilon) * \frac{6}{d} \quad (26)$$

Note que a porosidade tem um papel importante na formulação de transferência de calor.

Desta forma, utilizou-se o modelo de porosidade isotrópica disponível no ANSYS CFX.

Por outro lado, das equações (23) - (26) é possível identificar que todas estão afetadas pela porosidade, termo de vital importância. Para modelagem integral foram adicionadas diferentes funções empíricas, que por sua vez foram definidas na Linguagem de Expressão CFX (CEL) (ANSYS, 2018c) para introduzir os diferentes modelos de porosidade descritos na literatura (ANTWERPEN et al., 2010).

No relatório IAEA (2013a), uma porosidade constante global (do inglês, bulk porosity) de 0,39 foi proposta para toda a região onde as bolas são encontradas no reator. Esta aproximação que utiliza uma porosidade homogênea e constante foi uma aproximação muito bem acolhida na comunidade científica devido à simplicidade e à boa concordância que tem nos modelos matemáticos da década dos anos 90 assim como com os testes experimentais do AVR. Não obstante, é conhecido que a aproximação de porosidade constante não considera o impacto da fricção entre os elementos combustíveis e as paredes que formam o leito. Além disso, a

influência do peso dos elementos combustíveis na porosidade local não é considerada. Consideração que poderia influir devido à alta densidade dos elementos combustíveis e à grande altura do núcleo do reator HTR-10. Porém seria necessário levar em consideração a variação na direção vertical da porosidade local. Em Yang et al. (2014) esta influência é abordada.

Para a modelagem simplificada, que inclui o modelo de meio poroso a partir da formulação de velocidade superficial, será utilizada uma porosidade constante, na modelagem do reator HTR-10 em condições de operação normal.

Contudo, o comportamento termomecânico dos leitos de bolas é altamente influenciado pela variação espacial da porosidade no leito e, em particular, pela porosidade local próxima às paredes (AL et al., 2018; DU TOIT, 2008; MUELLER, 1992; SUZUKI et al., 2008). Outra característica que deve ser levada em consideração na análise termoidráulica dos núcleos dos reatores de leito empacotado resfriados a gás é que o refrigerante muda rapidamente sua densidade seguindo a direção vertical no interior dos leitos de esferas. O que qualifica um impacto na eficiência termoidráulica do processo de troca de calor. No entanto, neste trabalho a variação vertical da porosidade no leito de bolas tem sido negligenciada.

Para os cálculos termoidráulicos de estados estacionários onde o processo de convecção forçada é quem controla a troca térmica no núcleo do reator, a utilização de modelos de porosidade variável teria pouco impacto, como é mostrado em IAEA (2013a).

3.4.7 Variação radial da porosidade

Por outro lado, vários estudos experimentais descrevem uma tendência oscilante da porosidade, principalmente próxima das paredes que contornam o leito de bolas. Todos apontam que a porosidade cai de um valor máximo próximo à unidade, na região próxima à parede do leito até um valor médio (porosidade maior) mais distante da parede. Gary E. Mueller em (Mueller, 1992) propõe a equação (27) para estimar a porosidade global com muito boa concordância.

$$\varepsilon_b = 0,365 + \frac{0,220}{D/d} \quad (27)$$

Vários estudos numéricos (THEUERKAUF et al., 2006; YANG et al., 2014) e empíricos (AL et al., 2018; DU TOIT, 2008; MUELLER, 1992; SUZUKI et al., 2008) concordam que o

comportamento variável é mais acentuado até uma distância da parede de 5 vezes o diâmetro das partículas. No entanto, existem várias correlações empíricas que descrevem aproximadamente essa tendência de porosidade. As aproximações empíricas são divididas em dois grupos, um grupo que representa o comportamento oscilante da porosidade do leito e um grupo que descrevem um comportamento exponencial da fração de vazão. Ambos os grupos impõem que a porosidade é considerada uniforme na direção tangencial, isto é, uma abordagem de simétrica axial (ANTWERPEN et al., 2010).

Em Al et al. (2018); Antwerpen et al. (2010); Du Toit (2008), são feitos estudos comparativos da maioria das correlações empíricas. Destacando a correlação Hunt e Tien 1990 (equação 28), como a que melhor representa a tendência exponencial da porosidade, descrevendo o comportamento de crescimento da porosidade próximo à parede do leito desde um valor médio no centro do leito.

$$\varepsilon(r) = \varepsilon_b * \left[1 + \frac{1 - \varepsilon_b}{\varepsilon_b} * e^{\left(-6 * \frac{R-r}{d_p}\right)} \right] \quad (28)$$

Onde: ε_b é a porosidade global do leito, o valor de '6' é para a forma esférica dos elementos combustíveis, R é o rádio equivalente da seção transversal do leito, r é a posição radial e d_p é o diâmetro das esferas combustíveis.

As abordagens de Martin 1978 (DU TOIT, 2008) (equação 30) e Klerk 2003 (ANTWERPEN et al., 2010) são aquelas que melhor representam o comportamento oscilatório da porosidade nos leitos de bola.

$$\varepsilon(x) = \left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_{min} + (1 - \varepsilon_{min})x^2, -1 \leq x \leq 0 \\ \varepsilon_b + (\varepsilon_{min} - \varepsilon_b)e^{-x/4} \cos\left(\frac{\pi}{0.876}x\right), x \geq 0 \end{array} \right\} \quad (29)$$

Onde: ε_{min} é a porosidade mínima ε_{min} entre os valores 0,20 e 0,26 e $x = 2 \frac{R-r}{d_p} - 1$.

Neste sentido, será realizado um estudo da influência da variação da porosidade próxima às paredes do leito de bolas a partir de uma simulação integral do reator HTR-10. Para este estudo será utilizada a aproximação de meio poroso integral que utiliza a formulação de velocidade verdadeira.

3.4.8 Modelos de condutividade efetiva para a modelagem do núcleo dos reatores de leito de bolas

Os leitos empacotados são usados em vários sistemas térmicos industriais, como reatores nucleares refrigerados a gás, processos de secagem, reatores catalíticos e isolamento criogênico de alto desempenho, por exemplo. Como a maioria desses processos está associada à transferência de energia, um conhecimento adequado das propriedades térmicas dos materiais envolvidos, especialmente a condutividade térmica efetiva, é essencial para permitir o projeto correto desses sistemas térmicos (ZHOU et al., 2007).

Por outro lado, a compreensão dos vários mecanismos de transferência de calor, fluido-fluido, fluido-sólido e a queda de pressão através de um leito de bolas é de extrema importância no projeto de um reator de leito de bolas de alta temperatura e de maior importância nos reatores de temperatura muito alta. Além disso, um conhecimento profundo da estrutura porosa dentro do leito empacotado é importante para qualquer análise rigorosa dos fenômenos de transporte, uma vez que os mecanismos de calor e escoamento são influenciados pela porosidade.

A condutividade térmica efetiva em reatores de leito empacotados de alta temperatura é geralmente derivada pela agregação de todos os mecanismos relevantes de transferência de calor em um único valor representativo. Esse valor é usado para estimar, calcular e simular a transferência de calor sob condições normais de operação e acidentes. Segundo Antwerpen et al. (2010), o conceito da condutividade térmica efetiva de um leito de bolas empacotado (k_{bed}) pode ser dividido em vários componentes contribuintes.

O primeiro componente será o da condutividade térmica efetiva (k_{eff}) de um leito empacotado saturado com um fluido estagnado que consiste em quatro mecanismos distintos de transferência de calor, a saber: (1) condução através dos sólidos envolvidos; (2) condução através da área de contato entre partículas adjacentes representando a rugosidade da superfície; (3) condução através da fase fluída / gasosa estagnada; e (4) radiação entre superfícies sólidas.

Pesquisas apontam, que adicionalmente a condutividade térmica efetiva pode estar influenciada por outros componentes relativos aos movimentos do fluido e/ou bolas empacotadas como podem ser: o aumento da condutividade térmica efetiva do fluido devido à mistura turbulenta do fluido que flui através dos interstícios do empacotamento, também referida como o efeito de entrelaçamento; assim como por um incremento da condutividade térmica efetiva ao experimentar movimentos significativos tanto o fluido como as bolas (ANTWERPEN et al., 2010). Não obstante, sob certas condições, vários destes efeitos podem

ser desprezados porém o conhecimento detalhado da influência de cada um deles é necessário. A identificação e quantificação destes mecanismos de troca térmica são sumamente difíceis de determinar. Experimentos de alto custo são requeridos para entender com precisão estes processos. Simulações numéricas detalhadas também podem ajudar nestas questões (DE BEER et al., 2017, 2018; REN et al., 2017).

A maioria das dificuldades encontradas na previsão da condutividade térmica efetiva está associada ao fato de que a condutividade térmica efetiva é uma caracterização fenomenológica de um meio sólido-fluido em vez de uma propriedade termo-física (AICHLMAYR; KULACKI, 2006). Portanto, antes que qualquer análise de transferência de calor seja tentada, deve-se ter uma compreensão completa do arranjo estrutural do leito compactado sob consideração (ANTWERPEN et al., 2010).

Neste sentido, diferentes experimentos (ANTWERPEN et al., 2010; DE BEER et al., 2018; REN et al., 2017) apontam que nos leitos de bolas empacotadas, a estrutura porosa varia marcadamente perto de uma parede. Esse efeito de parede acontece em duas situações, a saber, o efeito das paredes laterais (direção radial) e o efeito das paredes superior e inferior (direção axial) e tem um grande impacto na condutividade local do leito; como foi comentado na seção anterior.

É válido ressaltar que nos parágrafos anteriores foi visto que um grande número de correlações as quais foram desenvolvidas para a condutividade térmica efetiva estagnada. Embora não explicitamente observado, a literatura aberta constata que essas correlações também foram usadas para calcular as condutividades térmicas efetivas para escoamento estagnado nos casos em que há grandes variações na porosidade, especialmente na região próxima da parede por onde, em vários projetos de reatores é escoada a grande parte do calor em condições de acidente. Em Antwerpen et al. (2010) são comentadas, por exemplo, as limitações da correlação proposta pela IAEA-TECDOC-1163 do ano 2000, para a simulação da transferência de calor na interface entre o leito de bolas e o refletor. Este resultado demonstra a incapacidade dessas correlações para simular corretamente a transferência de calor na região próxima à parede a altas temperaturas. Isso pode ser atribuído ao efeito em que cada bola toca a parede apenas em um ponto. Este contato solitário com a parede reduz muito o fluxo de calor da bola para a parede quando a radiação é desprezada.

Um exemplo de como é complexa a quantificação dos aportes dos mecanismos de transferência de calor que contribuem na condutividade térmica efetiva em leitos de bolas empacotadas aleatoriamente, em De Beer et al. (2017) é possível observar o impacto da

radiação térmica e sua contribuição na condutividade térmica efetiva para uma ampla faixa de temperaturas até atingir as temperaturas muito elevadas. De modo geral, a condução é reduzida devido à maior porosidade, o que implica que há menos bolas e menos pontos de contato entre as bolas adjacentes. A radiação também é reduzida devido à redução na área de superfície das bolas exposta à radiação quanto maior porosidade. A condução aumenta as temperaturas mais baixas devido ao aumento característico da condutividade térmica do grafite e, portanto, o efeito de parede é mais proeminente para a condução no lado de baixa temperatura do leito empacotado. A radiação aumenta naturalmente as temperaturas mais altas e, portanto, o efeito de parede é mais acentuado para a radiação no lado de temperatura alta do leito de bolas.

Contudo, neste trabalho será utilizada a proposta da Agência Internacional de Energia Atômica nos TEC-DOCs: IAEA (2001b) (2013a) a qual possibilita uma comparação código-código a partir de aproximação comum. De acordo com Gao; Shi (2002), nesta correlação é resumida a condutividade térmica efetiva para leitos empacotados considerando diferentes mecanismos de transferência de calor, quais sejam: radiação, condução, e convecção.

$$\lambda_e = 1,1538 * 10^{-6} * (T + 100)^{1,6622} \quad T > 250 \text{ } ^\circ\text{C} \quad \textit{Breitbach} \quad (30)$$

3.5 Modelagem do estado estacionário do reator HTR-10

Nesta secção será descrita a metodologia a seguir para a modelagem do estado estacionário do reator HTR-10. Na secção 3.1 e na secção 3.2 foram descritas as condições normais de operação à potência térmica de 10MW. É válido ressaltar, que algumas mudanças são feitas na configuração termoidrúlica do reator para atingir o regime permanente a potências mais baixas, por exemplo aos 3MW térmicos que foi utilizado para o início do teste de segurança por projeto de perda de refrigerante e a parada do circulador principal de gás. Para modelagem do regime permanente do reator foi implementada a metodologia a seguir.

3.5.1 Modelo simplificado

O primeiro passo da metodologia para a modelagem computacional do reator HTR-10 é a criação dos modelos geométricos que representam o objeto de estudo. Para atingir este objetivo, é necessária a representação de vários corpos geométricos que somam a forma e volume do

reator assim como indicar fases e secções de fases para que posteriormente seja possível simular individualmente as propriedades e modelos físicos correspondentes.

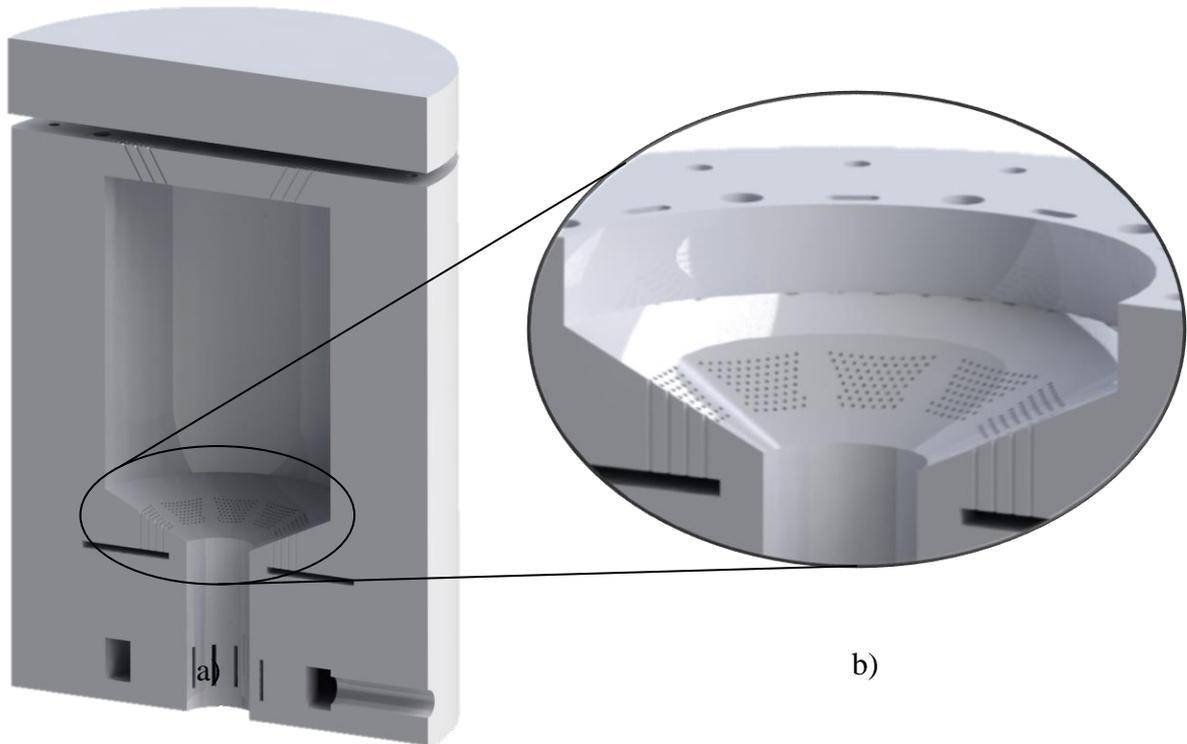
3.5.1.1 Representações geométricas e principais simplificações

De acordo com Gao; Shi (2002); IAEA (2013a); Zhang et al. (2002), foram representadas as geometrias dos corpos básicos que compõem o reator HTR-10. Para isto, foram utilizadas as ferramentas de desenho assistido por computadores (CAD), Dessault System SolidWorks e ANSYS SpaceClaim. Ambos são líderes em soluções de modelagem direta 3D e manipulação de geometria. Estes são softwares que oferecem um ambiente de design altamente flexível, juntamente com uma experiência de usuário moderna e atendem aos requisitos da fabricação para a excelência no desenvolvimento de produtos orientados pela engenharia. Ambos os softwares são perfeitamente acoplados na plataforma ANSYS Workbench para posterior criação das malhas e a modelagem por CFD.

De acordo com Zhang et al. (2002), foram criadas as geometrias dos refletores lateral, superior e inferior (Figura 17). É possível identificar a partir da Figura 18, obtida durante o processo de montagem da estrutura (ZHANG et al., 2002) a grande simetria destes componentes cerâmicos em destaque. Contudo, pode ser comprovada a pequena assimetria na região inferior (Figura 17, b), devido à presença, entre outras, do canal de saída do gás do reator, o qual deve provocar diferenças nos perfis de temperatura nesta região de influência. Porém, deve-se considerar as propriedades de simetria com cautela, pois corre-se o risco de excluir a captura de efeitos desejados nas simulações.

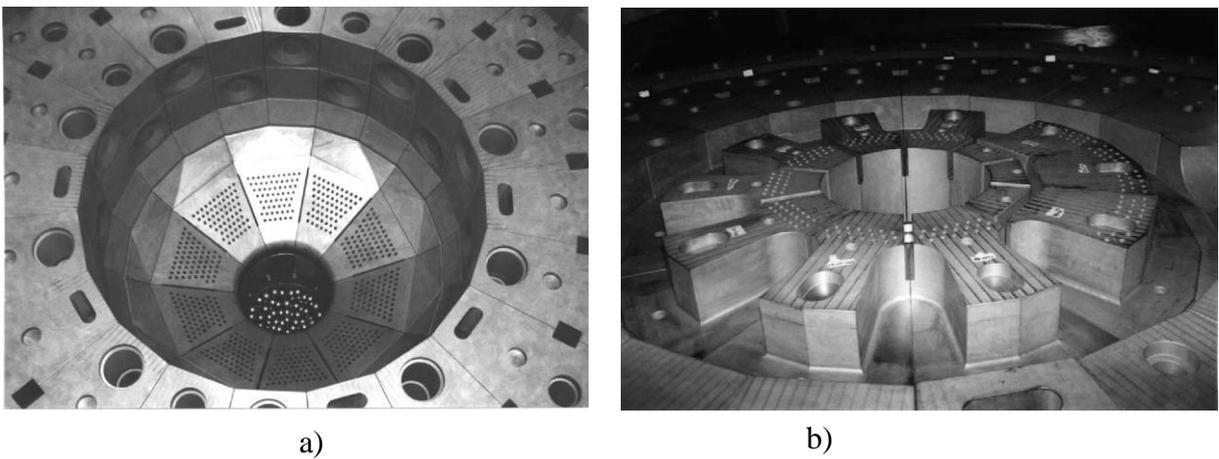
De acordo com IAEA (2013a) foi desprezada a presença de elementos estruturais na região superior do reator, como o sistema de recarga contínua de combustível, sistema de suporte e gerenciamento das barras de controle, assim como as próprias barras de controle. Estes elementos estruturais foram desprezados da construção geométrica por considerar-se muito pequena sua influência na troca térmica dentro do reator. Os espaços foram preenchidos como regiões de hélio estagnado onde apenas condução térmica é considerada. Outros autores (CHEN et al., 2009; GAO; SHI, 2002; HU et al., 2006; LIANG; WEI, 2006; ZUYING; LEI, 2002), caracterizam a região superior do reator como uma região de pouca variação da temperatura em operação normal e durante transitórios.

Figura 17 – Representação gráfica dos refletores



Legenda: a) Vista de corte no plano de simetria. b) Vista de detalhe da região inferior do núcleo. Fonte: o autor.

Figura 18 – Estrutura cerâmica do núcleo do reator



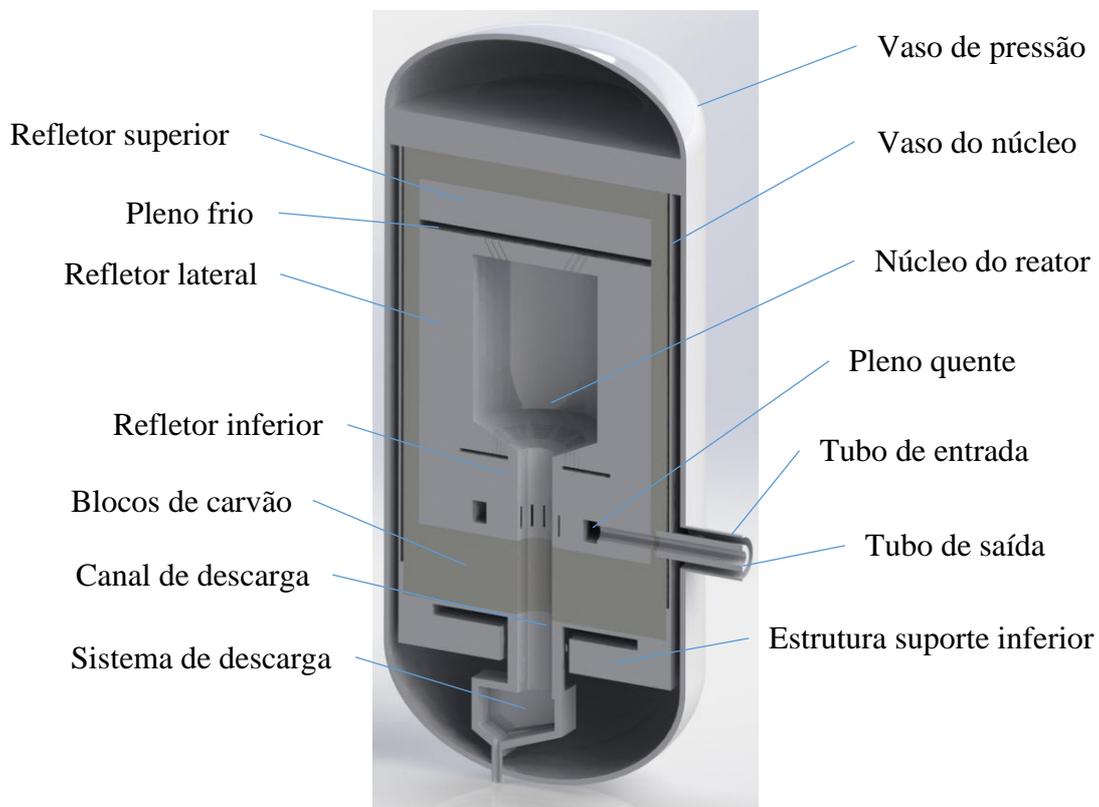
Legenda: a) Estrutura inferior dos refletores laterais e inferiores. b) Parte inferior da câmara de gás quente.

Fonte: (ZHANG et al., 2002).

É válido ressaltar que as principais estruturas foram reproduzidas com curvaturas simples, que representam as características distintas das partes, sem perder as características particulares de cada corpo real. Porém, foram simplificadas de maneira a se utilizar a menor quantidade de recurso computacional na subsequente criação das malhas. De modo geral, foram suprimidos os interstícios presentes entre os blocos cerâmicos, devido ao processo de manufatura, mas sua existência e vazamentos descrita na seção 3.2, serão consideradas para a modelagem termohidráulica do reator.

Posteriormente foram criadas as geometrias correspondentes à estrutura de blocos de carvão (carbon brick), que isola todo o núcleo do reator e as estruturas de suporte de aço, assim como o vaso de pressão que compõe o reator e as estruturas inferiores. Também foi representada uma aproximação do sistema de descarga dos combustíveis pelo grande volume que ocupa na região inferior do reator, ver Figura 19, na qual existe movimentação do refrigerante e poderia impactar na aparição de regiões estagnadas ou de recirculação.

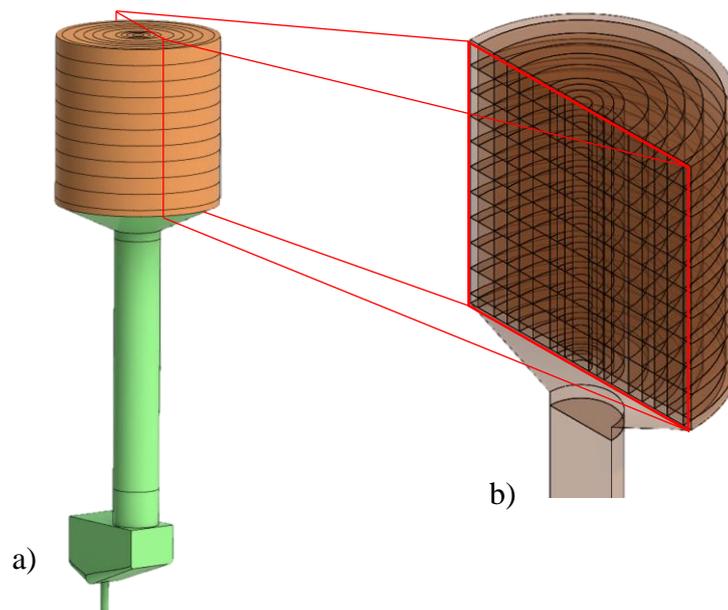
Figura 19 – Modelos geométricos CAD das estruturas sólidas do reator HTR-10



Para representar a região ocupada pelos elementos combustíveis (EC), foi utilizada um sistema concêntrico de volumes cilíndricos (Figura 20), que representam as regiões de potência,

de acordo com Gao; Shi (2002); García (2012). A região formada pela forma cônica, o canal de descarga e a câmara de extração dos EC do reator serão considerados como região de meio poroso devido a que estas regiões estão cheias de elementos esféricos como as bolas de grafite e os EC. A forma de abordagem de meio poroso, discutida no item 3.3, foi utilizada em substituição à representação dos elementos combustíveis na forma da abordagem realística.

Figura 20 – Região considerada como meio poroso.

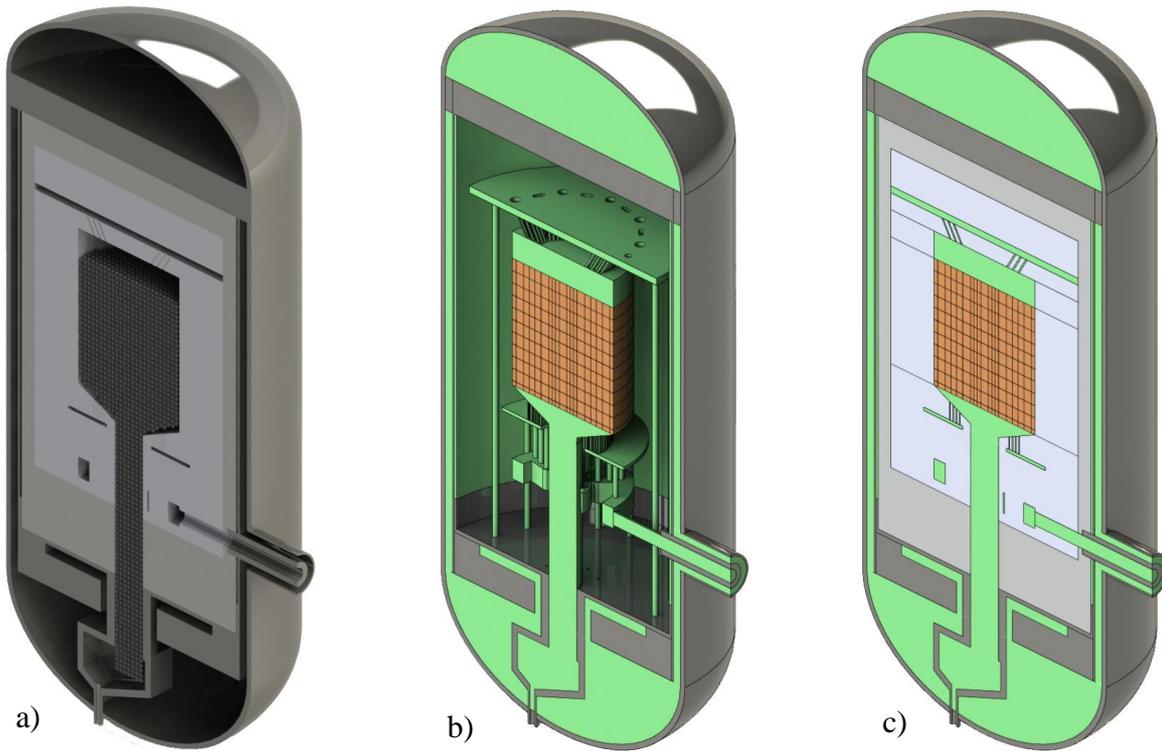


Legenda: a) Sistema concêntrico de volumes cilíndricos do núcleo, região cônica, canal de descarga e sistema simplificado de extração dos EC; b) ampliação de corte no plano de simetria axial. Fonte: o autor.

De acordo com IAEA (2013a), através do escoamento entre os blocos, que compõem a estrutura inferior do reator, se escapa aproximadamente 10% da taxa de escoamento nominal que entra no reator. Este volume de refrigerante, conforme reportado pela IAEA, escoava até o duto de saída sem passar pelo núcleo do reator, apenas misturando-se com o hélio quente no pleno quente. Neste trabalho, o escoamento é representado por um grupo de 8 pequenos canais que atravessam todos os componentes estruturais, desde a cavidade inferior do reator até o pleno quente onde se mistura com 90% do hélio quente que chega do núcleo do reator (Figura 21 b)).

Após obter todos os modelos geométricos nem escala real das principais partes sólidas do reator, foi necessário representar os volumes que preenchem os espaços dentro destas geometrias, resultando na representação do fluido refrigerante (Figura 21, verde).

Figura 21 – Representações geométricas do reator HTR-10



Legenda: a) Representação dos elementos estruturais e representação realística dos EC. b) Representação geométrica dos EC como meio poroso (laranja) e estruturas metálicas (cinza). c) Representação combinada de estruturas sólidas e fluidas. Fonte: o autor.

Outra simplificação com objetivo de reduzir o custo computacional é a representação dos 640 pequenos canais de \varnothing 16mm no refletor inferior que provocam, a distribuição do escoamento do refrigerante quente, fora do núcleo do reator a partir de 30 canais de diâmetro equivalente maior, igualmente distribuídos de acordo com a equação (32), ver Figura 22. Aproximação similar já foi utilizada em (FERNG; CHEN, 2011; FERNG; CHI, 2012).

$$A_{640} = 640 * \frac{\pi * d_{640}^2}{4} = A_{30} = 30 * \frac{\pi * d_{30}^2}{4} \quad (31)$$

$$\therefore d_{30} = \frac{8}{\sqrt{3}} * d_{640} \quad (32)$$

Como $d_{640} = 16mm \rightarrow d_{30} = \frac{8}{\sqrt{3}} * 16mm = 73,9008mm \approx 7,4cm$

Sendo:

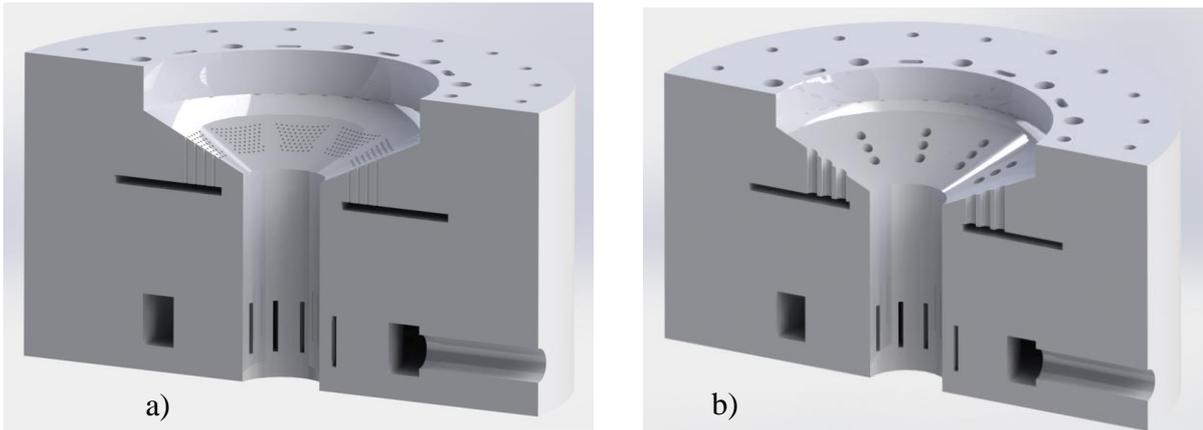
A_{640} : Área da seção transversal dos 640 pequenos canais.

d_{640} : Diâmetro dos 640 pequenos canais.

A_{30} : Área da seção transversal dos 30 canais de diâmetro equivalente.

d_{30} : Diâmetro equivalente dos 30 canais.

Figura 22 – Representação geométrica da simplificação dos pequenos canais na região inferior do núcleo



Nota: a) representação detalhada; b) representação simplificada. Fonte: o autor.

Similarmente foi realizada a simplificação dos 460 pequenos canais na entrada do núcleo do reator de $\varnothing 25$ mm por 20 canais maiores de diâmetro equivalente (34).

$$A_{460} = 460 * \frac{\pi * d_{460}^2}{4} = A_{20} = 20 * \frac{\pi * d_{20}^2}{4} \quad (33)$$

$$\therefore d_{20} = d_{460} * \sqrt{23} \quad (34)$$

Como $d_{460} = 25mm \rightarrow d_{20} = 25mm * \sqrt{23} = 119,8957mm \approx 12cm$

Onde:

A_{460} : Área da seção transversal dos 460 pequenos canais de entrada ao núcleo do reator.

d_{460} : Diâmetro dos 460 pequenos canais de entrada ao núcleo do reator.

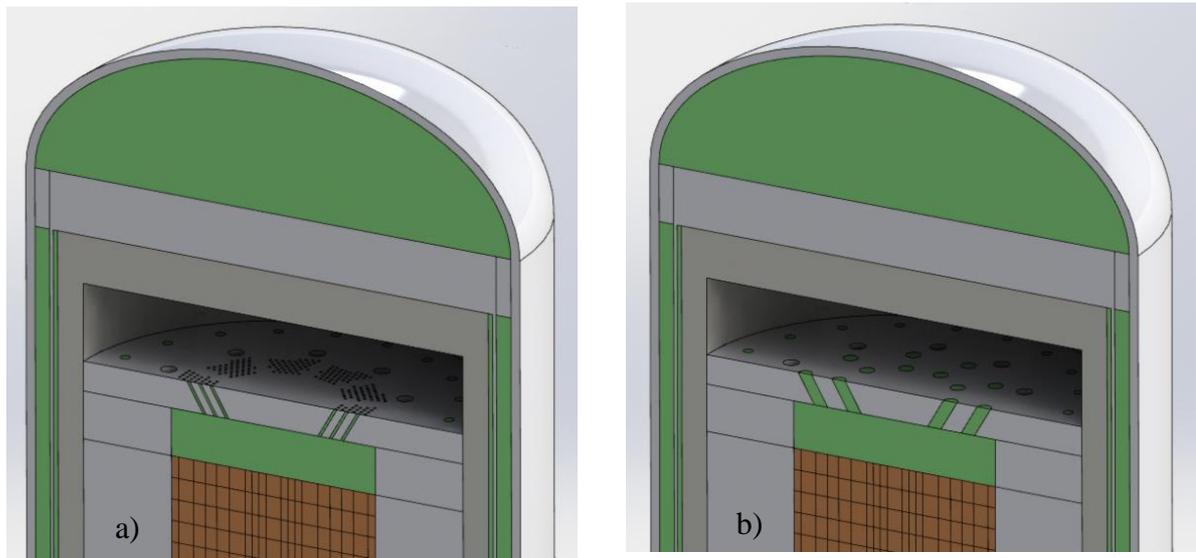
A_{20} : Área da seção transversal dos 20 canais de diâmetro equivalente.

d_{20} : Diâmetro equivalente dos 20 canais.

Outra questão de interesse é a forma como o fluido penetra no núcleo do reator. A literatura consultada não explica ou descreve esta questão. A proposta utilizada neste trabalho é um escoamento com inclinação de 60° em relação ao eixo vertical Figura 23. Esta proposta possui

como objetivo fundamental o escoamento do fluido até o centro do núcleo do reator, região onde se esperam as maiores temperaturas, conseqüentemente uma distribuição mais homogênea da temperatura radial. Uma visualização destas simplificações pode ser observada na Figura 23 a seguir:

Figura 23 – Simplificação dos canais de escoamento de refrigerante no refletor superior



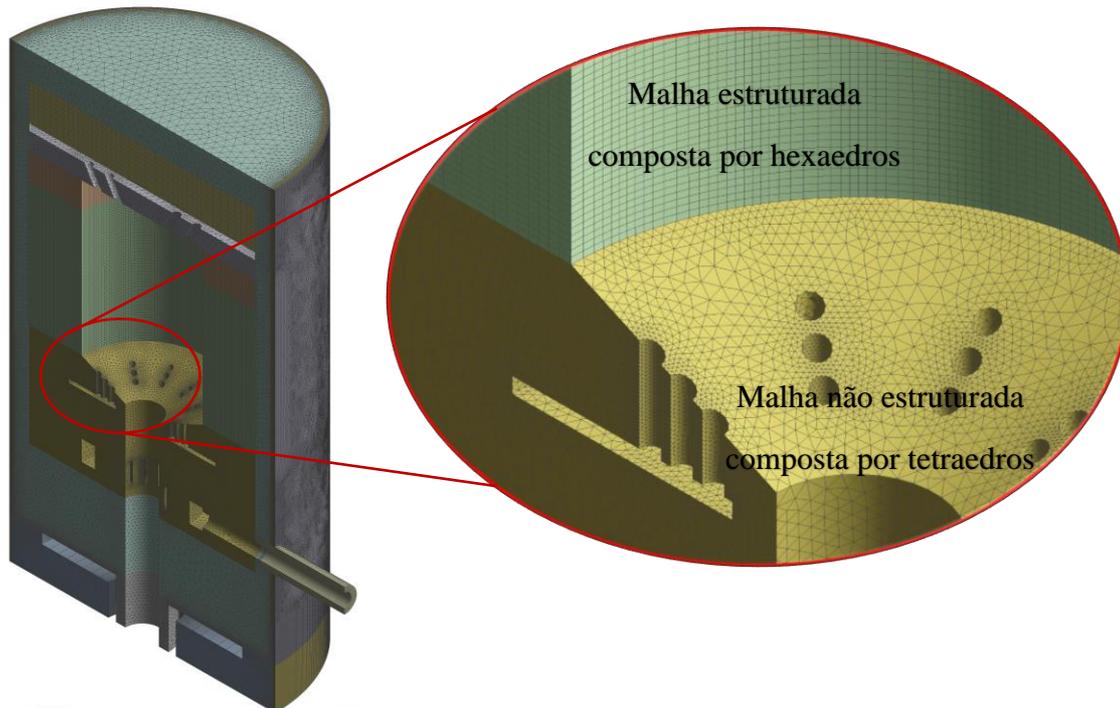
Fonte: o autor.

3.5.1.2 Discretização espacial: construção da malha

A próxima etapa para a modelagem do reator HTR-10 é a construção das malhas de todos os componentes do modelo geométrico do reator. Esta etapa foi executada no módulo ANSYS Meshing, inserido dentro da plataforma ANSYS.

A construção da malha é um dos processos mais importantes durante o procedimento de simulação computacional. A precisão de uma solução CFD é influenciada pela quantidade e formato das células utilizadas na discretização da geometria. A geração da malha é, simplesmente, a subdivisão da geometria (ou domínio geométrico) em um número de pequenas regiões, sem sobreposição, de subdomínios (volumes de controle ou células), com o objetivo de solução dos modelos físicos. Estes volumes de controle podem ser cúbicos, piramidais, hexaédricos, prismáticos ou poliédricos de modo geral, nas geometrias tridimensionais (Figura 24).

Figura 24 – Malha de corpos sólidos. Detalhe de tipos de malha.

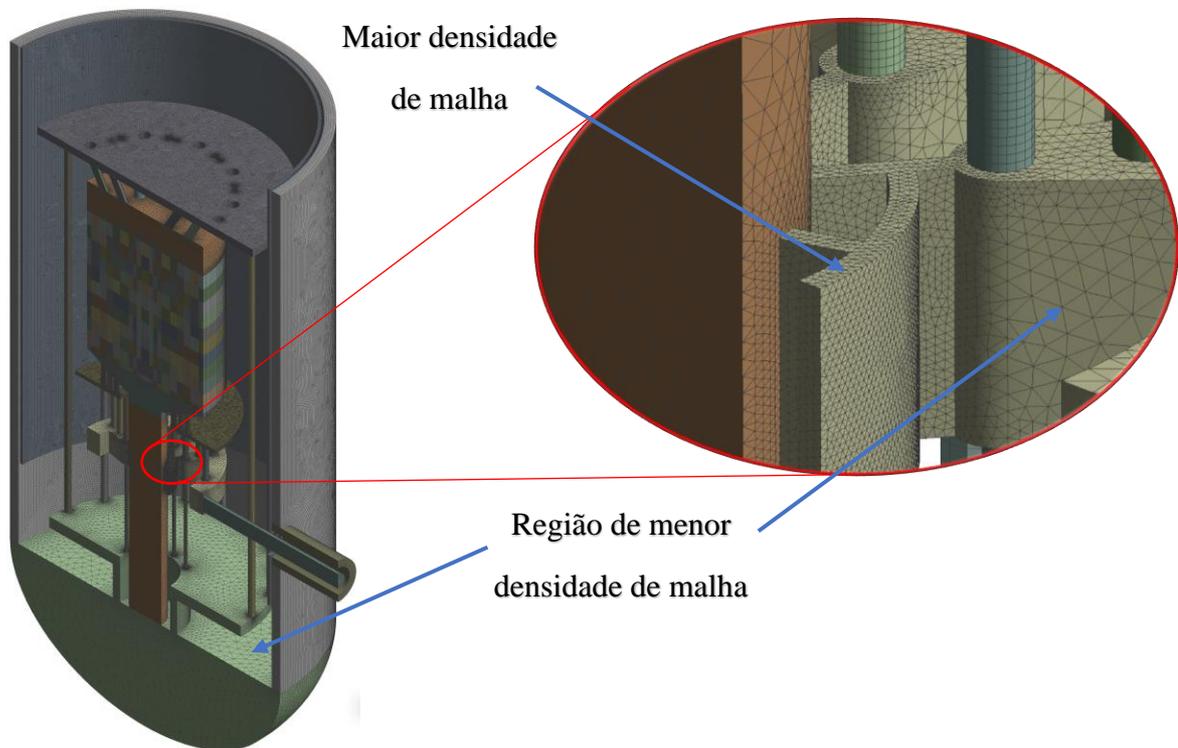


Fonte: o autor.

Em teoria, um grande número de volumes de controle (uma malha bem fina) conduz a obtenção de soluções precisas, mas precisam de maior recurso computacional para a solução numérica, assim como maior tempo de cálculo. Porém, a precisão da solução é fortemente dependente das limitações dos recursos computacionais e do tempo requerido para a obtenção de uma exatidão adequada. De acordo com Tu et al. (2013), a maior parte do tempo gasto na indústria em projetos de CFD é em virtude da geração satisfatória de malhas que se ajustam da melhor forma ao domínio geométrico e satisfaçam as necessidades numéricas para captura dos efeitos físicos estudados.

No processo de geração das malhas, é muito importante a seleção do tipo de estruturação de malha a assumir, visto que as malhas podem ser estruturadas ou não estruturadas. As malhas estruturadas possuem uma distribuição ordenada das células que as compõem o que favorece a solução numérica das equações. Porém a seleção do tipo de estruturação das malhas depende de outros fatores, sendo as malhas não estruturadas as que melhor se adaptam às geometrias complexas com curvaturas e variações pronunciadas nas superfícies. Entretanto, as malhas estruturadas, embora necessitem um custo computacional elevado, possuem uma maior precisão para a mesma densidade volumétrica de elementos das malhas. Este último aspecto, a densidade volumétrica da malha, é de suma importância.

Figura 25 – Malha de corpos fluidos. Detalhe de densidade de malha.



Fonte: o autor.

Malhas de maior densidade implicam num custo computacional maior. Adicionalmente, é conhecido que densidade de malha maior nas regiões onde existam maiores gradientes das variáveis estudadas, favorece a solução numérica. Contudo, num primeiro momento, o uso de malhas menos densas para uma simulação em particular é recomendada em Tu et al. (2013), por permitir avaliar a capacidade dos recursos computacionais disponíveis para a execução da simulação, além de propiciar a análise da convergência ou divergência dos cálculos numéricos e dos modelos físicos. Porém, como estratégia foram utilizadas malhas híbridas com a combinação de malhas estruturadas e não estruturadas de densidades volumétricas variáveis que possibilitam uma excelente adaptação às geometrias (Figura 24 e Figura 25).

Contudo, sendo o modelo geométrico do reator muito complexo geometricamente, foi feita a sub-divisão dos corpos geométricos em corpos geométricos simples que permitissem o detalhamento das malhas por regiões, aceitando assim malhas específicas para a modelagem do fenómeno físico de interesse, sobretudo nas regiões dos dutos circulares que compõem grande parte do escoamento do refrigerante.

Outro aspecto importante no processo da discretização espacial das geometrias são os requisitos dos modelos físicos-numéricos a utilizar. Por exemplo, na presente, será avaliado o

impacto dos modelos de turbulência nos resultados, para o qual existem os requerimentos específicos de modo a poder modelar ou resolver as camadas limite turbulentas, no caso de serem levadas em consideração.

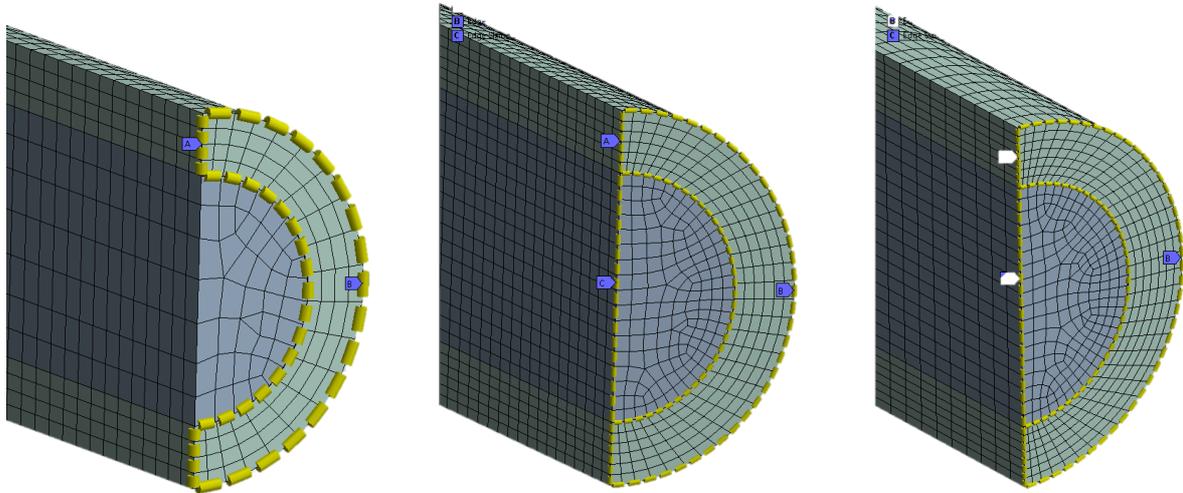
Por outro lado, diferentes critérios têm que ser considerados para a geração das malhas nas proximidades das paredes, influenciados pelos modelos de turbulência a utilizar. Um critério é a geração de malhas suficientemente finas nas regiões próximas as paredes que permitam a modelagem da camada limite térmica e hidrodinâmica.

Em virtude dos modelos de turbulência escolhidos na secção 3.4.1, κ - ε e SST, malhas com camadas de prismas suficientes pequenas e próximas às paredes serão necessárias. Como requerimento, serão necessárias malhas com camadas de prismas, nas quais as primeiras camadas estejam colocadas a uma distância inferior à distância correspondente a $y^+=50$ adicionalmente, entre 10 a 20 camadas de prismas nas regiões correspondentes as camadas limite logarítmicas, correspondente à distância correspondente $y^+=300$. Estes cálculos foram feitos sistematicamente em folha de cálculo, ver apêndice B.

Para o caso do modelo de turbulência κ - ε , visto na secção 3.4.1, não é resolvida a camada limite hidrodinâmica, simplesmente modela dita camada limite, o critério anterior será suficiente. Por outro lado, para resolver a camada limite hidrodinâmica a partir do modelo de turbulência SST, a primeira das camadas de prismas dentro de uma distância correspondente ao valor de y^+ inferior a 2 (MENTER et al. 2003), implica um maior custo computacional, por enquanto, não disponível para este trabalho. Mas é conhecido que o modelo de turbulência SST ainda sem ter camadas de prismas suficientes para a solução da camada limite hidrodinâmica, apresenta uma melhor exatidão dos resultados em comparação com o modelo κ - ε .

Assim, foi definido um critério de quantidades de elementos nas faces. Após, foi definido uma ordem de malhado fixa para cada corpo geométrico, com o objetivo de fazer futuras mudanças nas quantidades de elementos como critério de variação da quantidade de elementos gerados na malha. Com as mencionadas configurações pode-se obter malhas com refinamentos sucessivos para serem utilizados em análises de independência de malha (Figura 26).

Figura 26 – Estratégia de malhas nas faces de entrada e saídas dos dutos circulares



Fonte: o autor.

Adicionalmente, foram estimados os números de Reynolds característicos para cada região de escoamento, com o objetivo de identificar o regime de turbulência característico em cada duto e região, e decidir o dimensionamento das camadas de prismas que permita a modelagem ou solução das camadas limites hidrodinâmicas e térmicas.

$$Re = \frac{\rho U D}{\mu} = \frac{\rho \frac{\dot{m}}{\rho A} D}{\mu} = \frac{\dot{m} D}{A \mu} \quad (35)$$

ρ : Densidade da água, U : Velocidade; D : Diâmetro hidráulico; μ : Viscosidade dinâmica.

Se $Re > Re_{critico} = 2000$ é considerado regime não laminar para caso de escoamentos externos em dutos circulares.

Para as regiões que não podem ser analisadas como escoamentos em dutos circulares foram considerados como escoamentos em parede plana.

Para a estimativa da espessura da primeira camada de prismas das malhas foram utilizadas as seguintes equações (DEWAN, 2011; WILCOX, 2006):

$$y = \frac{y^+ \mu}{\rho u_\tau} \quad (36)$$

Aqui:

y : espessura da primeira camada de prismas;

μ : viscosidade dinâmica; ρ : densidade ou massa específica;

u_τ : velocidade de fricção;

Para o cálculo da velocidade de fricção:

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (37)$$

Sendo:

τ_w : tensão de cisalhamento na parede que pode ser determinada a partir das relações de Darcy e diagrama de Moody para dutos (WHITE, 2002);

$$\tau_w = -\frac{r\Delta P}{2L_e} \quad (38)$$

Sendo:

r : radio característico do duto e L_e a comprimento caraterístico

ΔP : perda de pressão;

A perda de pressão pode ser obtida a partir da perda de carga:

$$\frac{\Delta P}{\rho} = h_l = f \frac{L_e}{D_h} \frac{v^2}{2} \quad (39)$$

Sendo:

f : coeficiente de atrito, D_h : diâmetro hidráulico e v : velocidade média.

Para a estimativa da camada limite térmica foi utilizado o número de Prandtl ($Pr = \frac{c_p \mu}{k}$). O critério foi: se o $Pr > 1$ então a camada limite térmica será menor que a camada limite hidrodinâmica $\delta > \delta_T$. Todas as regiões calculadas indicam esta última característica. Porém com a modelagem da camada limite hidrodinâmica será suficiente (uma boa aproximação) para a modelagem da troca térmica.

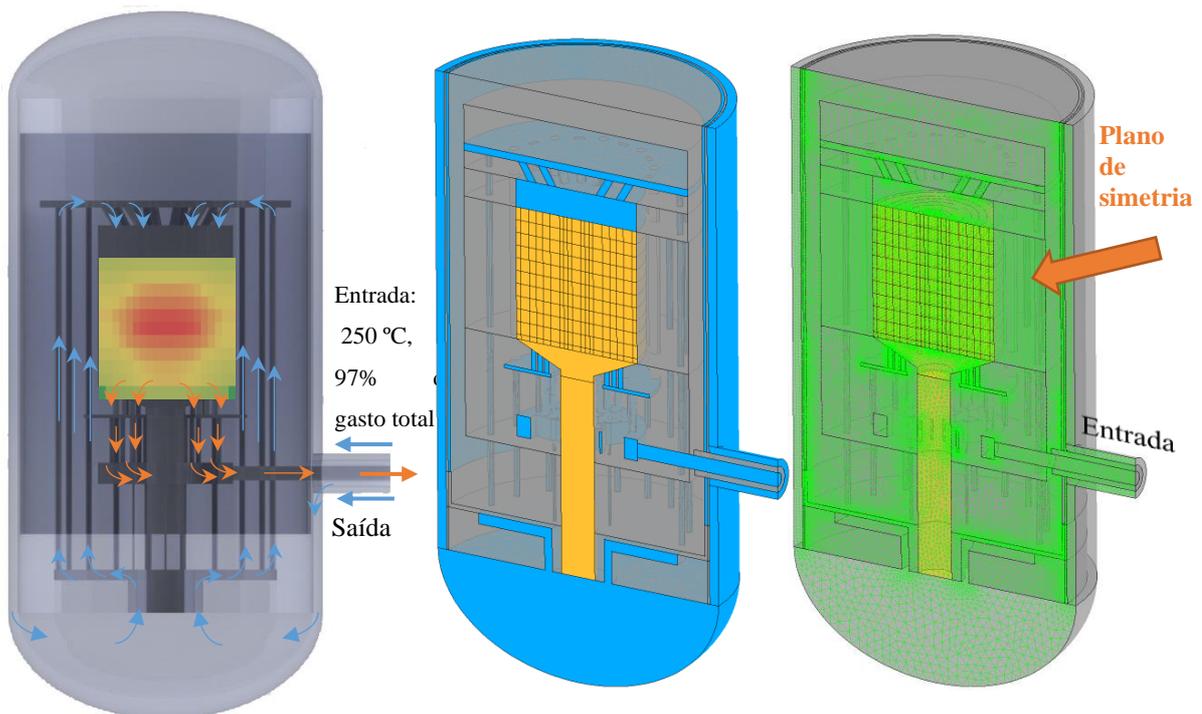
Todos os cálculos realizados para a estimativa da altura das camadas de prismas nas proximidades das paredes foram implementados em Excel (ver APENDICE B).

3.5.1.3 Domínio dos modelos numéricos e condições de fronteiras

A etapa subsequente da modelagem é a definição dos domínios de cada modelo matemático utilizado junto às condições de fronteira específicas. Esta etapa de pré-processamento se realiza na plataforma ANSYS, no módulo ANSYS CFX-Pre.

Para análise termoidráulica do reator HTR-10 é necessária uma correta configuração dos domínios de todos os modelos matemáticos que simulam os fenômenos físicos que acontecem. A configuração mencionada está determinada pela descrição das condições de operação de acordo com Gao; Shi (2002; IAEA (2013a)). Esta descrição foi utilizada por equipes de pesquisa envolvidas na tarefa de teste para os VHTR proposta pela Agência Internacional de Energia Atômica (no benchmarking).

Figura 27 – Representação esquemática dos domínios para a modelagem. Plano de simetria.



Fonte: o autor.

De acordo com Gámez et al. (2015a); Silva et al. (2015) foram definidos domínios computacionais conjugados: domínios sólidos para cada uma das estruturas como: refletores, “carbon brick”, elementos estruturais (core barrel, RPV, estruturas suporte, etc). Também foram definidos como domínios porosos (cor laranja na Figura 27, central) para o sistema de seções cilíndricas que representa a região do núcleo do reator junto ao canal de descarga e o

sistema de descarga. Foi definido também, como um domínio fluido (azul na Figura 27, central) para os volumes restantes onde será estudado o escoamento de hélio. As propriedades dos materiais utilizados foram discutidas no item 3.2.

Com o objetivo de diminuir os recursos computacionais considera-se uma simetria pelo plano axial ao longo de todo o reator, como é mostrado na Figura 27 (direita).

De acordo com uma análise prévia, da distribuição de temperaturas realizada a partir dos resultados obtidos por outros pesquisadores (IAEA, 2013), foi decidido não representar a região superior do reator para o estudo de estado estacionário. No seu lugar serão colocadas propriedades de parede externas similares às existentes na região superior do vaso de pressão.

3.5.1.4 Cálculo da temperatura no centro dos elementos combustíveis

De acordo com a secção 3.4, o modelo poroso com transferência de calor através da fase fluida, apenas estima a temperatura média no leito de elementos combustíveis. Porém, seria importante estimar a temperatura máxima nos elementos combustíveis. Diante disso, se é considerado que a temperatura calculada pelo modelo de porosidade média é a temperatura média do refrigerante que contorna os elementos combustíveis; então será possível realizar uma estimativa da temperatura no interior dos EC a partir de um modelo simples de convecção até a superfície dos elementos combustíveis e condução do calor pelo interior de um elemento combustível, o qual foi preciso ser implementado no ANSYS CFX Pre.

Conhecendo o coeficiente de transferência de calor característico “ h ” entre um elemento combustível esférico, no qual é gerado certa quantidade de calor “ \dot{q} ” e um gás que se encontra a uma temperatura conhecida “ T_{∞} ” que se movimenta ao redor dele, então a determinação da temperatura na superfície do elemento combustível pode ser obtida a partir dos seguintes critérios:

Supondo condições estacionárias, propriedades dos materiais conhecidas assim como condução radial unidimensional, resulta a partir da lei de conservação da energia:

$$\ddot{q}_{ger} * V_b - q_{conv} = 0 \quad (40)$$

q_{conv} : Calor cedido ao meio pela superfície de um elemento combustível por convecção [W];

\ddot{q}_{ger} : representa o calor liberado por um EC [W/m³];

V_b : Volume de um elemento combustível ($\frac{4}{3}\pi r^3$, sendo r: o raio do EC);

Contudo, o calor liberado pela superfície de um elemento combustível por convecção será:

$$q_{conv} = hA_b\Delta T = h4\pi r^2(T_\infty - T_f) \quad (41)$$

A_b : Área da superfície de um elemento combustível ($4\pi r^2$);

T_f : Temperatura na superfície dos elementos combustíveis [K];

T_∞ : Temperatura média do refrigerante que contorna os elementos combustíveis [K].

Neste modelo simplificado, será utilizada como coeficiente de transferência de calor h [$\frac{W}{m^2K}$],

a proposta da Comissão Alemã para os Padrões de Segurança Nuclear (KTA, 1983) seguinte:

$$h = \frac{Nu * \lambda_{He}}{d} \quad (42)$$

$$Nu = 1.27 \frac{Pr^{1/3}}{\varepsilon^{1.18}} Re^{0.36} + 0.033 \frac{Pr^{1/2}}{\varepsilon^{1.07}} Re^{0.86} \quad (43)$$

Onde:

Pr e Re : são os números adimensionais Prandtl e Reynolds que caracterizam o escoamento pelo o núcleo do reator sem elementos combustíveis e λ_{He} [W/mK] representa a condutividade do refrigerante.

Combinando com as equações (40) e (41) resulta:

$$\ddot{q}_{ger} * V_b = hA_b(T_f - T_\infty) \quad (44)$$

Por tanto, a temperatura na superfície dos elementos combustíveis é estimada a partir da seguinte equação:

$$T_f = T_\infty + \frac{\dot{q}_{ger} * V_b}{h * A_b} = T_\infty + \frac{\dot{q}_{ger} * r}{3 * h} \quad (45)$$

Por outro lado, considerando o modelo simples, na qual é conhecida a temperatura na superfície do EC esférico (equação 46), assim como a condutividade efetiva nos EC e a potência média liberada em cada região, resulta da lei de Fourier para a condutividade no interior dos EC:

$$\ddot{q}_{sup} = \lambda_{Fuel} \frac{(T_c - T_f)}{r} \quad (46)$$

Nesta equação:

\ddot{q}_{sup} : representa o calor liberado pela superfície de um EC [W/m²];

T_c : Temperatura no centro dos elementos combustíveis [K];

λ_{Fuel} : Condutividade efetiva nos elementos combustíveis [W/mK].

Para determinar o calor liberado de um elemento combustível será feita a seguinte análise:

De acordo com valores da Tabela 2 (pag. 62), é conhecida a densidade de calor volumétrica em cada região $Q [W/m^3]$ o qual é o calor gerado nos elementos combustíveis que ocupam a região. Ao multiplicar dita densidade de potência em cada região pelo volume de um elemento combustível e dividido pela área superficial deste, resulta o calor liberado médio pela superfície de um elemento combustível:

$$\ddot{q}_{sup}[W/m^2] = \frac{\ddot{q}_{ger} * V_b}{A_b} = \frac{\ddot{q}_{ger} * r[m]}{3} \quad (47)$$

Para a λ_{Fuel} será utilizada a referida equação nos TECDOC da IAEA como condutividade características para os elementos combustíveis irradiados correspondente à relação empírica alemã, a saber:

$$\lambda_{Fuel} = \frac{-0.3906 * 10^{-4}T + 0.06829}{DOSE + 1.931 * 10^{-4}T + 0.105} + 1.228 * 10^{-4}T + 0.042) * 1.2768 \left[\frac{W}{cm K} \right] \quad (48)$$

Sendo DOSE a dose por irradiação de nêutrons rápidos, para o caso 2,5 [10²¹ n/cm²]). Sabe-se que dita equação é válida para temperatura entre 450°C a 1300°C.

Combinando as equações (46) e (47), a temperatura no centro dos elementos combustíveis pode ser estimada a partir de:

$$T_c = T_f + \frac{\ddot{q}_{ger} * r^2}{3 * \lambda_{fuel}} \quad (49)$$

A equação (49) representa a temperatura máxima nos elementos combustíveis considerando uma geração de calor uniforme que flui isotropicamente até a superfície do elemento combustível, a qual, será utilizada para a estimativa da temperatura no centro dos elementos combustíveis para as condições de operação normal.

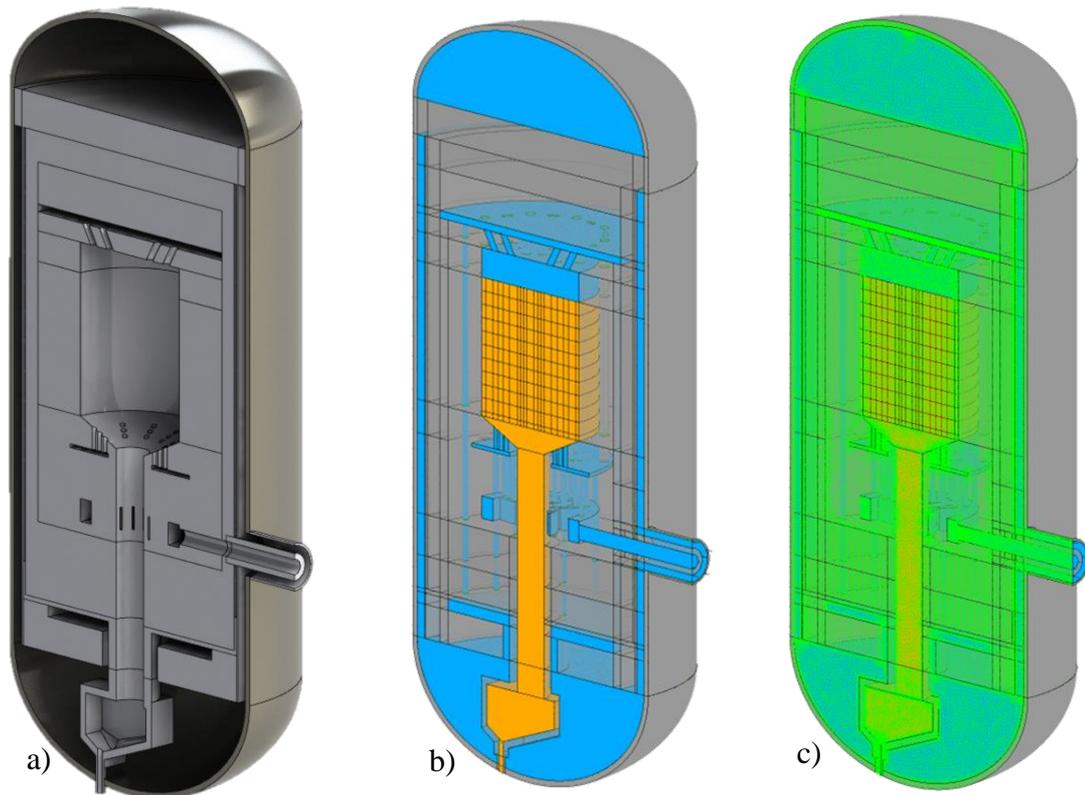
Em resumo, o projeto térmico de um leito empacotado como em um reator de leito de bolas, baseia-se nos mecanismos de transferência de calor e massa, assim como no fluxo e queda de pressão do leito empacotado. Os mecanismos, por sua vez, são todos sensíveis à estrutura porosa em leito fixo (ANTWERPEN et al., 2010).

3.5.2 Modelo integral

Um modelo mais abrangente, para o cálculo do regime permanente foi implementado. O modelo chamado modelo integral, é um modelo mais detalhado que inclui as seguintes características:

- A base geral de propriedades de materiais e dimensionamento dos elementos estruturais assim como a malha é a mesma do modelo simplificado;
- É acrescentado uma modelagem para representar a atuação do sistema passivo de resfriamento da cavidade do reator (RCCS);
- São acrescentados os seguintes elementos estruturais: o vaso de pressão, o sistema de descarga e o duto de entrada (Figura 28);
- É modelada a troca de calor entre os elementos combustíveis e o refrigerante no interior do meio poroso;
- É considerada uma porosidade variável de acordo com o modelo de variação exponencial exposto por Hunt; Tien (1990), discutido na secção 3.4.2;
- É considerada a variação de densidade de área interfacial em função da porosidade.
- São preenchidas as cavidades das barras de controle com hélio o qual percorre os canais correspondentes a uma vazão correspondente a 2% da vazão nominal que entra ao reator de acordo com a secção 3.2.

Figura 28 – Modelo integral do HTR-10



Legenda: a) Representação gráfica dos elementos estruturais; b) Representação dos domínios para a modelagem; c) Plano de simetria. Fonte: o autor.

Por outro lado, foram consideradas as regiões correspondentes ao pleno superior e o espaço entre o casco do núcleo (“core barrel”) e “carbon brick”, como regiões sólidas com propriedades condutivas iguais às do gás hélio. Com esta simplificação somente será considerada a condutividade nas mencionadas regiões. O objetivo principal da simplificação é a diminuição dos recursos computacionais na modelagem. Também foi considerado, por não estar descrito na literatura pública, o movimento ou estancamento do fluido nestas regiões, além da pequena variação da temperatura destas regiões após a análise dos resultados dos experimentos e simulações publicados em o relatório da IAEA, (2013).

Para estimar a temperatura no centro dos elementos combustíveis será utilizada a equação (50), vista na secção 3.5.1.4 com a seguinte modificação:

$$T_c = T_{sup} + \frac{Q * r^2}{3 * \lambda_{fuel}} \quad (50)$$

Sendo que T_{sup} será a temperatura no sólido calculada a partir da equação de transferência de energia que utiliza a aproximação de meio poroso integral, comentada na secção 3.4.6.

3.5.2.1 Modelagem do Sistema de Resfriamento da Caverna do Reator (RCCS)

Como foi comentado nas secções anteriores, o reator HTR-10 possui um sistema passivo de resfriamento (RCCS) na caverna entre o vaso e as paredes de concreto que abrigam o reator. Este sistema passivo é um dos responsáveis pelo resfriamento do calor residual do reator durante a parada de emergência, como parte do sistema passivo de segurança que o HTR-10 possui. A configuração da troca térmica entre o reator e o RCCS é muito complexo, devido a que envolve três modos de troca incluindo: convecção, radiação e condução simultaneamente, ver secção 3.1.

Com o objetivo de modelar o RCCS foi definida uma equação envolvendo os dois mecanismos principais de troca térmica entre o vaso do reator (RPV) e a região externa.

$$WHF_{RPV} = Q_{Rad\ RPV} + Q_{ar\ RPV} \quad (51)$$

Onde:

WHF_{RPV} : Fluxo de calor na parede do vaso de pressão;

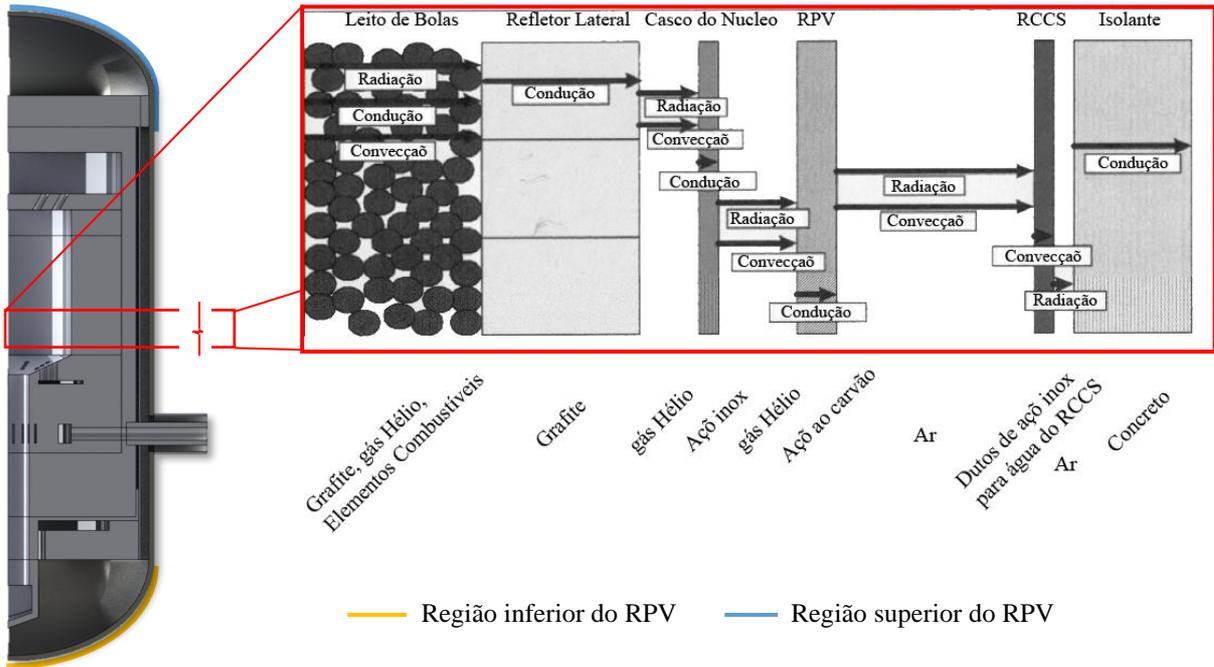
$Q_{Rad\ RPV}$: Calor transferido por radiação térmica entre o RPV e as paredes de aço refrigeradas por água do RCCS;

$Q_{ar\ RPV}$: Calor transferido ao ar por convecção natural desde o RPV ao ar que circunda o reator.

Estes mecanismos de troca térmica foram amplamente discutidos em Capone et al. (2011); Frisani; Hassan (2014); IAEA (2001b); Takamatsu; Hu (2015); Zhao et al. (2017), a partir dos quais foram identificadas três regiões características: a região superior, inferior e a região lateral, como se mostra na Figura 29. A diferença principal entre as regiões é devida a que ao ar entrar em contato direto com a parede do RPV este é aquecido, e pela diferença de densidade, este se eleva ao longo da superfície do RPV, aquecendo-se desde a parte inferior até o topo. Assim a região superior entrará em contato com uma porção de ar mais quente que a região inferior do reator. Adicionalmente, a troca de calor por radiação com a porção superior dos painéis resfriados com água nas paredes de concreto também se encontra a uma temperatura maior que a parte inferior. Como resultado deste efeito, as três regiões do RPV apresentam uma

troca térmica característica e diferenciada. É conhecido também que similarmente acontece na região oposta ao RPV situada nas paredes próximas. A água é aquecida e pela diferença de densidade ela circula por convecção natural mantendo um gradiente diferenciado em cada região.

Figura 29 – Regiões características da RPV. Fluxo de Calor extraído pelo sistema RCCS.



Fonte: o autor.

Na condição normal de operação a plena potência do reator, foi proposto no IAEA (2013a), como a temperatura de referência da parede refrigerada por água do RCCS 50°C, porém não se faz referência à temperatura do ar que contorna o reator dentro da cavidade de proteção. Tampouco é feita referência aos gradientes de temperaturas.

De acordo com Capone et al. (2011); Zhao et al. (2018) foi assumido um gradiente de temperatura para o ar e as paredes refrigeradas por água, para a modelagem do estado estacionário a operação normal do reator, a seguir:

$$WHF_{RPV\ Inf} = Q_{Rad\ RPV\ Inf} + Q_{ar\ RPV\ Inf} \quad (52)$$

$$Q_{Rad\ RPV\ Inf} = -e\sigma(T_{RPV\ Inf}^4 - (60^\circ C)^4) \quad (53)$$

$$Q_{ar\ RPV\ Inf} = -\alpha(T_{RPV\ Inf} - 60^\circ C) \quad (54)$$

Onde:

$WHF_{RPV\ Inf}$: Fluxo de calor na parede inferior do vaso de pressão;

$Q_{Rad\ RPV\ Inf}$: Calor transferido por radiação térmica entre a região inferior do RPV e o RCCS;

$Q_{ar\ RPV\ Inf}$: Calor transferido ao ar por convecção natural desde a região inferior do RPV;

e : Emissividade da parede do RPV;

σ : Constante de Stefan–Boltzmann $5,6697*10^{-8}$ [W/m²K⁴];

α : Coeficiente de convecção natural, para o caso foi selecionado 5 [W/m²K];

$T_{RPV\ Inf}$: Temperatura da parede da região inferior do RPV.

Similarmente para a região lateral do vaso de pressão e para a região superior do vaso:

$$WHF_{RPV\ Lateral} = Q_{Rad\ RPV\ Lateral} + Q_{ar\ RPV\ Lateral} \quad (55)$$

$$Q_{Rad\ RPV\ Lateral} = -e\sigma(T_{RPV\ Lateral}^4 - (70^\circ C)^4) \quad (56)$$

$$Q_{ar\ RPV\ Lateral} = -\alpha(T_{RPV\ Lateral} - 87^\circ C) \quad (57)$$

Onde:

$WHF_{RPV\ Lateral}$: Fluxo de calor na parede superior do vaso de pressão;

$Q_{Rad\ RPV\ Lateral}$: Calor transferido por radiação térmica entre a região superior do RPV e o RCCS;

$Q_{ar\ RPV\ Lateral}$: Calor transferido ao ar por convecção natural desde a região superior do RPV;

$T_{RPV\ Lateral}$: Temperatura da parede da região lateral do RPV;

Similarmente para a região superior:

$$WHF_{RPV\ Sup} = Q_{Rad\ RPV\ Sup} + Q_{ar\ RPV\ Sup} \quad (58)$$

$$Q_{Rad\ RPV\ Sup} = -e\sigma(T_{RPV\ Sup}^4 - (80^\circ C)^4) \quad (59)$$

$$Q_{ar\ RPV\ Sup} = -\alpha(T_{RPV\ Sup} - 112^\circ C) \quad (60)$$

Onde:

$WHF_{RPV\ Sup}$: Fluxo de calor na parede superior do vaso de pressão;

$Q_{Rad\ RPV\ Sup}$: Calor transferido por radiação térmica entre a região superior do RPV e o RCCS;

$Q_{ar\ RPV\ Sup}$: Calor transferido ao ar por convecção natural desde a região superior do RPV;

$T_{RPV\ Sup}$: Temperatura da parede da região superior do RPV.

3.6 Estados transitórios do reator HTR-10

Os processos partida e elevação da potência do reator HTR-10, os processos de diminuição da potência e parada, assim como o processo de controle e vários acidentes postulados no projeto do reator, requerem a atuação dos seguintes métodos de regulação (LIANG; WEI, 2006):

- Movimento das barras de controle, o qual introduz mudanças na reatividade;

O reator HTR-10 possui 10 barras de controle, 2 são de segurança, elas somente são usadas em parada de emergência, e são ativadas pelo sistema de proteção; outras 6 barras são barras de compensação, elas podem compensar as mudanças leves da reatividade causadas pela temperatura, envenenamento por xenônio, e amostras experimentais na partida do reator e operação normal; as restantes 2 barras são consideradas barras de regulação, as quais podem ser movidas pelo operador através do Sistema de Controle de Distribuição (DSC);

- Mudança na velocidade de rotação do circulador de hélio para regular a taxa de vazão no reator.

O circulador de hélio movimenta o hélio forçadamente no circuito primário. Um transdutor fornece eletricidade ao circulador de hélio; a velocidade de rotação do circulador de hélio é proporcional à frequência de saída do transdutor e a taxa de fluxo de hélio é proporcional à velocidade de rotação do circulador de hélio. A sensibilidade de saída do transdutor é de 0,1 Hz; a velocidade de rotação do circulador pode ser controlada com precisão de 10% a 100% da velocidade nominal e, portanto, a taxa de fluxo de hélio pode ser regulada entre as faixas.

- A mudança da velocidade de rotação da bomba de água de alimentação para regular a taxa de fluxo de água de alimentação.

Duas bombas de água de alimentação (uma operacional e outra em stand-by) são alimentadas por um transdutor. Duas válvulas reguladoras são instaladas no tubo de alimentação de água. As duas medidas de controle da velocidade de rotação da bomba de água de alimentação e da posição da válvula são combinadas para regular a vazão e a pressão da água de alimentação no circuito secundário.

Por outro lado, testes de demonstração de segurança no HTR-10 foram conduzidos para demonstrar as características de segurança inerentes ao HTR-10, bem como para obter os dados transientes do sistema principal e de resfriamento primário para validação de segurança. Em

particular, o objetivo dos testes de demonstração era obter os dados transientes do núcleo e da planta para a validação de códigos computacionais para segurança e análise transiente. De modo a poder assegurar que a temperatura máxima do combustível não exceda 1600°C e que a temperatura dos componentes, incluindo os vasos de pressão e seus suportes, o reator interno bem como o concreto da cavidade do reator, não excedam os limites de temperatura dos respectivos materiais.

Além disso, testes de demonstração de segurança feitos em um reator real convencerão as pessoas a acreditarem que o reator a gás de alta temperatura é um reator de segurança inerente e também persuadir as autoridades de segurança a usar novos critérios de projeto para o HTGR em vez dos originais, que são baseados principalmente na experiência do reator resfriado com água leve (LIANG; WEI, 2006).

Portanto, seis experimentos de demonstração de segurança foram realizados no HTR-10 desde 2003:

- Perda de fluxo de hélio;
- Perda de fornecimento de energia externa;
- Falha da turbina;
- A válvula de corte do circuito primário não fecha quando o SCRAM
- Falha do circulador de hélio sem SCRAM no reator a 3MW;
- Inserção de reatividade sem SCRAM no reator a 3MW;
- Falha do circulador de hélio sem SCRAM no reator a 10MW;

Para garantir que nenhum componente ou sistema falhe ou resulte seriamente danificado, a temperatura da superfície do vaso de pressão do reator, o vaso de pressão do gerador de vapor, o duto de gás quente, as temperaturas das estruturas internas do reator assim como a temperatura do concreto de proteção e os suportes do RPV foram monitorados durante os testes de demonstração de segurança. Os limites de temperatura para estes foram ajustados para 350°C, 400°C e 70°C, respectivamente. Assim que qualquer uma das temperaturas monitoradas fosse atingida no limite de temperatura, o teste de demonstração de segurança seria interrompido pelo operador (HU et al., 2004, 2006; LIANG; WEI, 2006).

3.6.1 Falha do circulador de hélio sem SCRAM no reator a 3MW

O experimento da parada do circulador de hélio sem entrada do sistema de proteção SCRAM a 3MW foi realizado em outubro do 2003 (HU et al., 2004). Primeiramente o reator foi levado a 30% da potência nominal (3000kW) com uma temperatura do hélio à entrada de 215°C e uma temperatura à saída de 650°C até alcançar a estabilidade. A distribuição de potência para este estado inicial, foi indicada no benchmark (IAEA, 2013) como é mostrado na Tabela 3.

O começo do teste é dado pelo desligamento do circulador de hélio que é o encarregado de manter a circulação forçada no circuito primário. Após 12 segundos o sistema de proteção é ativado pelo sinal “elevada taxa de fluxo de água com relação ao fluxo de hélio”. Automaticamente, a válvula tipo “flapper” fecha o circuito primário e o circuito secundário é isolado. As barras de controle não são inseridas. Durante o teste, as barras não são movimentadas. A sequência de eventos principais durante o teste de parada do circulador de hélio é mostrado na Tabela 4.

Tabela 3 – Distribuição da densidade de potência [MW/m³] gerada no núcleo do reator HTR-10 no início do teste de parada do circulador de hélio a 3MW

		Radio [cm]										
		0	6,5	13	19	25	39	50	60	70,5	83,5	90
Posição axial [cm]	18		0.539	0.539	0.536	0.533	0.526	0.514	0.505	0.494	0.491	0.497
	36		0.635	0.634	0.631	0.625	0.619	0.605	0.586	0.568	0.560	0.568
	54		0.738	0.737	0.732	0.725	0.707	0.679	0.654	0.632	0.622	0.628
	72		0.783	0.782	0.776	0.768	0.749	0.729	0.700	0.683	0.665	0.668
	90		0.824	0.822	0.816	0.807	0.786	0.761	0.730	0.710	0.685	0.687
	108		0.852	0.850	0.844	0.835	0.812	0.764	0.733	0.699	0.678	0.677
	126		0.799	0.797	0.791	0.782	0.769	0.748	0.716	0.689	0.667	0.664
	144		0.749	0.747	0.741	0.732	0.711	0.688	0.658	0.626	0.605	0.600
	162		0.703	0.701	0.694	0.683	0.658	0.626	0.598	0.571	0.546	0.536
	180		0.699	0.696	0.689	0.676	0.649	0.606	0.578	0.549	0.516	0.492
	187		0.460	0.459	0.454	0.446	0.428	0.400	0.381	0.362	0.339	0.000

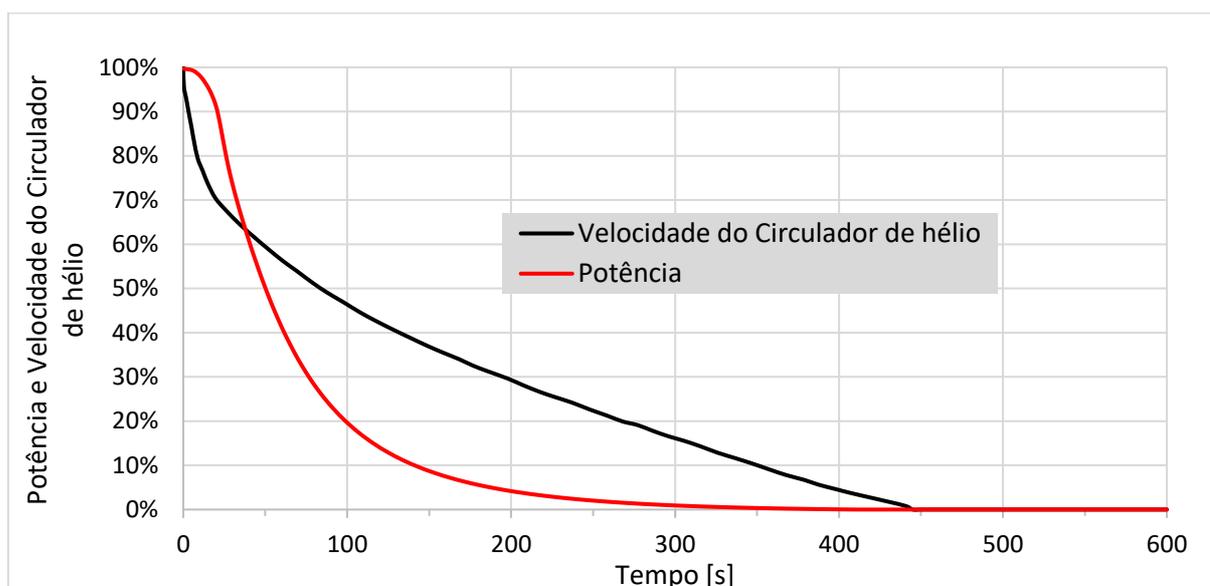
Fonte: (IAEA, 2013).

Tabela 4 – Sequência de eventos principais durante o teste de parada do circulador de hélio

Tempo [s]	Eventos
0	- Desligamento do circulador de hélio
12	- O sistema de proteção é ativado pelo sinal “elevada taxa de fluxo de água com relação ao fluxo de hélio”. Automaticamente, a válvula tipo “flapper” fecha o circuito primário e o circuito secundário é isolado. As barras de controle não são inseridas.
700	- A potência atinge o valor do calor de decaimento
2520	- O reator volta à criticalidade novamente
~7200	- A potência do reator estabiliza-se a 200kW

Fonte: Adaptado do (HU et al., 2006).

Em face do exposto, com a parada do circulador de hélio, diminui a vazão volumétrica de refrigerante provocando a diminuição da capacidade de extração de calor do reator pelo sistema de circulação forçada, porém um aumento da temperatura é esperado. Por outro lado, o coeficiente negativo por temperatura da configuração do reator provoca a diminuição dos processos de fissão, e a diminuição da potência e a geração de calor no núcleo do reator, como mostrado na Figura 30.

Figura 30 – Variação da potência e velocidade do circulador de hélio durante o ATWS

Fonte: adaptado de (HU et al., 2006).

3.6.2 Modelagem do estado transitório de falha do circulador de hélio sem SCRAM no reator a 3MW de potência

Para a modelagem do estado transitório: durante a falha do circulador de hélio sem SCRAM no reator HTR-10 a 3MW de potência será utilizado o modelo integral descrito na secção 3.5.2, enfatizando a modelagem do sistema RSSC que de acordo com a literatura é o sistema principal para a retirada do calor residual dos produtos de fissão, principal fonte de calor durante o acidente.

Adicionalmente, foram implementadas as curvas de variação da potência assim como a de variação da velocidade do circulador de hélio mostradas na Figura 30. A mudança gradual da potência será simulada a partir da multiplicação da potência inicial em cada região (mostrada na Tabela 3) pelo valor da curva de potência da Figura 30. Similarmente, a variação da vazão de entrada de hélio será simulada a partir da multiplicação da vazão obtida para o estado estacionário correspondente aos 3MW pela curva de velocidade do circulador de hélio mostrada na Figura 30.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados alguns dos resultados obtidos a partir da metodologia. Inicialmente serão expostos e comentados os perfis de temperatura, velocidade e pressão do modelo simplificado e do modelo integral, à escala real correspondente ao estado estacionário do reator HTR-10. Posteriormente serão realizadas comparações com os resultados obtidos por outros grupos de pesquisa e com resultados experimentais disponíveis na literatura. Estas comparações formam pilares fundamentais na avaliação da capacidade de predição da metodologia proposta. Finalmente será simulado o estado transitório postulado de projeto: falha do circulador de hélio sem atuação das barras de controle (ATWS).

As principais simulações foram realizadas em um cluster, não dedicado, do Grupo de Engenharia de Reatores do Departamento de Energia Nuclear da Universidade Federal de Pernambuco, que dispõe de 7 processadores Intel i7 de 3,4 GHz (8 núcleos de processamento e 16GB de RAM por CPU). Outras simulações complementares foram realizadas utilizando o cluster, CACAU (Centro de Armazenamento de dados e Computação Avançada da UESC), o qual colocou à disposição 3 nós de processamento. Cada nó alocado para a realização dos cálculos deste trabalho está equipado com 2 processadores Intel Xeon E5-2440 de 2,40 GHz (6 núcleos de processamento por CPU), 48 GB de RAM. O cluster CACAU encontra-se localizado nas dependências do Núcleo de Biologia Computacional e Gestão de Informações Biotecnológicas (NBCGIB), na Universidade Estadual de Santa Cruz (UESC), do estado da Bahia.

4.1 Estado estacionário a partir do modelo simplificado

4.1.1 Temperaturas no núcleo do reator a partir do modelo simplificado

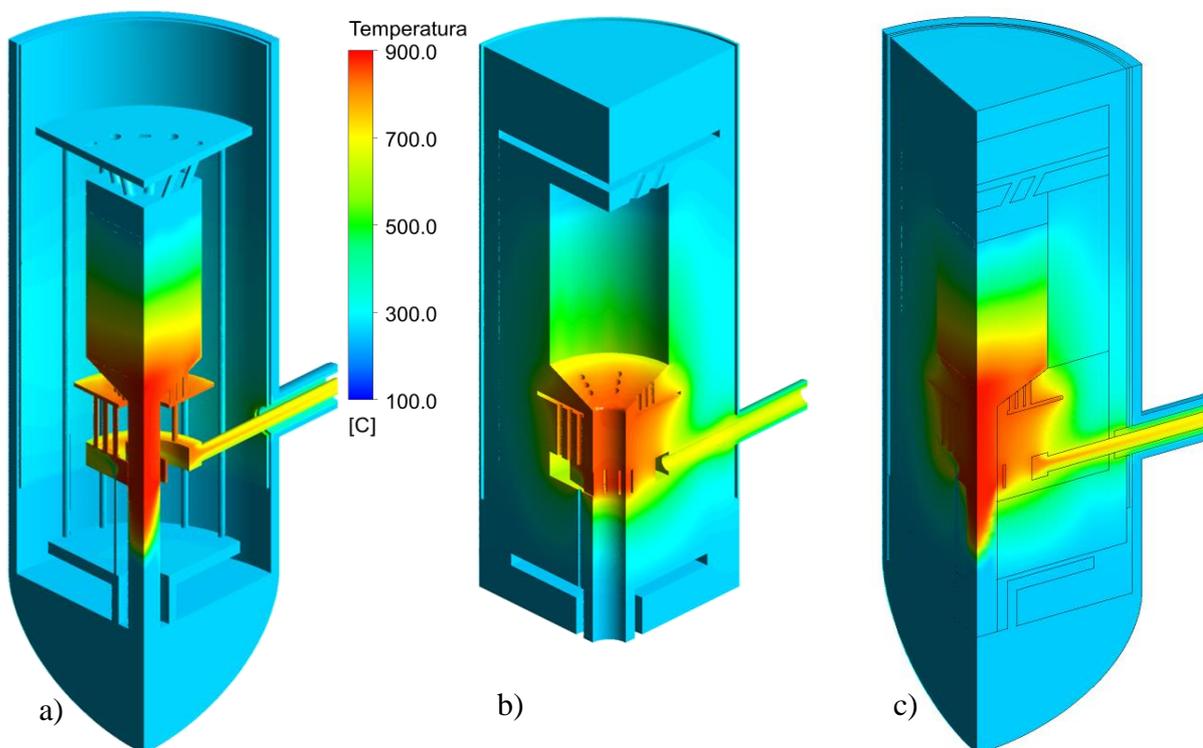
Após a realização das simulações do estado estacionário correspondente a potência nominal de 10MW utilizando o modelo simplificado descrito na secção 3.5.1 foram obtidos os perfis de temperatura, velocidade e pressão a partir da ferramenta ANSYS CFD Post.

Na Figura 31 é mostrado o perfil de temperatura a partir de representações nos planos de corte ortogonais axiais e uma representação volumétrica. A escala calorimétrica representa a temperatura em graus Celsius. Figura 31, a), representa a distribuição da temperatura no gás hélio que atua como refrigerante; a Figura 31, b), representa a temperatura nos elementos

estruturais e; a Figura 31, c) representa a combinação das temperaturas do refrigerante e os elementos estruturais.

É evidente a simetria em praticamente toda a região superior do reator. Entretanto, na região próxima ao pleno quente e o canal de descarga, esta simetria deixa de existir devido fundamentalmente à forma do pleno quente e a presença do canal de descarga. A temperatura máxima atingida no refrigerante do modelo é de 886°C. Esta temperatura é alcançada na região central do domínio de meio poroso próxima a forma cônica, de acordo com IAEA (2013a).

Figura 31 – Distribuição de temperatura durante operação normal a 10MW a partir do modelo simplificado



Fonte: o autor.

Uma temperatura de aproximadamente 956°C nas superfícies dos elementos combustíveis foi obtida com o modelo simplificado. Como resultado é esperado uma temperatura de 990°C, no centro dos elementos combustíveis. A máxima temperatura obtida é bem abaixo dos 1230°C que é indicada pela IAEA como temperatura limite de segurança.

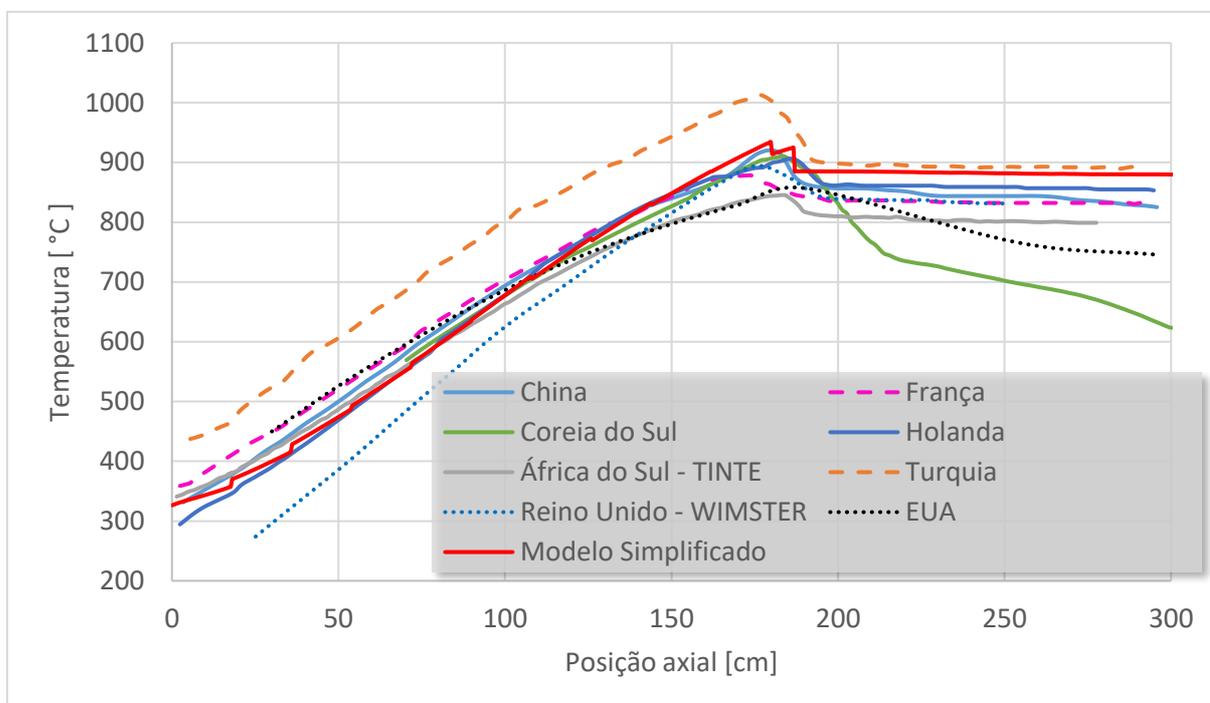
De forma geral o fluido refrigerante, é aquecido depois de entrar ao reator com uma temperatura de 250°C. Segundos depois o refrigerante percorre a lateral do reator, o pleno inferior e se eleva por dentro dos refletores ligeiramente se aquecendo a seu passo a até 270°C. Ato seguido percorre o pleno superior e penetra no núcleo do reator quase a esta temperatura.

Uma vez, dentro do núcleo do reator, o gás refrigerante absorve o calor liberado pela fissão nuclear, atingindo sua temperatura máxima. Após todo o percurso pelo leito de elementos combustíveis o gás se escoou pelo canal de descarga e os pequenos canais que dão passo entre a região cônica do fundo do núcleo até as câmaras de mistura e pleno quente.

Devido à aproximação de condições de fronteiras externas adiabáticas, o gás libera pouco calor a seu passo pelo interior do reator, extraindo praticamente todo o calor gerado através do duto de saída por meio de circulação forçada. Outro parâmetro específico de operação do modelo é a temperatura no duto de saída, equivalente a 695°C, de acordo com este modelo implementado.

A Figura 32 representa o gráfico das temperaturas na posição central do núcleo do reator, de acordo com vários grupos de pesquisa internacional expostos no benchmarking (IAEA, 2013). Nesta figura é possível observar o comportamento da temperatura no eixo central axial do reator. Conforme exposto, todos os resultados possuem a mesma tendência até um valor próximo à 850°C.

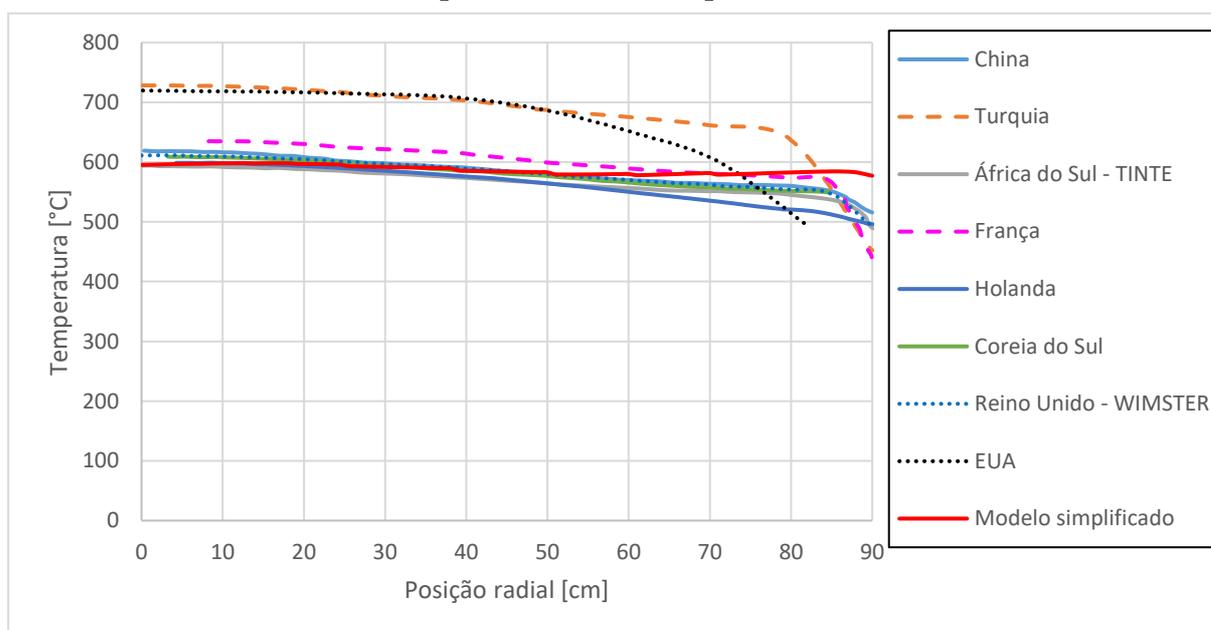
Figura 32 – Temperatura no centro do HTR-10 no estado estacionário a 10MW a partir do modelo simplificado



Fonte: o autor.

Na Figura 33 é mostrado o comportamento radial da temperatura na altura correspondente a 80cm após a entrada do fluido no leito de elementos combustíveis. Nesta figura se evidencia o comportamento plano do perfil calculado com ANSYS CFX.

Figura 33 – Perfis radiais de temperatura no núcleo do HTR-10 no estado estacionário a 10MW a partir do modelo simplificado



Fonte: o autor.

Este comportamento plano do perfil radial de temperatura está de acordo com as simplificações discutidas na secção 3.5.1.1, referente a forma e tamanho dos canais de entrada de refrigerante ao núcleo. Adicionalmente, a obtenção de temperaturas um pouco mais baixas deve-se ao fato que a modelagem proposta não considera os 2% do refrigerante que escoam entre os canais das barras de controle sem passar pelo núcleo do reator. Consequentemente, a temperatura deverá ser um pouco mais elevada no interior do núcleo.

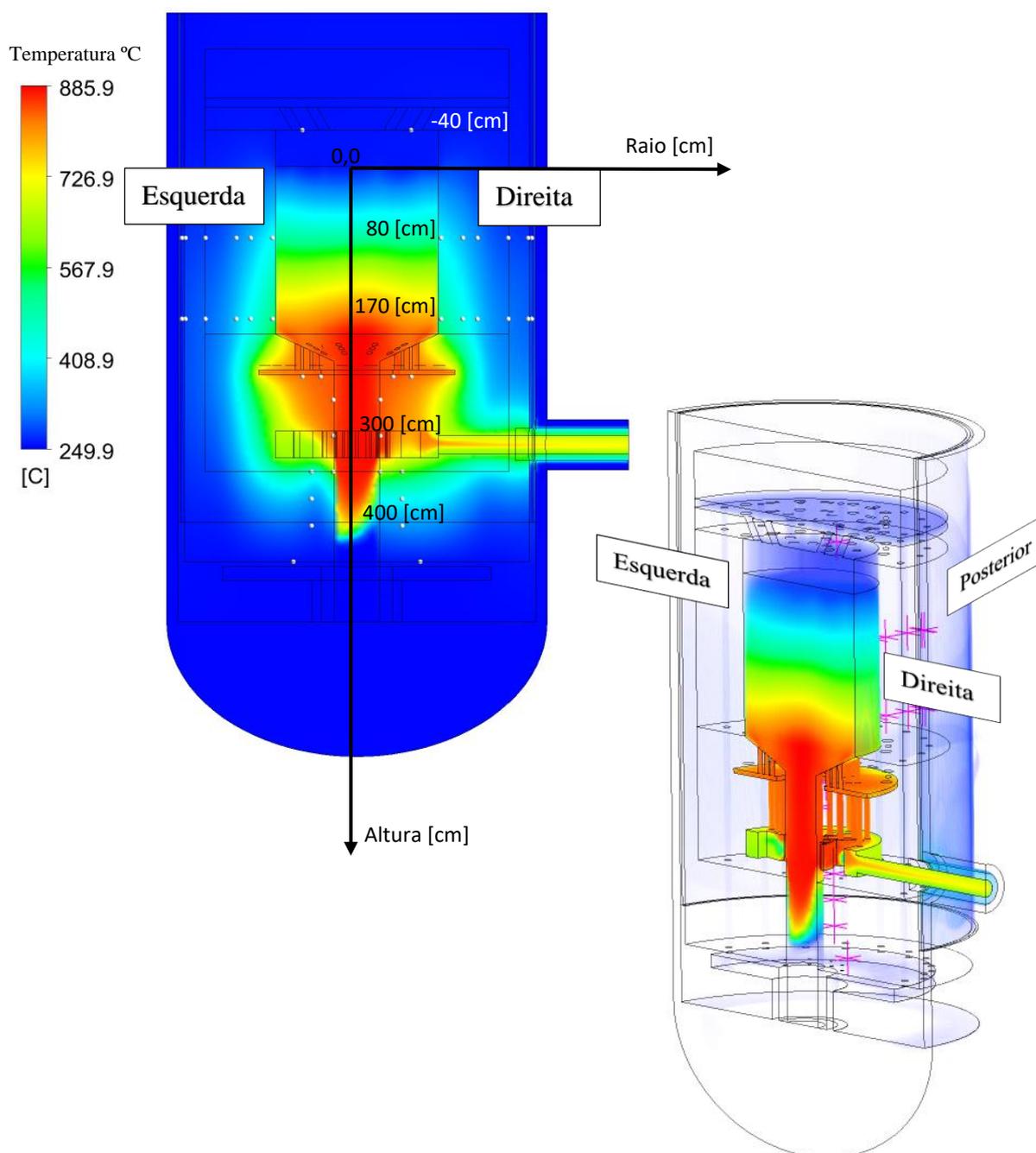
Da análise comparativa entre o modelo simplificado em ANSYS CFX e os resultados obtidos por outros grupos de pesquisa, reportado do benchmark (IAEA, 2013), é possível concluir que existe uma boa coerência dos resultados.

4.1.2 Temperatura nos elementos estruturais

De acordo com Zha et al. (2002) foram determinados os valores de temperatura nos pontos de medição e resumidos na Tabela 5. Nesta tabela, se mostram os valores obtidos pela

simulação computacional nas posições esquerda, direita e posterior. Estas posições correspondem as mesmas alturas especificadas no benchmarking. Entretanto, no benchmarking não é especificado a posição angular exata onde foram determinados os dados experimentais. Porém, foram selecionadas as posições radiais correspondentes aos planos ortogonais principais como referência como se mostra na Figura 34.

Figura 34 – Posição dos pontos de medição nos planos ortogonais principais



Fonte: o autor.

De acordo com IAEA (2013a) tem-se uma aproximação satisfatória, quando a diferença entre os valores obtidos na simulação e os valores obtidos no experimento não superam os 50°C. Não obstante, para alguns os pontos 50°C pode significar uma diferença relativa de mais de 10% como é mostrado na Tabela 5.

Tabela 5 – Comparação dos dados obtidos a partir do modelo simplificado com os dados experimentais reportados no IAEA-TECDOC-1694

No.	R (cm)	Z (cm)	Exp.				Direita				Posterior			
			Esquerda	Dif.	[°C]	[%]	Esquerda	Dif.	[°C]	[%]	Posterior	Dif.	[°C]	[%]
1	193	80	231,3	263,0	32	14%	265,4	34	15%	255,0	24	10%		
2	189	80	249,3	275,3	26	10%	277,7	28	11%	271,3	22	9%		
3	167	80	274,3	280,9	7	2%	283,5	9	3%	279,3	5	2%		
4	133	80	289,1	317,1	28	10%	320,5	31	11%	316,5	27	9%		
5	117	80	313,3	351,9	39	12%	355,2	42	13%	350,8	38	12%		
6	93	80	357,7	414,0	56	16%	402,3	45	12%	417,0	59	17%		
7	193	170	234,9	261,5	27	11%	276,0	41	17%	262,2	27	12%		
8	189	170	264,8	286,0	21	8%	298,2	33	13%	286,0	21	8%		
9	167	170	303,9	299,4	-5	-1%	307,7	4	1%	298,7	-5	-2%		
10	133	170	328,5	366,2	38	11%	374,0	46	14%	364,2	36	11%		
11	117	170	365,3	425,3	60	16%	433,4	68	19%	421,5	56	15%		
12	93	170	507,1	524,8	18	3%	507,9	1	0%	524,1	17	3%		
13	60	-40	245,7	258,0	12	5%	260,3	15	6%	259,8	14	6%		
14	40	234	800,2	841,2	41	5%	844,2	44	5%	840,3	40	5%		
15	60	234	763,1	829,9	67	9%	831,8	69	9%	833,1	70	9%		
16	70	440	224,1	255,6	32	14%	258,2	34	15%	255,7	32	14%		
17	50	400	245,7	285,7	40	16%	326,7	81	33%	273,7	28	11%		
18	50	370	296,2	336,9	41	14%	422,3	126	43%	306,9	11	4%		
19	50	340	406,7	473,0	66	16%	587,1	180	44%	401,6	-5	-1%		
20	26	340	334,2	600,2	266	80%	629,1	295	88%	595,3	261	78%		
21	26	300	806,1	837,2	31	4%	859,7	54	7%	858,9	53	7%		
22	26	260	881,7	842,8	-39	-4%	844,3	-37	-4%	844,7	-37	-4%		

Fonte: o autor.

Ademais, da Tabela 5 pode-se concluir: que com a metodologia proposta, para a modelagem do reator HTR-10, em estado estacionário, não foi possível obter uma excelente concordância com relação aos valores da observação experimental publicada no benchmarking. Em quase todos os pontos de estudo, a diferença entre o valor medido no experimento e o valor obtido na simulação é menor que 50°C. Apenas, no ponto 20 se tem uma diferença muito significativa. É importante destacar, que com a metodologia se obtêm

resultados que superestimam aos valores reais das medições, possibilitando uma vantagem desde o ponto de vista de segurança.

Para uma comparação entre os resultados obtidos com a metodologia apresentada e os resultados dos grupos de pesquisa, expostos no benchmarking, são assumidos os valores da temperatura obtidos na posição direita de acordo com a Figura 34.

Na Tabela 6, é mostrado um resumo das principais características dos dados. As primeiras colunas representam a localização dos pontos de medição. A coluna “Exp. [°C]” representa o valor medido durante o experimento. A coluna “Médio Cod.” representa os valores médios obtidos por diferentes códigos de simulação computacional apresentados pelos grupos de pesquisa expostos no benchmarking, incluindo o obtido pela metodologia proposta. Finalmente, as duas últimas colunas representam o afastamento dos valores médios com os valores medidos e o coeficiente de variação dos valores simulados respectivamente.

Tabela 6 – Comparação dos dados obtidos a partir do modelo simplificado com outros códigos

No.	R(cm)	Z(cm)	Exp. [°C]	Médio Cod.	Dif. Exp.	Coef. Var.
1	193	80	231,3	234	3	7%
2	189	80	249,3	261	12	10%
3	167	80	274,3	293	18	6%
4	133	80	289,1	319	30	6%
5	117	80	313,3	349	36	6%
6	93	80	357,7	424	66	8%
7	193	170	234,9	239	4	6%
8	189	170	264,8	270	5	12%
9	167	170	303,9	308	4	9%
10	133	170	328,5	350	21	7%
11	117	170	365,3	403	38	8%
12	93	170	507,1	547	39	11%
13	60	-40	245,7	269	23	4%
14	40	234	800,2	773	-27	5%
15	60	234	763,1	728	-35	6%
16	70	440	224,1	249	25	4%
17	50	400	245,7	271	26	20%
18	50	370	296,2	276	-20	8%
19	50	340	406,7	344	-63	16%
20	26	340	334,2	323	-12	11%
21	26	300	806,1	613	-193	28%
22	26	260	881,7	772	-110	10%

Fonte: o autor.

De forma geral, os resultados obtidos por simulações computacionais apresentadas no benchmarking possuem coerência com os valores reportados, exceto os pontos 19 e 21 onde, se têm uma estimativa muito distante entre eles. O valor elevado do coeficiente de variação no ponto 17 é devido a um valor isolado reportado pelo grupo do Japão. Outra característica em destaque é o afastamento entre os valores medidos no experimento e os valores médios calculados o qual é menor que 40°C. Na análise desta tabela, o valor médio no ponto 6 é um pouco superior e nos pontos 19, 21 e 22 o afastamento é muito significativo. No ANEXO A se apresentam duas tabelas com todos os dados reportados no benchmarking para uma maior compreensão.

Um ponto forte na metodologia apresentada é a diferença entre os valores experimentais nos pontos 21 e 22 e os valores obtidos em ANSYS CFX a partir do modelo simplificado. Com este último se obtém uma diferença relativa com realação aos valores experimentais de menos de 55°C. Uma boa concordância com a realidade. Nestas posições, os modelos apresentados pelos grupos internacionais possuem um afastamento de mais de 100°C.

Por outro lado, ao comparar a partir da Tabela 7, as temperaturas máximas atingidas nos refletores e no combustível, é possível identificar uma coerência entre os valores publicados no benchmarking pelos grupos de pesquisas internacionais e os resultados obtidos pela metodologia apresentada.

Tabela 7 – Comparação das temperaturas máximas

Comp.	Ch	Fr	Ja	Kor	NL	SA-T	Tur	UK-W	USA	AVG	STD	Simp.	Dif
Cent. Comb.	988	889	-	929	903	905	1026	983	951	941	48	990	49
Sup. Comb.	925	865	-	897	973	845	1008	895	893	903	61	886	-17
Ref. Lat.	512	520	576	447	514	-	836	652	504	577	116	595	18
Ref. inf.	789	808	783	730	808	-	581	833	766	761	75	870	109

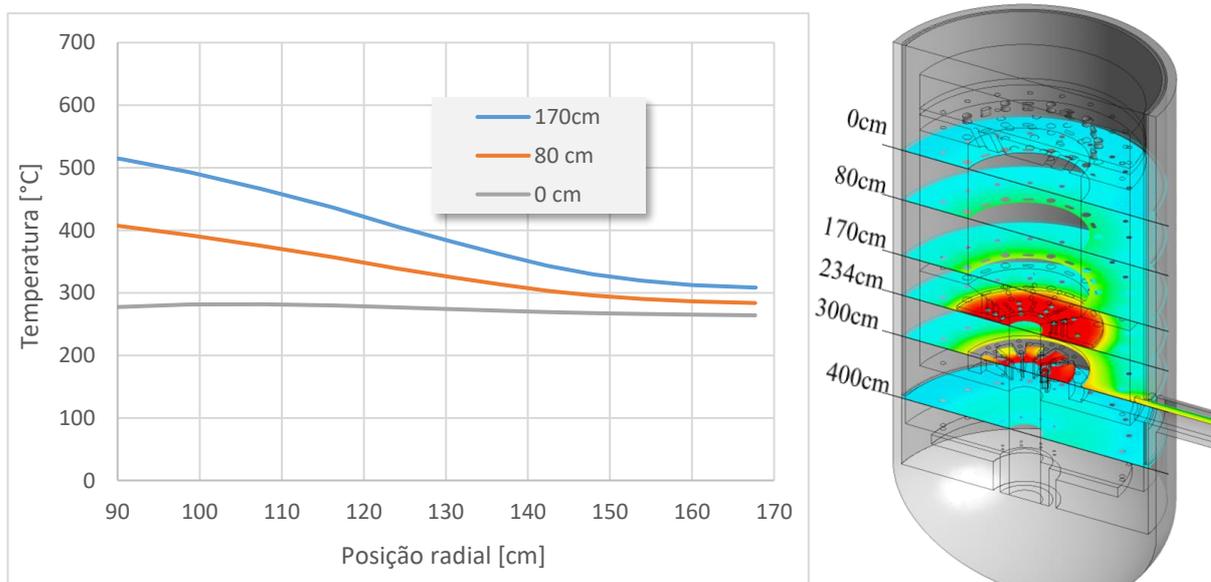
Legenda: Cent. Comb.: Valor máximo no centro dos EC; Sup. Comb.: Valor máximo na superfície dos EC; Ref. Lat.: Valor máximo no refletor lateral; Ref. inf.: Valor máximo no refletor inferior; Ch.: China; Fr.: França; Ja.: Japão; Kor.: República de Coréia; NL: Holanda; SA-T: África do Sul TINTE; UK-W: Reino Unido com WIMSTER; AVG: Valor médio calculado; STD: Desvio padrão entre os códigos do benchmark; Simp. Valor obtido pelo modelo simplificado; Dif: diferença relativa entre o valor obtido a partir do modelo simplificado e o valor médio obtido no benchmark. Fonte: adaptado de (IAEA, 2013a).

Os valores obtidos pela modelagem computacional com ANSYS CFX possuem diferença menor que 20°C, referente ao valor médio obtido no benchmarking para os casos da temperatura na superfície dos elementos combustíveis e o refletor lateral. Para o refletor inferior, se atingiu no ANSYS CFX a temperatura máxima de 870°C na região próxima ao pleno quente a qual possui pequenas regiões por onde se escoo o gás quente proveniente do núcleo e do canal de descarga.

Se são analisadas as temperaturas máximas nas estruturas metálicas, como vaso de pressão (250°C), vaso do núcleo (255°C), pode-se mostrar que ditas temperaturas não ultrapassam os limites de segurança impostos pela Autoridade Nacional de Segurança Nuclear (NNSA) da China, de 350°C e 400°C respectivamente.

De acordo com Gámez et al. (2015b); IAEA (2013a) foram traçados os perfis de temperatura a diferentes alturas como se mostra na Figura 35. As temperaturas mais altas do refletor se encontram nas paredes que forma o núcleo do reator e tem contato direto com os elementos combustíveis assim como com o refrigerante. Esta temperatura decresce ao se distanciar da parede do núcleo. Por outro lado, se observa a grande simetria que apresenta a distribuição da temperatura nos planos de corte. Também se ressalta a capacidade do grafite de distribuir a temperatura porém espera-se uma boa refrigeração do núcleo. A metodologia apresentada afirma a capacidade de conhecer em cada ponto ou região do reator os parâmetros termoidráulicos locais assim como os valores globais.

Figura 35 – Perfis de temperatura radial nos elementos estruturais



Fonte: o autor.

A Figura 36 e a Figura 37 mostram o resultado da comparação dos perfis de temperatura radial no refletor correspondentes as alturas seguintes: primeiro, à entrada do hélio no leito de elementos combustíveis ($z = 0\text{cm}$); segundo, à distância de 80cm passada a entrada do hélio no leito de elementos combustíveis ($z = 80\text{cm}$) e; terceiro, à distância de 170cm passada a entrada do hélio no leito de elementos combustíveis ($z = 170\text{cm}$) respectivamente. Para mais informação da localização dos pontos ver APENDICE A.

Figura 36 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais na altura correspondente a 80cm após a entrada do refrigerante ao leito de EC.

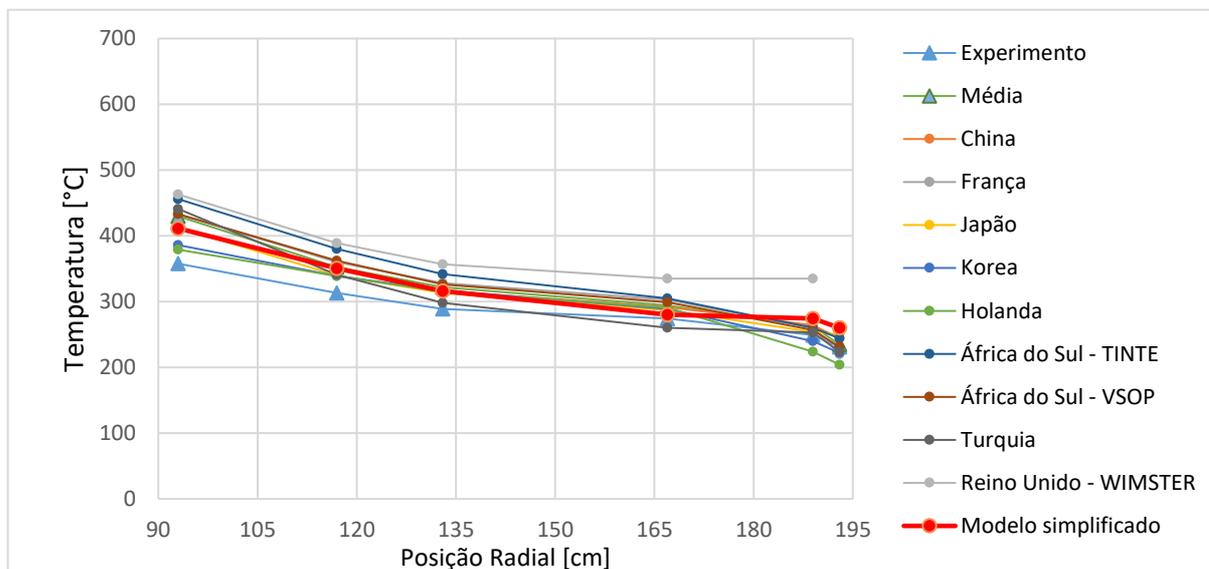
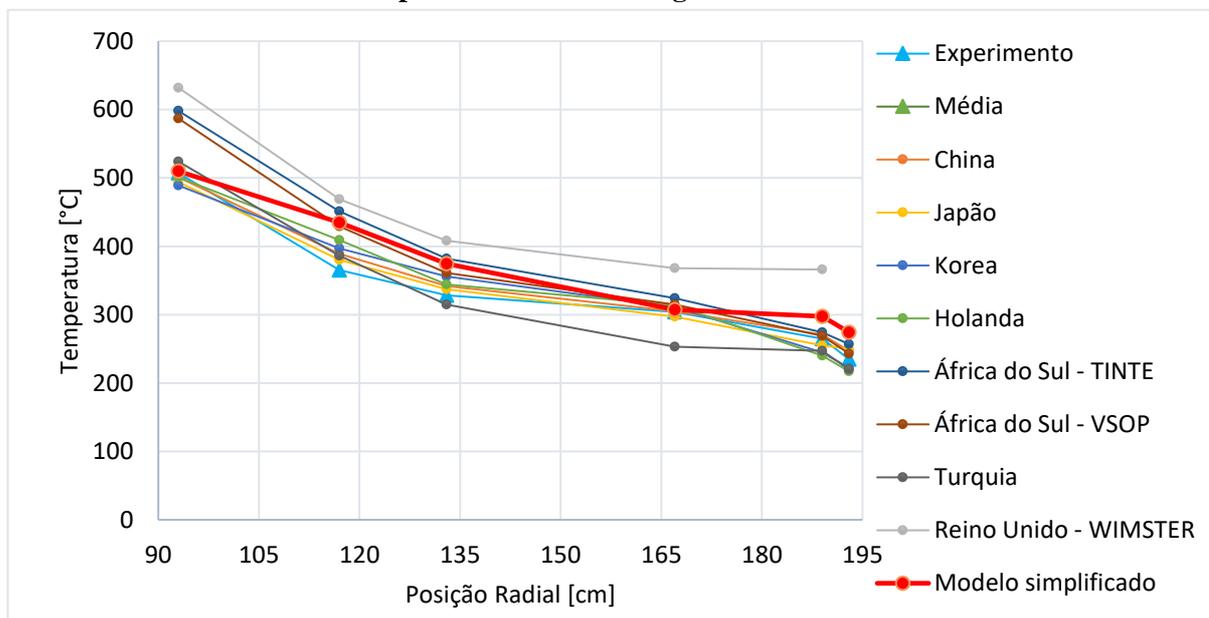


Figura 37 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais na altura correspondente a 170cm após a entrada do refrigerante ao leito de EC.



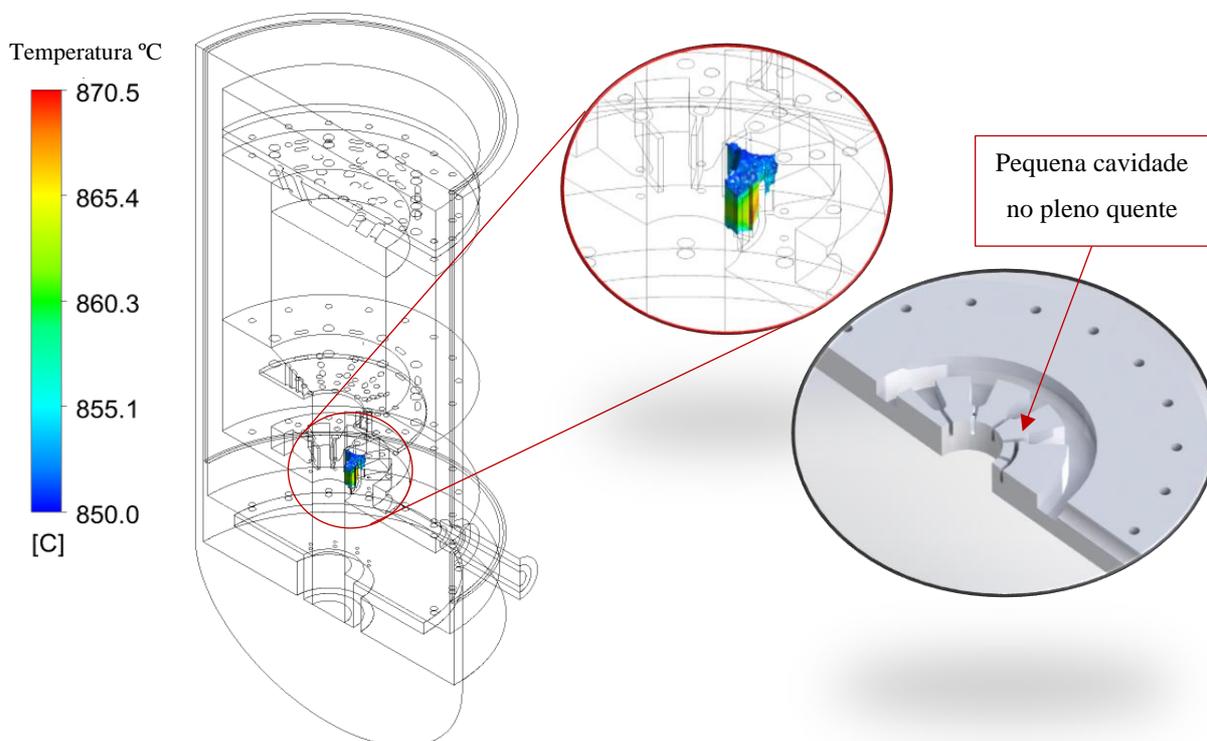
Nas duas figuras se mostra uma tendência similar. As temperaturas mais altas nas paredes junto ao núcleo (posição correspondente a 90cm) com tendência a diminuir ao se afastar. Igualmente, é mostrada a boa concordância entre os resultados dos diferentes grupos de pesquisas assim como com os dados experimentais. De acordo com IAEA (2013a), como uma boa estimativa é considerada uma diferença com relação ao experimento de 10% do valor. A

maioria dos códigos atingem este critério. Com o modelo simplificado não é cumprido este critério, a diferença com os valores calculados nos pontos de medição experimentais tem diferenças entre 10% e 20%. Estas diferenças indicam que é necessário continuar aperfeiçoando o modelo de cálculo em virtude de obter dados mais precisos.

Ao analisar as regiões inferiores do reator HTR-10, tais como: canal de descarga, refletor inferior a parte inferior dos blocos de carbono podemos ver que o modelo simplificado possui uma boa concordância com os modelos reportados no (IAEA, 2013), porém se distancia um pouco dos valores experimentais. Isto pode ser devido a que não está bem detalhado a forma e dimensão das estruturas internas nas regiões inferiores do reator. No (IAEA, 2013) é feita a recomendação de modelar com maior detalhes, as estruturas tais como: os blocos de carbono do fundo e a estrutura ao redor do tubo de descarga de combustível. Existem uma carência de dados que expliquem os complicados canais de fluxo nesta área.

Conforme demonstrado na Figura 38, as maiores temperaturas se concentram próximo a uma pequena cavidade na câmara quente. Este efeito local somente é possível devido a modelagem detalhada da câmara.

**Figura 38 – Representação volumétrica da região no refletor inferior igual ou acima de 850°C.
Pequena cavidade no pleno quente.**

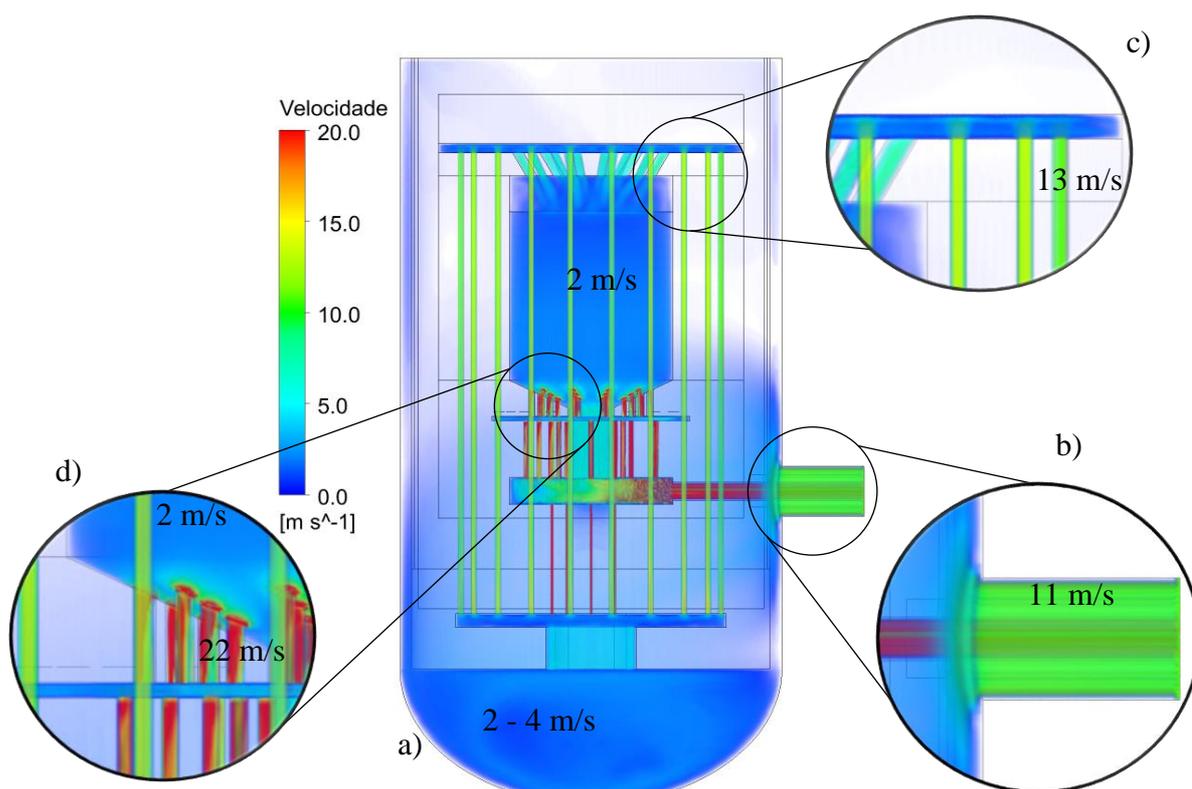


Fonte: o autor.

4.1.3 Distribuição das velocidades do refrigerante no reator

Ao entrar o refrigerante no reator pelo duto de entrada, este alcança velocidades de aproximadamente 11m/s (Figura 39, b). Depois de ultrapassar o duto de entrada, o gás refrigerante expande-se, ocupando as cavidades lateral e inferior do reator, nesse momento diminui a velocidade, como pode ser observado na (Figura 39, a). Após vencidos os espaços na região inferior do reator o gás se eleva pelos dutos interiores dos refletores e dos blocos de carbono isolante até chegar ao pleno superior atingindo velocidades de até 13m/s aproximadamente (Figura 39, c). Este resultado está de acordo com Ferng; Chi (2012); Ferng; Lin (2014); Gámez et al. (2015a).

Figura 39 – Distribuição das velocidades a partir do modelo simplificado

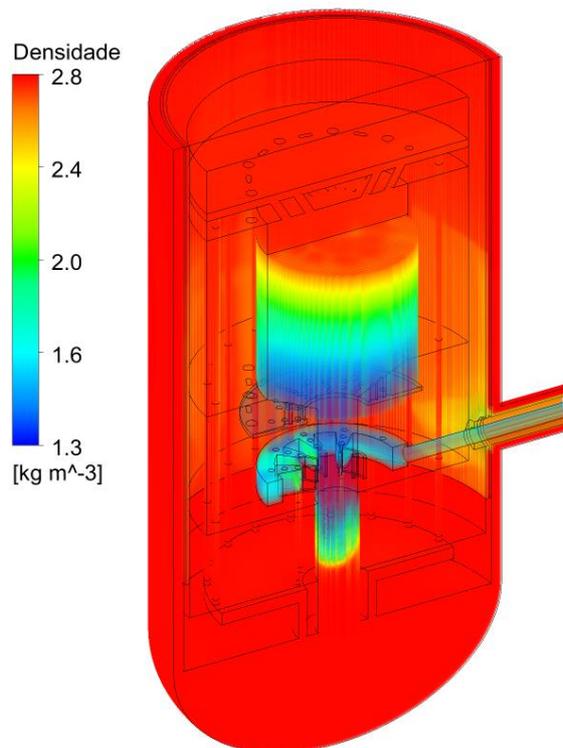


Fonte: o autor.

Ato seguido, o gás escoar até o núcleo do reator e penetra no leito de elementos combustíveis, aquecendo-se, diminuindo sua densidade, como se mostra na Figura 40. Na região dos elementos combustíveis é mantida uma velocidade média de 2m/s. Uma vez refrigerado os elementos combustíveis, o hélio se escoar pelos dutos e cavidades, no interior do

refletor inferior até chegar ao duto de saída. Nestas regiões chega-se a velocidades bem maiores que 20m/s (Figura 39, d) atingindo-se a velocidade máxima no duto de saída, 125m/s.

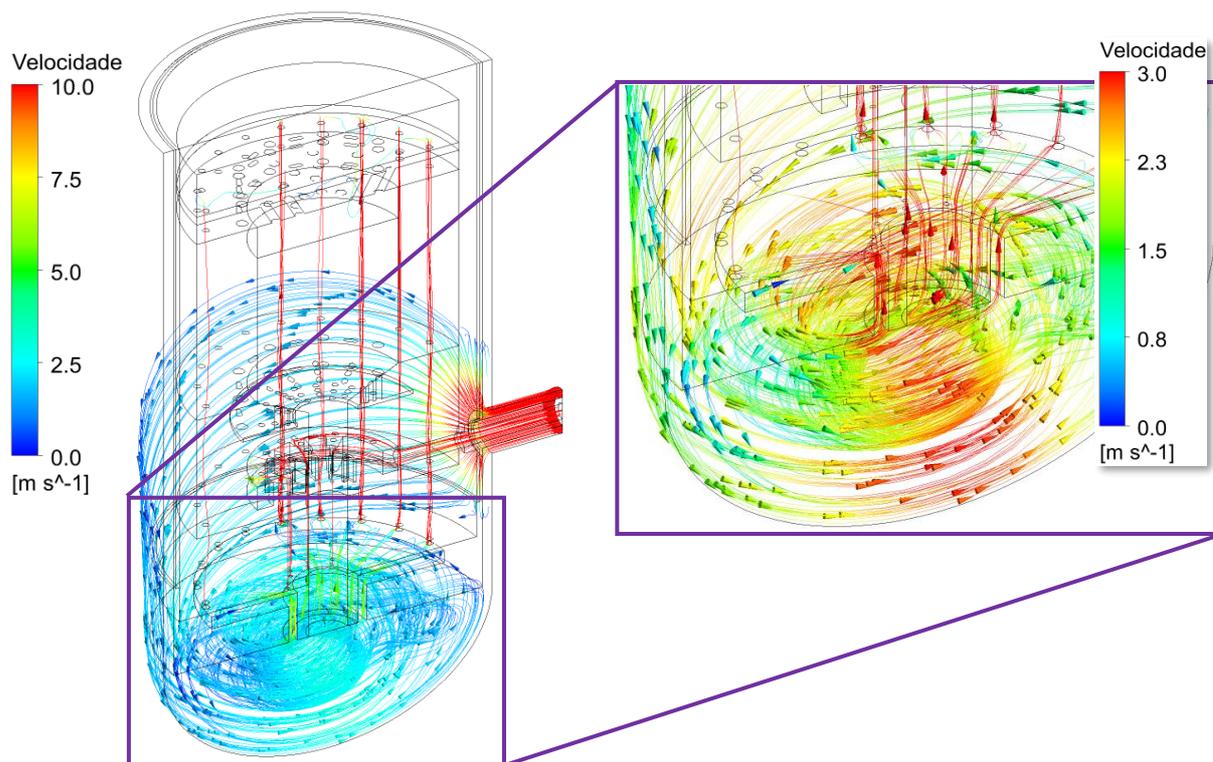
Figura 40 – Densidade do refrigerante na passagem pelo interior do reator HTR-10 partir do modelo simplificado



Fonte: o autor.

Em face do exposto, analisando as linhas de fluxo na região inferior do reator (Figura 41), é possível reparar que existem redemoinhos no pleno inferior, resultando em baixas velocidades, maior permanência do refrigerante nesta região, porém uma diminuição na capacidade de extração de calor. Isto se deve, a que no modelo simplificado não foram modeladas as estruturas interiores que modificam e obstaculizam o percurso do refrigerante evitando a perda da capacidade de refrigeração do sistema de circulação forçada.

Figura 41 – Linhas de fluxo no reator HTR-10 a partir do modelo simplificado

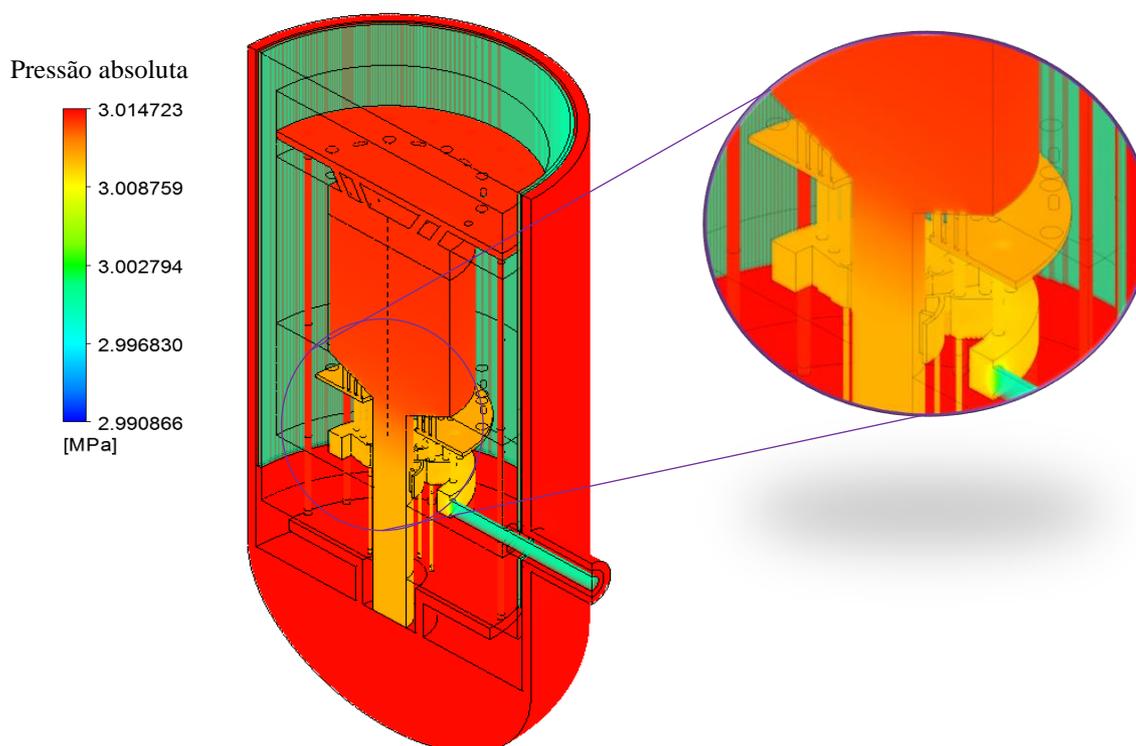


Fonte: o autor.

4.1.4 Queda de pressão a partir do modelo simplificado

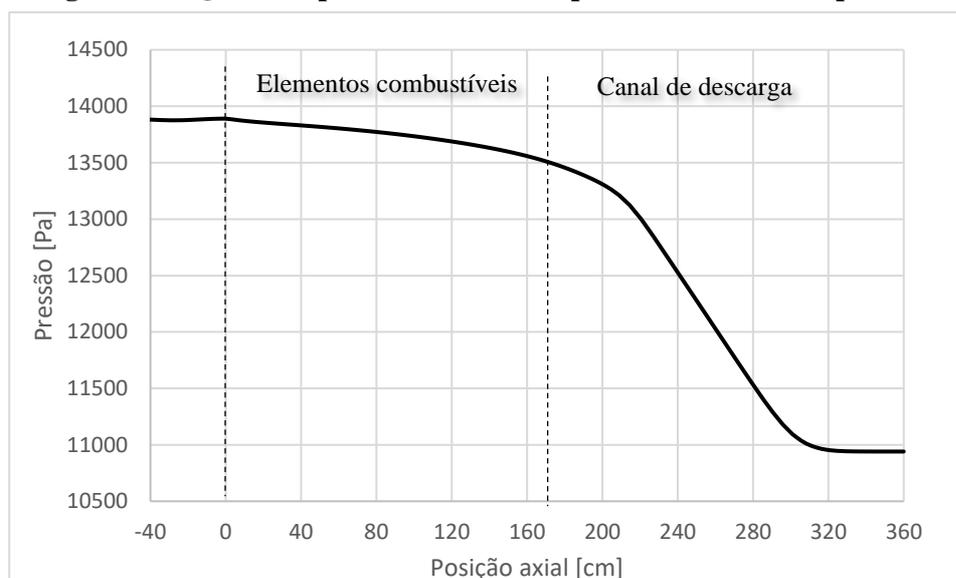
A queda de pressão obtida foi de 14,6kPa em todo o reator a partir do modelo simplificado. De acordo com Gao; Shi (2002) a queda de pressão é estimada em 12,2kPa para todo o reator e 6,1kPa para as câmaras de mistura, respectivamente. Comparando com o modelo proposto em Gao; Shi (2002) utilizando o TERMIX, ambos os modelos estão na mesma ordem de grandeza. Desde o ponto de vista de escala, a queda obtida no reator todo é três ordens inferior à pressão de operação normal mantida na simulação. Na Figura 42, se mostra a distribuição volumétrica da queda de pressão a partir do modelo simplificado.

Figura 42 – Perfil de pressão. Detalhe do perfil nas câmaras inferiores



Fonte: o autor.

Por outro lado, durante o escoamento do refrigerante pelo interior do núcleo do reator, este encontra os elementos combustíveis como um obstáculo a seu passo, porém uma queda de pressão mais acentuada acontece. O gráfico da Figura 43 mostra esta queda de pressão, ao longo do eixo axial do reator (linha de traços na Figura 42, anteriormente mostrada). A figura mostra a pressão aproximadamente constante na casa dos 13,8kPa, na região anterior à entrada do leito de elementos combustíveis. Após a entrada do refrigerante no leito de elementos combustíveis, acontece uma queda de pressão de até os 10,9kPa no canal de descarga. Os restantes 3,7kPa de queda de pressão acontecem entre a câmara de mistura, a passagem pelos dutos interiores no refletor inferior, o pleno quente e o duto de saída.

Figura 43 – Queda de pressão no núcleo a partir do modelo simplificado

Fonte: o autor.

Até o momento, foram analisados e discutidos os principais parâmetros termoidráulicos como resultado do modelo simplificado. A continuação será exposta e discutida os mesmos parâmetros a partir do modelo integral, apresentado na secção 3.5.2.

4.2 Estado estacionário a partir do modelo integral

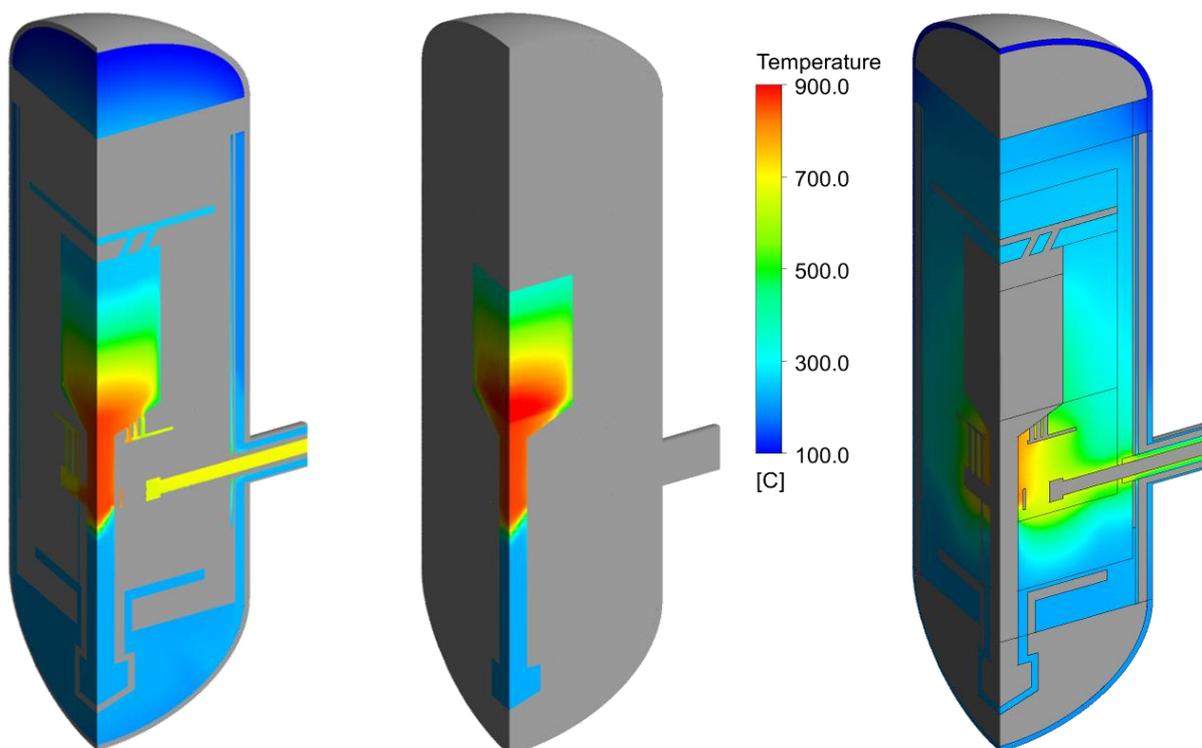
Conforme ao proposto na secção 3.5.2 foi realizada a modelagem do estado estacionário correspondente a 10MW de potência do reator HTR-10. Uma vez concluída a simulação computacional, foram obtidos os perfis de temperatura, velocidade e pressão a partir da ferramenta ANSYS CFD Post.

4.2.1 Temperaturas no núcleo do reator

Na Figura 44 é mostrada o perfil de temperatura a partir de representações nos planos ortogonais axiais e uma representação volumétrica. A escala calorimétrica representa a temperatura em graus Celsius. A temperatura máxima alcançada no refrigerante ao seu passo pelo reator é de 863°C. A temperatura máis elevada nas superfícies dos elementos combustíveis é de aproximadamente 941°C, como resultado, uma temperatura de 973°C no centro dos elementos combustíveis, de acordo com a equação (50) descrita na secção 3.5.2. A máxima

temperatura obtida é bem abaixo dos 1230°C que é indicada pela IAEA como temperatura limite de segurança.

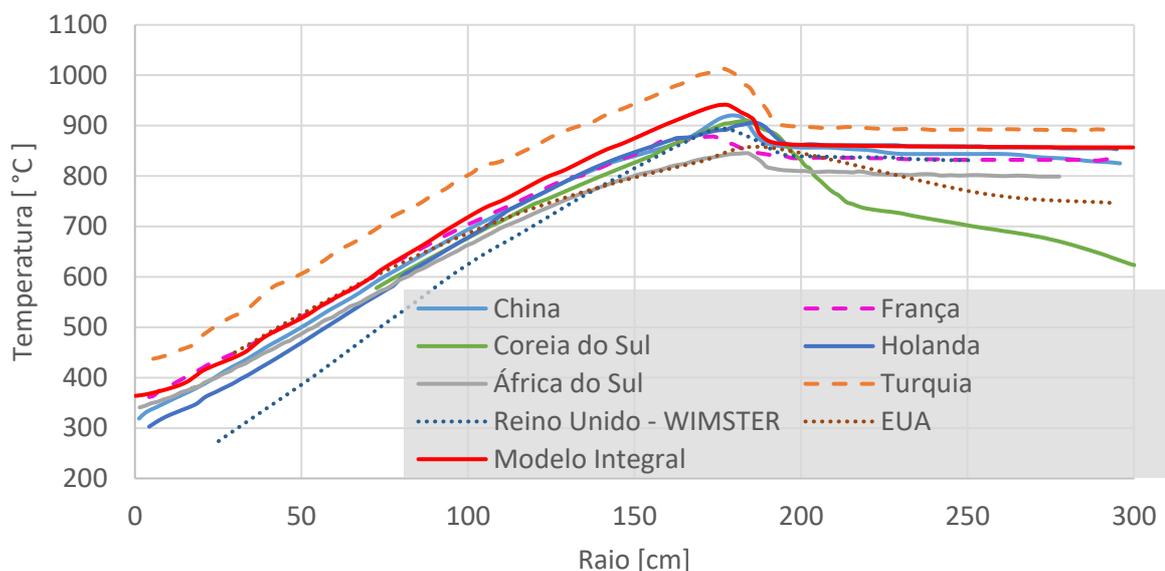
Figura 44 – Perfis de temperatura para o estado estacionário correspondente a 10MW a partir do modelo integral



Fonte: o autor.

De acordo com o benchmark, proposto pela Agencia Internacional de Energia Atômica (IAEA, 2013), embora existam seis perfis de temperatura na definição do problema de benchmark, a comparação de resultados apenas será feita a partir dos dois perfis seguintes: o correspondente ao eixo da posição axial ($R = 0\text{cm}$) Figura 45 e o correspondente a distância de 80cm após a entrada do refrigerante ao leito de elementos combustíveis ($Z = 80\text{cm}$), Figura 46.

Figura 45 – Comparação dos perfis de temperatura na posição axial (R=0cm)

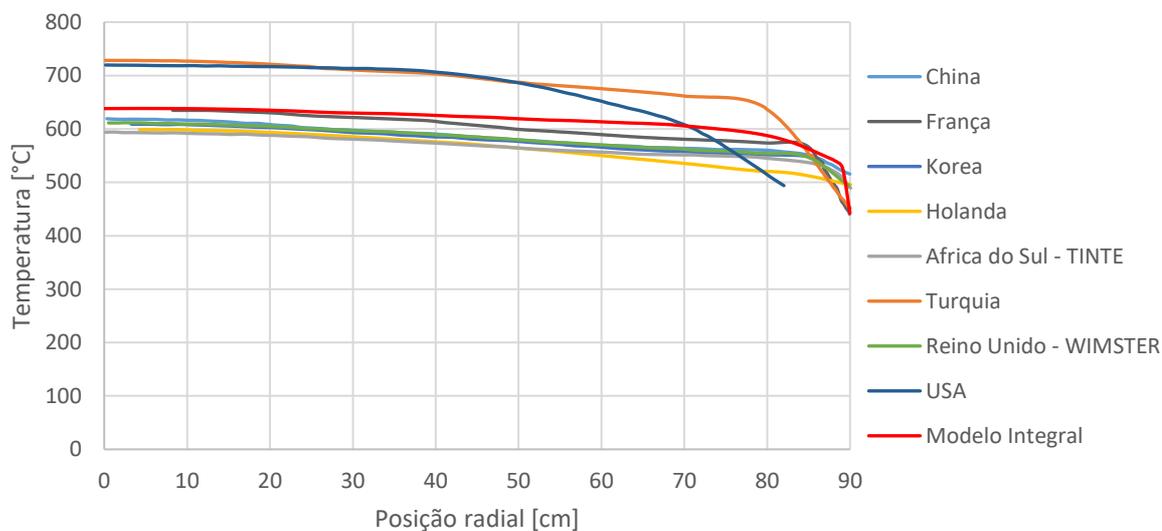


Fonte: o autor.

A Figura 45, mostra que o modelo integral, proposto neste trabalho possui uma boa coerência com os resultados divulgados pela Agencia Internacional de Energia Atômica (IAEA, 2013). É válido ressaltar que com o modelo integral estima o perfil de temperatura mais elevado em comparação com os dados mostrados na Figura 45, o qual implica uma maior margem de segurança ao que se refere a temperatura média nas superfícies dos elementos combustíveis.

Ao comparar a distribuição radial da temperatura do modelo integral com os modelos propostos por outros grupos de pesquisas referidos em (IAEA, 2013), como se mostra na Figura 46, se visualiza a boa coerência que este modelo possui. É válido ressaltar que os modelos obtidos pelos pesquisadores de Estados Unidos e Turquia possuem uma tendência mais separada do resto dos modelos.

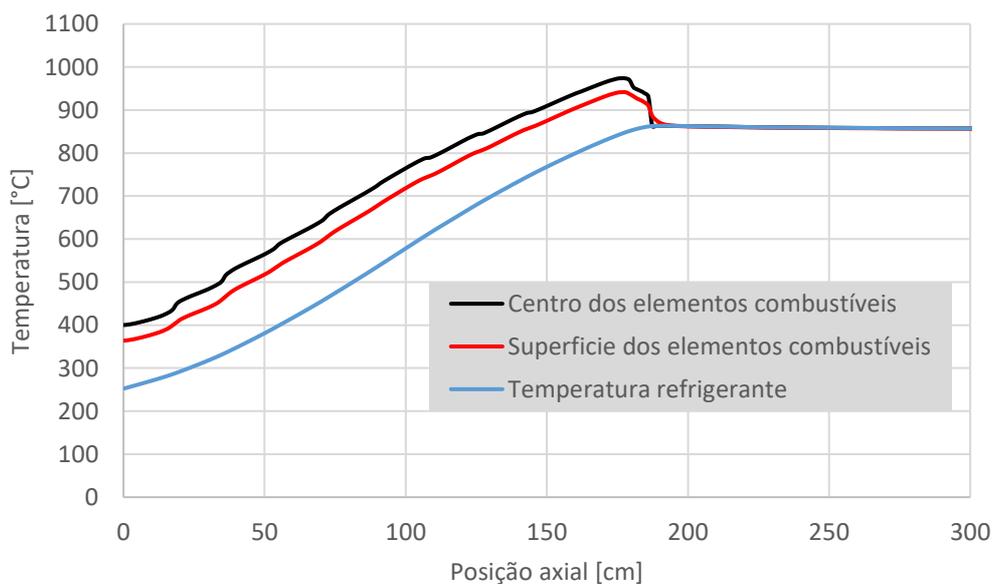
Figura 46 – Comparação dos perfis radiais de temperatura ($Z=0\text{cm}$)



Fonte: o autor.

De acordo com a secção 3.5.1.4, foi estimada a temperatura no centro dos elementos combustíveis. Na Figura 47 é mostrada as temperaturas no eixo axial tanto para o gás hélio que atua como refrigerante, a temperatura média nas superfícies dos elementos combustíveis, assim como a estimativa da temperatura no centro dos elementos combustíveis.

Figura 47 – Temperaturas correspondentes à posição do eixo axial do reator no estado estacionário a 10MW a partir do modelo integral

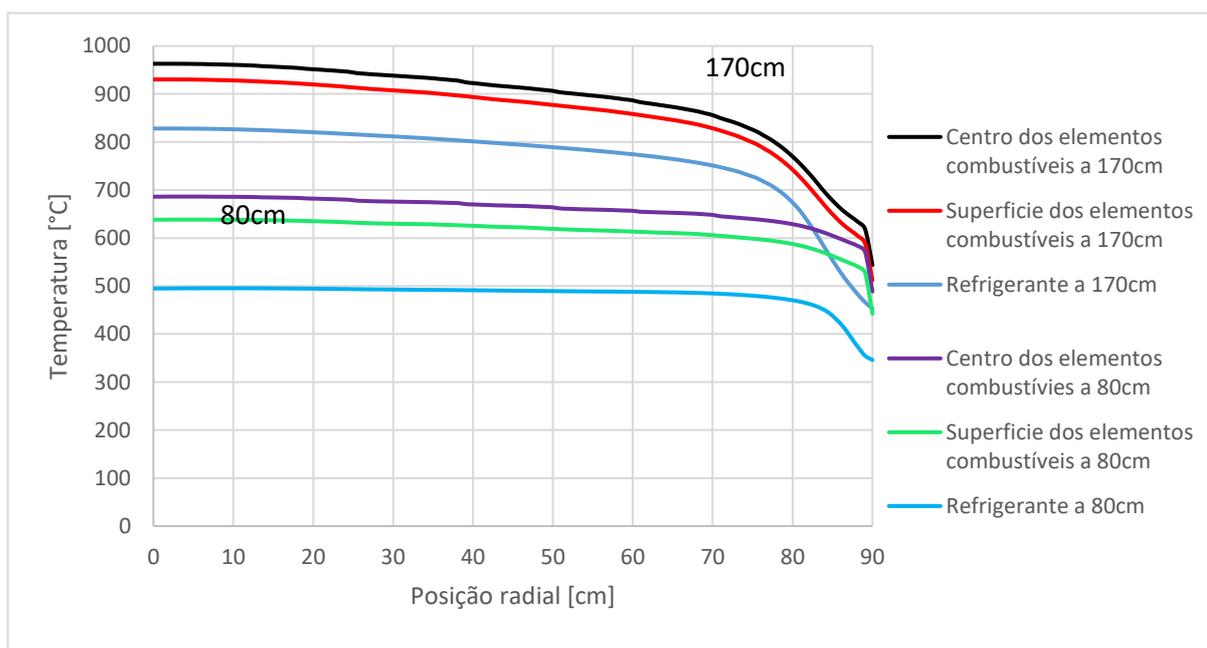


Fonte: o autor.

Como resultado principal, se mostra que existe diferença de até 144°C entre as temperaturas do refrigerante e a temperatura média nas superfícies dos elementos combustíveis. Por outro lado, próximo aos 49°C é a diferença das temperaturas médias nas superfícies dos elementos combustíveis com as máximas temperaturas alcançadas no centro dos elementos combustíveis na região do eixo axial.

Na Figura 48 se mostra as temperaturas radiais para as posições correspondentes as distâncias de 80cm e 170cm após, a entrada do refrigerante no leito de bolas. Neste gráfico é possível observar que ao penetrar o refrigerante no leito de combustíveis nucleares, este chega com um perfil mais plano e vai se convertendo em parabólico a seu passo pelo interior do núcleo do reator. Este efeito está amplamente influenciado tanto pela distribuição da potência devido as reações nucleares como pela variação da porosidade na proximidade das paredes do núcleo.

Figura 48 – Perfis radiais de temperatura



Fonte: o autor.

4.2.2 Temperatura nos elementos estruturais com o modelo integral

Similarmente ao realizado na secção 4.1.2 foram determinados os valores das temperaturas nos pontos de medição e resumidos na Tabela 8. Nesta tabela, se mostram os valores obtidos utilizando o modelo integral, nas posições esquerda, direita e posterior (APENDICE A). Estas posições correspondem as mesmas alturas especificadas no benchmarking.

Entretanto, no IAEA, (2013a) não é especificado a posição angular exata onde foram determinados os dados experimentais. Porém, foram selecionadas as posições radiais correspondentes aos planos ortogonais principais como referência.

Tabela 8 – Temperatura nos pontos de medição nos elementos estruturais

No.	R(cm)	Z(cm)	Exp.	Lado Direito		Lado Esquerdo			Lado posterior			
			[C]	[C]	Dif.	[%]	[C]	Dif.	[%]	[C]	Dif.	[%]
1	193	80	231.3	223.8	-7.5	-3%	216.0	-15.3	-7%	213.4	-17.9	-8%
2	189	80	249.3	275.3	26.0	10%	266.3	17.0	7%	265.1	15.8	6%
3	167	80	274.3	291.5	17.2	6%	281.6	7.3	3%	280.8	6.5	2%
4	133	80	289.1	307.2	18.1	6%	295.4	6.3	2%	295.4	6.3	2%
5	117	80	313.3	327.2	13.9	4%	313.5	0.2	0%	313.8	0.5	0%
6	93	80	357.7	368.3	10.6	3%	360.2	2.5	1%	363.3	5.6	2%
7	193	170	234.9	240.0	5.1	2%	223.4	-11.5	-5%	246.1	11.2	5%
8	189	170	264.8	303.1	38.3	14%	282.4	17.6	7%	288.5	23.7	9%
9	167	170	303.9	322.6	18.7	6%	300.1	-3.8	-1%	302.5	-1.4	0%
10	133	170	328.5	348.6	20.1	6%	321.7	-6.8	-2%	325.6	-2.9	-1%
11	117	170	365.3	381.9	16.6	5%	351.0	-14.3	-4%	355.6	-9.7	-3%
12	93	170	507.1	445.7	-61.4	-12%	428.4	-78.7	-16%	434.7	-72.4	-14%
13	60	-40	245.7	253.9	8.2	3%	248.2	2.5	1%	248.9	3.2	1%
14	40	234	800.2	761.4	-38.8	-5%	758.5	-41.7	-5%	763.6	-36.6	-5%
15	60	234	763.1	682.9	-80.2	-11%	662.6	-100.5	-13%	670.2	-92.9	-12%
16	70	440	224.1	228.9	4.8	2%	232.4	8.3	4%	229.2	5.1	2%
17	50	400	245.7	302.9	57.2	23%	282.6	36.9	15%	272.7	27.0	11%
18	50	370	296.2	411.7	115.5	39%	399.3	103.1	35%	361.8	65.6	22%
19	50	340	406.7	629.7	223.0	55%	676.6	269.9	66%	658.4	251.7	62%
20	26	340	334.2	521.8	187.6	56%	745.7	411.5	123%	710.6	376.4	113%
21	26	300	806.1	808.3	2.2	0%	796.7	-9.4	-1%	831.2	25.1	3%
22	26	260	881.7	783.5	-98.2	-11%	783.7	-98.0	-11%	785.9	-95.8	-11%

Fonte: o autor.

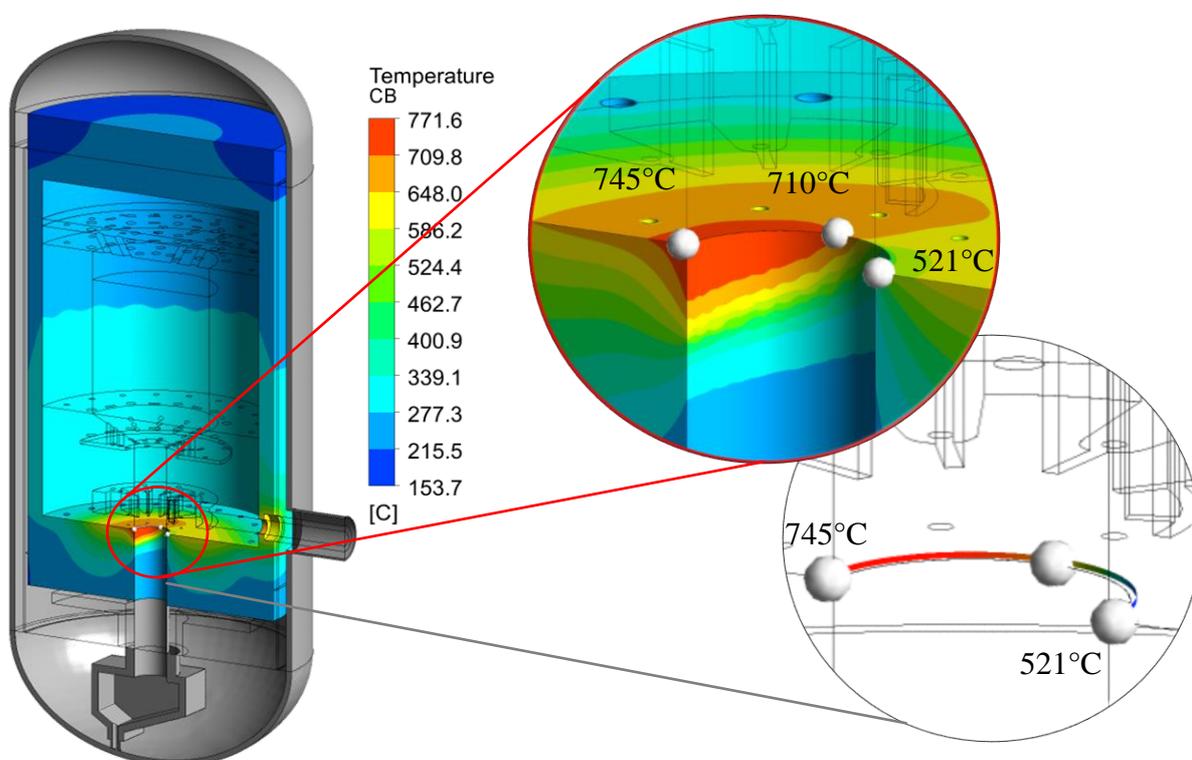
A primeira coluna da Tabela 8, indica a nomeação do ponto; as colunas R(cm) e Z(cm) representam as coordenadas radiais e axiais correspondente a cada ponto de medição; A coluna “Exp. [C]” representa os valores experimentais reportados no IAEA, (2013a) para cada ponto; logo após, estão representadas três grupos de colunas com as temperaturas obtidas a partir do modelo de integral, as diferenças relativas ao valor experimental e a diferença relativa a dito valor.

Da tabela é possível identificar a boa concordância que possui o modelo integral para estimar as temperaturas nas posições correspondentes as regiões laterais do reator. Não entanto, o modelo integral diverge em mais do 10% do valor obtido experimentalmente

fundamentalmente na região inferior ao núcleo do reator. Estas divergências podem estar relacionadas a pouca informação referente aos detalhes geométricos publicados na literatura.

Diante disso, com os modelos publicados IAEA, (2013a) apenas uma representação axisimétrica é possível realizar mais, a partir do modelo integral é possível estimar as temperaturas em qualquer posição espacial. Por exemplo, é possível determinar a temperatura média em uma região superficial contínua e coincidente com as coordenadas de modo de poder ter um valor mais representativo do que acontece em toda a posição radial (ver, “ISO Região” na Figura 49).

Figura 49 – Temperatura na região dos blocos de grafite. Representação média na posição radial do ponto 20.



Fonte: o autor.

A identificação de efeitos espaciais da temperatura, por exemplo, é uma das vantagens que possui o modelo termohidráulico em três dimensões proposto neste trabalho de tese.

Se é analisado o ponto 20 da Tabela 8 que é mostrado na Figura 49 (inferior direita) se pode evidenciar a grande diferença entre a temperatura de referência (334.2°C) e as temperaturas nos planos ortogonais e as posições de referência (Figura 49, central). A diferença pode chegar a mais de 120% de diferença relativa. No entanto, o valor da temperatura média na região

superficial contínua que coincide com as coordenadas do ponto 20 (R = 26cm Z = 340cm) é 651°C o qual implica uma diferença relativa de 95% como se mostra na Tabela 9.

Tabela 9 – Temperatura média em regiões superficiais coincidente com as coordenadas dos pontos experimentais.

No.	R(cm)	Z(cm)	Exp. [C]	ISO. [C]	Região Dif.	[%]
1	193	80	231.3	216.9	-14.4	-6%
2	189	80	249.3	267.4	18.1	7%
3	167	80	274.3	282.3	8.0	3%
4	133	80	289.1	296.5	7.4	3%
5	117	80	313.3	315.3	2.0	1%
6	93	80	357.7	367.0	9.3	3%
7	193	170	234.9	241.9	7.0	3%
8	189	170	264.8	290.1	25.3	10%
9	167	170	303.9	304.8	0.9	0%
10	133	170	328.5	327.4	-1.1	0%
11	117	170	365.3	358.4	-6.9	-2%
12	93	170	507.1	441.7	-65.4	-13%
13	60	-40	245.7	249.8	4.1	2%
14	40	234	800.2	762.1	-38.1	-5%
15	60	234	763.1	681.1	-82.0	-11%
16	70	440	224.1	230.1	6.0	3%
17	50	400	245.7	281.8	36.1	15%
18	50	370	296.2	381.8	85.6	29%
19	50	340	406.7	656.3	249.6	61%
20	26	340	334.2	651.7	317.5	95%
21	26	300	806.1	807.2	1.1	0%
22	26	260	881.7	785.1	-96.6	-11%

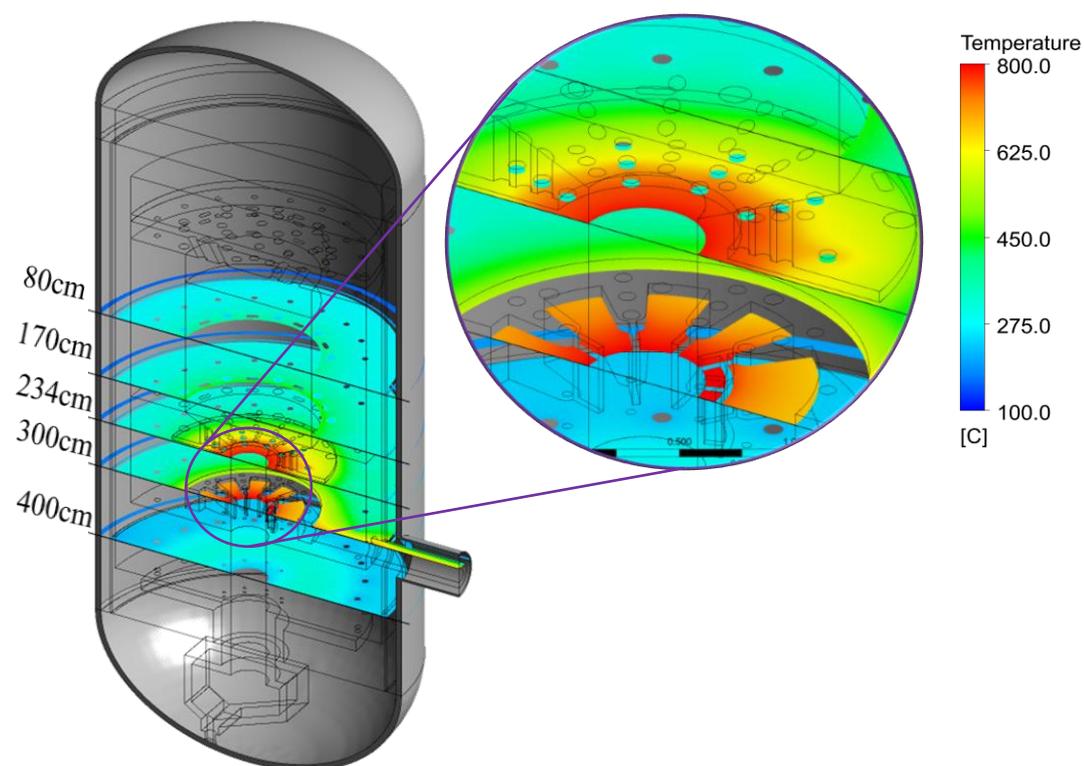
Fonte: o autor.

A Tabela 9 mostra uma boa concordância entre os valores médios e os valores experimentais reportados no IAEA, (2013a) na maioria dos pontos analisados. Estes valores médios também serão utilizados para mostrar uma comparação dos perfis de temperatura radial nas regiões laterais do reator, com outros modelos discutidos na literatura.

Na Figura 50, é mostrado a distribuição de temperaturas radiais nos elementos estruturais, a partir de diferentes planos correspondentes as alturas: 80cm, 170cm, 234cm, 300cm e 400cm após a entrada de hélio no leito de elementos combustíveis. É possível observar o aquecimento suave na direção radial nas laterais de núcleo do reator. Assim como um aquecimento mais acentuado nas regiões do refletor inferior e das câmaras por onde circula o gás refrigerante após

ser aquecido no núcleo do reator. Uma análise importante a ser feita após esta observação é que todo indica a necessidade de descrição correta da forma geométrica das estruturas inferiores do reator pois é necessário prever corretamente os valores máximos de temperatura a que os elementos estruturais são expostos, assim como que os valores das temperaturas limite de segurança não sejam ultrapassadas baixo qualquer circunstância.

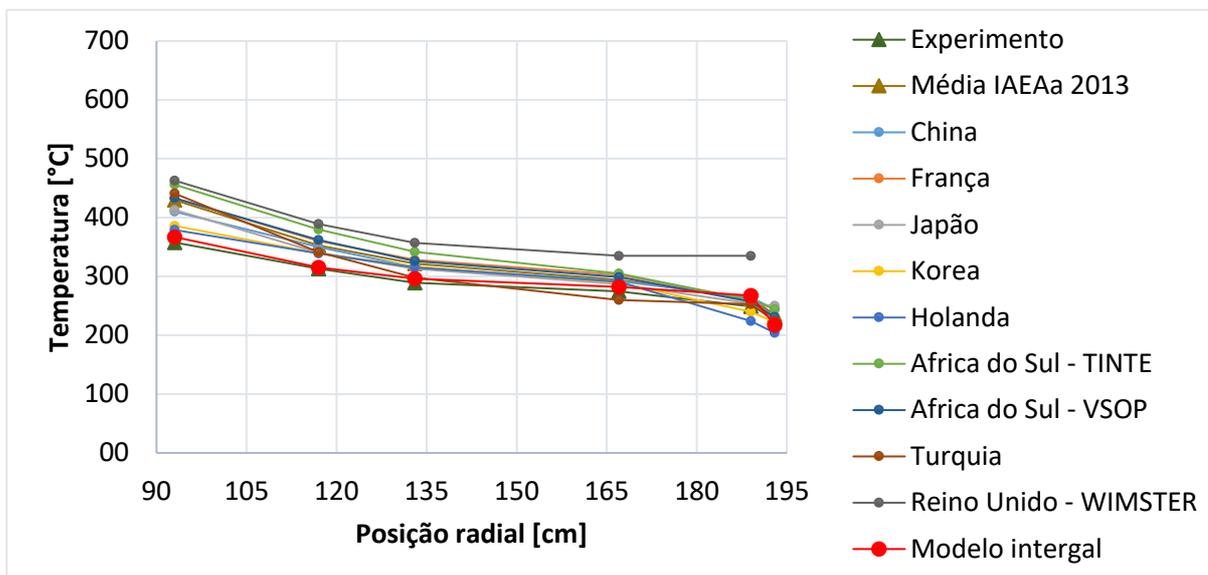
Figura 50 – Distribuição radial de temperaturas nos elementos estruturais a partir de planos a diferentes alturas



Fonte: o autor.

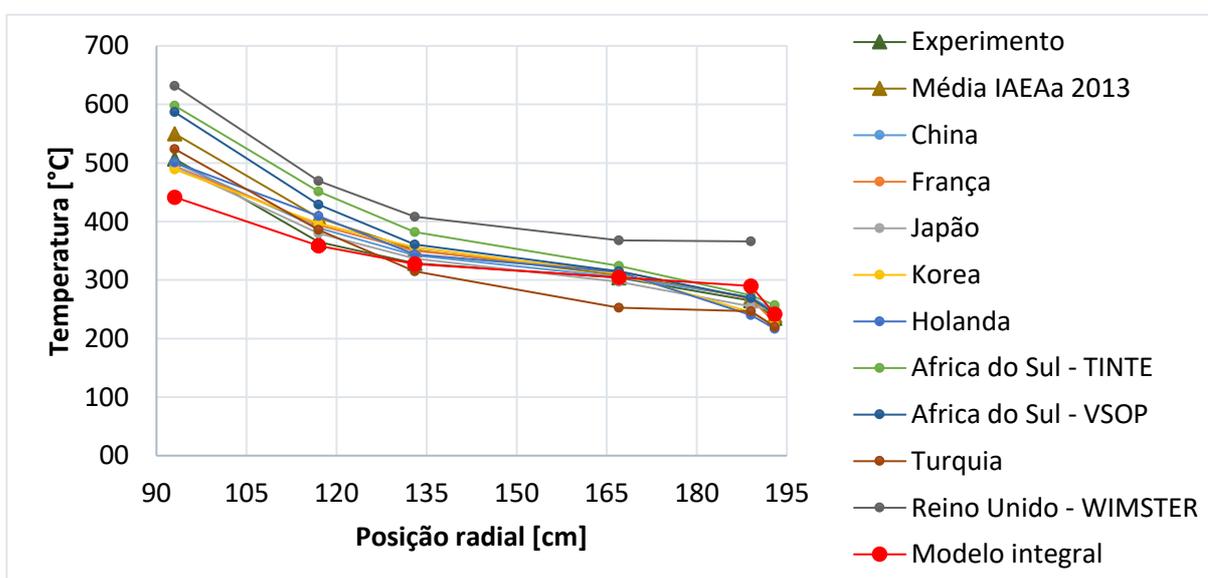
De acordo com os gráficos da Figura 51 e da Figura 52, que mostram as temperaturas obtidas pelos diferentes grupos de pesquisas (IAEA, 2013) nas diferentes posições radiais, correspondentes as alturas: 80cm e 170cm após a entrada de hélio no leito de elementos combustíveis respectivamente, se observa uma tendência a sobrestimar as temperaturas por vários grupos de pesquisa. Ressaltando a maior diferença nos valores calculados e os valores experimentais do grupo de pesquisa do Reino Unido com o uso do código WIMSTER.

Figura 51 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais na altura correspondente a 170cm da entrada do refrigerante ao leito de EC



Fonte: o autor.

Figura 52 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais na altura correspondente a 80cm da entrada do refrigerante ao leito de EC.



Fonte: o autor.

De modo geral todos os modelos reportados na literatura possuem uma boa concordância entre eles e seguem a mesma tendência dos experimentos. O modelo integral proposto, mantém a tendência dos grupos antes mencionados de diminuir gradualmente a temperatura ao se distanciar do núcleo do reator. Também possui uma excelente concordância com os valores

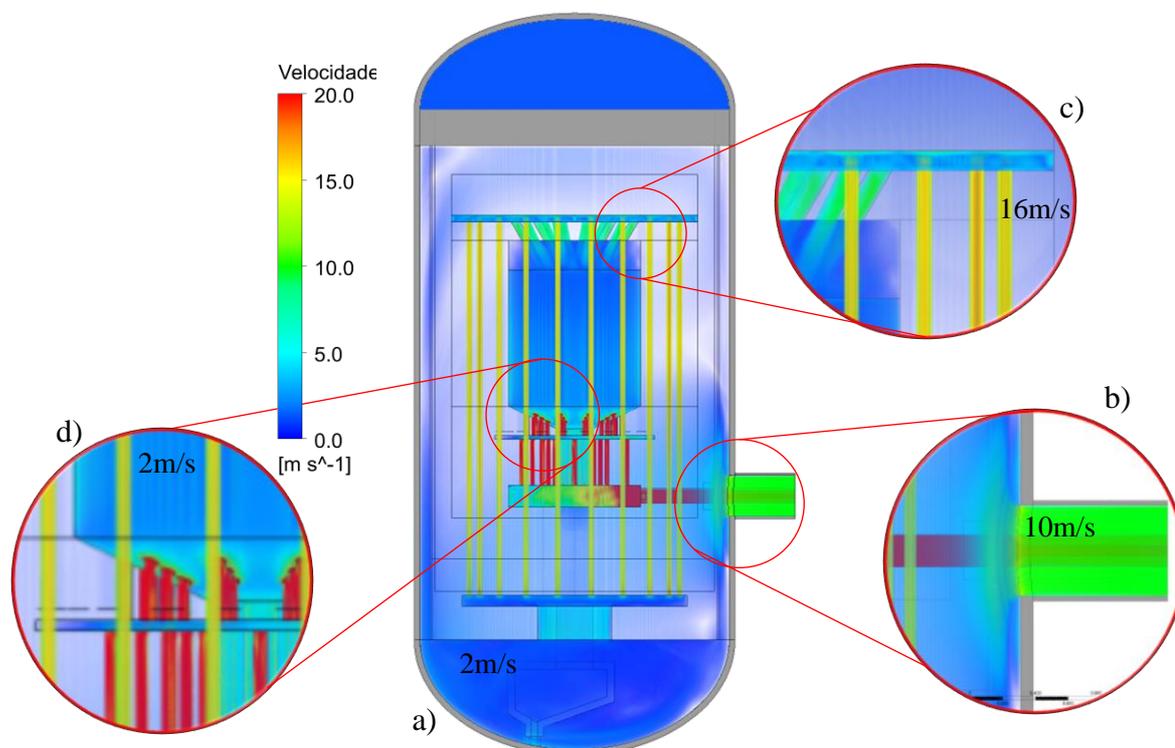
experimentais, já que mantém uma diferença relativa de menos de 10% com relação aos dados experimentais.

Se são analisadas as temperaturas máximas nas estruturas metálicas, como vaso de pressão (230°C), vaso do núcleo (235°C), pode-se mostrar que ditas temperaturas não ultrapassam os limiares de segurança impostos pela Autoridade Nacional de Segurança Nuclear (NNSA) da China, de 350°C e 400°C respectivamente.

4.2.3 Distribuição das velocidades do refrigerante no reator

Ao entrar o refrigerante no reator pelo duto de entrada, este alcança velocidades de aproximadamente 10m/s (Figura 53, b). Depois de ultrapassar o duto de entrada, o gás expande-se, ocupando a cavidade lateral e inferior do reator, nesse momento diminui a velocidade. Como pode ser observado na (Figura 53, a). Após vencidos os espaços na região inferior do reator o gás se eleva pelos dutos no interior dos refletores e dos blocos de carbono até chegar ao pleno superior atingindo velocidades de até 16m/s aproximadamente (Figura 53, c).

Figura 53 – Distribuição da velocidade de acordo com o modelo integral

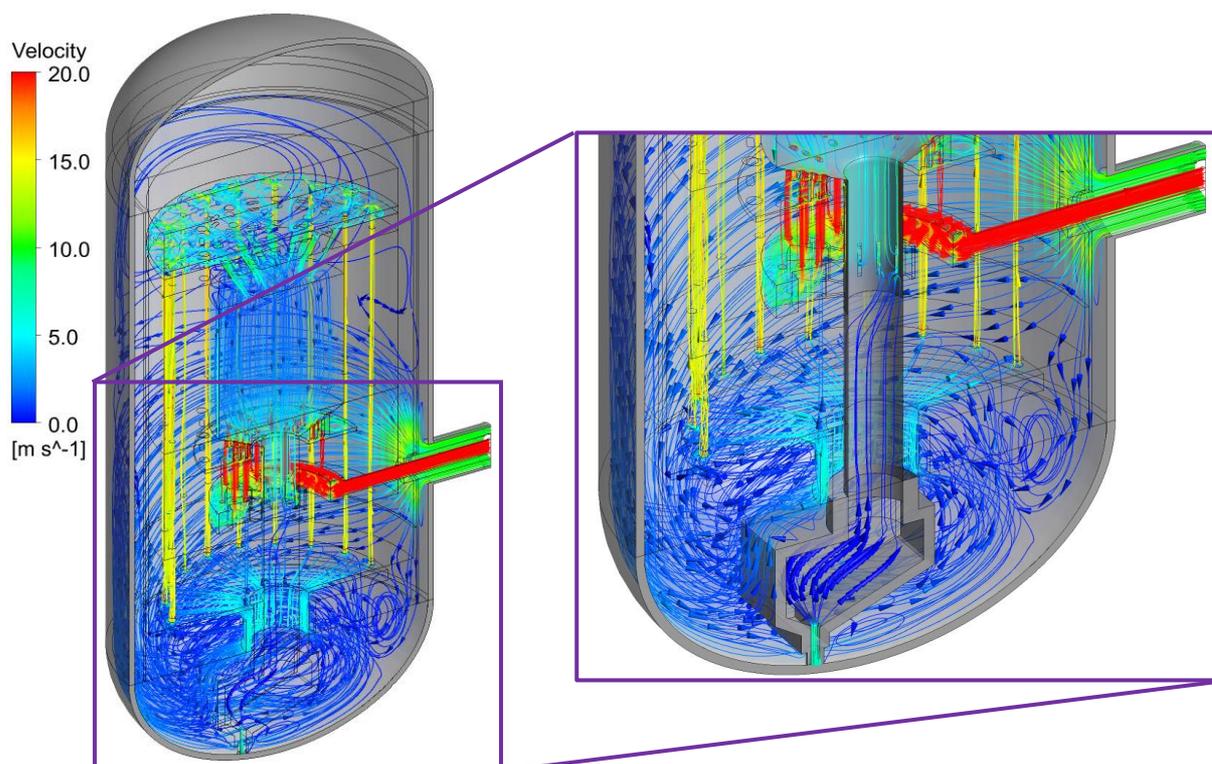


Fonte: o autor.

Ato seguido, o gás escoar até o núcleo do reator e penetra no leito de elementos combustíveis. Na região dos elementos combustíveis mantém uma velocidade média de 2m/s. Uma vez refrigerado os elementos combustíveis, o hélio se escoar pelos dutos e cavidades, no interior do refletor inferior até chegar ao duto de saída. Nestas regiões atinge velocidades maiores que 20m/s (Figura 53, d) e atinge sua velocidade máxima no duto de saída (121m/s).

Na Figura 54, se mostra as linhas de fluxo no interior do reator. Destacando-se, os sistemas de recirculação que aparecem na região do pleno inferior do reator. Este efeito a velocidades baixas pode provocar estancamento de refrigerante e deficiência no sistema de troca térmica. A identificação de efeitos de recirculação por exemplo, é uma das vantagens que possui o modelo termoidráulico em três dimensões proposto neste trabalho de tese.

Figura 54 – Linhas de fluxo no reator HTR-10 a partir do modelo integral.



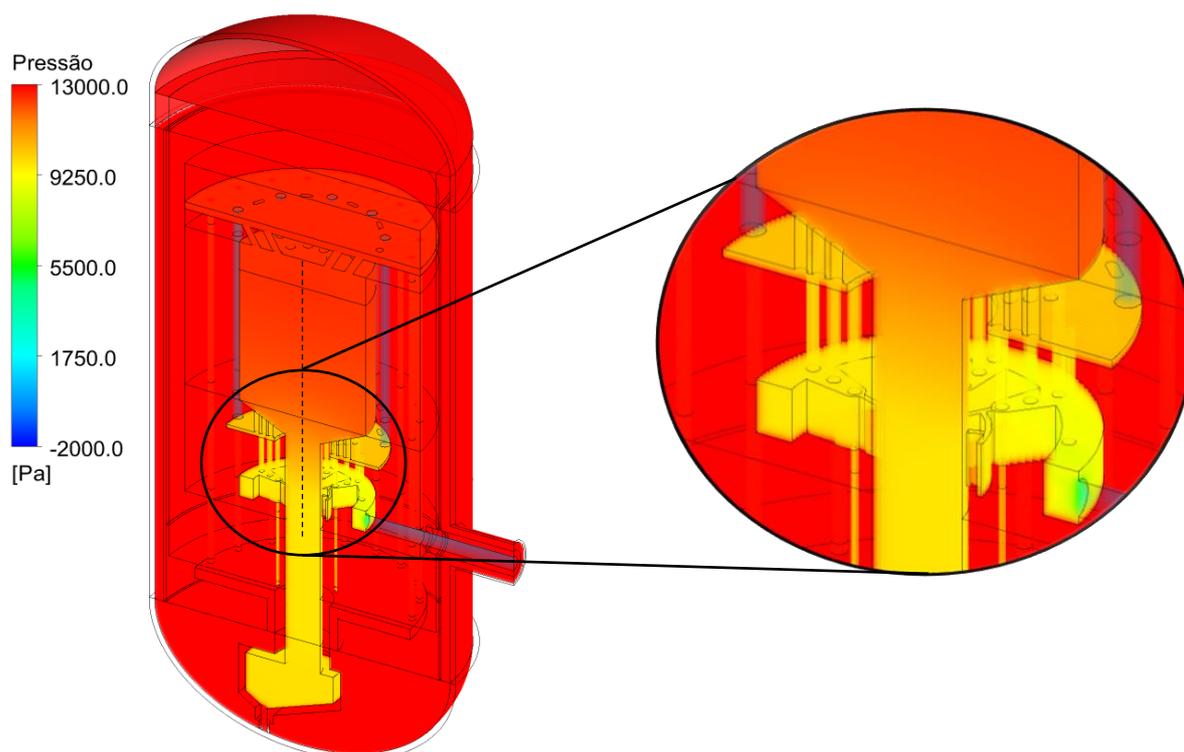
Fonte: o autor.

4.2.4 Queda de pressões a partir do modelo integral

De forma geral, a simulação foi realizada de modo que a pressão nominal seja mantida a 3MPa de acordo como o indicado na secções 3.1 e 3.4.4. Esta pressão é inferior ao limiar de segurança imposto pela Autoridade Nacional de Segurança Nuclear (NNSA) da China, para a pressão referente a 3,3MPa.

A queda de pressão obtida a partir do modelo integral mantém uma coerência com a física esperada e com o comportamento apontado em GAO; SHI (2002). A queda global da pressão obtida foi de 13,5kPa em todo o reator. De acordo com GAO; SHI (2002) a queda de pressão é estimada em 12,2kPa, no qual implica uma diferença de 10% aproximadamente entre os modelos. A distribuição da queda de pressão a partir do modelo integral é mostrada na Figura 55.

Figura 55 – Distribuição da queda de pressão no reator a partir do modelo integral

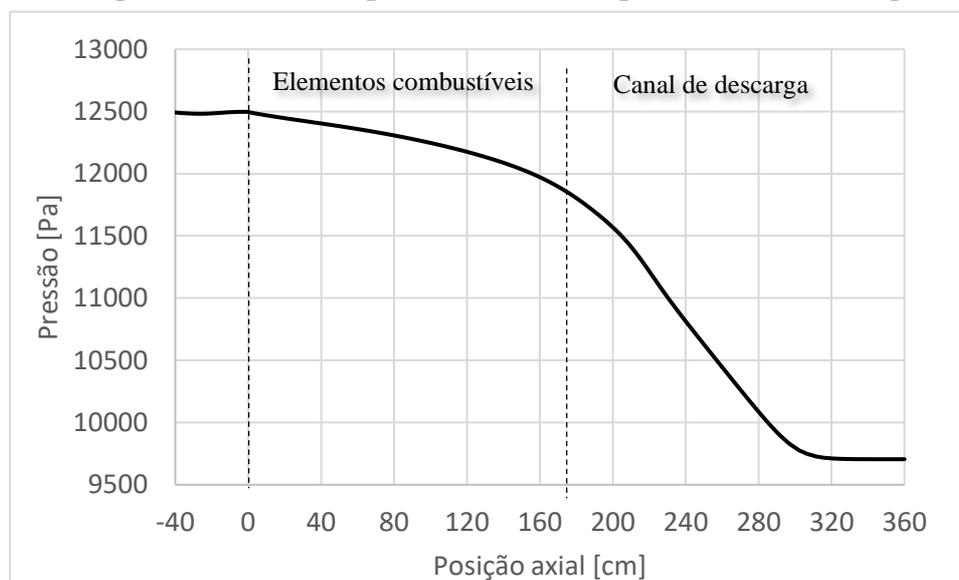


Fonte: o autor.

Por outro lado, durante o escoamento do refrigerante pelo interior do núcleo do reator, este encontra os elementos combustíveis como um obstáculo; porém, uma queda de pressão mais acentuada acontece. O gráfico da Figura 56 mostra esta queda de pressão a partir da

representação da pressão, propriamente dita, ao longo do eixo axial do reator (linha de traços na Figura 56). A figura mostra a pressão aproximadamente constante na casa dos 12,5kPa, na região anterior à entrada do leito de elementos combustíveis. Após a entrada do refrigerante no leito de elementos combustíveis, acontece uma queda de pressão até os 9,7kPa no canal de descarga. Os restantes 9,7kPa de queda de pressão acontecem entre a câmara de mistura, a passagem pelos dutos interiores no refletor inferior, o pleno quente e o duto de saída.

Figura 56 – Queda de pressão no núcleo a partir do modelo integral.



Fonte: o autor.

4.3 Comparações entre os modelos simplificado e o modelo integral

Até aqui foram analisados os perfis de temperaturas tanto: no refrigerante ao passar pelo reator, como as temperaturas dos elementos estruturais e, as temperaturas no núcleo do reator, fazendo ênfase nas temperaturas limites. Adicionalmente, foram analisados perfis de velocidades do refrigerante e as quedas de pressões através do reator. Foi identificado que com o modelo integral requer pelo menos dobro de recursos computacionais e até três vezes mais de tempo de cálculo. A seguir será realizada uma comparação entre os dois modelos propostos.

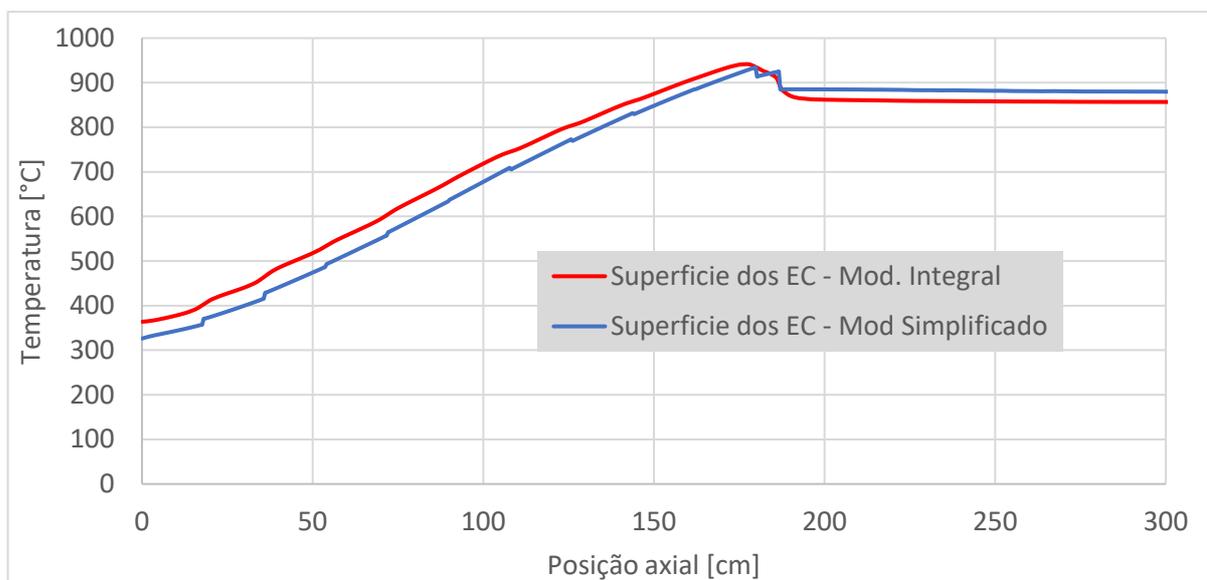
4.3.1 Temperaturas no núcleo do reator

De acordo com o exposto nas secções 4.1.1 e 4.2.1, a máxima temperatura de 886°C no refrigerante foi predita a partir do modelo simplificado. Uma temperatura limite de 956°C nas superfícies dos elementos combustíveis foi obtida. Como resultado foi obtido uma temperatura de 990°C, no centro dos elementos combustíveis, a partir deste modelo. Não entanto, a temperatura máxima alcançada no refrigerante ao seu passo pelo reator a partir do modelo integral é de 863°C. Uma temperatura máis elevada nas superfícies dos elementos combustíveis de aproximadamente 941°C foi obtida. Como resultado, uma temperatura de 973°C no centro dos elementos combustíveis foi estimada.

As máximas temperaturas obtidas por ambos os modelos são bem abaixo dos 1230°C que é indicada pela IAEA como temperatura limite de segurança. Os dois modelos predizem a margem de segurança que este reator possui sob condição normal de operação a 10MW de potência como resultado da análise das temperaturas mais elevadas apresentadas.

Tomando a posição da linha correspondente ao eixo axial principal (ver APENDICE A), é possível observar a partir da Figura 57 as seguintes conclusões referentes à temperatura no núcleo do reator:

Figura 57 – Comparação das temperaturas na superfície dos elementos combustíveis



Fonte: o autor.

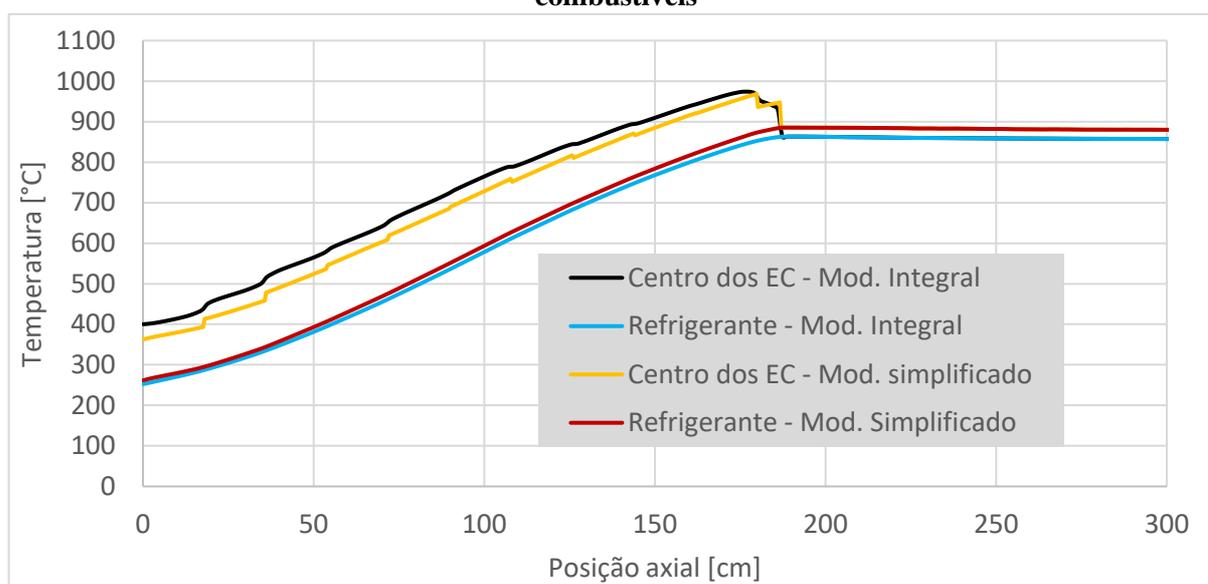
A temperatura na superfície dos elementos combustíveis a partir do modelo simplificado é inferior à temperatura calculada a partir do modelo integral, em toda a região do núcleo do

reator. Esta diferença chega até 45°C. Não obstante, no momento que o hélio ultrapassa a região com fontes radiativas e escoa pelo canal de descarga, o modelo simplificado prediz uma temperatura mais alta em relação ao modelo integral. No canal de descarga a diferença entre as temperaturas estimadas, no eixo axial para o refrigerante é de 23°C.

Com o modelo simplificado é obtida uma temperatura no refrigerante ligeiramente mais alta que com o modelo integral, como se mostra na Figura 58. Esta diferença é de apenas 9°C no começo do leito de elementos combustíveis e vai-se ampliando até alcançar 22°C na região mais quente. Esta diferença no refrigerante permanece invariável durante a passagem pelo canal de descarga.

Por outro lado, ao analisar a temperatura no centro dos elementos combustíveis, vista como a temperatura mais importante desde o ponto de vista de segurança, salienta-se que, a temperatura estimada no centro dos elementos combustíveis a partir do modelo integral é mais alta que a temperatura estimada utilizando o modelo simplificado. Dita diferença chega a atingir os 48°C nas regiões mais quente no eixo axial analisado. Em face do exposto, não é de interesse a estimativa das temperaturas no centro dos elementos combustíveis no canal de descarga devido a que no modelo proposto não existe fontes radiativas nesta região, apenas foi preenchida com bolas de grafite como foi discutido na secção a 3.2. A partir desta análise é evidente que considerando o modelo integral se tem uma margem maior de segurança na estimativa das temperaturas limites atingidas.

Figura 58 – Comparação das temperaturas no refrigerante e no centro dos elementos combustíveis



Fonte: o autor.

4.3.2 Temperatura nos elementos estruturais com o modelo integral

Já as temperaturas nos elementos estruturais, como é possível observar na Tabela 10, a partir do modelo integral se descreve melhor o comportamento do reator. Apenas na região inferior correspondente aos blocos de carbono isolante na parte inferior do reator das quais não se tem descrição detalhada na literatura. De modo geral, com o modelo integral se tem uma aproximação de menos de 13% em 18 dos 22 pontos analisados com apenas 4 pontos onde a diferença é maior.

Tabela 10 – Comparação das temperaturas nos elementos estruturais

No.	R(cm)	Z(cm)	Exp.	ISO. Região Simp.			ISO. Região Integral		
			[C]	[C]	Dif. [%]	[C]	Dif. [%]	[C]	
1	193	80	231.3	260.1	28.8	12%	216.9	-14.4	-6%
2	189	80	249.3	274.0	24.7	10%	267.4	18.1	7%
3	167	80	274.3	279.6	5.3	2%	282.3	8.0	3%
4	133	80	289.1	314.4	25.3	9%	296.5	7.4	3%
5	117	80	313.3	350.8	37.5	12%	315.3	2.0	1%
6	93	80	357.7	418.6	60.9	17%	367.0	9.3	3%
7	193	170	234.9	265.0	30.1	13%	241.9	7.0	3%
8	189	170	264.8	288.1	23.3	9%	290.1	25.3	10%
9	167	170	303.9	298.5	-5.4	-2%	304.8	0.9	0%
10	133	170	328.5	361.9	33.4	10%	327.4	-1.1	0%
11	117	170	365.3	423.2	57.9	16%	358.4	-6.9	-2%
12	93	170	507.1	528.9	21.8	4%	441.7	-65.4	-13%
13	60	-40	245.7	258.9	13.2	5%	249.8	4.1	2%
14	40	234	800.2	842.7	42.5	5%	762.1	-38.1	-5%
15	60	234	763.1	833.0	69.9	9%	681.1	-82.0	-11%
16	70	440	224.1	256.1	32.0	14%	230.1	6.0	3%
17	50	400	245.7	289.3	43.6	18%	281.8	36.1	15%
18	50	370	296.2	342.9	46.7	16%	381.8	85.6	29%
19	50	340	406.7	476.6	69.9	17%	656.3	249.6	61%
20	26	340	334.2	610.3	276.1	83%	651.7	317.5	95%
21	26	300	806.1	851.2	45.1	6%	807.2	1.1	0%
22	26	260	881.7	844.4	-37.3	-4%	785.1	-96.6	-11%

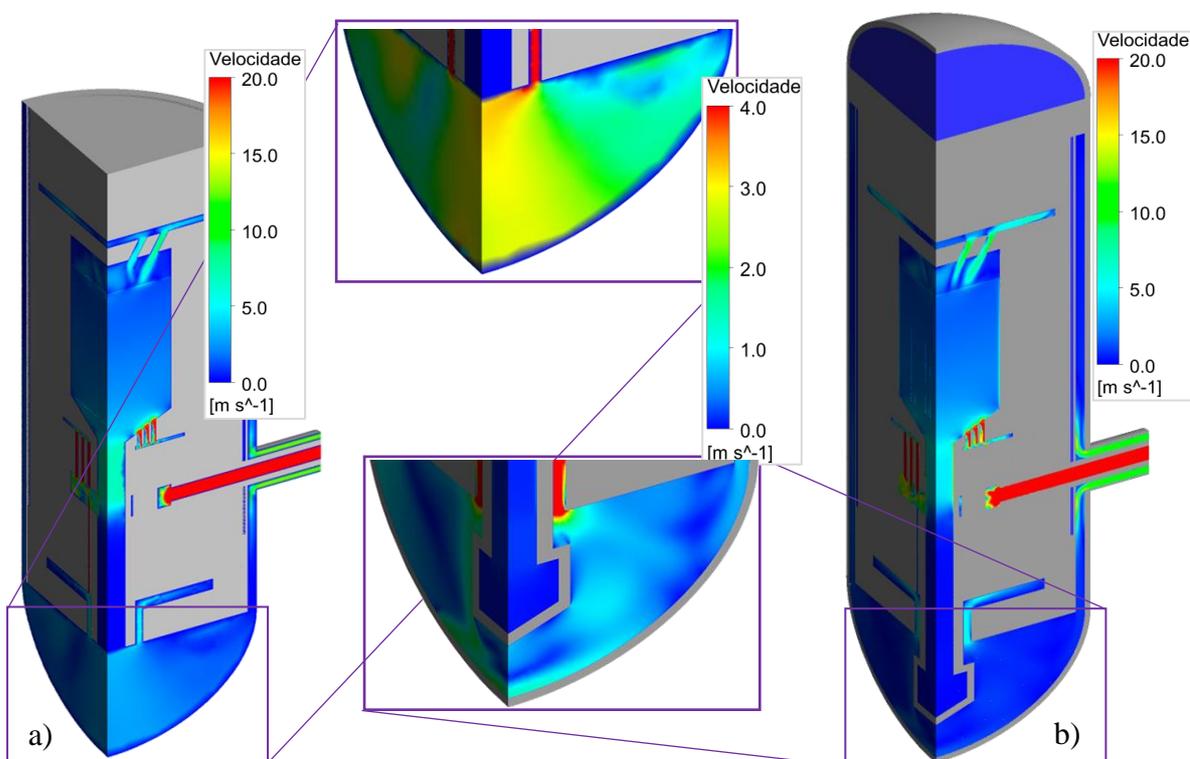
Fonte: o autor.

4.3.3 Distribuição das velocidades do refrigerante no reator

Ao comparar as velocidades do refrigerante entre os dois modelos, se pode concluir que ambos os modelos apresentam uma distribuição similar, mantendo a mesma tendência em qualquer as regiões analisadas. Os dados indicam que o modelo simplificado apresenta velocidades ligeiramente superior ao modelo integral. No caso, não se tem dados de velocidade em qualquer ponto do reator a partir da literatura consultada. De forma geral, o comportamento de aceleração, expansões do refrigerante é coerente com o descrito na secção 3.2.

Na Figura 59 se vê a diferença mais notável nas velocidades entre os modelos estudados, o modelo simplificado corresponde na Figura 59 (a) e o modelo integral na Figura 59 (b), refere-se as velocidades no pleno inferior. O fato de não ter sido simulado a presença do sistema de descarga dos elementos combustíveis, faz a grande diferença. Enquanto no modelo integral que é mais detalhado, a velocidade não supera 2m/s na região do pleno inferior, resulta que com o modelo simplificado, a velocidade média na região do pleno inferior praticamente duplica.

Figura 59 – Comparação da velocidade



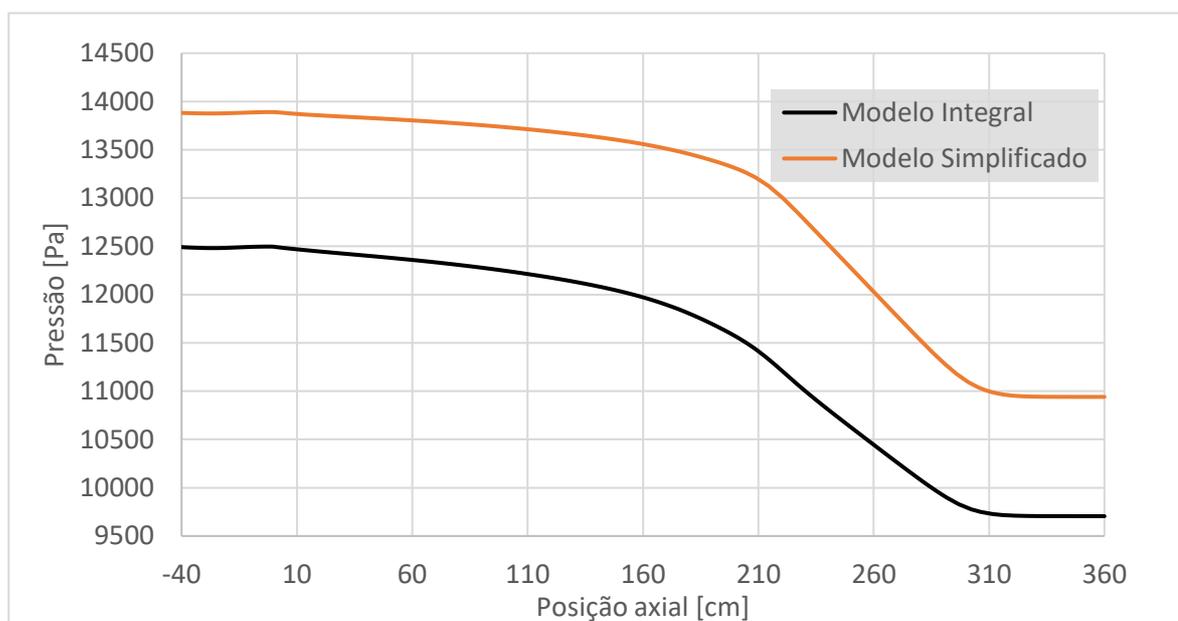
Fonte: o autor.

4.3.4 Queda de pressão a partir do modelo simplificado

Quanto a queda de pressão no leito empacotado de elementos combustíveis, pode-se afirmar que ambos os modelos, apresenta uma queda de pressão praticamente igual, 2,8kPa a partir do modelo integral e 2,9kPa a partir do modelo simplificado. Ressalta-se também na Figura 60, que entre os modelos simplificado e integral é mantida uma diferença entre 1,3kPa-1,2kPa na queda de pressão ao longo do eixo axial principal. A diferença entre os modelos se deve principalmente, a que no modelo integral é considerado uma porosidade maior nas proximidades das paredes, como resultado menor resistência ao passo do refrigerante pelo interior do núcleo.

Figura 60 – Comparação das quedas de pressões no leito empacotado de elementos combustíveis.

Fonte: o autor.



4.4 Falha do circulador de hélio sem SCRAM (ATWS)

Uma vez realizadas as simulações do estado estacionário correspondente a potência nominal de 10MW utilizando os modelos simplificado e integral, descritos na secções 3.5.1 e 3.5.2, foi realizado um estudo do comportamento do reator durante o acidente postulado: falha do circulador de hélio sem SCRAM (ATWS).

De acordo com o exposto na secção 3.6, no INET foi levado a cabo no 2003 o teste ATWS a partir do estado estacionário a 3MW de potência do reator HTR-10. Então, será necessário calcular inicialmente o estado estacionário correspondente aos 3MW. Uma vez determinado o estado termohidráulico do estado estacionário, será modelado o estado transitório em questão.

4.4.1 Estado estacionário correspondente a 3MW

A modelagem termohidráulica do estado estacionário correspondente a 3MW de potência foi realizada em ANSYS CFX utilizando a metodologia das secções anteriores. De acordo com a metodologia sugerida, é necessário conhecer a vazão nominal durante o estado estacionário considerado. Na literatura pública não é reportada o escoamento nominal específico para o estado de operação normal correspondente aos 3MW. De acordo com IAEA (2013a), cada grupo de pesquisa que modelou o estado estacionário correspondente a 3MW do HTR-10, propôs o valor correspondente utilizado. Estes valores de vazão para o estado estacionário a 3MW, se encontram na faixa dos 1,18kg/s a 1,53kg/s. Os valores se podem referenciar como 27,3% até 35,4% da vazão correspondente ao estado estacionário a 10MW. Dentro desta faixa de fluxos nominais foi proposta uma vazão nominal de 1,44kg/s para o presente estudo. Dita vazão representa o 33,33% do fluxo nominal correspondente a 10MW.

A partir destas considerações e as já comentadas na secção 3.6.1 foi levada a cabo a modelagem do estado estacionário correspondente aos 3MW de potência. A seguir, serão mostrados e discutidos os principais parâmetros termohidráulicos deste estado estacionário. Neste sentido serão analisados os perfis de temperatura, velocidade e pressão.

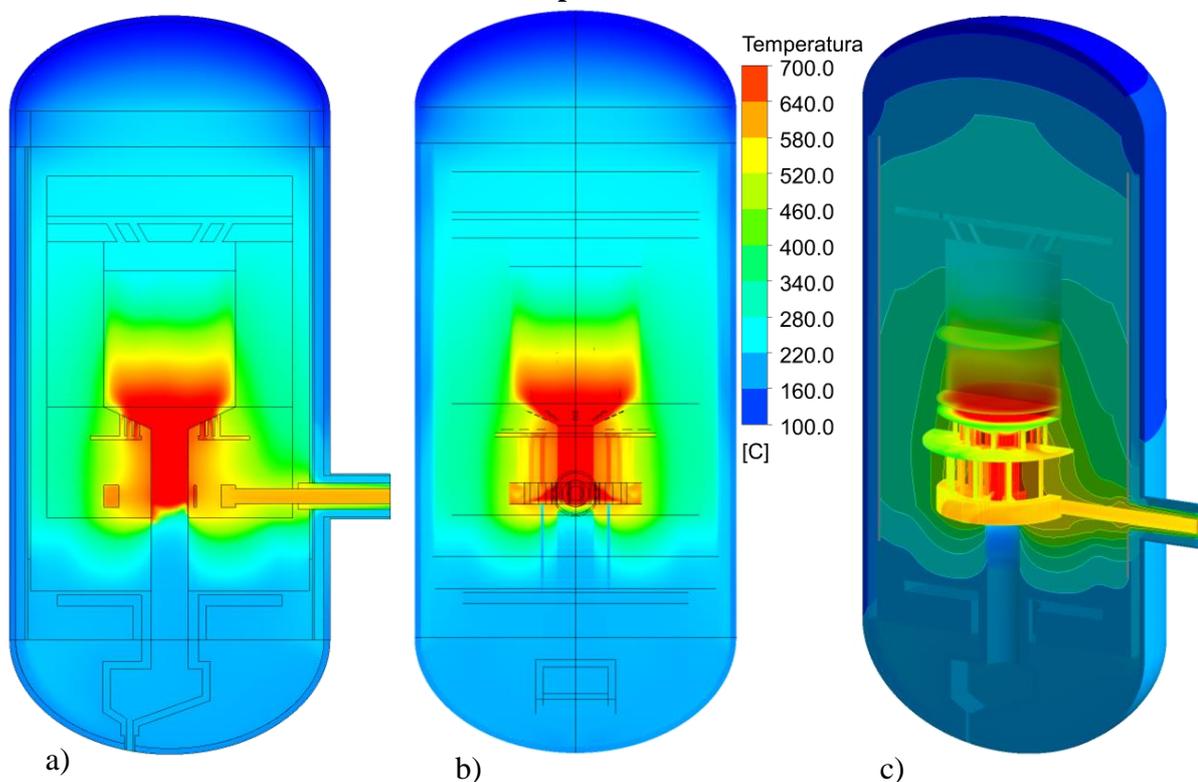
4.4.1.1 *Temperaturas no núcleo do reator*

Para atingir o estado estacionário, o refrigerante à entrada foi imposto a 215°C. A partir da metodologia utilizada nas secções anteriores para o uso do modelo integral, foi obtido uma temperatura à saída de 648°C. Este resultado é coerente com HU et al. (2004, 2006).

Na Figura 61 é mostrado o perfil de temperaturas do refrigerante e dos elementos estruturais, nos planos axiais ortogonais principais, a partir de uma representação volumétrica. A escala calorimétrica representa a temperatura em graus celsius. A simetria observada nas modelagens das secções anteriores também é manifestada na Figura 61 para o caso da região lateral ao núcleo do reator. Porém, na região próxima ao pleno quente e refletor inferior, esta

simetria deixa de ser visualizada. A temperatura máxima atingida pelo refrigerante, no modelo é de 720°C.

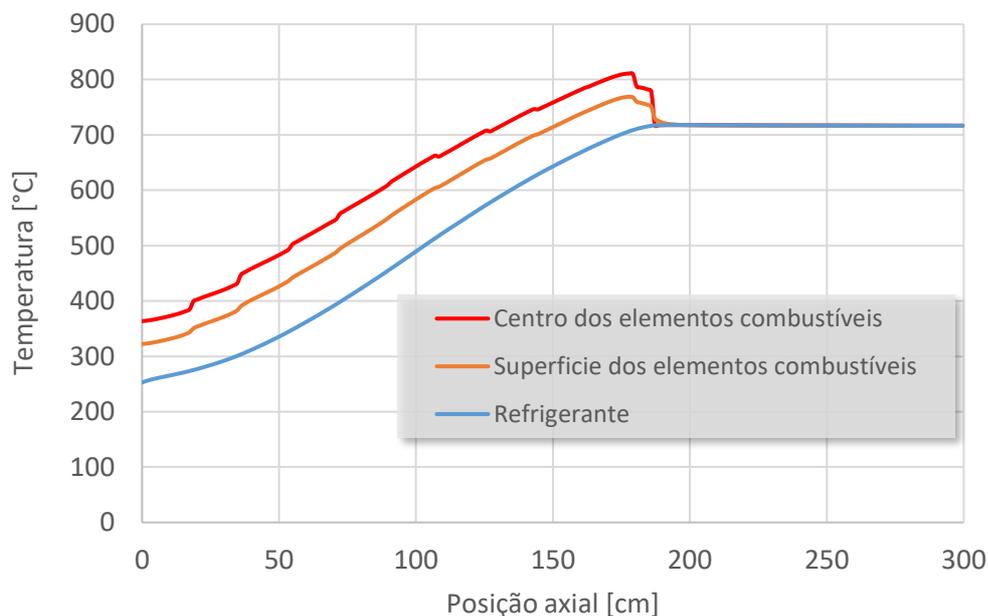
Figura 61 – Distribuição de temperatura para o estado estacionário correspondente a 3MW de potência



Legenda: a) e b) representam as distribuições de temperaturas do refrigerante e dos elementos estruturais, nos planos axiais ortogonais principais. c) Distribuição de temperatura isométrica. Fonte: o autor.

O gráfico da Figura 62 mostra as temperaturas no eixo axial correspondente ao centro do núcleo. Como é esperado a temperatura do refrigerante se eleva ao ser aquecido pelos elementos combustíveis na sua passagem pelo núcleo do reator. Note-se que as temperaturas são um pouco mais baixas em comparação com o estado estacionário a 10MW de potência, visto na secção 4.1.1. É importante referir que na literatura publica, não se tem resultados referentes ao estado estacionário de 3MW aqui analisado.

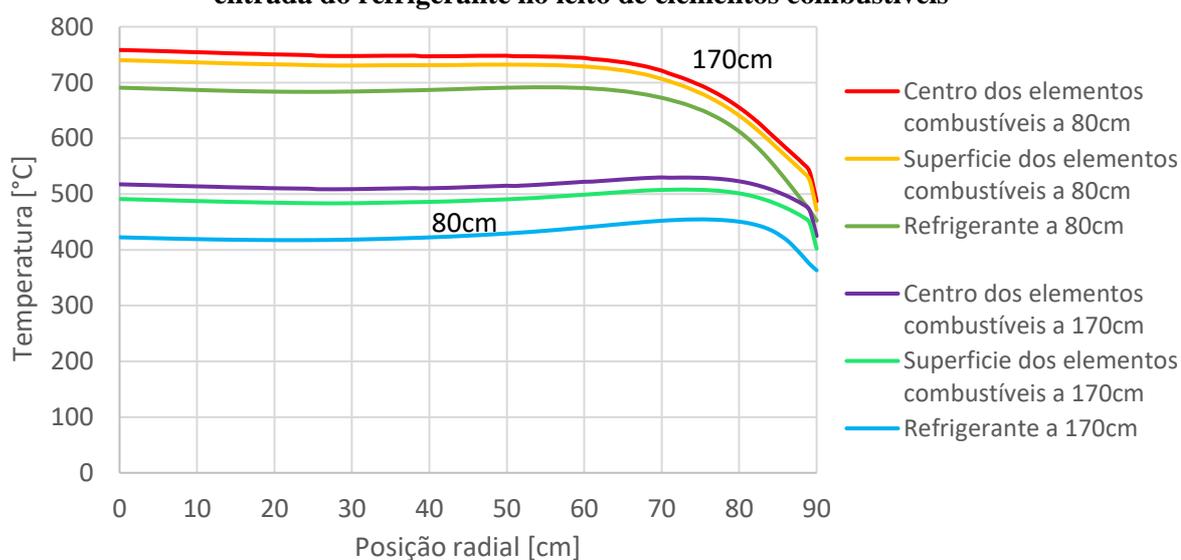
Figura 62 – Temperaturas correspondentes à posição do eixo axial do reator no estado estacionário a 3MW de potência



Fonte: o autor.

O gráfico indicado na Figura 63 apresenta o comportamento radial da temperatura na altura correspondente a 80cm após a entrada do fluido no leito de elementos combustíveis. Nesta figura se evidencia o comportamento plano do perfil calculado a partir da metodologia proposta.

Figura 63 – Perfis radiais de temperatura correspondentes a distância de 80cm e 170cm após a entrada do refrigerante no leito de elementos combustíveis

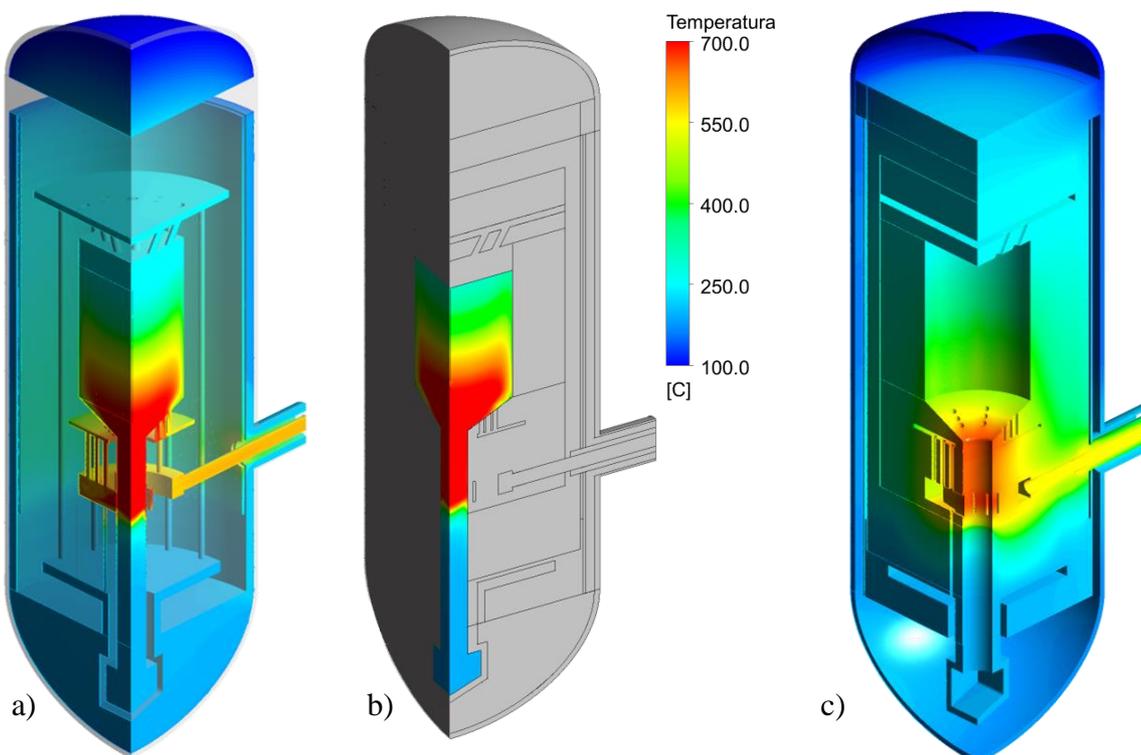


Fonte: o autor.

A Figura 64 ressalta os perfis de temperaturas separadamente por estados físicos simulados. A Figura 64 a); mostra a temperatura nas regiões por onde passa o refrigerante; a Figura 64 b) representa a temperatura nas superfícies dos elementos combustíveis que ocupam a região, desde o núcleo do reator até o canal de descarga; a Figura 64 c), representa a temperatura nos elementos estruturais que compor o reator.

Ao analisar as temperaturas do refrigerante no interior do reator Figura 64 (a), é possível observar como vai se aquecendo ao passar pelo interior do refletor inferior e a porção inferior do refletor lateral. Ato seguido, a temperatura diminui na região superior do refletor lateral assim como no pleno frio, devido à ação do sistema de RCCS que constantemente extrai uma pequena porção de calor desta região. Na Figura 64 (b), observa-se o comportamento da temperatura na superfície dos elementos combustíveis que é muito similar ao comportamento observado na secção 4.2.1.

Figura 64 – Perfis de temperatura para o estado estacionário correspondente a 3MW

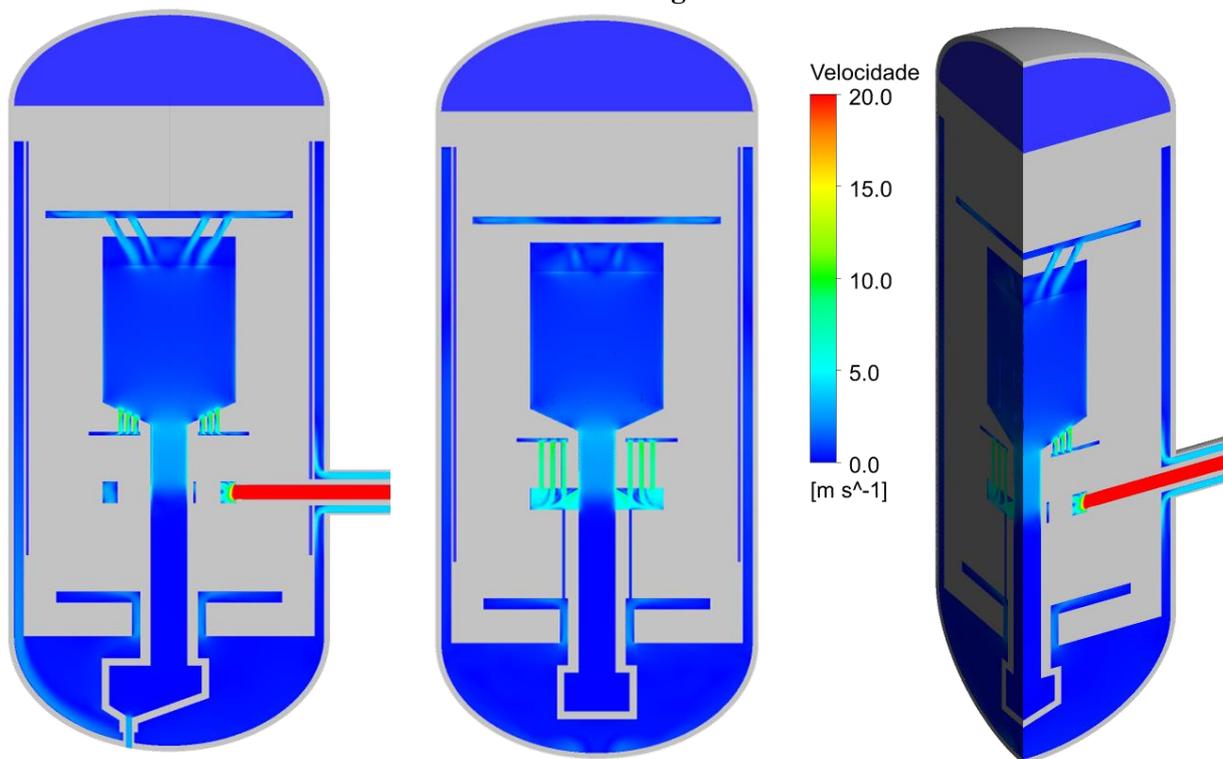


Fonte: o autor.

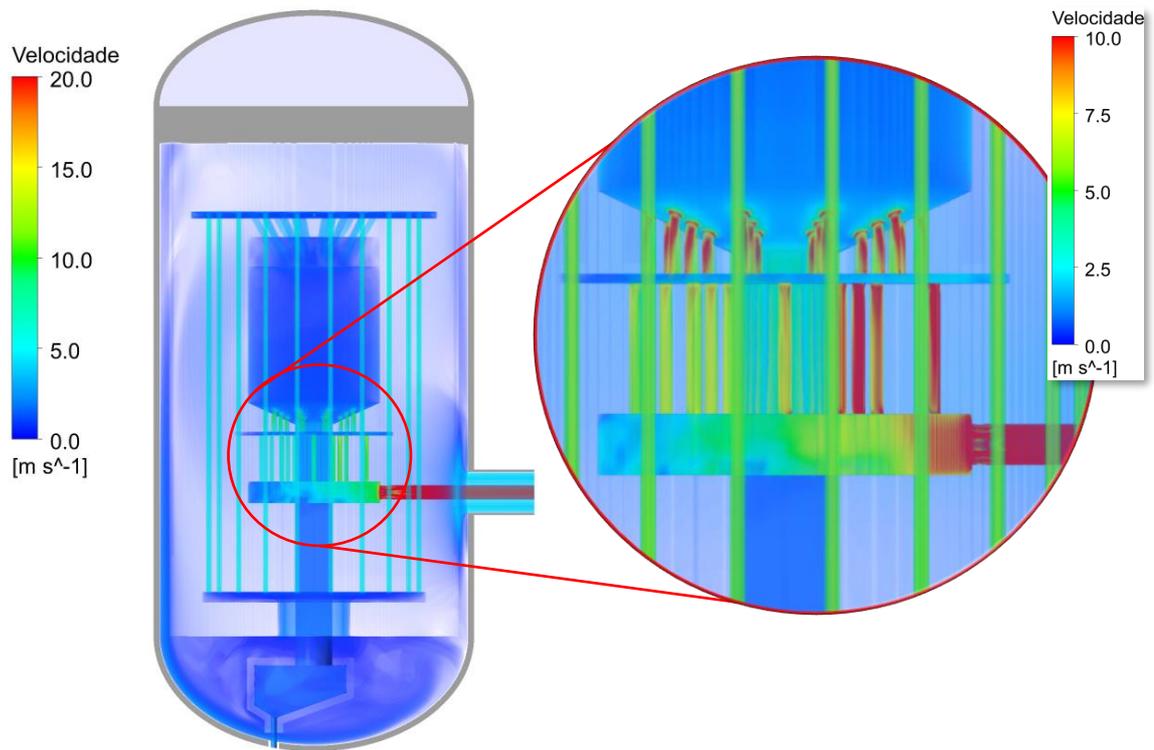
4.4.1.2 Velocidades e pressões do refrigerante no reator

O perfil de velocidade fundamentalmente homogêneo no interior do núcleo do reator é evidenciado na Figura 65. Ao entrar o hélio no reator, percorrer a região entre o vaso de pressão e o casco do núcleo assim como a região inferior do reator, este desenvolve uma velocidade máxima de 5,4m/s. Ao hélio se elevar pelo interior do reator, ganhando energia em forma de calor o qual diminui sua densidade, este alcança velocidade máxima de até 7,2m/s justo antes de entrar no núcleo do reator, de acordo com o modelo proposto. Uma vez o refrigerante chegar ao núcleo do reator, este desacelera ao interagir com os elementos combustíveis do leito de bolas atingindo velocidade de até 3,2m/s, diminuindo drasticamente sua densidade em até 35%. Após ultrapassar o leito de bolas, o refrigerante quente e menos denso, se escoa entre os plenos e canais hasta alcançar a saída do reator, durante este percurso se acelera até alcançar sua velocidade máxima no duto de saída. De forma geral, a velocidade do refrigerante é mantida entre 2 e 10 m/s praticamente em todo o reator, atingindo mais de 10 m/s nos canais interiores da região inferior do reator chegando até 45 m/s no duto de saída (Figura 65 e Figura 66). Na Figura 67 foi representada as linhas de correntes características.

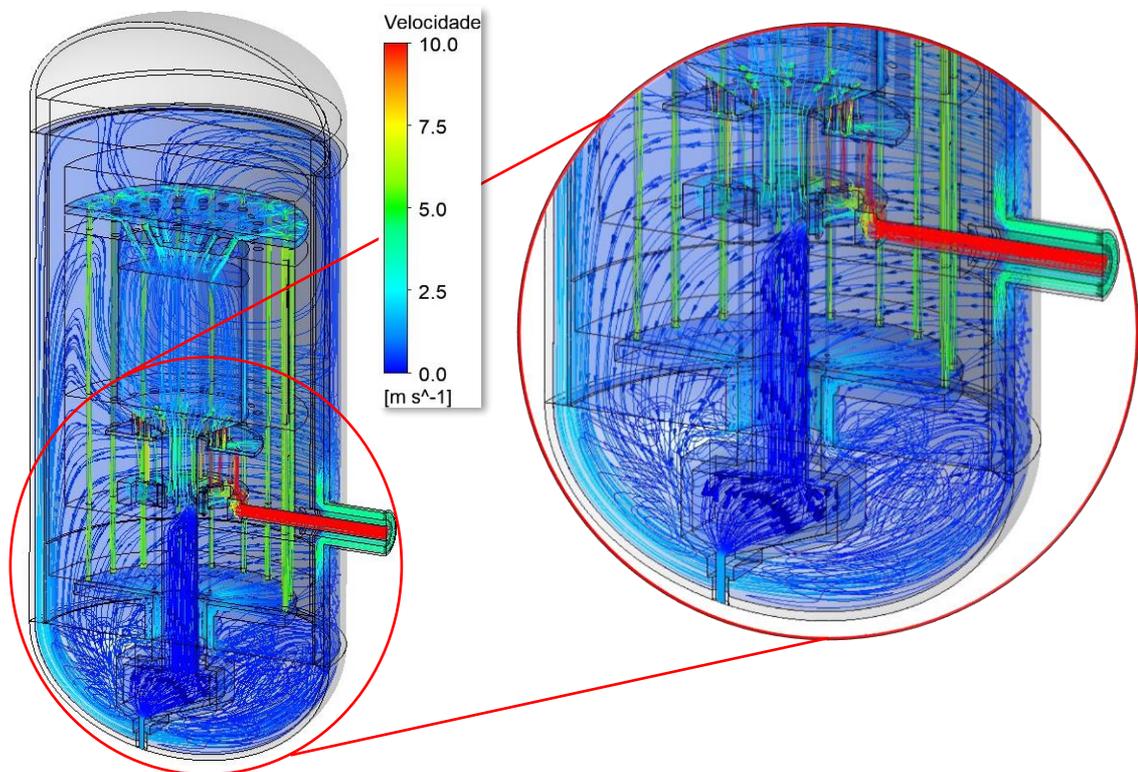
Figura 65 – Perfis de velocidade correspondente ao estado estacionário a 3MW a partir do modelo integral



Fonte: o autor.

Figura 66 – Distribuição volumétrica de velocidade

Fonte: o autor.

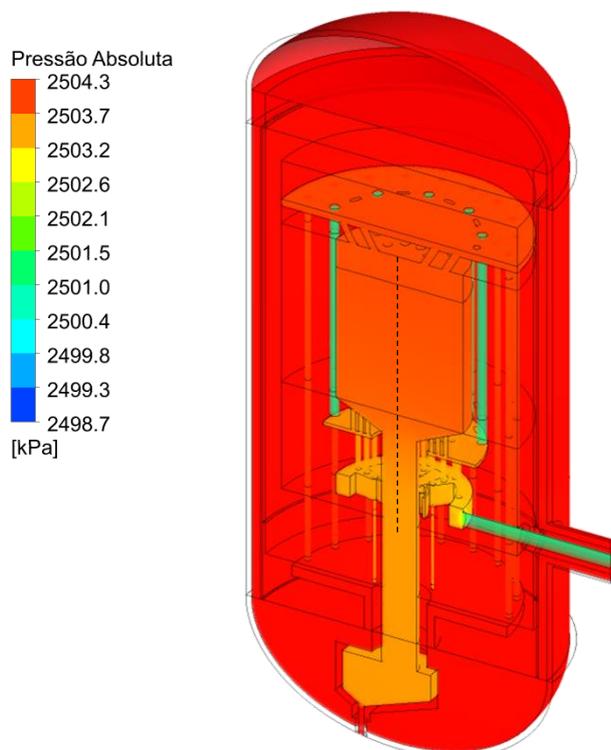
Figura 67 – Distribuição de linhas de corrente

Fonte: o autor.

4.4.1.3 Queda de pressões

De forma geral, a simulação foi realizada de modo que a pressão nominal seja mantida a 2,5MPa de acordo como o indicado na secção 3.6. Esta pressão encontra-se inferior ao limiar de segurança imposto pela Autoridade Nacional de Segurança Nuclear (NNSA) da China, para a pressão referente a 3,3MPa. A queda global da pressão obtida foi de 6,9kPa em todo o reator. A distribuição da queda de pressão absoluta a partir do modelo proposto é mostrada na Figura 68.

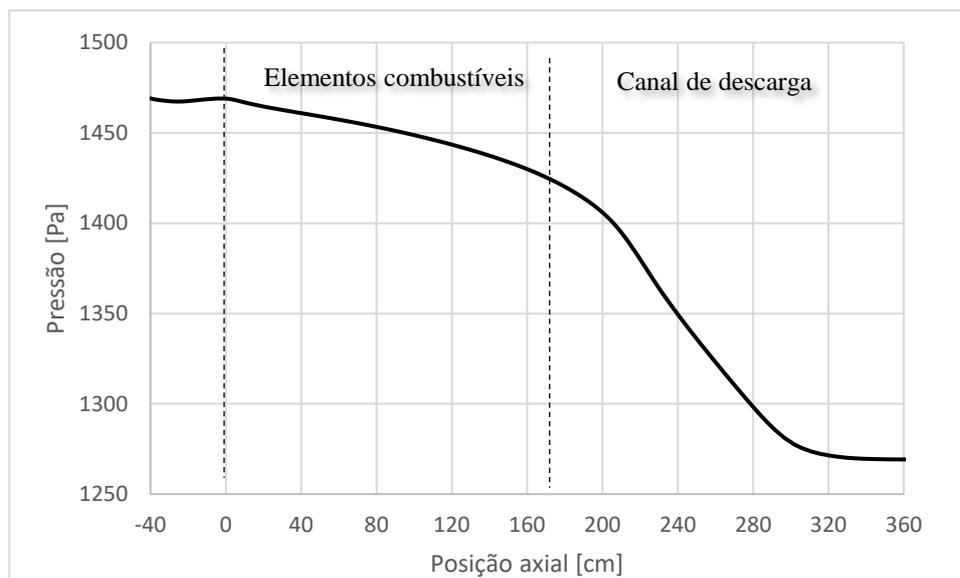
Figura 68 – Distribuição volumétrica da pressão absoluta no estado estacionário de 3MW



Fonte: o autor.

De acordo com o comentado nas secções anteriores, durante o escoamento do refrigerante pelo interior do núcleo do reator, este encontra os elementos combustíveis como um obstáculo à sua passagem, porém uma queda de pressão mais acentuada acontece. O gráfico da Figura 69 mostra esta queda de pressão a partir da representação da pressão, propriamente dita, ao longo do eixo axial do reator (linha de traços na Figura 69). A figura mostra a pressão aproximadamente constante na casa dos 1,47kPa, na região anterior à entrada do leito de elementos combustíveis. Após a entrada do refrigerante no leito de elementos combustíveis, acontece uma queda de pressão até os 1,27kPa no canal de descarga.

Figura 69 – Queda de pressão no núcleo do reator no estado estacionário a 3MW



Fonte: o autor.

Uma vez obtido o estado estacionário para 3MW de potência, foi realizada a simulação termoidrúlica do acidente postulado no projeto do reator HTR-10, referente à falha do circulador de hélio sem SCRAM (ATWS).

4.4.2 Temperaturas no núcleo do reator durante a falha do circulador de hélio sem SCRAM

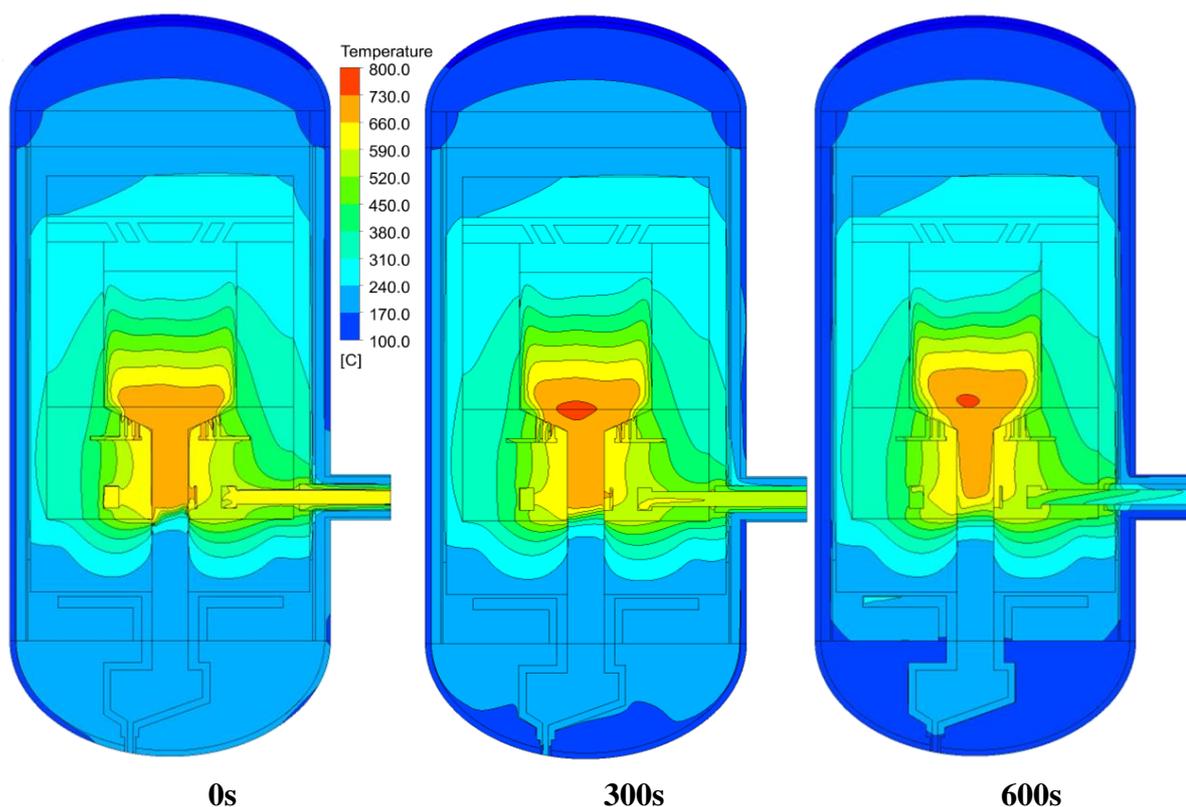
De acordo com o exposto na secção 3.6, foi realizado a modelagem do estado transitório correspondente ao acidente postulado de projeto “falha do circulador de hélio sem SCRAM”.

Depois que o circulador de hélio foi desligado, a potência do reator diminui devido ao “feedback” de reatividade negativo causado pelo aumento da temperatura no núcleo, porém ocorre uma diminuição da capacidade de remoção de calor do circuito primário. Quase instantaneamente, começa a diminuir a potência do sistema até atingir o calor residual de decaimento dos elementos radiativos que são produzidos durante a fissão nuclear, este processo chega a durar minutos após iniciado o sucesso iniciador do acidente. A seguir, serão expostas as condições termoidrúlicas do reator HTR-10 nos primeiros 10 min (600s) do acidente descrito na secção 3.6.

A distribuição de temperatura no plano ortogonal principal axial, durante os primeiros 10 minutos do teste transitório, correspondente à parada do soprador de hélio sem SCRAM, é mostrada na Figura 70 e na Figura 71. Após a simulação dos primeiros 10 minutos, se pode observar como diminui a simetria da distribuição de temperatura. Esta modelagem tridimensional do reator ressalta o deslocamento do ponto mais quente nos elementos combustíveis primeiramente em sentido da região mais distante da saída do refrigerante do reator assim como em sentido à elevação vertical.

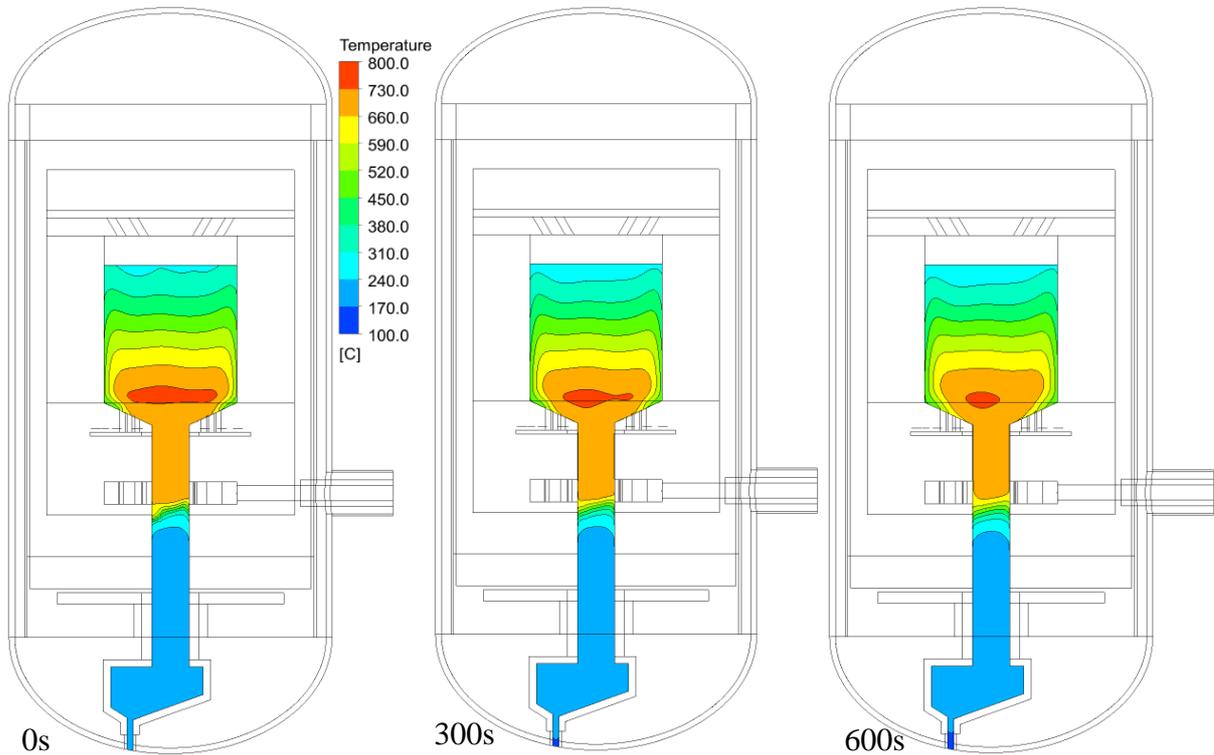
Com o transcurso do tempo as temperaturas diminuem em forma geral, processo que acontece de forma mais marcante em toda a periferia do reator pela ação do sistema RCCS. O calor se mantém durante este tempo concentrado na região central do reator e aos poucos será extraído do mesmo pelo referido sistema.

Figura 70 – Perfis de temperatura do refrigerante e dos elementos estruturais



Fonte: o autor.

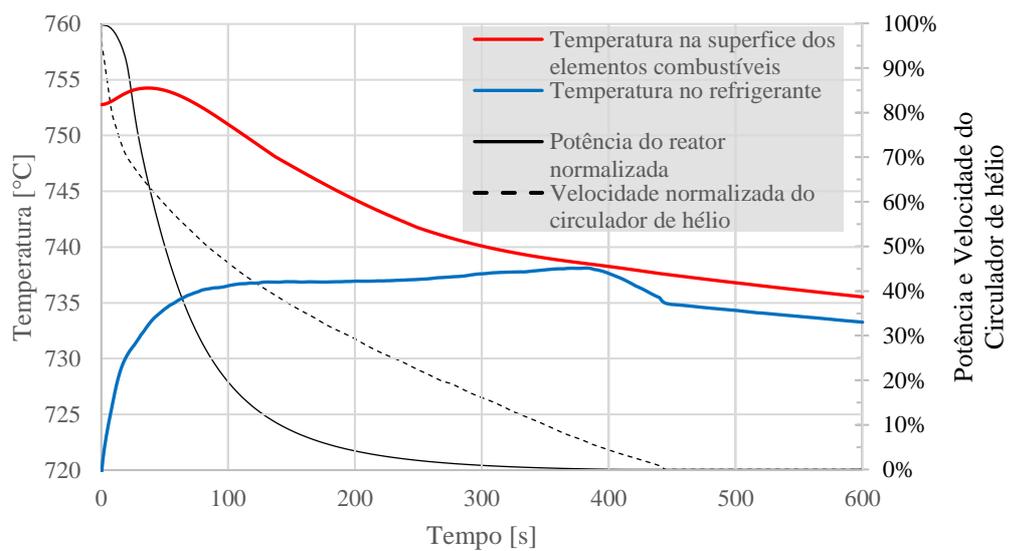
Figura 71 – Perfis de temperatura na superfície dos elementos combustíveis



Fonte: o autor.

A temperatura máxima no gás de arrefecimento se eleva ligeiramente de 720°C até 738°C e depois diminui lentamente como é mostrado na Figura 72.

Figura 72 – Temperaturas máximas no refrigerante e das superfícies dos elementos combustíveis



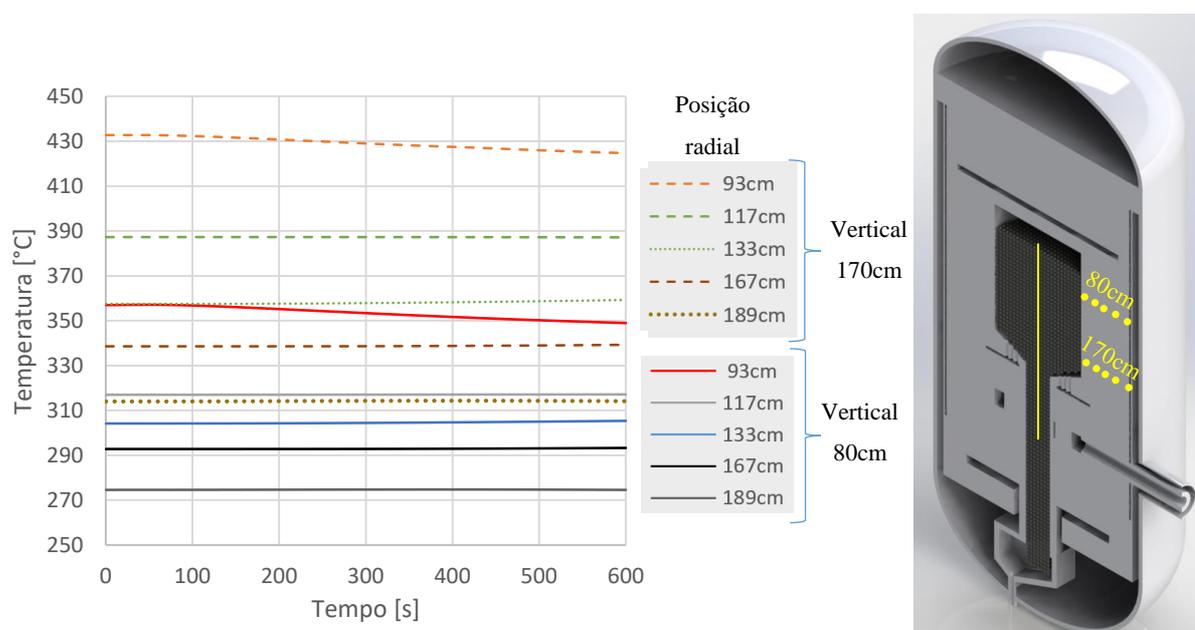
Fonte: o autor.

No caso da temperatura na superfície dos elementos combustíveis, o comportamento é o seguinte; nos primeiros 50s aproximadamente a temperatura máxima na superfície dos elementos combustíveis permanece praticamente constante e após este período começa a diminuir lentamente. Isto se deve a que o circulador de hélio continua mantendo a circulação, apesar da diminuição e o efeito de redução no gasto no escoamento ao redor dos elementos combustíveis é retardado pela própria inércia e distância que o grande volume de gás tem que atravessar até chegar ao núcleo do reator.

4.4.3 Temperatura nos elementos estruturais durante o estado transitório

Foram selecionados um grupo de pontos nas posição lateral direita do reator nas distancias vertical de 80cm e 170cm após a entrada do refrigerante no leito de elementos combustíveis e nas distâncias radiais como é mostrado na gráfica da Figura 73. Apenas os pontos mais próximos ao núcleo do reator são os que experimentam uma ligeira diminuição da temperatura durante o período do transitório estudado. Os restantes pontos praticamente se mantem constantes.

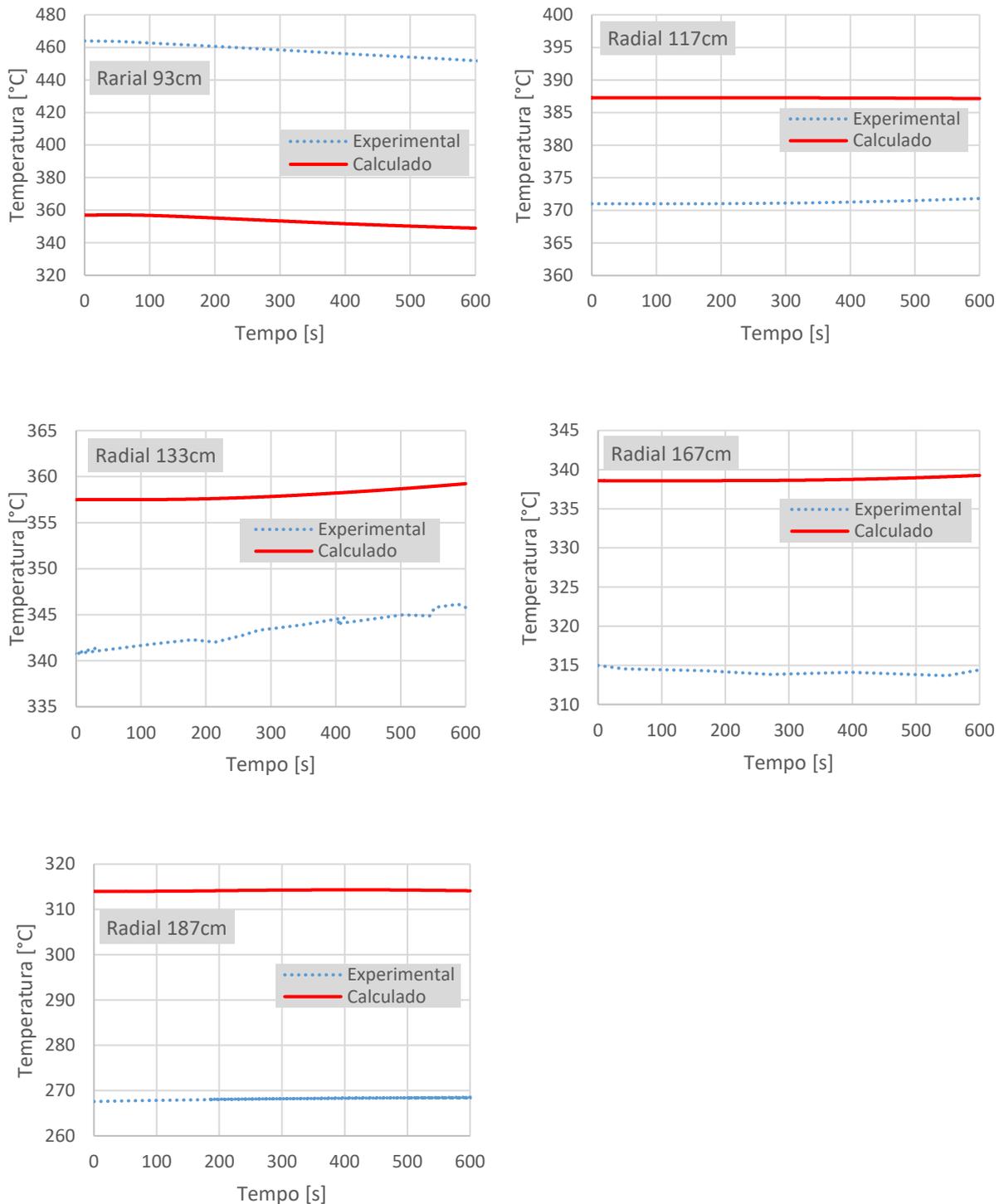
Figura 73 – Comportamento da temperatura nos refletores laterais durante o transitório



Fonte: o autor.

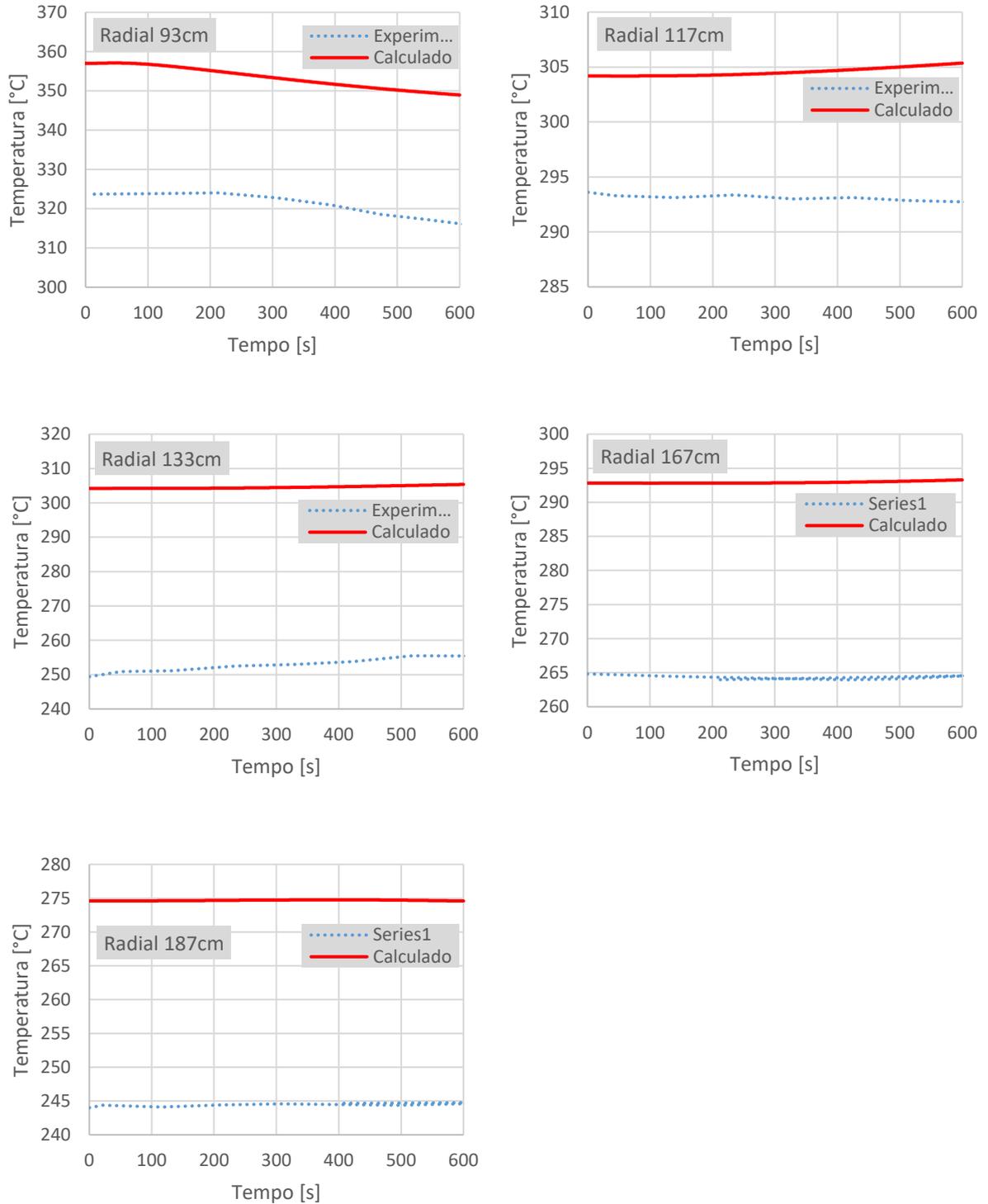
Em face do exposto foram comparados a variação da temperatura nestes pontos com os valores experimentais reportados em Chen et al. (2009) a partir da Figura 74 e da Figura 75.

Figura 74 – Comportamento da temperatura em diferentes pontos situados nos refletores laterais à distância de 170cm após a entrada do refrigerante no leito de bolas



Fonte: o autor.

Figura 75 – Comportamento da temperatura em diferentes pontos situados nos refletores laterais à distância de 80cm após a entrada do refrigerante no leito de bolas



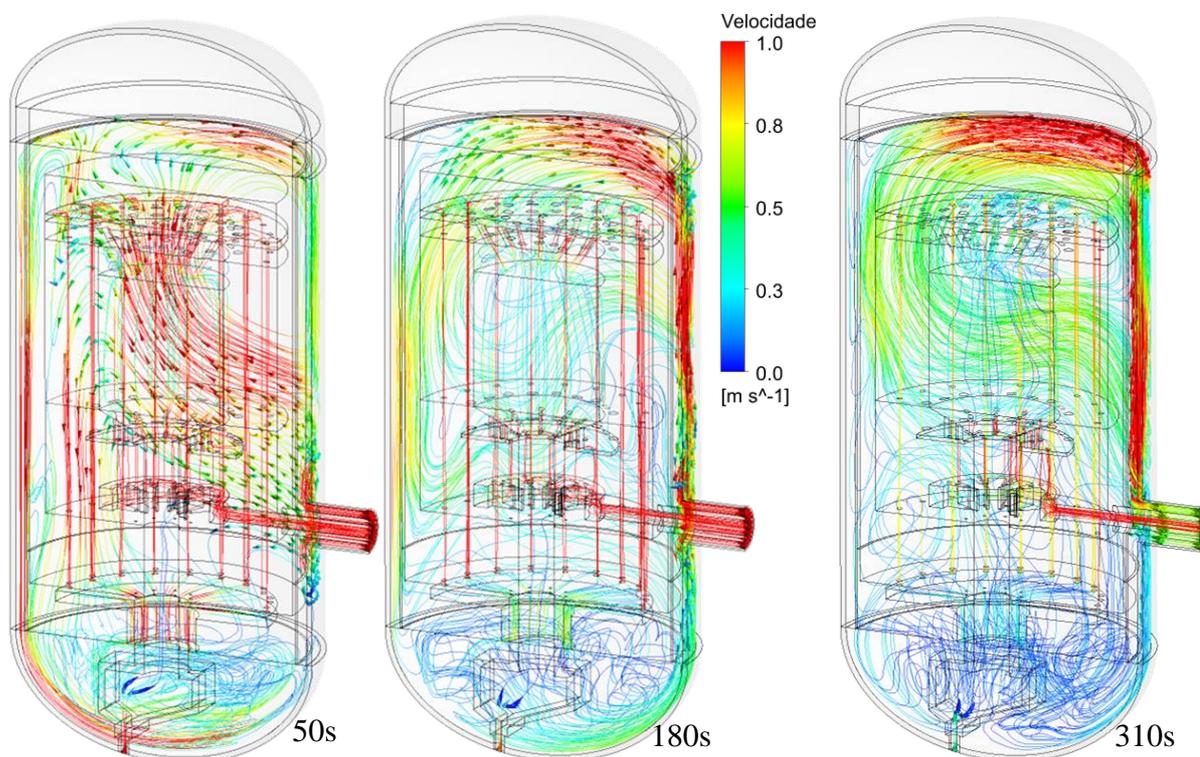
Fonte: o autor.

Os resultados obtidos demonstram coerência com o comportamento da temperatura de acordo com os dados experimentais. A faixa de diferenças relativas, dos valores expostos se encontram na mesma ordem dos publicados Chen et al. (2009) com o uso do código THERMIX.

4.4.4 Variação das velocidades do refrigerante durante o transitório

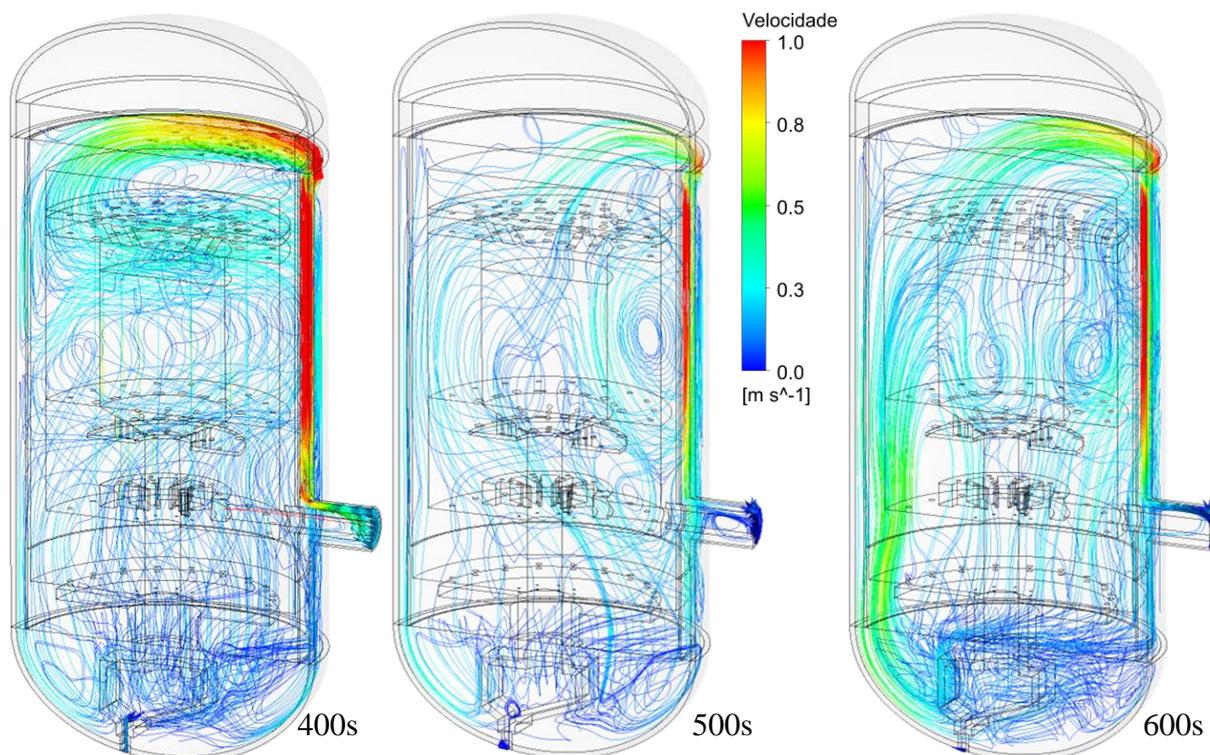
De modo geral o gás refrigerante se movimenta, principalmente, pelo impulso do circulador, o qual diminui sua velocidade durante o transitório (Figura 76 e Figura 77). Passados 5min o circulador de hélio apenas movimenta menos do 16% da sua capacidade ao início do teste. Após a parada do circulador próximo aos 450s, o gás ainda mantém, uma pequena inércia que aos poucos vai conjugando-se com a circulação natural que se atinge pela grande diferença de densidade que experimenta o gás ao entrar em contato com superfícies quentes nos elementos estruturais e com os elementos combustíveis.

Figura 76 – Evolução das linhas de fluxo durante o transitório a partir de 50s até 310s



Fonte: o autor.

Figura 77 – Evolução das linhas de fluxo durante o transitório a partir de 400s até 600s



Fonte: o autor.

É possível observar a partir da Figura 76 e da Figura 77, que a partir de certo momento, após ter iniciado o acidente postulado, o circulador de gás refrigerante deixa de ter impacto significativo no arrefecimento do reator, a pesar de se manter funcionando a baixa capacidade. Isto se deve a que a partir certo momento as força de empuxo provocada pela flutuabilidade do gás e a força provocada pelo circulador se equilibram. Este efeito é possível ser observado a partir da simulação tridimensional com uma boa representação detalhada das geometrias dentro do qual o refrigerante escoia. Por exemplo, já na Figura 76 a partir das linhas de fluxo, se mostra a presença de caminhos preferenciais aos 180s, quando o circulador se encontra aproximadamente a 30% da capacidade ao início do acidente.

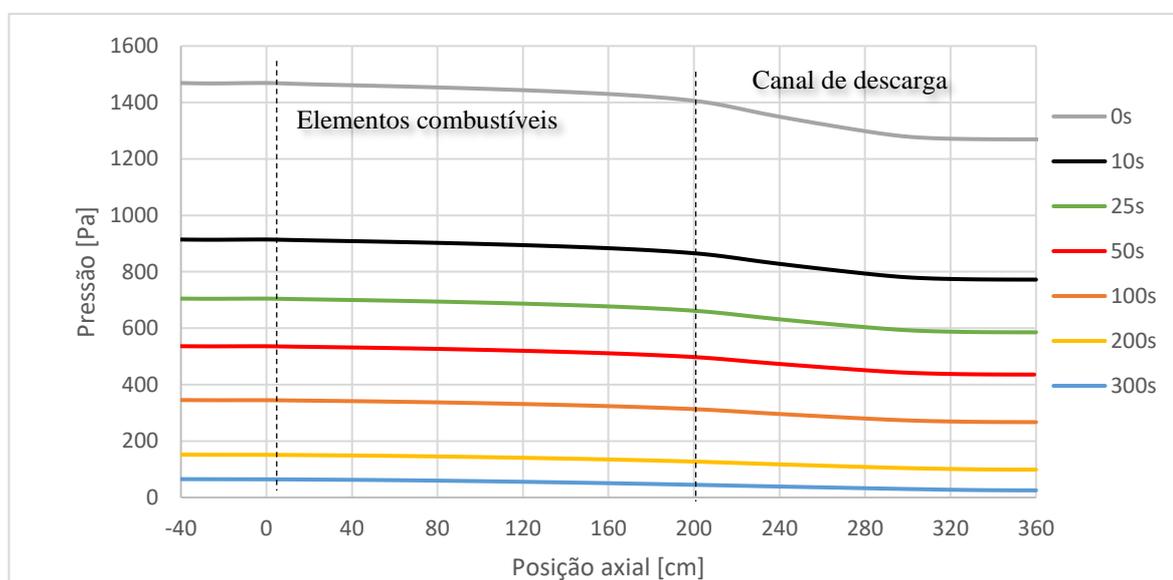
De forma geral, com a diminuição da circulação forçada aumenta o estancamento do fluido refrigerante, a recirculação e diminui a capacidade de refrigeração do gás hélio.

4.4.5 Queda de pressão durante o transitório

A pressão absoluta durante todo o transitório se manteve estável na casa dos 2,5MPa. O qual está de acordo com as condições de operação reportadas em (CHEN et al., 2009; HU et al., 2004, 2006).

Ao analisar a queda de pressão relativa no leito de elementos combustíveis durante o transitório é possível observar na Figura 78, como a maior queda acontece nos primeiros segundos logo, a queda de pressão é mais suave. De modo geral a queda de pressão nos elementos combustíveis acompanha a queda na capacidade do circulador de hélio.

Figura 78 – Queda de pressão nos elementos combustíveis durante o ATWS



5 CONCLUSÃO

Foi identificado que os VHTRs de leito de bolas refrigerados a gás, têm a capacidade de atingir temperaturas muito altas, sendo adequados para processos de cogeração térmica-elétrica, permitindo por sua vez, a produção eficiente de hidrogênio através de eletrólise a vapor ou processos termoquímicos, bem como calor a alta temperatura para plantas industriais. Também foram identificados que os VHTR podem cumprir os objetivos impostos pelo GIF para os futuros reatores nucleares tais como: sustentabilidade, viabilidade econômica, segurança, confiabilidade e alta resistência à proliferação.

Foi identificado que os códigos de dinâmica de fluidos computacional aplicados à termoidráulica, permitem um entendimento melhor e mais detalhado dos processos que acontecem nos reatores. Permitindo estudar os fenômenos muito complexos que acontecem nos reatores nucleares os quais, se caracterizam como de alta turbulência, sistemas multifásicos e grandes trocas de calor durante eventos transitórios e acidentes. Contudo, o uso da CFD apresenta nos estudos de reatores inovadores tais como, os VHTRs de leito de bolas refrigerados a gás, a possibilidades de acrescentar conhecimento de alto valor científico a partir da modelagem detalhada tridimensional destes sistemas.

Foi desenvolvida e implementada uma metodologia para a modelagem termoidráulica tridimensional na escala real, dos estados estacionários e transitórios de reatores nucleares de temperatura muito alta de leito de bolas refrigerados a gás utilizando o código CFD ANSYS CFX, na qual foram simuladas as geometrias detalhadas, em três dimensões em escala real dos elementos estruturais principais do reator HTR-10.

Foram desenvolvidos dois modelos computacionais do reator de temperatura altas HTR-10. Um “modelo simplificado”, com menor utilização de recursos computacionais que permite obter uma descrição aceitável da termoidráulica do reator HTR-10 e um segundo modelo mais abrangente, nomeado “modelo integral” que permite a determinação dos principais parâmetros termoidráulicos com uma maior exatidão a custo de maior utilização dos recursos computacionais.

Foi avaliada a capacidade da metodologia de predição dos principais parâmetros termoidráulicos através da comparação com dados disponíveis na literatura da operação de estado estacionário do reator HTR-10. Os resultados obtidos podem ser considerados como aceitáveis de acordo com os dados experimentais publicados pela IAEA para este reator. Os

resultados obtidos possuem coerência com os resultados das simulações feitas por outros grupos de pesquisa.

Sob condições de operação normal a 10MW de potência o reator HTR-10 pode atingir a máxima temperatura de 886°C no refrigerante de acordo com o modelo simplificado. Temperaturas limites de 956°C e de 990°C nas superfícies no centro dos elementos combustíveis respectivamente foram obtidas a partir deste modelo. Por outro lado, a partir do modelo integral, a temperatura máxima alcançada no refrigerante ao seu passo pelo reator é de 863°C. Temperaturas de aproximadamente 941°C e 974°C nas superfícies e centro dos elementos combustíveis foram obtidas a partir modelo integral.

Foram avaliados os principais parâmetros termohidráulicos do reator HTR-10 durante o acidente postulado de falha do circulador de hélio (ATWS). Com a metodologia e o uso do modelo integral foram capturados os efeitos transitórios de acordo como os experimentos que demonstram a segurança passiva que possui este reator de temperatura alta de leito de bolas refrigerado a gás, na literatura.

A temperatura máxima no gás de arrefecimento durante os 10s estudados do ATWS se eleva ligeiramente de 720°C até 738°C e depois diminui lentamente.

As máximas temperaturas obtidas durante a operação normal do reator e durante os 10s analisados do ATWS foram a abaixo dos 1230°C que é indicada pela IAEA como temperatura limite de segurança.

6 PERSPECTIVAS

- Continuar aprimorando as características geométricas detalhadas das partes envolvidas na simulação com a fim de obter uma maior fidelidade do comportamento do reator HTR-10 sob condições de estado de operação normal como em transitórios.
- Aprimorar a modelagem do RCCS sob condições de transitórios.
- Realizar outros estudos de transitórios termoidrúlicos do reator.
- Aplicar a metodologia proposta ao reator protótipo HTR-PM a fim de estudar um reator de temperatura alta refrigerado a gás de leito de bolas.
- Aplicar a metodologia para o estudo de projetos conceituais de VHTRs de leitos de bolas refrigerados a gás.

REFERÊNCIAS

- AICHLMAYR, H. T.; KULACKI, F. A. **The effective thermal conductivity of saturated porous media**. Elsevier Masson SAS, v. 39. 2006. 377–460 p.
- AL, F.; MUELLER, G.; AL-DAHMAN, M. Pebble bed nuclear reactor structure study : A comparison of the experimental and calculated void fraction distribution. **Progress in Nuclear Energy**, v. 106, n. March, p. 153–161, 2018.
- ANSYS, I. **ANSYS CFX Solver Theory Guide**. 15.0 ed. Canonsburg, PA: ANSYS, Inc., 2013. 372 p.
- ANSYS, I. **ANSYS CFX-Solver Manager User ' s Guide**. 19.0 ed. Canonsburg, PA: ANSYS, Inc., 2018a. 202 p.
- ANSYS, I. **ANSYS CFX-Solver Theory Guide**. 19.0 ed. Canonsburg, PA: ANSYS, Inc., 2018b. 366 p.
- ANSYS, I. **ANSYS CFX Reference Guide**. 19.0 ed. Canonsburg, PA: ANSYS, Inc., 2018c. 416 p.
- ANTWERPEN, W. VAN; TOIT, C. G.; ROUSSEAU, P. G. A review of correlations to model the packing structure and effective thermal conductivity in packed beds of mono-sized spherical particles. **Nuclear Engineering and Design**, v. 240, n. 7, p. 1803–1818, 2010.
- BECKER, S.; LAURIEN, E. Three-dimensional numerical simulation of flow and heat transport in high-temperature nuclear reactors. **Nuclear Engineering and Design**, v. 222, n. 2- 3 SPEC, p. 189–201, 2003.
- BOER, B.; KLOOSTERMAN, J. L.; LATHOUWERS, D.; VAN DER HAGEN, T. H. J. J. In-core fuel management optimization of pebble-bed reactors. **Annals of Nuclear Energy**, v. 36, n. 8, p. 1049–1058, 2009.
- CACUCI, D. G. **Handbook of Nuclear Engineering**. Springer, 2010.
- CAPONE, L.; HASSAN, Y. A.; VAGHETTO, R. Reactor cavity cooling system (Rccs) experimental characterization. **Nuclear Engineering and Design**, v. 241, n. 12, p. 4775–4782, 2011.
- CHEN, F.; DONG, Y.; ZHANG, Z. Temperature Response of the HTR-10 during the Power Ascension Test. **Science and Technology of Nuclear Installations**, v. 2015, 2015.
- CHEN, F.; DONG, Y.; ZHANG, Z.; ZHENG, Y.; SHI, L.; HU, S. Post-test analysis of helium circulator trip without scram at 3 MW power level on the HTR-10. **Nuclear Engineering and Design**, v. 239, n. 6, p. 1010–1018, 2009.
- DE BEER, M.; DU TOIT, C. G.; ROUSSEAU, P. G. Experimental study of the effective thermal conductivity in the near-wall region of a packed pebble bed. **Nuclear Engineering and Design**, v. 339, n. March, p. 253–268, 2018.

DE BEER, M.; DU TOIT, C. G.; ROUSSEAU, P. G.; BEER, M. DE; TOIT, C. G. DU; ROUSSEAU, P. G. A methodology to investigate the contribution of conduction and radiation heat transfer to the effective thermal conductivity of packed graphite pebble beds, including the wall effect. **Nuclear Engineering and Design**, v. 314, p. 67–81, 2017.

DEWAN, A. **Tackling turbulent flows in engineering**. First edit ed. Springer, 2011. 1–124 p.

DING, L.; ZHU, D.; PENG, D.; ZHAO, Y. Air pollution and asthma attacks in children: A case–crossover analysis in the city of Chongqing, China. **Environmental Pollution**, v. 220, p. 348–353, 2017.

DU TOIT, C. G. Radial variation in porosity in annular packed beds. **Nuclear Engineering and Design**, v. 238, n. 11, p. 3073–3079, 2008.

ELETROBRAS. **Panorama da Energia Nuclear no Mundo**. Electrobras, 2011. 125 p.

ELETROBRAS. Panorama da Energia Nuclear. **Panorama da energia nuclear**, p. 207, 2016.

FERNG, Y. M.; CHEN, C. T. CFD investigating thermal-hydraulic characteristics and hydrogen generation from graphite-water reaction after SG tube rupture in HTR-10 reactor. **Applied Thermal Engineering**, v. 31, n. 14–15, p. 2430–2438, 2011.

FERNG, Y. M.; CHI, C. W. CFD investigating the air ingress accident for a HTGR simulation of graphite corrosion oxidation. **Nuclear Engineering and Design**, v. 248, p. 55–65, 2012.

FERNG, Y. M.; LIN, K. Y. CFD investigation of thermal-hydraulic characteristics in a PBR core using different contact treatments between pebbles. **Annals of Nuclear Energy**, v. 72, 2014.

FRISANI, A.; HASSAN, Y. A. Computation fluid dynamics analysis of the Reactor Cavity Cooling System for Very High Temperature Gas-Cooled Reactors. **Annals of Nuclear Energy**, v. 72, p. 257–267, 2014.

FÜTTERER, M. A.; BERG, G.; MARMIER, A.; TOSCANO, E.; FREIS, D.; BAKKER, K.; DE GROOT, S. Results of AVR fuel pebble irradiation at increased temperature and burn-up in the HFR Petten. **Nuclear Engineering and Design**, v. 238, n. 11, p. 2877–2885, 2008.

FÜTTERER, M. A.; FU, L.; SINK, C.; DE GROOT, S.; POUCHON, M.; KIM, Y. W.; CARRÉ, F.; TACHIBANA, Y. Status of the very high temperature reactor system. **Progress in Nuclear Energy**, v. 77, p. 266–281, 2014.

GÁMEZ, A.; ROJAS, L.; DOMÍNGUEZ, D. S.; ROSALES, J.; CASTRO, L. Y.; GONZÁLEZ, D.; GARCÍA, C.; BRAYNER, C. A. **CFD thermohydraulic calculation for the steady-state of the real scale HTR-10**. (ABEN, Ed.) In: International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2015. **Anais...** São Paulo, SP, Brazil: ABEN, 2015.

GÁMEZ, A.; ROJAS, L.; SÁNCHEZ, D.; ROSALES, J.; GONZÁLEZ, D.; GARCÍA, C.; BRAYNER, C. **Full Scale CFD Thermohydraulic Calculation of High Temperature Pebble Bed Nuclear Reactor**. (ABEN, Ed.) In: International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2017. **Anais...** Belo Horizonte, MG, Brazil: ABEN, 2017.

GAO, Z.; SHI, L. Thermal hydraulic calculation of the HTR-10 for the initial and equilibrium core. **Nuclear Engineering and Design**, v. 218, n. 1–3, p. 51–64, 2002.

GARCÍA, C.; ROSALES, J.; GARCÍA, L.; MUÑOZ, A.; ROSALES, F.; BRAYNER, C.; PÉREZ, J. Evaluation of uranium thorium and plutonium thorium fuel cycles in a very high temperature hybrid system. **Progress in Nuclear Energy**, v. 66, p. 61–72, 2013.

GARCÍA, L. **Diseño conceptual de un sistema controlado por un acelerador para transmutación de residuos nucleares y aplicaciones energéticas**. 2012. 206 p. Universidad Politécnica de Valencia, Valencia, 2012.

GIF. **Generation IV International Forum (GIF) Annual Report**. OECD NEA GIF, 2017. 183 p.

HAQUE, H.; FELTES, W.; BRINKMANN, G. Thermal response of a modular high temperature reactor during passive cooldown under pressurized and depressurized conditions. **Nuclear Engineering and Design**, v. 236, n. 5–6, p. 475–484, 2006.

HASSAN, Y. An overview of computational fluid dynamics and nuclear applications. In: ELSEVIER (Ed.). **Thermal-Hydraulics of Water Cooled Nuclear Reactors**. 12. ed. Elsevier, 2017. p. 729–829.

HU, S.; WANG, R.; GAO, Z. Safety demonstration tests on HTR-10. **2nd International Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology**, p. 22–24, 2004.

HU, S.; WANG, R.; GAO, Z. Transient tests on blower trip and rod removal at the HTR-10. **Nuclear Engineering and Design**, v. 236, n. 5–6, p. 677–680, 2006.

IAEA. **Safety related design and economic aspects of HTGRs**. Vienna: IAEA, 2001a. 247 p.

IAEA. **Heat Transport and Afterheat Removal for Gas Cooled Reactors Under Accident Conditions**. Vienna: IAEA, 2001b. 371 p.

IAEA. **Evaluation of high temperature gas cooled reactor performance: Benchmark analysis related to initial testing of the HTTR and HTR-10**. Vienna: IAEA, 2003. 231 p.

IAEA. **Evaluation of High Temperature Gas Cooled Reactor Performance: Benchmark Analysis Related to the PBMR-400, PBMM, GT-MHR, HTR-10 and the ASTRA Critical Facility**. Vienna: IAEA, 2013. 679 p.

IAEA. **Nuclear Safety Review 2015**. Vienna: IAEA, 2015. 1–62 p.

IAEA. **Nuclear Power Reactors in the World**. 2. ed. Vienna: IAEA, 2019a. 80 p.

IAEA. **Long Term Structure of The IAEA Safety Standards and Current Status**. Viena: Viena, 2019b. 57 p.

IEA. **Global Energy and CO2 Status Report**. OECD-IEA, 2018a. 15 p.

IEA. **Key World Energy Statistics**. France: OECD-IEA, 2018b. 51 p.

IPCC. **Climate Change 2014: Synthesis Report. Contribution of Working Groups I, II and III to the Fifth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change**. Geneva, Switzerland: IPCC, 2014. 155 p.

JANSE VAN RENSBURG, J. J.; KLEINGELD, M. Investigating leakage and bypass flows in an HTR using a CFD methodology. **Nuclear Engineering and Design**, v. 241, n. 12, p. 4960–4971, 2011a.

JANSE VAN RENSBURG, J. J.; KLEINGELD, M. An integral CFD approach for the thermal simulation of the PBMR Reactor Unit. **Nuclear Engineering and Design**, v. 241, n. 8, p. 3130–3141, 2011b.

JIMÉNEZ ESCALANTE, J. **Desarrollo e implementación de la descomposición en subdominios del acoplamiento neutrónico-termohidráulico mediante disecciones alternadas con un sistema de cálculo multiescala**. 2010. 324 p. Universidad Politécnica de Madrid, , 2010.

JO, C.; KIM, Y.; KIM, Y.; CHO, M. **High Temperature Reactor (HTR) Deep Burn Core and Fuel Analysis**. INL, 2011.

KTA. **Reactor Core Design for High-Temperature Gas-Cooled Reactor Part 1: Calculation of the Material Properties of Helium**. KTA, 1978.

KTA. **Reactor Core Design of High-Temperature Gas-Cooled Reactors Part 3: Loss of Pressure through Friction in Pebble Bed Cores**. KTA, 1981.

KTA. **Reactor Core Design of High-Temperature Gas-Cooled Reactors Part 2: Heat Transfer in Spherical Fuel Elements**. KTA, 1983.

KTA. **Reactor Core Design of High-Temperature Gas-Cooled Reactors Part 4: Thermohydraulic Analytical Model for Stationary and Quasi-Stationary Conditions in Pebble Bed Cores**. KTA, 1984.

KTA. **Reactor Core Design for High-Temperature Gas-Cooled Reactors Part 5: Systematic and Statistical Errors in the Thermohydraulic Core Design of the Pebble Bed Reactor**. KTA, 1986.

LIANG, X.; WEI, L. **Commissioning and operation experience and safety experiments on htr-10**. In: 3rd International Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology. **Anais...** South Africa: Proceeding HTR2006, 2006. p. 1–16.

MACDONALD, P. E. **NGNP Preliminary Point Design – Results of the Initial Neutronics and Thermal-Hydraulic Assessments**. Idaho: Idaho National Engineering and

Environmental Laboratory, 2003.

MAZAIRA, L. Y. R. **Desenvolvimento de um Modelo Geométrico Detalhado para a Modelagem Termohidráulica de Sistemas Nucleares, do tipo Leito de Bolas**. 2016. 138 p. UFPE, , 2016.

MENTER, F. R.; KUNTZ, M.; LANGTRY, R. Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model. **Turbulence, Heat and Mass Transfer**, v. 4, 2003.

MOUSTAFA, A.; REFEAT, R. Burnup and criticality analysis of carbon coated particle fuel in HTR-10 reactor. **Proceedings of the 7th Conference on Nuclear and Particle Physics**, p. 215–223, 2009.

MUELLER, G. E. Radial void fraction distributions in randomly packed fixed beds of uniformly sized spheres in cylindrical containers. **Powder Technology**, v. 72, p. 269–275, 1992.

NAKOSKI, J.; LAMARRE, G.; VÁSQUEZ-MAIGNAN, X.; DALE, B.; KEPPLER, J.; TAYLOR, M.; PAILLÈRE, H.; CAMERON, R.; DUJARDIN, T.; GANNON-PICOT, C. **Nuclear Energy Today**. 2012 editi ed. Paris: OECD-NEA, v. 2. 2012. 123 p.

NERAC, D. G. **A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems**. NERAC-DOE-GIV, 2002. 97 p.

NIAN, V. Technology perspectives from 1950 to 2100 and policy implications for the global nuclear power industry. **Progress in Nuclear Energy**, v. 105, p. 83–98, 2018.

NUCLEAR ENERGY AGENCY. **Technology Roadmap Update for Generation IV Nuclear Energy Systems**. OECD-NEA, 2014. 1–66 p.

OECD/IEA. **China's Engagement in Global Energy Governance**. Second Edi ed. France: www.iea.org, 2016. 83 p.

OLIVA, A M.; FAJARDO, L. G.; CURBELO, J. P. Uranium-thorium fuel cycle in a very high temperature hybrid system. **M&C 2011**, v. CD-ROM, 2011.

PERELLÓ, B. **Acoples de códigos neutrónicos con códigos termohidráulicos y estudio de transitorios de cinética puntual vs . cinética espacial**. 2010. 65 p. Instituto Balseiro - Universidad Nacional de Cuyo, San Carlos de Bariloche, 2010.

PERRY, R.; GREEN, D.; MALONEY, J. **Perry's chemical engineers' handbook**. 7th editio ed. McGraw-Hill Companies Inc, 1997. 2582 p.

PILEHVAR, A. F.; AGHAIE, M.; ESTEKI, M. H.; ZOLFAGHARI, A.; MINUCHEHR, A.; DARYABAK, A.; SAFAVI, A. Evaluation of compressible flow in spherical fueled reactors using the porous media model. **Annals of Nuclear Energy**, v. 57, p. 185–194, 2013.

POWERS, J. J.; WIRTH, B. D. A review of TRISO fuel performance models. **Journal of Nuclear Materials**, v. 405, n. 1, p. 74–82, 2010.

REN, C.; YANG, X.; JIA, H.; JIANG, Y.; XIONG, W. Theoretical Analysis of Effective Thermal Conductivity for the Chinese HTR-PM Heat Transfer Test Facility. **Applied Sciences**, v. 7, n. 1, p. 76, 2017.

RODRIGUEZ, C.; BAXTER, A.; MCEACHERN, D.; FIKANI, M.; VENNERI, F. Deep-Burn: making nuclear waste transmutation practical. **Nuclear Engineering and Design**, v. 222, p. 299–317, 2003.

ROSALES GARCÍA, J.; GARCÍA HERNÁNDEZ, C.; ROJAS MAZAIIRA, L.; BRAYNER, C. Diseño conceptual de un sistema nuclear avanzado para la transmutación de desechos y aplicaciones energéticas sostenibles. **Nucleus**, v. 58, p. 28–33, 2015.

ROSALES, J. **Modelagem detalhada de sistemas nucleares avançados do tipo leito de bolas com combustível encapsulado**. 2015. 127 p. UFPE, , 2015.

ROUSSEAU, P. G.; DU TOIT, C. G.; LANDMAN, W. A. Validation of a transient thermal-fluid systems CFD model for a packed bed high temperature gas-cooled nuclear reactor. **Nuclear Engineering and Design**, v. 236, n. 5–6, p. 555–564, 2006.

ROUSSEAU, P. G.; VAN STADEN, M. Introduction to the PBMR heat transfer test facility. **Nuclear Engineering and Design**, v. 238, n. 11, p. 3060–3072, 2008.

RUETTEN, H. J.; HAAS, K. A.; BROCKMANN, H.; OHLIG, U.; SCHERER, W. **V.S.O.P. (99) for WINDOWS and UNIX. Computer code system for reactor physics and fuel cycle simulation**. JUEL--3820, outubro de 2000. 165 p.

SABHARWALL, P.; BRAGG-SITTON, S. M.; STOOTTS, C. Challenges in the development of high temperature reactors. **Energy Conversion and Management**, v. 74, p. 574–581, 2013.

SAHA, P.; AKSAN, N.; ANDERSEN, J.; YAN, J.; SIMONEAU, J. P. P.; LEUNG, L.; BERTRAND, F.; AOTO, K.; KAMIDE, H. Issues and future direction of thermal-hydraulics research and development in nuclear power reactors. **Nuclear Engineering and Design**, v. 264, p. 3–23, 2013.

SCHUBERT, F.; NICKEL, H.; BREITBACH, G. Structural design criteria for HTR - a summary report -. **Nuclear Engineering and Design**, v. 132, p. 75–84, 1991.

SEKER, V. **Multiphysics methods development for high temperature gas reactor analysis**. - ProQuest. 2007. Purdue University, , 2007.

SILVA, A. S.; ROJAS MAZAIIRA, L.; DOMINGUEZ, D. S.; HERNÁNDEZ, C. R. G.; LIRA, C. A. B. O. **Recent advances on thermohydraulic simulation of HTR - 10 nuclear reactor core using realistic CFD approach**. In: 2015 International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2015. **Anais...** SP, Brazil: 2015.

SMITH, B. L. **OECD / NEA Writing Groups on the use of CFD for Nuclear Reactor Safety Issues**. (IAEA, Ed.) In: Thechnical Meeting on Application of CFD for NPP Design and Safety Analysis. **Anais...** Vienna: Paul Scherrer Institut, 2010. p. 14–16.

SUN, X.; CHEN, Z.; SUN, J.; LIU, Y.; ZHENG, Y.; LI, F.; SHI, L. CFD investigation of bypass flow in HTR-PM. **Nuclear Engineering and Design**, v. 329, n. November 2017, p. 147–155, 2018.

SUZUKI, M.; SHINMURA, T.; IIMURA, K.; HIROTA, M. Study of the wall effect on particle packing structure using X-ray micro computed tomography. **Advanced Powder Technology**, v. 19, n. 2, p. 183–195, 2008.

TAKAMATSU, K.; HU, R. New reactor cavity cooling system having passive safety features using novel shape for HTGRs and VHTRs. **Annals of Nuclear Energy**, v. 77, p. 165–171, 2015.

TALAMO, A.; GUDOWSKI, W. Performance of the gas turbine-modular helium reactor fuelled with different types of fertile TRISO particles. **Annals of Nuclear Energy**, v. 32, n. 16, p. 1719–1749, 2005.

TANG, C.; TANG, Y.; ZHU, J.; ZOU, Y.; LI, J.; NI, X. Design and manufacture of the fuel element for the 10 MW high temperature gas-cooled reactor. **Nuclear Engineering and Design**, v. 218, n. 1–3, p. 91–102, 2002.

THEUERKAUF, J.; WITT, P.; SCHWESIG, D. Analysis of particle porosity distribution in fixed beds using the discrete element method. **Powder Technology**, v. 165, n. 2, p. 92–99, 2006.

THOMAS, S. The Pebble Bed Modular Reactor: An obituary. **Energy Policy**, v. 39, n. 5, p. 2431–2440, 2011.

TOLLIT, B. **Coupled Neutronic Fluid Dynamic Modelling of a Very High Temperature Reactor using FETCH**. 2010. 346 p. Imperial College London, London, 2010.

TRAVASSOS, R. C. A. **O Futuro da Energia Nuclear No Brasil E No Mundo**. (E. ELETRONUCLEAR, Ed.) Rio de Janeiro: 2010.

TSUJI, N.; NAKANO, M.; TAKADA, E.; TOKUHARA, K.; OHASHI, K.; OKAMOTO, F.; TAZAWA, Y.; INABA, Y.; TACHIBANA, Y. Study of the applicability of CFD calculation for HTTR reactor. **Nuclear Engineering and Design**, v. 271, p. 564–568, 2014.

TU, J.; YEOH, G. H.; LIU, C. **Computational Fluid Dynamics A Practical Approach**. 2nd editio ed. Elsevier, 2013. 440 p.

TYOBEKA, B.; REITSMA, F. **Results of the IAEA CRP5 - Benchmark Analysis Related To the PBMR-400, PBMM, GT-MHR, HTR-10 and the Astra Critical**. (PHYSOR, Ed.) In: PHYSOR 2010 - Advances in Reactor Physics to Power the Nuclear Renaissance. **Anais...** Pittsburgh: ANS, 2010.

UDAY I/O. **Predicting the Future and Exponential Growth**. 2015. Disponível em: <<http://uday.io/2015/10/15/predicting-the-future-and-exponential-growth/>>. Acesso em: 21 nov. 2016.

VANCE, R. Uranium 2014: Resources, Production and Demand. **NEA News**, p. 26, 2014.

VENNERI, F.; ALLAN, B.; DONALD, M.; CARMELO, R.; MICHAEL, F.; JOSEF, K.; DAVID, C. Deep Burn Transmutation. A Practical Approach to the Destruction of Nuclear Waste in the Context of Nuclear Power Sustainability. **General Atomics AAA Program - DOE**, 2001.

WANG, Y.; DE FOY, B.; SCHAUER, J. J.; OLSON, M. R.; ZHANG, Y.; LI, Z.; ZHANG, Y. Impacts of regional transport on black carbon in Huairou, Beijing, China. **Environmental Pollution**, v. 221, p. 75–84, 2017.

WHITE, F. M. **Fluid Mechanics**. Fourth Edi ed. New York: [s.n.]2002. 826 p.

WILCOX, D. C. **Turbulence Modeling for CFD**. Third Eddi ed. California: DCW Industries Inc., 2006.

WIMS9 User Guide. Serco Assurance, 2004.

WU, C. Y.; FERNG, Y. M.; CHIENG, C. C.; LIU, C. C. Investigating the advantages and disadvantages of realistic approach and porous approach for closely packed pebbles in CFD simulation. **Nuclear Engineering and Design**, v. 240, n. 5, p. 1151–1159, 2010.

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

XU, Y.; ZUO, K. Overview of the 10 MW high temperature gas cooled reactor—test module project. **Nuclear Engineering and Design**, v. 218, n. 1–3, p. 13–23, 2002.

YAN, Y. **Development of a Coupled Cfd-System-Code Capability (with a Modified Porous Media Model) and its Applications to Simulate Current and Next Generation Reactors**. 2011. 181 p. University of Illinois, , 2011.

YANG, X.; GUI, N.; TU, J.; JIANG, S. 3D DEM simulation and analysis of void fraction distribution in a pebble bed high temperature reactor. **Nuclear Engineering and Design**, v. 270, p. 404–411, 2014.

YVON, P.; CARRÉ, F. Structural materials challenges for advanced reactor systems. **Journal of Nuclear Materials**, v. 385, n. 2, p. 217–222, 2009.

ZHA, M.; ZHONG, S.; CHEN, R.; LI, S. Temperature Measuring System of the In-core Components for Chinese 10 MW High Temperature Gas-cooled Reactor. **Journal of Nuclear Science and Technology**, v. 39, n. 10, p. 1086–1093, 2002.

ZHANG, Z.; DONG, Y.; LI, F.; ZHANG, Z.; WANG, H.; HUANG, X.; LI, H.; LIU, B.; WU, X.; WANG, H.; DIAO, X.; ZHANG, H.; WANG, J. The Shandong Shidao Bay 200 MWeHigh-Temperature Gas-Cooled Reactor Pebble-Bed Module (HTR-PM) Demonstration Power Plant: An Engineering and Technological Innovation. **Engineering**, v. 2, n. 1, p. 112–118, 2016.

ZHANG, Z.; LIU, J.; HE, S.; ZHANG, Z.; YU, S. Structural design of ceramic internals of HTR-10. **Nuclear Engineering and Design**, v. 218, n. 1–3, p. 123–136, 2002.

ZHANG, Z.; WU, Z.; WANG, D.; XU, Y.; SUN, Y.; LI, F.; DONG, Y. Current status and technical description of Chinese 2x250 MWth HTR-PM demonstration plant. **Nuclear Engineering and Design**, v. 239, n. 7, p. 1212–1219, 2009.

ZHAO, H.; CHEN, X.; ZHENG, Y.; MA, T.; DONG, Y. Three-dimensional numerical investigation of heat transfer process in the reactor cavity of HTR-10. **Annals of Nuclear Energy**, v. 114, p. 551–560, 2018.

ZHAO, H.; DONG, Y.; ZHENG, Y.; MA, T.; CHEN, X. Numerical simulation on heat transfer process in the reactor cavity of modular high temperature gas-cooled reactor. **Applied Thermal Engineering**, v. 125, p. 1015–1024, 2017.

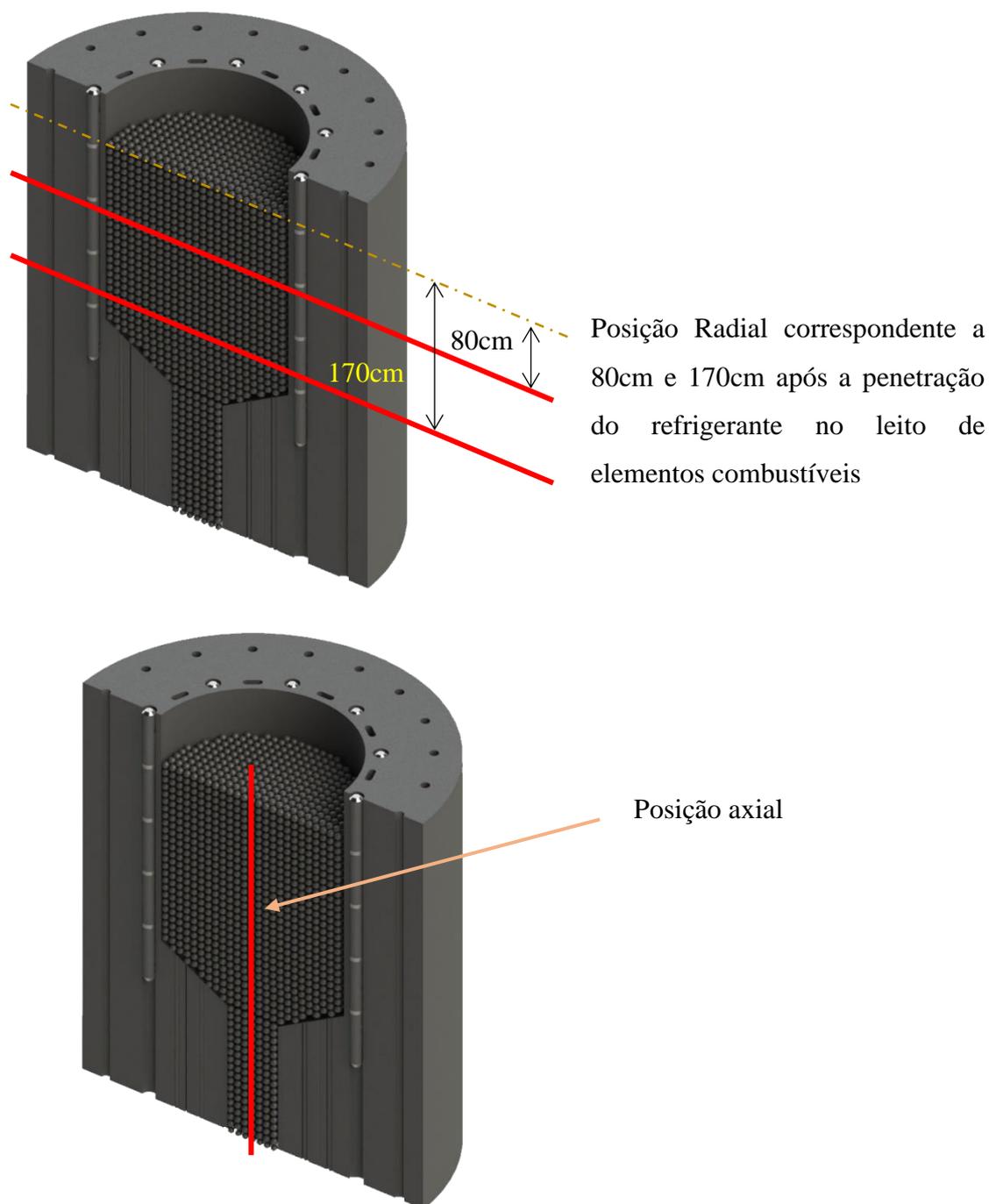
ZHOU, J.; YU, A.; ZHANG, Y. A Boundary Element Method for Evaluation of the Effective Thermal Conductivity of Packed Beds. **Journal of Heat Transfer**, v. 129, n. 3, p. 363, 2007.

ZUYING, G.; LEI, S. Thermal hydraulic transient analysis of the HTR-10. **Nuclear Engineering and Design**, v. 218, n. 1–3, p. 65–80, 2002.

APÊNDICE A – POSIÇÃO DOS PONTOS DE MEDIÇÃO DA TEMPERATURA

As figuras a seguir mostram as posições radiais e axiais de referência, para as comparações código-código no interior do núcleo do reator.

Figura 79 – Posição radial e axial para a determinação das temperaturas no interior do núcleo do reator



Fonte: o autor.

APÊNDICE B – IMPLEMENTAÇÃO EM EXCEL DA DETERMINAÇÃO DA ESPESSURA DA CAMADA LIMITE

Calculos HTR - Excel Abel G3mez Rodriguez

Arquivo Página Inicial Inserir Layout da Página F3rmulas Dados Revis3o Exibir Ajuda Nitro Pro Diga-me o que voc3 deseja fazer Compartilhar

Recortar Copiar Pincel de Formataç3o

Área de Transferência

Calibri 11 A A

Fonte

Quebrar Texto Automaticamente

Alinhamento

Geral

N3mero

Normal Bom

Estilos

Inserir Excluir Formatar

C3lulas

AutoSoma

Confidencialidade

	Inlet	Channels	Exit tube	Core	Cone	Discharge	PBMR-400	TADSEA Laura	Calculador
m : Gasto mássico [kg/s]	0.215	0.000	0.76	1.44	1.44	0.46	195.00	53.33	Core zone
d : diâmetro [m]	0.08	0.02	0.20	1.80	0.58	0.50	2.00	1.10	
A : Area [m2]	5.03E-03	3.14E-04	1.57E-02	2.54E+00	2.60E-01	9.82E-02	2.12E+00	4.89E+00	
T : Temperatura [K]	523	973	869	973	1043	800	800	1043	
H : Longitud (Altura) [m]				1.87	0.38	1.23	11.00	2.94	
η : Viscosidad din3mica [kg/m-1s-1] [Pa s]	2.93826E-05	4.5375E-05	4.1929E-05	4.5375E-05	4.76363E-05	3.95642E-05	3.95642E-05	4.76363E-05	4.14E-05
Re : Reynolds [adimensional]	1.16E+05	6.70E+02	2.32E+05	2.24E+04	6.69E+04	5.90E+04	4.65E+06	2.52E+05	
f : Coeficiente de fricci3n [adimensional]	1.90E+00	6.76E-01	2.18E+00	7.82E-03	6.28E-03	1.66E+00	2.69E-03	4.82E-03	
Cf : Coeficiente de fricci3n [adimensional]	1.90E+00	1.69E-01	2.18E+00	1.36E+00	1.70E+00	1.66E+00	3.97E+00	2.21E+00	
ρ : Densidad [Kg/m3]	2.2872	1.2333	1.3801	1.2333	1.1508	1.4989	1.4989	1.1508	2.7126
Um : Velocidad media del fluido	7.6811	7.6811	35.75	7.6811	8.6811	7.6811	9.6811	9.6811	
τw : tensi3n en la pared	1.28E+02	6.15E+00	1.92E+03	4.97E+01	7.36E+01	7.32E+01	2.79E+02	1.19E+02	1.02E+00
Ut : Velocidad tangencial	7.4806	2.2330	37.3003	6.3451	7.9990	6.9888	13.6317	10.1861	0.6146
y+ : posici3n de la primera capa de malla	100	100	20	100	100	100	100	100	52
ν : Viscosidad cinemática [m2/s-1]	1.28E-05	3.68E-05	3.04E-05	3.68E-05	4.14E-05	2.64E-05	2.64E-05	4.14E-05	1.53E-05
Y : Espesor de la primera capa de malla [m]	1.72E-04	1.65E-03	1.63E-05	5.80E-04	5.17E-04	3.78E-04	1.94E-04	4.06E-04	1.29E-03

	Core	Area	Den	Deseado	Agora
ε : Porosity of the bed [adimensional]	0.39				
P : Presion [MPa]	2.5			Yplus	20
d : diâmetro de un elemento combustible [m]	0.06	0.0157	1.38096		1524.27
Re : Reynolds [adimensional]	748				
Ψ : Coefficient of loss of pressure through friction [adimensional]	3.21	Visc Din ans [Pa s]	Veloc [m/s]	Visc Cin [m^2 s^-1]	Y [m]
ΔH : height of the bed layer being considered [m]	1.87	4.30E-05	35.75	3.12E-05	1.74E-05
T : Temperatura [K]	973				
ρ : density of the gas [kg/m3]	1.23	0.179			
m : Gasto mássico [kg/s]	1.44				
A : Area de la seccion transversal del lecho [m2]	2.54				1.37E-03
ΔP/ΔH [Pa/m]	71.359	491.676678			

Re = $\frac{\dot{m} \cdot d}{A \cdot \eta}$ $\tau_w = \frac{1}{2} C_f \rho U_m^2$ $U_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}$

Re: Reynolds [adimensional] τ_w : tensi3n en la pared **Ut**: Velocidad tangencial

m: Gasto mássico [kg/m³] ρ : Densidad [Kg/m³] **Um**: Velocidad media del fluido

d: diâmetro [m] $\eta = 3.674 \cdot 10^{-7} \cdot T^{0.7}$

A: Area [m2]

η: Viscosidad din3mica [kg/m¹s⁻¹]

$\rho = 48.14 \cdot \frac{P}{T} \cdot \left(1 + 0.4446 \cdot \frac{P}{T^{1.2}}\right)^{-1}$ [kg/m³]

where P and T are pressure [Pa] and temperature [K]

$C_f = \frac{f}{4}$ $y = \frac{y^+ \nu}{U_\tau}$

Cf: Coeficiente de fricci3n **y**: Longitud de la primera capa [m]

para flujo interno en tuberías **ν**: Viscosidad cinemática

$f = 0.184 \cdot \sqrt[3]{Re}$ para $Re > 2 \cdot 10^4$

$\Psi = \frac{320}{(Re)} + \frac{6}{(Re)^{0.1}}$

$k = \frac{\varepsilon \cdot d_h^2}{16 \cdot k_0 \cdot \tau^2} = \frac{\varepsilon \cdot d_h^2}{16 \cdot k_k} = \frac{\varepsilon^3 \cdot d^2}{36(1 - \varepsilon)^2 \cdot k_k}$ (5)

$k_k = k_0 \cdot \tau^2$, (6)

where τ is equal to $\sqrt{\nu}$ for packed bed and k_k shape parameter is

Fonte: o autor.

ANEXO A – TEMPERATURA NO REATOR HTR-10. DADOS EXPERIMENTAIS E DE SIMULAÇÕES.

Tabela 11 – Comparação da temperatura nos materiais sólidos do HTR-10

No.	R(cm)	Z(cm)	Exp [C]	Ch.	Fr.	Ja.	Kor.	NL	SA-T	SA-V	Tur.	UK-P1	UK-P2	UK-W	AVG	STD	
Refletor Lateral																	
1	193	80	231,3	244	220	250	222	204	244	231	224	253	256	-	235	17	Notas: Ch.: China; Fr.: França; Ja.: Japão; Kor.: República da Coreia; NL: Holanda; SA-T: África do Sul TINTE; SA-V: África do Sul VSOP; UK-P1: Reino Unido com PHOENICS, θ-plane 1; UK-P2: Reino Unido com PHOENICS, θ-plane 2; UK-W: Reino Unido com WIMSTER; AVG: Valor médio calculado; STD: Desvio padrão
2	189	80	249,3	264	260	254	240	224	260	257	253	265	270	335	262	14	
3	167	80	274,3	292	303	287	289	291	305	299	260	281	294	335	294	13	
4	133	80	289,1	316	328	313	317	315	342	326	298	307	320	357	322	12	
5	117	80	313,3	350	360	340	339	339	380	362	341	329	350	389	353	15	
6	93	80	357,7	410	433	413	386	379	456	433	441	471	443	463	430	29	
7	193	170	234,9	247	227	250	222	217	257	243	220	252	254	-	239	16	
8	189	170	264,8	271	268	255	245	240	274	269	247	266	272	366	270	13	
9	167	170	303,9	305	315	297	311	314	324	315	253	284	305	368	308	21	
10	133	170	328,5	342	350	337	356	344	382	361	315	326	348	408	352	19	
11	117	170	365,3	389	394	380	397	409	451	429	386	365	401	469	406	25	
12	93	170	507,1	501	495	494	489	501	598	587	524	646	584	632	550	57	
Refletor superior																	
13	60	-40	245,7	261	278	251	278	269	282	274	267	271	271	275	271	9	
Pleno quente																	
14	40	234	800,2	770	783	793	728	796	775	720	820	741	735	819	771	33	
15	60	234	763,1	714	740	746	734	748	753	697	738	658	653	794	725	37	
Blocos de carvão isolante																	
16	70	440	224,1	240	250	252	254	250	252	257	246	250	250	261	251	5	
17	50	400	245,7	264	251	440	267	251	255	255	245	266	266	252	274	58	
18	50	370	296,2	295	257	251	311	276	272	263	252	294	294	255	275	21	
19	50	340	406,7	340	289	250	412	367	347	410	340	351	351	263	338	49	
Canal de descarga																	
20	26	340	334,2	317	305	289	352	340	309	399	323	321	329	254	322	30	Fonte: (IAEA, 2013).
21	26	300	806,1	707	760	434	488	754	715	640	820	379	389	462	595	169	
22	26	260	881,7	793	796	791	585	793	783	726	829	728	725	832	762	70	

Tabela 12 – Diferenças de temperatura nos materiais estruturais do HTR-10.

No.	R(cm)	Z(cm)	Exp [C]	Ch.	Fr.	Ja.	Kor.	NL	SA-T	SA-V	Tur.	UK-P1	UK-P2	UK-W	AVG	STD
Refletor Lateral																
1	193	80	231,3	13	-11	18	-9	-28	13	0	-8	22	24	-	17	17
2	189	80	249,3	14	11	5	-10	-25	11	8	4	16	21	86	29	27
3	167	80	274,3	17	29	13	15	16	31	25	-14	7	20	61	27	18
4	133	80	289,1	27	39	24	28	25	53	37	9	18	31	68	36	16
5	117	80	313,3	36	47	27	25	25	67	49	28	16	37	75	43	19
6	93	80	357,7	53	75	56	28	21	98	75	83	113	85	106	78	30
7	193	170	234,9	12	-8	15	-13	-18	22	8	-15	17	19	-	15	16
8	189	170	264,8	6	3	-10	-20	-25	10	5	-18	1	7	101	33	34
9	167	170	303,9	1	11	-7	7	10	20	11	-51	-20	2	64	27	28
10	133	170	328,5	13	22	8	27	16	53	32	-14	-3	19	80	34	26
11	117	170	365,3	24	29	14	32	44	86	64	21	-1	36	104	51	32
12	93	170	507,1	-6	-12	-13	-18	-6	91	80	17	139	77	125	72	60
Refletor superior																
13	60	-40	245,7	15	32	5	32	24	37	28	21	25	26	29	26	9
Pleno quente																
14	40	234	800,2	-30	-17	-7	-72	-5	-25	-80	20	-59	-65	19	45	35
15	60	234	763,1	-49	-23	-17	-29	-15	-11	-67	-25	-105	-110	31	55	42
Blocos de carvão isolante																
16	70	440	224,1	15	26	28	30	26	28	33	22	26	26	37	28	6
17	50	400	245,7	18	5	195	21	5	9	10	-1	20	20	7	60	56
18	50	370	296,2	-1	-39	-45	15	-20	-25	-34	-45	-2	-2	-42	30	21
19	50	340	406,7	-67	-118	-156	6	-40	-60	3	-67	-56	-56	-143	85	52
Canal de descarga																
20	26	340	334,2	-17	-29	-45	18	6	-25	65	-11	-13	-6	-80	37	37
21	26	300	806,1	-99	-46	-373	-318	-52	-91	-166	14	-428	-418	-344	264	167
22	26	260	881,7	-89	-86	-91	-297	-89	-99	-155	-53	-153	-157	-49	137	70

Notas:
Ch.: China;
Fr.: França;
Ja.: Japão;
Kor.: República da Coreia;
NL: Holanda;
SA-T: África do Sul
TINTE;
SA-V: África do Sul VSOP;
UK-P1: Reino Unido com
PHOENICS, θ -plane 1;
UK-P2: Reino Unido com
PHOENICS, θ -plane 2;
UK-W: Reino Unido com
WIMSTER;
AVG: Valor médio
calculado; STD: Desvio
padrão.

Fonte: (IAEA, 2013).