



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE SANTA CRUZ  
PRO-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM MODELAGEM COMPUTACIONAL  
EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA

**UEBERT GONÇALVES MOREIRA**

**DINÂMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL NA  
MODELAGEM TERMOHIDRÁULICA REALÍSTICA DE  
SISTEMAS NUCLEARES DE TEMPERATURA MUITO  
ELEVADA EM REGIMES COM PERDA DE REFRIGERANTE**

**ILHÉUS-BA  
2018**

**UEBERT GONÇALVES MOREIRA**

**DINÂMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL NA  
MODELAGEM TERMOHIDRÁULICA REALÍSTICA DE  
SISTEMAS NUCLEARES DE TEMPERATURA MUITO  
ELEVADA EM REGIMES COM PERDA DE REFRIGERANTE**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação  
em Modelagem Computacional em Ciência e Tecnologia  
da Universidade Estadual de Santa Cruz, como parte  
das exigências para obtenção do título de Mestre em  
Modelagem Computacional em Ciência e Tecnologia.

Orientador: Prof. Dr. Dany Sanchez Dominguez

Coorientador: Prof. Dr. Leorlen Yunier Rojas Mazaira

M838 Moreira, Uebert Gonçalves.  
Dinâmica de fluidos computacional na modelagem termohidráulica realística de sistemas nucleares de temperatura muito elevada em regimes com perda de refrigerante / Uebert Gonçalves Moreira. – Ilhéus : Editus, 2018.  
111f. : il.  
Orientador : Dany Sanchez Dominguez.  
Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual de Santa Cruz. Programa de Pós-graduação em Modelagem Computacional em Ciência e Tecnologia.  
Inclui referências.  
1. Dinâmica de fluidos. 2. Modelagem por computador. 3. Reatores nucleares. 4. Energia nuclear. I. Sanchez Dominguez, Dany. II. Título.

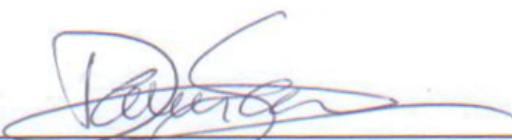
CDD – 532.5

UEBERT GONÇALVES MOREIRA

DINÂMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL NA  
MODELAGEM TERMOHIDRÁULICA REALÍSTICA DE  
SISTEMAS NUCLEARES DE TEMPERATURA MUITO  
ELEVADA EM REGIMES COM PERDA DE REFRIGERANTE

Ilhéus-BA, 10/04/2018

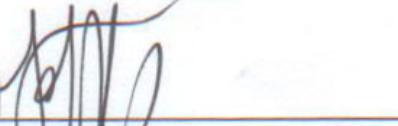
Comissão Examinadora



Prof. Dr. Dany Sanchez Dominguez  
UESC  
(Orientador)



Prof. Dr. Francisco Bruno Souza Oliveira  
UESC



Prof. Dr. Jefferson Gomes  
University of Aberdeen

Dedico este trabalho aos meus pais, João e Adelmissa, aos meus irmãos, Jam e Ueverson, e à minha namorada, Tatielly.

## **Agradecimentos**

- A Deus pelo dom da vida, pela saúde e proteção.
- Ao professor Dany Sanchez Dominguez, pelo exemplo de profissionalismo, pelos ensinamentos valiosos e orientações recebidos, pela paciência, disposição, confiança e incentivo.
- Ao professor Leorlen Yunner Rojas Mazaira, pelo suporte fornecido, principalmente relacionado ao uso das técnicas de Dinâmica de Fluidos Computacional, pelas orientações, disponibilidade, confiança, pelos rápidos retornos e pela paciência .
- Aos membros da banca de defesa, pela disposição, críticas e sugestões.
- Ao Programa de Pós-Graduação em Modelagem Matemática Computacional, seu corpo docente pelos ensinamentos e incentivos, seus estagiários pela amizade e à Ellen Pitombo pela competência e educação.
- Às agências de fomento em pesquisa Capes, FAPESB e FACEPE pelo suporte financeiro a esta pesquisa.
- Ao NBCGIB, pela infraestrutura e recursos disponibilizados para o desenvolvimento das simulações. Em especial, aos técnicos administrativos Carlos e Natália.
- Ao professor Carlos García, pelo valioso suporte teórico.
- Ao professor Janclei Coutinho, pela amizade, disposição, confiança e incentivo.
- Aos colegas de curso, pela amizade e pelos excelentes momentos de convívio pessoal e profissional, em especial a Allan Gonçalves, Bruno Calazans, Darcio Rocha, João Gabriel Ganem, Matheu dos Santos, Messias Júnior, Romilson Souza, Rudhero Monteiro e Vitor Neres.
- Aos meus pais e meus irmãos, pelo estímulo, confiança, incentivo nas decisões e pelo amor incondicional.
- À minha namorada, Tatielly Costa, por todo o amor dedicado, apoio contínuo e inquestionável, pela confiança despejada, pela paciência e dedicação.
- A todos que contribuíram direta ou indiretamente para esta realização.

*“Um trabalho te dá um propósito e um significado.  
A vida é vazia sem ambos.”*

Stephen Hawking

Dinâmica de Fluidos Computacional na Modelagem Termohidráulica Realística de  
Sistemas Nucleares de Temperatura Muito Elevada em Regimes com Perda de  
Refrigerante

## Resumo

A energia nuclear é uma boa alternativa para suprir o aumento contínuo da demanda mundial de energia. Nesta perspectiva, reatores VHTRs (do inglês *Very High Temperature Reactor*, Reatores de temperatura Muito Elevada) são sérios candidatos para geração de energia em um futuro próximo devido a sua performance inherentemente segura, baixa densidade de potência e alta eficiência de conversão. Entretanto, a viabilidade destes reatores depende de um sistema de segurança eficiente na operação de plantas nucleares. Os cálculos termohidráulicos de reatores experimentais do gênero permitem avaliar seu desempenho em condições normais e adversas. O modelo HTR (*High Temperature Reactor*)-10, reator experimental do tipo leito de bolas desenvolvido para testar a viabilidade da tecnologia VHTR, é usado como um estudo de caso neste trabalho para executar as simulações termohidráulicas no núcleo do reator. As simulações são realizadas com o intuito de investigar, dentre outros fatores, o efeito da redução da taxa de escoamento do fluido refrigerante no perfil de temperatura, sendo este o principal objetivo deste trabalho. O reator utiliza elementos combustíveis constituídos por partículas TRISO (*Tristructural Isotropic*) revestidas por camadas refratárias de carbono pirolítico e de carboneto de silício, para reter os produtos de fissão em elevadas temperaturas. Devido aos complexos padrões de fluxo no interior do leito de bolas, adotaram-se técnicas de dinâmica de fluidos computacional (do inglês *Computational Fluid Dynamics*, CFD). Optou-se pela abordagem realística para modelar e simular a coluna central do núcleo do reator, com altura equivalente à altura média do núcleo do HTR-10. Para simplificar a disposição dos elementos combustíveis no interior do núcleo do reator, é usado o arranjo cúbico centrado no corpo (do inglês *Body Centered Cubic*, BCC). A investigação consistiu de simulações termohidráulicas em regimes estacionários com perda de refrigerante empregando parâmetros gerais do projeto do reator e dos problemas de *benchmark* do relatório técnico divulgado pela IAEA (TECDOC-1694). Entre os resultados obtidos estão os perfis de distribuição de temperatura na coluna central do núcleo para regimes onde a taxa de escoamento de refrigerante é menor do que a recomendada. Em geral, as distribuições de temperatura calculadas são consistentes com o comportamento fenomenológico. Mesmo desconsiderando a mudança de reatividade para redução da potência do reator ou outros mecanismos de segurança, as temperaturas máximas das bolas não excedem o limite permitido para o combustível TRISO.

**Palavras-chave:** HTR-10. Leito de Bolas. Dinâmica de Fluidos Computacional. BCC.

# Computational Fluid Dynamics in the Realistic Thermohydraulic Modeling of Very High Temperature Nuclear Systems in Regimes with Loss of Coolant

## Abstract

The nuclear energy is a good alternative to meet the continuous increase in world energy demand. In this perspective, VHTRs (Very High Temperature Reactors) are serious candidates for energy generation due to its inherently safe performance, low power density and high conversion efficiency. However, the viability of these reactors depends on an efficient safety system in the operation of nuclear plants. The thermohydraulic calculations of experimental reactors of this group allow to evaluate their performance in normal and adverse conditions. The HTR (High Temperature Reactor)-10 model, an experimental reactor of the pebble bed type developed to test the feasibility of VHTR technology, which is used as a case study in this work to perform the thermohydraulic simulations of the reactor core. The simulations are carried out with the aim of investigating, among other factors, the effect of reducing the flow rate of the coolant in the temperature profile, being this the main target of this work. The reactor uses fuel elements consisting of TRISO (Tristructural Isotropic) particles coated with pyrolytic carbon and silicon carbide refractory layers, to retain fission products at high temperatures. Due to the complex patterns flow that appear in the pebble bed reactor core CFD (Computational Fluid Dynamics) techniques were adopted. A realistic approach is used to model and simulate the central column of the reactor core with height equivalent to the mean core height of HTR-10. To simplify the arrangement of fuel elements inside the core, was used body centered cubic (BCC) arrangement. The research consisted on thermohydraulic simulations in steady state regimes with loss of coolant employing general parameters of the reactor design and the benchmark issues of the technical report published by IAEA (TECDOC-1694). We obtain the temperature profile distribution in the central column of the core for regimes where the coolant flow rate is smaller than recommended in a normal operation. In general, the temperature distributions calculated are consistent with phenomenological behavior. Even without considering the reactivity changes to reduce the reactor power or other safety mechanisms, the maximum temperatures do not exceed the recommended limits for TRISO fuel elements.

**Keywords:** HTR-10. Pebble Bed. Computational Fluid Dynamics. BCC.

# Lista de figuras

Figura 1 – Histórico e demanda mundial prevista de energia primária (1970-2050) (OECD, 2012). . . . .	6
Figura 2 – Emissões diretas e indiretas de gases de efeito estufa para diversos sistemas de geração elétrica (OECD, 2012). . . . .	7
Figura 3 – Capacidade de geração da energia nuclear e número de reatores em operação no mundo (1965-2011) (OECD, 2012). . . . .	8
Figura 4 – Projeções de cenários para a produção global de eletricidade. Adaptado de (OECD/IEA; OECD/NEA, 2015). . . . .	9
Figura 5 – Diagrama funcional de um reator do tipo AGR (IEE, 2005). . . . .	16
Figura 6 – Partículas TRISO e tipos de elementos combustíveis mais utilizados em reatores HTGRs (SILVA, 2016). . . . .	18
Figura 7 – Estrutura dos elementos combustíveis e das partículas TRISO para reatores do tipo Leito de Bolas (SILVA, 2016). . . . .	19
Figura 8 – Principais componentes de um <i>framework</i> CFD, e estágios para solução de um problema usando CFD (SILVA, 2016). . . . .	21
Figura 9 – Visão geral das etapas e processos do <i>solver</i> CFD (SILVA, 2016). . . .	23
Figura 10 – Gerações de reatores nucleares (OECD, 2012). . . . .	29
Figura 11 – VHTR modular para produção de hidrogênio e geração de eletricidade (SILVA, 2016). . . . .	31
Figura 12 – Sistema primário do reator HTR-10, incluindo o vaso do reator e o gerador de vapor. Adaptado de (IAEA, 2013). . . . .	35
Figura 13 – Seção transversal do núcleo do reator HTR-10. Adaptado de (TERRY et al., 2005). . . . .	36
Figura 14 – Vaso de pressão do reator e passagens de escoamento do refrigerante pelo circuito primário (SILVA, 2016). . . . .	37
Figura 15 – Influência da temperatura na fração de colapso das partículas TRISO (SILVA, 2016). . . . .	37
Figura 16 – Regiões do núcleo do reator HTR-10 em sua configuração inicial. Adaptado de Terry et al. (2005). . . . .	38
Figura 17 – Pontos de monitoramento térmico do reator HTR-10 (CHEN et al., 2015). . . . .	39
Figura 18 – Transiente com desligamento do circulador de hélio sem <i>scram</i> do reator (com potência inicial de 10 MW). Adaptado de Hu et al. (2006). . . . .	40
Figura 19 – Arranjo cúbico centrado no corpo utilizado na simulação. . . . .	43
Figura 20 – Geometria da célula unitária BCC adotada para simular o leito de bolas do núcleo do HTR-10. . . . .	44

Figura 21 – Modelo geométrico da coluna BCC do núcleo do reator HTR-10 . . . . .	45
Figura 22 – Esquema da malha de uma célula unitária BCC. . . . .	47
Figura 23 – Inflação de malha da face de uma célula unitária BCC. . . . .	48
Figura 24 – Vetores empregados no cálculo da qualidade ortogonal. Adaptada de Ansys Inc. (2011). . . . .	49
Figura 25 – Modelo de transferência de calor por condução no núcleo do reator HTR-10 (IAEA, 2013). . . . .	50
Figura 26 – Modelo de transferência de calor por convecção no núcleo do reator HTR-10 (IAEA, 2013). . . . .	51
Figura 27 – Agrupamento dos elementos combustíveis em cada camada para distribuição efetiva de potências. . . . .	53
Figura 28 – Volume de controle fixado no plano cartesiano (SILVA, 2016). . . . .	55
Figura 29 – Definição de média e flutuação da variável turbulenta de velocidade (SILVA, 2016). . . . .	58
Figura 30 – Especificação das condições de contorno da simulação para a coluna BCC. . . . .	63
Figura 31 – Potência do HTR-10 nos primeiros 600 s depois da perda de fluxo em transiente sem <i>scram</i> . Adaptado de IAEA (2013). . . . .	66
Figura 32 – Definição de volume de controle, quando da discretização das equações de governança (SILVA, 2016). . . . .	67
Figura 33 – Elemento de malha em duas dimensões. Adaptado de Ansys Inc. (2011).	68
Figura 34 – Estratégia de ciclos de <i>multigrid</i> utilizado para aceleração da convergência no ANSYS CFX. Adaptado de Versteeg e Malalasekera (2007). . . . .	70
Figura 35 – Domínio computacional da coluna parcial central do núcleo do HTR-10.	73
Figura 36 – Distribuição axial de temperaturas na coluna BCC parcial da região central do núcleo do HTR-10 para 100% (a), 90% (b), 80% (c), 70% (d), 60% (e), 50% (f) e 40% (g) da taxa de escoamento de hélio. . . . .	75
Figura 37 – Temperatura do combustível em relação à posição axial no eixo central da coluna BCC parcial. . . . .	76
Figura 38 – Temperatura do refrigerante em relação à posição axial no eixo central da coluna BCC parcial. . . . .	76
Figura 39 – Distribuição de temperaturas do gás hélio na saída da coluna BCC para percentual do fluxo de escoamento de hélio equivalente a 100% (à esquerda) e a 40% (à direita). . . . .	77
Figura 40 – Distribuição de temperatura na superfície da bola da coluna BCC na qual se registrou maior temperatura considerando quantidade de refrigerante equivalente a 100% (à esquerda) e a 40% (à direita). . . . .	77

Figura 41 – Distribuição axial de temperaturas na coluna BCC da região central do núcleo do HTR-10 para quantidade nominal de refrigerante usando as malhas 1(a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d) e para 50% da quantidade nominal de refrigerante usando as malhas 1(e), 2 (f), 3 (g) e 4 (h). . . . .	79
Figura 42 – Distribuição axial de pressão no plano central da coluna BCC completa com uso das malhas 1 (a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d). . . . .	80
Figura 43 – Contornos de velocidade axial no plano central da coluna BCC completa com uso das malhas 1 (a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d). . . . .	81
Figura 44 – Temperatura do combustível em relação à posição axial no eixo central usando as malhas 1 (a) e 2 (b). . . . .	82
Figura 45 – Temperatura do combustível em relação à posição axial no eixo central usando as malhas 3 (a) e 4 (b). . . . .	83
Figura 46 – Temperaturas máximas em relação à taxa de escoamento de hélio para a coluna BCC central do núcleo. . . . .	84
Figura 47 – Comparação dos perfis de temperatura axial ( $(R) = 0$ cm) fornecidos pelas simulações com alguns dos resultados do primeiro problema de benchmark da (IAEA, 2013) e com resultado obtido por (SILVA, 2016). . . . .	84
Figura 48 – Distribuição de temperaturas do gás hélio na saída da coluna BCC para quantidade nominal de refrigerante usando as malhas 1(a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d), e para 50% da quantidade nominal de refrigerante usando as malhas 1 (e), 2 (f), 3 (g) e 4 (h). . . . .	86
Figura 49 – Distribuição de temperatura na superfície da bola da coluna BCC na qual se registrou maior temperatura considerando escoamento de refrigerante equivalente a 50% da quantidade nominal usando as malhas 1 (a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d). . . . .	87
Figura 50 – Evolução da convergência da solução para regime com quantidade de 40% do refrigerante em relação ao valor total definido. . . . .	88
Figura 51 – Distribuição axial de temperaturas na coluna BCC da região central do núcleo do HTR-10 com carga parcial de 30%. . . . .	89
Figura 52 – Distribuição axial de temperaturas na coluna BCC da região central do núcleo do HTR-10 com carga parcial de 30% da potência para os casos de 100% (a), 90% (b), 80% (c), 70% (d), 60% (e), 50% (f) e 45% (g) da quantidade de refrigerante definida. . . . .	91
Figura 53 – Temperatura do combustível em relação à posição axial no eixo central. 92	
Figura 54 – Temperatura do refrigerante em relação à posição axial no eixo central. 92	
Figura 55 – Temperaturas máximas em relação à taxa de escoamento de hélio para a coluna BCC central do núcleo com 30% de potência. . . . .	93

Figura 56 – Distribuição de temperaturas do gás hélio na região de saída da coluna BCC para 100% (a) e 45% (b) da quantidade de refrigerante definida. . . . .	93
Figura 57 – Distribuição de temperatura na superfície da bola da coluna BCC na qual se registrou maior temperatura considerando escoamento de refrigerante equivalente a 100% (a) e 45% (b) da quantidade definida. . . . .	94

## Lista de tabelas

Tabela 1 – Parâmetros principais de projeto do reator HTR-10 (IAEA, 2013). . . . .	34
Tabela 2 – Dimensões do modelo geométrico da coluna BCC usada nas simulações. . . . .	45
Tabela 3 – Características gerais das malhas utilizadas nas simulações CFD. . . . .	48
Tabela 4 – Distribuição da potência gerada no núcleo do reator HTR-10 com potência total (MW/m <sup>3</sup> ) (IAEA, 2013). . . . .	50
Tabela 5 – Distribuição da potência gerada no núcleo do reator HTR-10 em estado estável de operação com potência parcial de 3 MW (MW/m <sup>3</sup> ) (IAEA, 2013). . . . .	51
Tabela 6 – Distribuição efetiva de potências na coluna BCC da seção central. . . . .	52
Tabela 7 – Potência do HTR-10 nos primeiros 10 s depois da perda de fluxo em transiente sem <i>scram</i> . . . . .	66
Tabela 8 – Resultados obtidos com simulações para os casos de 100% e 50% da quantidade nominal de refrigerante. . . . .	85

## **Lista de abreviaturas e siglas**

ABWR	Advanced Boiling Water Reactor
AGR	Advanced Gas Reactor
BCC	Body Centered Cubic
BISO	Bistructural Isotropic
BWR	Boiling Water Reactor
CACAU	Centro de Armazenamento de dados e Computação Avançada da UESC
CFD	Computational Fluid Dynamics
EbFMV	Element based Finite Volume Method
EPA	Environmental Protection Agency
FCC	Face Centered Cubic
GCR	Gas Cooled Reactor
GFR	Gas-cooled Fast Reactor
GIF	Generation IV International Forum
HTGR	High Temperature Gas-cooled Reactor
HTR-10	High Temperature Reactor 10 MW
HTR-PM	High Temperature Reactor-Pebble-bed Module
HTTR	High Temperature Test Reactor
IAEA	International Atomic Energy Agency
IEA	International Energy Agency
INET	Institute of Nuclear and New Energy Technology
KTA	KernTechnischer Ausschuss
LFR	Lead-cooled Fast Reactor
LOCA	Loss of Coolant Accident

MSR	Molten Salt Reactor
NEA	Nuclear Energy Agency
NBCGIB	Núcleo de Biologia Computacional e Gestão de Informações Biotecnológicas
OECD	Organization for Economic Co-operation and Development
P&D	Pesquisa e Desenvolvimento
PBR	Pebble Bed Reactor
PWR	Pressurized Water Reactor
RANS	Reynolds Averaged Navier Stokes
RMS	Root Mean Square
RSM	Reynold Stress Model
SC	Simple Cubic
SCWR	Supercritical Water-cooled Reactor
SFR	Sodium-cooled Fast Reactor
TRISO	Tristructural Isotropic
VHTR	Very High Temperature Reactor

## Lista de símbolos

$a$	Aresta
$b$	Barn
$\text{B}_4\text{C}$	Carboneto de Boro
$C$	Capacidade de Calor
$\text{CO}$	Óxido de Carbono
$\text{CO}_2$	Dióxido de Carbono
$\text{eV}$	Eletrón-volt
$F_p$	Fração de Empacotamento
$\text{GW}$	Gigawatt
$\text{GWd/tMP}$	Gigawatts-dia por tonelada de Metal Pesado
$\text{GWh}$	Gigawatts-hora
$h$	Entalpia Específica
$h_0$	Entalpia Total Específica
$\text{H}_2$	Hidrogênio
$k$	Energia Cinética Turbulenta
$k_{eff}$	Fator de Multiplicação Neutrônica
$\text{O}_2$	Oxigênio
$P$	Pressão
$\text{PyC}$	Carbono Pirolítico
$Re$	Número de Reynolds
$q''$	Fluxo Térmico
$S$	Poder Emissivo
$\text{SiC}$	Carboneto de Silício
$u$	Componente de Velocidade na Direção $x$

$\text{UO}_2$	Dióxido de Urânio
$v$	Componente de Velocidade na Direção $y$
$V$	Velocidade Média
$w$	Componente de Velocidade na Direção $z$
$y^+$	Distância Adimensional em relação à Parede
$^{12}\text{C}$	Carbono 12
$^{235}\text{U}$	Urânio 235
$^{238}\text{U}$	Urânio 238
$\Gamma$	Coeficiente de Difusão
$\delta_{ij}$	Delta de Kronecker
$\varepsilon$	Dissipação de Energia Cinética Turbulenta
$\epsilon$	Emissividade
$\varsigma$	Constante de Stefan-Boltzmann
$\vartheta$	Escala de Velocidade de Turbulência
$\kappa$	Constante de Von Karman
$\eta$	Coeficiente de Convecção
$\lambda$	Condutividade Térmica
$\mu$	Viscosidade Dinâmica
$\mu_t$	Viscosidade Turbulenta Dinâmica
$\rho$	Densidade
$\rho^*$	Reatividade
$\phi$	Propriedade de Transporte
$\ell$	Escala de Comprimento de Turbulência

# Sumário

<b>1 – Introdução . . . . .</b>	<b>1</b>
<b>2 – Revisão de Literatura . . . . .</b>	<b>5</b>
2.1 Energia Nuclear . . . . .	5
2.2 Princípios Físicos na Operação de um Reator Nuclear . . . . .	10
2.3 Reatores Refrigerados a Gás . . . . .	16
2.4 Dinâmica de Fluidos Computacional . . . . .	19
2.5 Estado da Arte . . . . .	25
<b>3 – Evolução e Perspectivas Tecnológicas para Sistemas Nucleares Refrigerados a Gás . . . . .</b>	<b>29</b>
3.1 Fórum Internacional para a Geração IV . . . . .	29
3.2 Reatores VHTRS . . . . .	30
3.3 O Reator HTR-10 . . . . .	33
3.3.1 Características Básicas do Reator . . . . .	33
3.3.2 Operação e Resultados . . . . .	39
<b>4 – Modelagem Termohidráulica do Núcleo do Reator HTR-10 . . . . .</b>	<b>42</b>
4.1 Domínio Computacional . . . . .	42
4.2 Construção da Malha . . . . .	46
4.3 Parâmetros Físicos e Modelos Matemáticos . . . . .	49
4.4 Condições de Contorno . . . . .	61
4.4.1 Parâmetros do primeiro problema de <i>benchmark</i> do TECDOC-1694 . . . . .	63
4.4.2 Parâmetros do segundo problema de <i>benchmark</i> do TECDOC-1694 . . . . .	64
4.5 Esquema Numérico . . . . .	66
<b>5 – Resultados . . . . .</b>	<b>72</b>
5.1 Resultados Preliminares . . . . .	72
5.2 Resultados com Parâmetros do Primeiro Problema de <i>Benchmark</i> . . . . .	77
5.3 Resultados com Parâmetros do Segundo Problema de <i>Benchmark</i> . . . . .	87
<b>6 – Conclusões e Trabalhos Futuros . . . . .</b>	<b>95</b>
<b>Referências . . . . .</b>	<b>97</b>

# 1 Introdução

O desenvolvimento econômico e o crescimento da população mundial, e a perspectiva de contínuos incrementos no futuro, sugerem um aumento significativo da demanda mundial de energia nas próximas décadas. Com os esforços para garantir o suprimento energético somados às preocupações ambientais com as atividades de geração de energia, em particular, a queima de combustíveis fósseis que promove a emissão de dióxido de carbono e, consequentemente, o agravamento do efeito estufa, novas alternativas de produção de energia estão sendo avaliadas.

Neste cenário, a energia nuclear se credencia por apresentar, dentre outras vantagens, alta densidade energética com baixo impacto ambiental. Entretanto, para que se consolide a expansão da indústria nuclear, várias questões enumeradas pela [IAEA \(2013\)](#) deverão ser enfrentadas, entre as quais se inclui o melhoramento dos níveis de segurança das centrais nucleares. Além disso, os acidentes ocorridos em Chernobyl (1986) e, recentemente, em Fukushima Daiichi (2011), tem enfatizado a necessidade de reatores mais seguros.

Em resposta aos entraves de implementação levantados pela IAEA (*International Atomic Energy Agency*), realizaram-se fóruns de cooperação internacional com o intuito de discutir o desenvolvimento dos futuros sistemas nucleares. Ao final de 2002, esses fóruns culminaram na escolha de seis sistemas conceituais de reatores nucleares conhecidos como sistemas nucleares de Geração IV. Dentre eles, os reatores rápidos refrigerados a sódio (*Sodium-cooled Fast Reactor*, SFR) e os reatores de temperatura muito elevada (*Very High Temperature Reactor*, VHTR) se encontram conceitualmente mais maduros. Em particular, a segurança inerente e a capacidade de fornecer alta temperatura para aplicações industriais, tornam os reatores do tipo VHTR fortes candidatos a fontes energéticas futuras.

O VHTR é um tipo de reator nuclear de espectro de nêutrons térmico, moderado com grafite e refrigerado por gás hélio, com potencial para atender aos critérios de segurança e de operação propostos pelo Fórum Internacional de Geração IV (do inglês *Generation IV International Forum*, GIF) e com funcionamento comercial não esperado para antes da década de 2030. As partículas de combustível deste reator são compostas de um núcleo de material físsil revestido com camadas refratárias responsáveis pela retenção de todos os produtos de fissão em seu núcleo até a temperatura recomendada de 1873 K, mesmo sob condições de acidente ([KOK, 2009](#)). Tais partículas de combustível são conhecidas como TRISO (*Tristructural Isotropic*). As partículas TRISO são inseridas em uma matriz de grafite que, usualmente, adquirem forma de cilindros ou esferas. A configuração esférica é um conceito promissor estudado para o núcleo do reator, onde as

esferas de combustível preenchem o espaço central aleatoriamente, resultando no leito de bolas com o formato anular ou cilíndrico cercado por blocos de grafite. O gás hélio, utilizado como refrigerante nesses reatores, circula através dos espaços intersticiais entre as bolas de combustível distribuídas no núcleo.

O reator PBR (do inglês *Pebble Bed Reactor*, Reator de Leito de Bolas) apresenta vantagens operacionais e de segurança como, por exemplo, a possibilidade de recarga contínua do combustível: as bolas de combustível podem ser extraídas pela parte inferior do núcleo e inseridas pela parte superior do reator, reduzindo a frequência de interrupções do funcionamento do reator e evitando um excesso de reatividade no núcleo.

Como parte de um programa de pesquisa coordenado pela IAEA sobre a tecnologia de combustível do reator VHTR, um conjunto de atividades de referência foi desenvolvido para comparar códigos de performance do combustível sob operações normal e transientes. Dentre as questões apresentadas, há o problema de perda do escoamento do refrigerante no circuito primário sem o desligamento automático do reator. Na ocorrência de um acidente de perda de refrigerante (LOCA, do inglês *Loss of Coolant Accident*), não haveria a remoção projetada para o calor gerado no núcleo do reator, podendo a temperatura atingir níveis suficientemente altos para causar o colapso dos elementos combustíveis e a liberação dos produtos de fissão.

Para garantir a segurança e a integridade do reator nuclear, os sistemas de controle, de proteção e o comportamento dos componentes envolvidos precisam ser cuidadosamente testados e verificados em condições normais de operação e em condições adversas. Com esta finalidade, a termohidráulica permite verificar se as grandezas operacionais como temperatura e pressão permanecem dentro dos níveis estabelecidos no projeto de instalação. Do ponto de vista do projeto e aplicações de engenharia, é muito importante e recomendado simular processos de transferência de calor e escoamento em leito de bolas empacotados. Em particular, é essencial para projeto e operação de um VHTR, investigar a temperatura atingida pelo combustível na ocorrência de um LOCA.

Neste trabalho, executam-se simulações termohidráulicas estacionárias em regimes de perda de refrigerante para investigar o comportamento do combustível TRISO. Mais precisamente, investigar se as partículas TRISO mantém sua temperatura em margens seguras com escoamento de refrigerante menor do que o projetado para operação nominal. A mudança na reatividade, bem como outros mecanismos de segurança do reator, e o ingresso (ou entrada) de ar, foram desconsiderados neste trabalho.

O HTR (*High Temperature Reactor*)-10, selecionado pela IAEA (2013) como uma das referências para avaliação do desempenho termohidráulico e comparações experimentais associadas a reatores de alta temperatura refrigerados a gás, é utilizado como estudo de caso neste trabalho. Trata-se de um reator de leito de bolas com 10 MW

de potência térmica projetado e construído pelo INET (*Institute of Nuclear and New Energy Technology*) na China. Os cálculos termohidráulicos do núcleo do HTR-10 devem fornecer um conjunto de parâmetros termohidráulicos, incluindo a distribuição de temperatura nos elementos combustíveis.

Os padrões de escoamento no interior do núcleo do leito de bolas são complexos. Então, para uma análise de segurança apropriada do núcleo do HTR-10, considerando os progressos na capacidade computacional, optou-se pelo uso de técnicas de Dinâmica de Fluídos Computacional (do inglês *Computational Fluid Dynamics*, CFD). Para este tipo de simulação, adotou-se uma abordagem realística usando o código Ansys CFX, versão 14.0. Resultados obtidos por [Wu et al. \(2010\)](#) indicam que as características termohidráulicas anisotrópicas no interior de leitos de bolas empacotados podem ser simuladas satisfatoriamente com essa abordagem.

Como configuração geométrica selecionou-se o arranjo tridimensional cúbico centrado no corpo (do inglês *Body Centered Cubic*, BCC) indicado pelos trabalhos de [Silva et al. \(2016\)](#) e [Ferng e Lin \(2013\)](#) como a configuração que resulta em temperaturas mais altas no interior do núcleo, se comparada a outros arranjos de bolas fixadas. Diante das limitações da capacidade e do tempo computacional, optou-se por utilizar um modelo geométrico equivalente à coluna central do núcleo do reator HTR-10, pois é na região central do núcleo onde os elementos combustíveis alcançam maior temperatura.

Por meio das ferramentas descritas, o objetivo principal deste trabalho se constitui da modelagem termohidráulica do núcleo de reatores de temperatura muito elevada do tipo leito de bolas, tendo como objeto de estudo o reator HTR-10, para estudo do impacto de perda da taxa de escoamento do fluido refrigerante em relação ao perfil de temperatura do núcleo deste reator. Este objetivo geral, se desdobra nos objetivos específicos que seguem:

- Aplicar metodologia em CFD com abordagem realística na simulação termohidráulica da coluna central do núcleo de um reator de leito de bolas com variação do escoamento de refrigerante para o núcleo;
- Estudar os efeitos de diferentes configurações de malhas nos resultados das simulações de reatores do tipo leito de bolas;
- Estudar casos de perda de refrigerante no núcleo do reator HTR-10 sob condições de contorno com parâmetros do primeiro e do segundo problema de *benchmark* do relatório técnico disponibilizado pela [IAEA \(2013\)](#);
- Avaliar perfis de temperatura para verificar se as partículas TRISO mantêm níveis de temperatura seguros com quantidade de refrigerante menor que a recomendada;

- Estudar as condições limites de segurança de reatores VHTRs que utilizam partículas TRISO.

O presente trabalho está estruturado em seis capítulos. O capítulo 2 aborda uma revisão de literatura sobre a temática da energia nuclear. Também são apresentados os elementos principais que constituem um metodologia em CFD, bem como trabalhos recentes da literatura com a aplicação destas técnicas em simulações termohidráulicas de leito de bolas. No capítulo 3, são descritas características dos reatores VHTR e HTR-10, incluindo comentários sobre os resultados obtidos com a operação experimental do reator HTR-10. A metodologia empregada neste trabalho para a modelagem termohidráulica do núcleo do HTR-10 é discutida no capítulo 4, incluindo especificação do domínio computacional, esquema de discretização, modelos matemáticos e condições de contorno. Os resultados obtidos com a aplicação da metodologia são discutidos e comentados no capítulo 5. Por fim, no capítulo 6, são oferecidos os comentários finais e as sugestões para pesquisas futuras.

## 2 Revisão de Literatura

A seção inicial deste capítulo discorrerá sobre a temática energia nuclear discutindo seu contexto e projeções. Posteriormente, serão abordados princípios físicos fundamentais na operação de um reator nuclear e características tecnológicas de reatores nucleares refrigerados a gás.

Na seção 2.4, serão apresentadas etapas elementares que constituem a aplicação de uma metodologia em dinâmica de fluidos computacional. Por fim, serão comentados alguns trabalhos recentes nos quais foram realizados modelagem termohidráulica de reatores de leito de bolas, ou estudos nos quais há variação da vazão mássica de refrigerante para o núcleo do reator HTR-10.

### 2.1 Energia Nuclear

O uso da energia permeia diversas, senão todas, atividades dos seres humanos. A produção eficiente de alimentos, por exemplo, exige máquinas, fertilizantes e água, cada processo fazendo uso da energia de uma maneira diferente ([MURRAY, 2009](#)). Em particular, a energia elétrica é vital para o transporte, a comunicação, a proteção, a fabricação de bens, entre outros. Um suprimento adequado de energia de longo prazo é, portanto, essencial para a sobrevivência dos seres humanos.

O problema energético mundial tem muitas dimensões: aumento do custo de obtenção de combustíveis; mudança climática global resultante da queima de combustíveis fósseis; os efeitos sobre a segurança e a saúde; distribuição desigual dos recursos energéticos; discrepâncias entre o uso de energia atual e expectativas humanas em todo o mundo ([MURRAY, 2009](#)).

Estudos de desenvolvimento socioeconômico projetam um considerável aumento da demanda global de energia, impulsionado principalmente pelo crescimento demográfico e econômico nos países emergentes e desenvolvidos. Com base nestas perspectivas e, em outras hipóteses sobre o desenvolvimento tecnológico e a disponibilidade de recursos para o setor energético, a IEA (*International Energy Agency*) projeta, para as próximas décadas, um aumento da demanda mundial de energia próximo a 75% se mantidas as atuais políticas energéticas, em comparação com a demanda mundial de energia primária registrada em 2010. Em um cenário mais ambicioso, adotando-se políticas para melhoria de eficiência energética com redução das emissões de dióxido de carbono, tal aumento seria reduzido à 30%. A Figura 1 ilustra uma comparação entre os dois cenários.

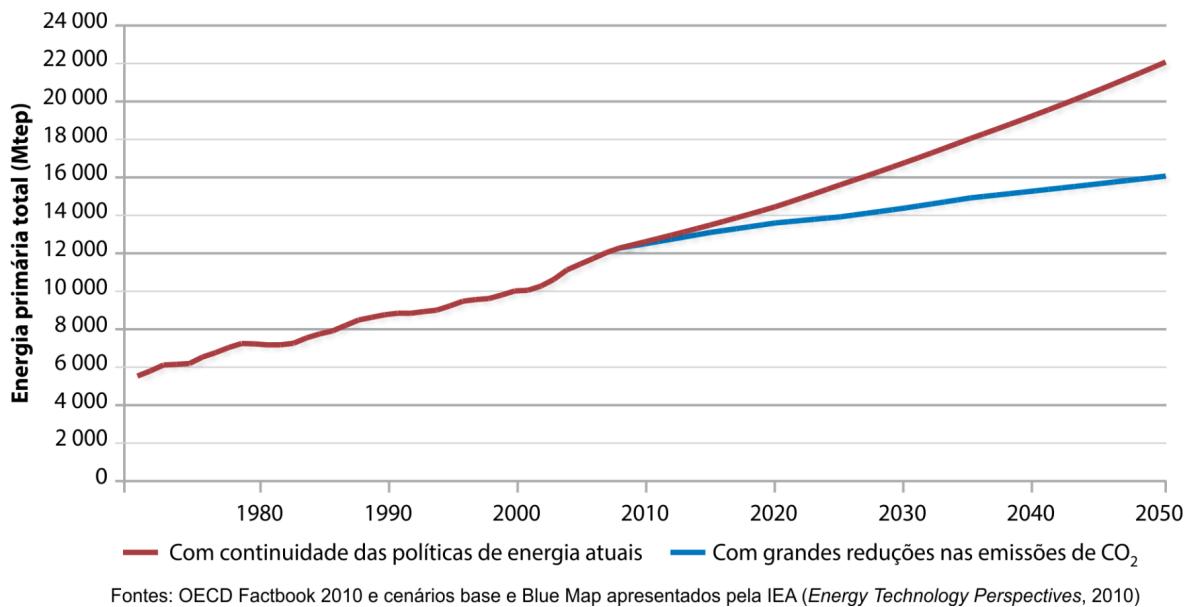
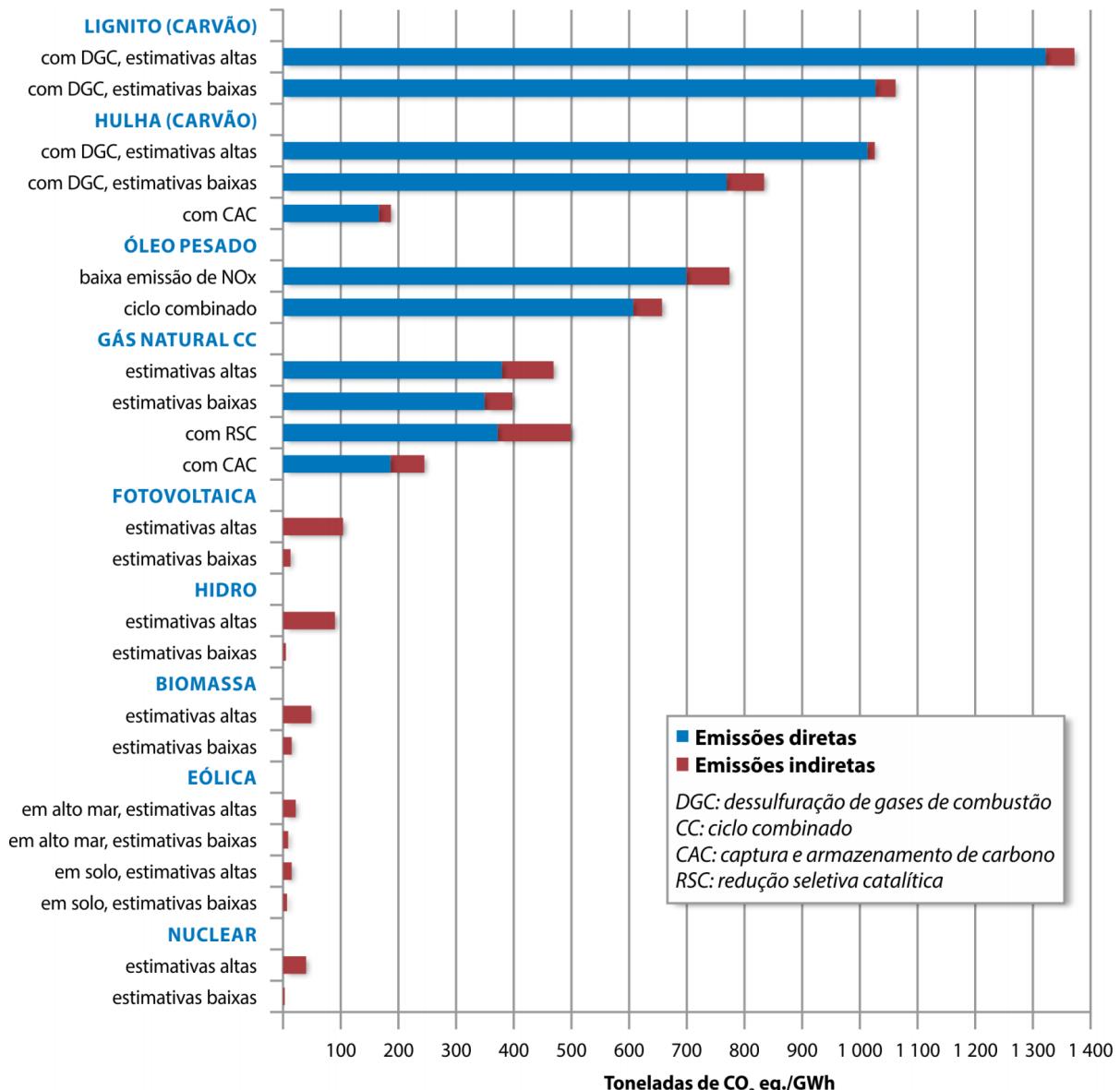


Figura 1 – Histórico e demanda mundial prevista de energia primária (1970-2050) ([OECD, 2012](#)).

As tendências ilustradas pela Figura 1 são mantidas em nova comparação disponível em [IEA \(2014\)](#), dessa vez em relação a demanda mundial de energia primária registrada em 2012. A [IEA \(2014\)](#) apresenta, ainda, um cenário intermediário que leva em consideração as políticas existentes e planejadas com projeções entre 2012 e 2040. Neste terceiro cenário, a demanda mundial de energia primária deverá aumentar em média 1,1% ao ano, atingindo quase 18.300 milhões de toneladas equivalentes de petróleo (Mtep) - aumento de aproximadamente 4.900 Mtep ou 37%. A diferença entre a demanda dos três cenários em 2040 é substancial: considerando o cenário de novas políticas como base, a demanda é 10% maior no cenário com continuidade das políticas energéticas atuais e 15% menor no cenário com grandes reduções nas emissões de CO<sub>2</sub>.

Nos Estados Unidos, o setor de produção de eletricidade apresentou, no ano de 2015, a maior contribuição para emissão de gases de efeito estufa, sendo responsável por 30% do volume de gases lançados para a atmosfera, sendo que desse total 67% estão associados a combustíveis fósseis como carvão, gás natural e petróleo ([EPA, 2017](#)). Um levantamento realizado pela [OECD \(2012\)](#), apresentado na Figura 2, estima os valores mínimos, médios e máximos de toneladas dióxido de carbono equivalentes por GWh de eletricidade gerada para diversas fontes de energia ao longo do seu ciclo de vida. A geração de energia em usinas nucleares não emitem CO<sub>2</sub> diretamente e as emissões indiretas causadas pela extração e enriquecimento do urânio estão pelo menos uma ordem de grandeza abaixo das emissões diretas provocadas pela queima de combustíveis fósseis. Em adição, a energia nuclear apresenta índices de emissões semelhantes as fontes renováveis.



Fonte: Painel Intergovernamental sobre Mudanças Climáticas, *Mitigation of Climate Change*, 2007

Figura 2 – Emissões diretas e indiretas de gases de efeito estufa para diversos sistemas de geração elétrica ([OECD, 2012](#)).

Compondo o grupo de fontes que apresentam grandes reduções de CO<sub>2</sub>, a energia de origem nuclear se apresenta como opção para parte do problema energético mundial como fonte de alta densidade de potência, com baixo impacto ambiental, não estando sujeita a condições ambientais e eventos sazonais como períodos de sol ou chuvas. O baixo custo de operação e a abundância de reservas de combustíveis, também se apresentam como aspectos favoráveis; além disso, é menos vulnerável aos preços do mercado internacional, como ocorre com o petróleo e o gás natural.

Além das preocupações ambientais, um embate recorrente está associado à disponibilidade de recursos energéticos a preços razoáveis. Nesse contexto, o combustível

nuclear se credencia por requerer quantidade bastante inferior para um ciclo de combustão, quando comparado com fontes de combustível fósseis. De acordo com a [OECD \(2012\)](#), a energia gerada a partir de 1 Kg de urânio natural usado como combustível é equivalente à energia gerada pela queima de 22.000 Kg de carvão, 15.000 Kg de Óleo ou 14.000 Kg de gás natural. Nestas condições, estima-se a durabilidade das atuais reservas de urânio, se consideradas as de caráter não convencional, em 700 anos para reatores térmicos e em mais de 21.000 anos para reatores de espectro de nêutrons rápidos.

A crise do petróleo ocorrida na década de 1970 se mostrou propícia para a construção de novas centrais nucleares. Entretanto, a recessão econômica e a queda dos preços dos combustíveis fósseis ocorridas no final daquela década, em conjunto com os acidentes ocorridos em Three Mile Island (1979) e em Chernobyl (1986), resultaram na desaceleração da expansão do parque de reatores nucleares, conforme mostrado na Figura 3. Mesmo assim, verifica-se o aumento da participação da energia nuclear na produção de eletricidade a nível mundial devido a avanços significativos em relação ao desempenho, à segurança das plantas nucleares, e à prorrogação da vida útil das centrais que já se encontram em operação ([OECD, 2012](#)). Este processo de renascimento da indústria nuclear teve outro percalço diante do acidente de Fukushima Daiichi em março de 2011; entretanto uma análise rigorosa do acidente mostra que este não ocorreria nas usinas atualmente em construção ou em projeto ([MING et al., 2016](#)).

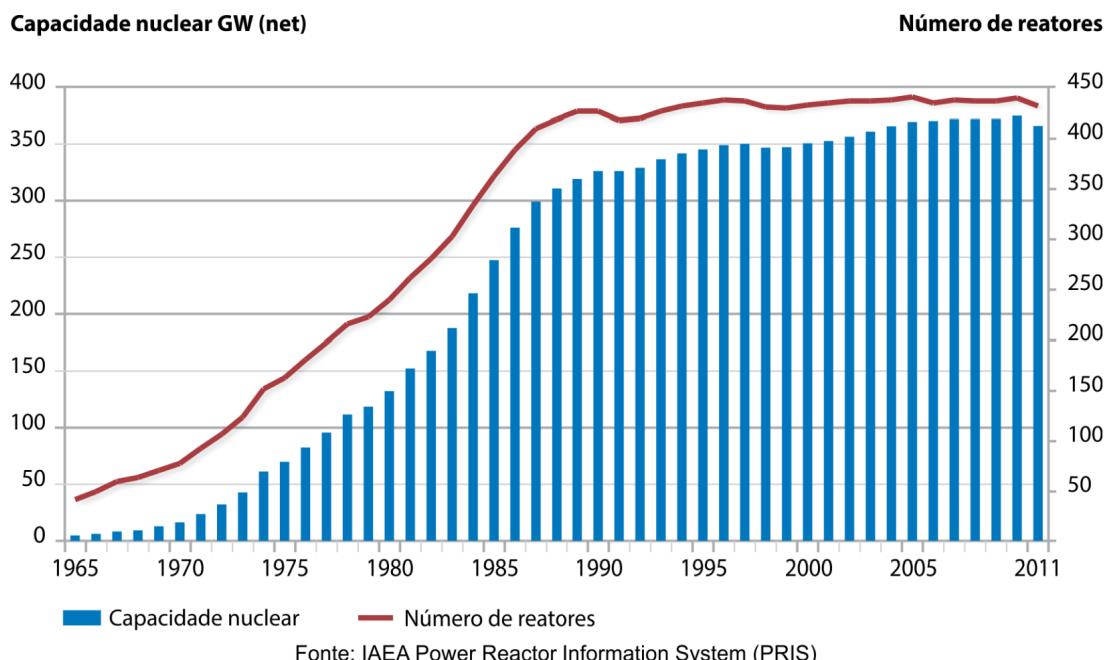
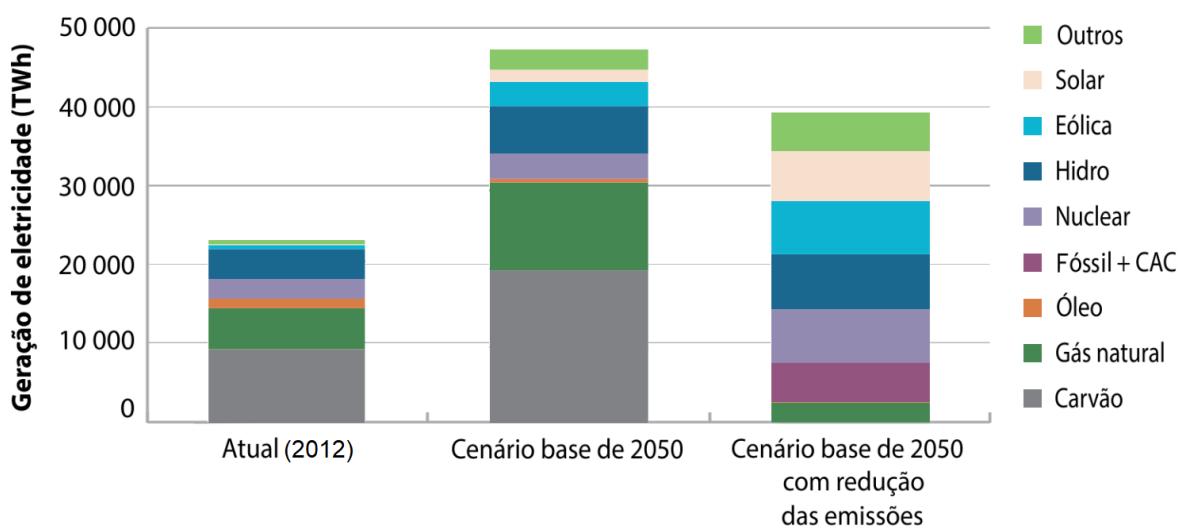


Figura 3 – Capacidade de geração da energia nuclear e número de reatores em operação no mundo (1965-2011) ([OECD, 2012](#)).

De acordo com a [IAEA \(2017\)](#), em 31 de dezembro de 2016, havia 448 reatores nucleares operacionais no mundo, sendo responsáveis por uma capacidade total de

geração de 391,116 GW. Isso representa um aumento de cerca de 8,3 GW na capacidade total, em comparação com os números de 2015. A expansão, bem como as perspectivas de crescimento a curto e longo prazo, permanecem centradas na Ásia, particularmente na China. Dos 61 reatores em construção no momento, 40 estão no continente Asiático, assim como 47 dos 55 novos reatores conectados à rede desde 2005. Em geral, as usinas nucleares em operação no mundo apresentam eficiência energética média de 32%, mas com dispersão grande em suas eficiências que variam entre 17% e 39% dependendo do modelo de reator e ciclo da usina em que opera. As usinas em operação que apresentam as menores eficiências são usinas antigas projetadas entre as décadas de 60 e 70 ([SCHNEIDER et al., 2017](#)).

Segundo [OECD/IEA e OECD/NEA \(2015\)](#), considerando um cenário de limitante de elevação da temperatura em 2 °C até 2050, será necessário ampliar a capacidade instalada das usinas nucleares para 930 GW, o que implicará em uma participação de 17% da energia nuclear na produção de eletricidade mundial. As informações apresentadas na Figura 4 são baseadas na perspectiva de promover a "descarbonização" do setor de energia até 2050. Para alcançar redução significativa das emissões de CO<sub>2</sub> é necessário uma mistura de tecnologias, incluindo nuclear, captura e armazenamento de carbono e renováveis. As renováveis representarão a maior parcela de produção com 65% de produção total de eletricidade global.



Nota: CAC é captura e armazenamento de carbono. "Outros" inclui energia geotérmica, maremotriz e ondomotriz.  
Fonte: IEA, *Energy Technology Perspectives*, 2015.

Figura 4 – Projeções de cenários para a produção global de eletricidade. Adaptado de ([OECD/IEA; OECD/NEA, 2015](#)).

Salienta-se que, em meados de 2017, a idade média dos reatores nucleares em operação no mundo era de 28,76 anos, sendo que 140 unidades apresentam idades de 21 a 30 anos, 181 unidades apresentam idade variando de 31 a 40 anos, e com mais de

40 anos já são 65 reatores ([IAEA, 2017](#)). Admitindo que a vida útil máxima para reatores nucleares seja de 60 anos, 68,04% dos reatores já estarão descomissionados em 2050 e outros 8,9% em fase final de sua vida útil. Isso implica que para atingir a meta de 17% de geração nuclear em 2050, serão necessários fortes investimentos em toda a cadeia produtiva da energia nuclear.

Embora agregue as vantagens descritas, a [IAEA \(2013\)](#) enumera questões que deverão ser enfrentadas para expansão e desenvolvimento da indústria nuclear:

- Disponibilidade de sistemas de fornecimento de urânio adequados, com o aumento da eficiência do uso dos recursos naturais por ele disponíveis;
- Implementação de planos de gerenciamento e eliminação de resíduos radioativos;
- Contínuo melhoramento dos níveis de segurança em futuras centrais nucleares e naquelas que já se encontram em operações;
- Redução dos tempos de construção e custos de investimento na implementação de novas plantas nucleares;
- Desenvolvimento de recursos humanos especializados e capacidades industriais necessárias para a construção e operação de plantas nucleares, e para instalações de gerenciamento de ciclos de combustível;
- Manutenção e fortalecimento dos marcos legais internacionais para o uso da energia nuclear;
- Fortalecimento da aceitação da energia nuclear junto à opinião pública, como parte de uma estratégia para cumprimento de metas energéticas e ambientais.

## 2.2 Princípios Físicos na Operação de um Reator Nuclear

A análise de um reator nuclear envolve, principalmente, a modelagem neutrônica do núcleo, o gerenciamento dos fatores termohidráulicos e a influência mecânica do elemento combustível. A física de reatores e a termohidráulica são áreas de estudo que contribuem com inovações, aprimoramentos e, junto à análise neutrônica, podem estabelecer situações envolvendo os componentes da planta sob as quais um reator nuclear pode operar de forma segura e eficiente. A geração de calor no núcleo do reator torna possível a integração dessas áreas do conhecimento, onde a neutrônica está ligada ao comportamento do fluxo de nêutrons e, consequentemente, à liberação de energia pelo combustível. Por outro lado, a termohidráulica se encarrega, dentre outras funções, da remoção dessa energia gerada pelo núcleo de forma eficiente e segura.

Com a finalidade de verificar a funcionalidade dos sistemas de controle, de proteção e o comportamento dos componentes, a física dos reatores fundamenta o desenvolvimento de métodos de análise para predizer o comportamento do reator em diferentes tipos de transientes, inclusive o estado estacionário.

Devido ao desprovimento de carga elétrica, os nêutrons não interagem com os elétrons presentes na envoltura do átomo. Dessa forma, a interação do nêutron com a matéria ocorre diretamente com os núcleos e provoca reação de absorção ou espalhamento. A interação do tipo espalhamento pode ocorrer pelos processos elástico e inelástico. Por outro lado, as reações do tipo absorção mais importantes do ponto de vista dos reatores nucleares, são a captura radioativa e a fissão ([MURRAY, 2009](#)).

A probabilidade de que ocorra quaisquer das interações mencionadas é função da energia nêutron incidente, e a grandeza que quantifica esta probabilidade é denominada seção de choque microscópica, com unidade de medida equivalente a  $10^{-24}\text{cm}^2$  conveniente designada barn (b). O produto entre a densidade de átomos do meio e a seção de choque microscópica resulta na seção de choque macroscópica, que mede a probabilidade por unidade de longitude de que o nêutron sofra uma colisão ao atravessar um meio material ([MURRAY, 2009](#)).

Em um reator nuclear, reações de fissão nuclear em cadeia são mantidas de forma controlada. Neste processo, os nêutrons são usados para induzir as reações de fissão em núcleos pesados, que se fragmentam em núcleos mais leves (produtos de fissão), acompanhados da liberação de energia e dois a três nêutrons adicionais ([LAMARSH; BARATTA, 2001](#)). Os nêutrons liberados podem ser utilizados para induzir novas reações de fissão, gerando uma reação em cadeia desse evento. No processo de fissão, os nêutrons podem ser classificados tanto em função do tempo que levam para serem emitidos, quanto em função da energia cinética,  $E_c$ , que apresentam. A determinação da distribuição energética dos nêutrons, ou seja, do espectro de energia dos nêutrons no núcleo de um reator oferece suporte a muitos propósitos de interesse da física, engenharia, projeto, segurança e operação de centrais nucleares.

A classificação segundo a faixa energética se resume em três grupos: térmicos ( $E_c < 1\text{ eV}$ ), intermediários ( $1\text{ eV} < E_c < 0,5\text{ MeV}$ ) e rápidos ( $E_c > 0,5\text{ MeV}$ ). Ocorrido o evento de fissão nuclear, a produção de energia, através do processo de conversão de massa, atinge, aproximadamente, 200 MeV para a fissão do  $^{235}\text{U}$  por nêutron na faixa térmica ([LAMARSH; BARATTA, 2001](#)).

Como a seção de choque de fissão do  $^{235}\text{U}$  é elevada na faixa térmica, os reatores nucleares que usam esse elemento físsil possuem um componente conhecido como moderador, cuja função é a redução da energia cinética dos nêutrons produzidos pela fissão por meio de colisões elásticas. Essa ação provoca uma mudança na energia do nêutron, do espectro rápido para a zona de espectro térmico, e é chamada termali-

zação. A eficiência do material escolhido como moderador é medida pela grandeza denominada poder de moderação, resultante do produto entre a seção macroscópica de espalhamento e a perda de energia logarítmica por colisão.

A quantidade de energia perdida por um nêutron em cada colisão depende da massa do núcleo-alvo e do ângulo de espalhamento. A caráter de exemplo, um nêutron pode perder aproximadamente 2% de sua energia ao colidir com um núcleo de  $^{238}\text{U}$ , mas perde até 28% dela ao colidir com um núcleo de  $^{12}\text{C}$ .

Após uma reação de fissão, e considerando o tempo de aparição, surgem dois tipos de nêutrons, prontos e retardados ou atrasados. Os nêutrons prontos são uma consequência direta da reação de fissão e pode-se considerar que aparecem instantaneamente. Os nêutrons atrasados são gerados pelo decaimento dos produtos pesados de fissão, surgindo, dessa forma, com apreciável tempo de atraso, correspondendo a 0,65% em relação ao total de nêutrons (DUDERSTADT; HAMILTON, 1976). Embora apresente um pequeno percentual, os nêutrons atrasados desempenham um importante papel na área de segurança, pois retardam a resposta do reator a determinada perturbação.

O estado do núcleo do reator é regido por dois parâmetros principais: a reatividade e a potência. A reatividade atribui valor, em estado transitório, ao distanciamento da população neutrônica com relação às condições de equilíbrio e, em condições estacionárias, à falta de balanço neutrônico. A potência é diretamente proporcional à população de nêutrons e está relacionada à distribuição espacial dos eventos de fissão no núcleo do reator nuclear (MURRAY, 2009).

O comportamento da população de nêutrons é estimado pelo fator de multiplicação  $k_{eff}$ , definido como a razão entre o número de fissão de uma geração dada e o número de fissões da geração anterior. Em função desse valor, há três possibilidades distintas:  $k_{eff} < 1$  (o sistema é subcrítico),  $k_{eff} > 1$  (o sistema é supercrítico),  $k_{eff} = 1$  (o sistema se encontra no estado de criticidade) (LAMARSH; BARATTA, 2001).

Por questões de segurança o estado supercrítico deve ser evitado, uma vez que pode ocasionar a perda da integridade do núcleo. Já o estado subcrítico implica que o processo de reação em cadeia dispersa mais nêutrons do que produz e, se assim mantido, levará ao desligamento do reator. Portanto, o domínio das variações no fator de multiplicação é essencial no procedimento de operação de uma planta nuclear e seu desvio em relação à unidade é definido por uma grandeza chamada reatividade, representada por  $\rho^*$ , expressa pela equação (LAMARSH; BARATTA, 2001):

$$\rho^* = 1 - \frac{1}{k_{eff}} \quad (1)$$

Logo, para o reator se manter em estado de criticidade é necessário que a taxa de produção de nêutrons seja igual à taxa de absorção somada à taxa de fuga do sistema.

Em outras palavras, a distribuição de nêutrons deve se manter constante entre duas gerações distintas.

Através da inserção ou remoção de reatividade a população de nêutrons no núcleo do reator pode ser controlada, estabelecendo, dessa forma, os níveis de potência desejados. Esta é uma função realizada, basicamente, pelos elementos de controle, que se constituem de barras compostas por materiais de alta seção de choque de absorção de nêutrons. Essas barras de controle são erguidas ou abaixadas no núcleo para controlar a velocidade da reação, para mudar o combustível ou em caso de acidente, são abaixadas totalmente no núcleo para paralisar a reação. Na operação do reator a captura radioativa auxilia no controle do fluxo de nêutrons, sendo intensificada com as barras de controle e os venenos queimáveis decorrentes da fissão.

Estimando-se o espectro de nêutrons em determinada posição interna do núcleo de um reator, torna possível aferir com razoável precisão uma série de parâmetros neutrônicos como densidade da potência, queima de combustível, reatividade. Quando a população de nêutrons aumenta, o calor de fissão também aumenta. Uma vez que esse calor é gerado no combustível nuclear, a temperatura do combustível aumentará imediatamente. Esse aumento na temperatura do combustível irá alargar sua seção de choque de absorção e fissão eficaz, resultando, geralmente, num aumento na absorção de nêutrons e uma redução correspondente na reatividade. Esse fenômeno é denominado efeito *Doppler* ([STACEY, 2007](#)).

Uma parte do calor gerado na fissão será transportado para fora do elemento combustível até a estrutura de refrigerante/moderador ao seu redor, gerando um aumento de suas temperaturas, atrasado no tempo. Este aumento de temperatura do moderador causará a diminuição de sua densidade, que por sua vez aumentará o espaço vazio entre suas moléculas, reduzindo desse modo sua eficácia de moderação.

A variação de temperatura no núcleo atua como realimentação para restabelecimento da nova condição de potência do reator. Esse efeito, representado por coeficientes de reatividade negativos, estabelece um controle intrínseco ao reator. Contudo, a potência máxima gerada em um reator nuclear é limitada pelo fato de que a energia liberada deve ser transferida, sob a forma de calor, do combustível nuclear para o refrigerante, com a finalidade de manter a temperatura em níveis seguros em relação aos limites impostos pelas propriedades dos materiais que o constituem. Para estimar a variação de temperatura é necessário conhecer os mecanismos que fundamentam os modos de transferência de calor (condução, convecção e radiação térmica). A quantificação dos processos de transferência de calor é possibilitada por equações de taxa apropriadas que determinam a quantidade de energia sendo transferida por unidade de tempo.

A ação dos mecanismos de condução estão relacionados aos conceitos das atividades atômicas e moleculares, visto que são processos nesses níveis que mantêm este

modo de transferência de calor. Assim, a condução pode ser vista como a transferência de energia das partículas mais energéticas para as menos energéticas devido às interações entre partículas das substâncias. Para a condução térmica, em uma parede plana unidimensional, a equação da taxa de transferência de calor por unidade de tempo é conhecida como lei de Fourier, representada por (INCROPERA et al., 2006):

$$q''_x = -\lambda \frac{dT}{dx}, \quad (2)$$

onde o fluxo térmico  $q''_x$  ( $\text{W}/\text{m}^2$ ) é a taxa de transferência de calor na direção  $x$  por unidade de área perpendicular à direção de transferência e proporcional ao gradiente de temperatura nesta direção. O parâmetro  $\lambda$  é uma propriedade de transporte conhecida como condutividade térmica ( $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ) e é uma característica do material da parede.

O modo de transferência de calor por convecção, por sua vez, abrange dois mecanismos: movimento molecular aleatório (difusão) e movimento global, ou macroscópico, do fluido. Este último movimento está associado ao fato de que, em um instante qualquer, um grande número de moléculas está se movimentando coletivamente ou como agregado, onde se identifica um gradiente de temperatura que contribui para a transferência de calor. A transferência total de calor é, então, obtida pela superposição do transporte de energia pelo movimento aleatório das moléculas com o transporte devido ao movimento global. Mais especificamente, a transferência de calor por convecção ocorre com o contato entre um fluido em movimento e uma superfície, estando os dois a diferentes temperaturas. Uma consequência dessa interação entre fluido e superfície é o desenvolvimento de uma região no fluido através da qual a sua velocidade varia entre zero, no contato com a superfície com temperatura  $T_s$ , e um valor finito em local afastado da superfície, com temperatura  $T_\infty$ , associado ao escoamento do fluido. Essa região é conhecida por camada limite térmica, hidrodinâmica ou de velocidade (INCROPERA et al., 2006).

Independentemente da natureza específica do processo de transferência de calor por convecção, a equação apropriada para a taxa de transferência de calor possui a forma conhecida como a lei do resfriamento de Newton, dada por (INCROPERA et al., 2006):

$$q'' = -\eta (T_s - T_\infty), \quad (3)$$

onde  $q''$ , fluxo de calor por convecção ( $\text{W}/\text{m}^2$ ), é proporcional à diferença entre as temperaturas da superfície e do fluido,  $T_s$  e  $T_\infty$ , respectivamente. O parâmetro  $\eta$  é chamado de coeficiente de transferência de calor por convecção e depende das condições da camada limite, as quais, por sua vez, são influenciadas pela geometria da superfície, pela natureza do escoamento do fluido e por uma série de propriedades termodinâmicas e de transporte do fluido.

Por fim, radiação térmica é a energia emitida pela matéria que se encontra a uma temperatura não-nula. Independentemente da forma da matéria, a emissão pode ser atribuída a mudanças nas configurações eletrônicas dos átomos ou moléculas que constituem a matéria. A energia do campo é transportada por ondas eletromagnéticas (ou fôtons), não necessitando da presença de um meio material. A radiação que é emitida pela superfície tem sua origem na energia térmica da matéria delimitada pela superfície e a taxa na qual a energia é liberada por unidade de área ( $\text{W/m}^2$ ) é conhecida por poder emissivo,  $S$ , da superfície, com limite superior determinado pela lei de Stefan-Boltzmann ([INCROPERA et al., 2006](#)):

$$S_n = \varsigma T_s^4, \quad (4)$$

onde  $T_s$  é a temperatura absoluta (K) da superfície e  $\varsigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann ( $\varsigma = 5,67 \times 10^{-8} / \text{W} / (\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ ). Tal superfície é chamada um radiador ideal ou corpo negro. O fluxo térmico emitido por uma superfície real à mesma temperatura é dado por

$$S = \epsilon \varsigma T_s^4, \quad (5)$$

onde  $\epsilon$  é uma propriedade radiante da superfície conhecida por emissividade, com valores na faixa de  $0 \leq \epsilon \leq 1$ .

No processo de transferência de calor em um reator típico, a energia é liberada pela fissão em meio ao combustível, sendo transferida por condução de calor para a superfície do combustível e através do revestimento. O calor é então transferido por convecção da superfície do revestimento para o refrigerante. Para que ocorra esta última transferência de maneira efetiva, o refrigerante circula ao longo da superfície do revestimento. Por fim, a energia liberada pela fissão, após ter sido transferida para o refrigerante, é transportada para fora do reator quando o refrigerante sai do núcleo e ingressa para trocadores de calor externos, nos quais pode ser gerado vapor por intermédio de um sistema de potência termodinâmico.

O processo de desenvolvimento industrial da energia nuclear, que acumula mais de 60 anos, aliado à exploração das leis da física em favor do controle do reator, promoveu a diversificação de sistemas nucleares em desenvolvimento e em operação. Dentre outras características, o tipo de refrigerante e o espectro do nêutron responsável pela reação de fissão em cadeia distinguem as rotas tecnológicas utilizadas pelas usinas nucleares. Para reatores nucleares de potência de espectro térmico, várias concepções e tecnologias foram consideradas, entre as quais estão incluídos os reatores refrigerados a gás.

## 2.3 Reatores Refrigerados a Gás

Os trabalhos em reatores refrigerados a gás (GCR, do inglês *Gas Cooled Reactor*) começaram na década de 1950 no Reino Unido. Esses reatores eram refrigerados a dióxido de carbono, moderados a grafite, e usavam elementos combustíveis de urânio natural revestidos em liga magnésio, razão pela qual os reatores foram chamados de Magnox. Os reatores GCR possuem como vantagem comparativa a possibilidade de utilização de urânio natural como combustível. Além desta, o gás refrigerante utilizado tem baixo custo, o reator pode ser reabastecido com a usina em operação, a temperatura de saída do gás é alta e a pressão é baixa, e o vaso de contenção pode ser constituído de concreto protendido. Tais características, em particular o desnecessário enriquecimento isotópico de urânio, atraíram alguns países ao desenvolvimento desta tecnologia e diversos reatores refrigerados a gás foram implantados no Reino Unido, na França, nos Estados Unidos e na Alemanha ([IAEA, 2013](#)).

A segunda geração dos reatores refrigerados a gás, AGR (Reatores a Gás Avançados, do inglês *Advanced Gas Reactor*), também eram moderados a grafite e refrigerados a dióxido de carbono, mas operavam em altas temperaturas. Dessa forma, em vez de liga de magnésio como revestimento, optaram por aço inoxidável. Isto exigia o uso de combustível  $\text{UO}_2$ , com 2,7 a 3,4 % enriquecido ([MURPHY et al., 2004](#)). Tais reatores, apresentam-se esquematicamente na Figura 5.

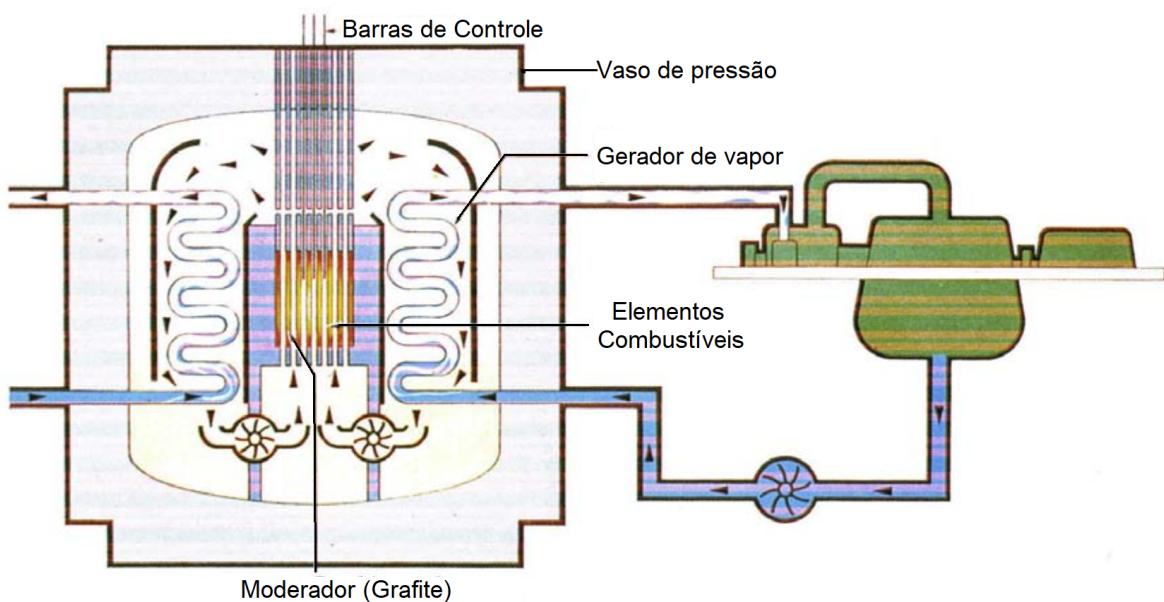


Figura 5 – Diagrama funcional de um reator do tipo AGR ([IEE, 2005](#)).

A grafite tem sido a escolha do moderador nos reatores refrigerados a gás por uma série de razões. Quando comparado com outros moderadores possui propriedades como alta capacidade térmica e relativamente alta condutividade térmica, consegue

armazenar uma larga fração de energia de decaimento após o desligamento do reator, é relativamente inexpansível e não tóxico comparado, por exemplo, ao berílio e ao óxido de berílio. Além disso, a grafite apresenta alta temperatura de ignição, o que melhora a segurança do reator e permite operação em temperaturas entre 800 e 1.250 K ([MURPHY et al., 2004](#)).

O uso de CO<sub>2</sub> como refrigerante introduziu alguns desafios como o consumo de uma quantidade apreciável de energia para bombear o volume de refrigerante, devido às suas fracas propriedades de transferência de calor. Aliado às restrições do refrigerante, o excessivo processo corrosivo nas tubulações e geradores de vapor a altas temperaturas interromperam o desenvolvimento destes reatores refrigerados a dióxido de carbono ([IEE, 2005](#)).

Com o intuito de melhorar a performance do GCR, desenvolveu-se o reator térmico de alta temperatura moderado a grafite e refrigerado a gás hélio (HTGR, do inglês *High Temperature Gas Reactor*). Este tipo de reator possui características que tornam seu estudo atrativo, tais como ([IAEA, 2012](#)): alta eficiência térmica; baixos custos relativos de operação; atributos passivos de segurança; possibilidade de uso para aplicações que necessitam calor industrial, como produção de hidrogênio e dessalinização da água.

O fato de trabalhar com altas temperaturas, acarreta maior extração mecânica de determinada energia térmica, fazendo a eficiência térmica do HTGR ser maior que a dos PWR (Reatores de Água Pressurizada, do inglês *Pressurized Water Reactor*), cerca de 39% contra 33% ([TODREAS; KAZIMI, 1993](#)). Outra vantagem em relação ao PWR, reatores mais difundidos atualmente, é o fato do hélio não ser um bom absorvedor de nêutrons, fazendo com que o gás no circuito primário não alcance elevados níveis de radioatividade como ocorre com a água.

No desenvolvimento do combustível do reator com núcleo totalmente cerâmico, introduziu-se a partícula BISO (*Bistructural Isotropic*). Em seguida, desenvolveu-se a partícula TRISO (*Tristructural Isotropic*), na qual é adicionada uma camada de carboneto de silício (SiC) às camadas de grafite existentes. Estas partículas possuem um núcleo físsil envolto de múltiplas camadas de revestimentos refratários, compondo uma espécie de vaso de pressão resistente a corrosão, visando a formação de uma barreira impermeável contra a liberação de produtos provenientes do processo de fissão ([KOK, 2009](#)), constituindo a base dos projetos modernos dos reatores de alta temperatura.

A compactação das partículas TRISO para a constituição dos elementos combustíveis classificam os reatores de alta temperatura em reatores de blocos prismáticos e reatores de leitos de bolas ([KOK, 2009](#)). As partículas TRISO são inseridas aleatoriamente em uma matriz de grafite que adquire uma forma macroscópica, usualmente em forma de cilindros (compactos) ou como elementos combustíveis esféricos (bolas) de 6 cm de diâmetro. Os compactos são inseridos em blocos hexagonais de grafites

e são montados para constituir o núcleo do reator. No outro caso, as bolas enchem o espaço central do vaso do reator, e o leito de bolas resultante constitui o núcleo do mesmo. Essas bolas apresentam uma distribuição aleatória dentro do núcleo, o qual é uma cavidade cilíndrica com paredes de grafite. A Figura 6 oferece uma representação dos sistemas de combustível mencionados.

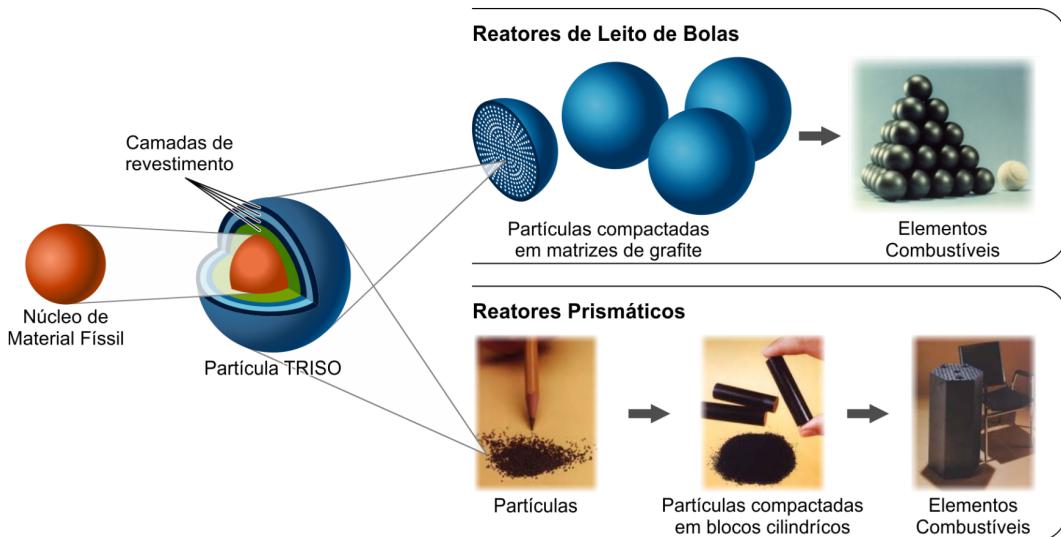


Figura 6 – Partículas TRISO e tipos de elementos combustíveis mais utilizados em reatores HTGRs ([SILVA, 2016](#)).

O hélio é utilizado como refrigerante para retirar calor do núcleo para que as partículas de combustível não percam sua integridade com rachaduras e/ou alterações nas propriedades, ao mesmo tempo em que permite o aumento na temperatura de operação e flui através dos furos de refrigeração nos elementos tipo bloco, ou através dos interstícios presentes no núcleo leito de bolas. HTGRs podem operar a temperaturas de saída de refrigeração muito altas devido ao revestimento cerâmico do núcleo e às propriedades térmicas do hélio ([IAEA, 1990](#)).

Os reatores de leito de bolas apresentam-se promissores devido às vantagens operacionais e de segurança. Alguns projetos, por exemplo, são controlados por efeitos de temperatura, e não por barras de controle, ou seja, o projeto do reator é tal que se pode controlar a potência de maneira inerente devido ao alargamento *Doppler*. A Figura 7 apresenta uma ilustração de elementos combustíveis para reatores de leito de bolas.

As partículas TRISO podem suportar temperaturas de até 1.873 K sem que haja degradação em sua estrutura; entre 1.873 K e 2.073 K, a liberação de produtos de fissão aumenta rapidamente, devido às falhas iniciais nas barreiras; em temperaturas acima de 2.273 K ocorre o colapso massivo das barreiras de grafite ([NUREG, 2004](#)). É necessário garantir que as temperaturas máximas alcançadas em qualquer regime de operação normal ou em acidentes, estejam dentro das faixas toleráveis para a partícula TRISO.

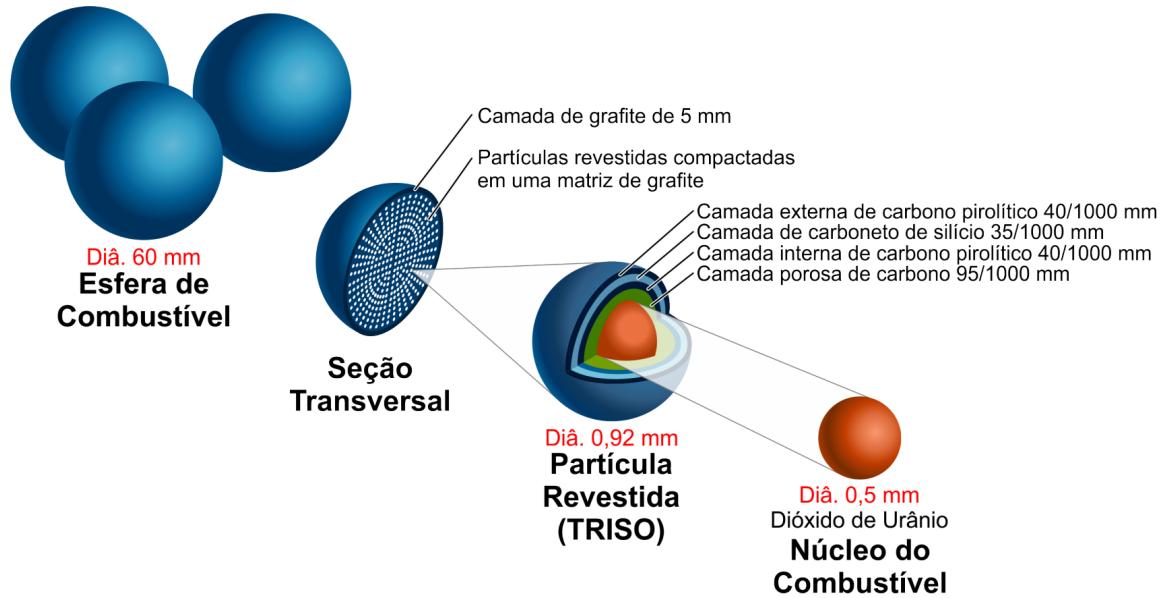


Figura 7 – Estrutura dos elementos combustíveis e das partícululas TRISO para reatores do tipo Leito de Bolas ([SILVA, 2016](#)).

Também devem ser evitados picos de potência e gradientes de temperatura no núcleo, bem como limitar a degradação estrutural advinda do ingresso de ar ou água ([GIF, 2014](#)).

A investigação tecnológica de reatores nucleares relaciona combinações de elementos cuja ação conjunta permite produzir energia elétrica, considerando fatores econômicos, ambientais e recursos disponíveis. Neste contexto, as simulações computacionais oferecem valiosas contribuições para, dentre outros processos, verificar o comportamento de sistemas nucleares sob operação normal ou em condições adversas, para testes de segurança de sistemas nucleares em desenvolvimento ou dos que já se encontram em operação. Em particular, sobre os promissores sistemas conceituais com núcleo de leito de bolas, espera-se o aperfeiçoamento e a validação de modelos sistêmicos e da dinâmica de fluidos computacional que necessitam avaliar o comportamento termohidráulico do núcleo através de *benchmarks* teóricos e experimentais ([GIF, 2014](#)).

## 2.4 Dinâmica de Fluidos Computacional

A dinâmica de fluidos computacional (do inglês *Computational Fluid Dynamics*, CFD) consiste em um conjunto de ferramentas e técnicas utilizadas por meio de simulação numérica que emprega conceitos relacionados à áreas de engenharia, matemática e computação, no estudo de fenômenos que envolvem escoamento de fluidos; este estudo abrange transferência de calor e de massa e fenômenos associados, incluindo reações químicas. Estas técnicas solucionam equações matemáticas para o escoamento do

fluido de maneira específica sobre um domínio de interesse, com condições de contorno pré-determinadas sobre essa região.

Por volta de 1960, a indústria aeronáutica integrou as técnicas de CFD na produção de aeronaves e, alguns anos depois, em máquinas de combustão e turbinas a gás. Posteriormente, a indústria automobilística começou a empregar esta técnica para prever forças de arraste e a aerodinâmica sob a superfície dos carros. Atualmente, a metodologia CFD é utilizada frequentemente em áreas industriais e acadêmicas, como análise aerodinâmica de espaçonaves e veículos, otimização de reatores químicos e bombas, hidrodinâmica de navios, com aplicações estendidas as áreas de meteorologia, oceanografia, biologia, entre outras ([VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007](#)).

As características físicas dos fluidos em movimento podem ser usualmente descritas por equações matemáticas fundamentais, geralmente na forma diferencial, chamadas equações de governança. A resolução dessas equações é efetivada com o uso de linguagens computacionais de alto nível, convertendo as equações diferenciais em algébricas. Há numerosas vantagens relacionadas ao uso de CFD, dentre as quais [Tu et al. \(2013\)](#) destacam:

- possibilita estudar termos específicos das equações de governança e resolve-las em suas respectivas formas completas, tornando a análise do escoamento mais próxima da realidade;
- o estudo de determinado sistema em diversas configurações é facilitado, o que implica em um menor custo e tempo quando comparado com abordagens experimentais;
- valores para números adimensionais podem ser avaliados durante o trabalho, fornecendo mais flexibilidade e eficiência nas primeiras etapas do projeto de um sistema de escoamento;
- possibilita extração de dados de regiões de difícil acesso para obtenção de resultados experimentais, tais como locais onde ocorreram acidentes nucleares, regiões remotas ou geofisicamente difíceis de atingir;
- pode simular condições de fluxo que não são reproduzíveis em testes experimentais geofísicos e biológicos encontrados em dinâmicas de fluidos, como cenários de acidentes nucleares ou cenários que são remotamente simulados experimentalmente;
- fornece informações detalhadas, visualizadas e abrangentes quando comparadas à dinâmica de fluidos analítica e experimental.

Para facilitar o uso de técnicas CFD na simulação de cada caso específico de escoamento, os pacotes de *software* de CFD comerciais mais modernos incluem interface amigável e sofisticada para que o usuário possa introduzir os parâmetros do problema e analisar os resultados. O Ansys CFX, utilizado para execução das simulações neste trabalho, é um exemplo de *software* comercial que pode ser empregado para aplicação das técnicas de CFD; trata-se de um código CFD de propósito geral que faz parte de uma suíte de aplicativos da própria Ansys voltados para a análise de problemas de simulação da ciência ([ANSYS INC., 2011](#)).

Para fornecer uma análise completa em CFD, um programa compreende três elementos principais: um pré-processador, um *solver* e um pós-processador ([VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007](#); [TU et al., 2013](#)). Estes três elementos estão interconectados de acordo com a estrutura apresentada na Figura 8.

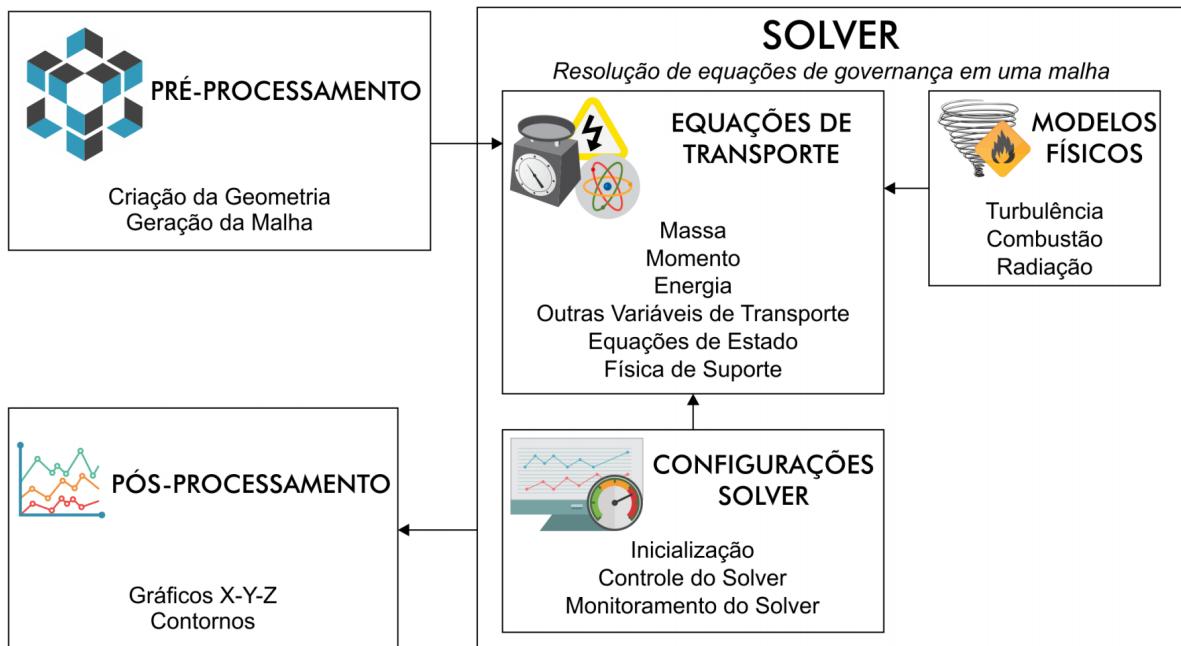


Figura 8 – Principais componentes de um *framework* CFD, e estágios para solução de um problema usando CFD ([SILVA, 2016](#)).

A etapa de pré-processamento consiste da especificação dos dados de entrada do problema de escoamento no código de CFD e da subsequente transformação destes dados em uma forma adequada para ser processada pelo *solver*. Este estágio é constituído das cinco etapas que seguem:

1. definição da geometria da região de interesse (domínio computacional);
2. subdivisão ou discretização do modelo geométrico em um número menor e não sobreposto de domínios (geração da malha);

3. definição das propriedades dos materiais envolvidos;
4. seleção dos fenômenos físicos e químicos que serão modelados;
5. especificação das condições de contorno.

Após definição do domínio computacional, é necessário discretizá-lo. A discretização do domínio significa, na prática, gerar uma malha que represente o domínio contínuo original mantendo a conexão entre os pequenos volumes gerados. A acurácia da solução do problema e o custo computacional depende das características da malha, em particular das dimensões dos elementos. Espera-se que quanto maior o número de elementos da malha, maior seja a acurácia e, em contrapartida, maior será o custo computacional em memória e tempo de processamento. Aproximadamente 50% do tempo gasto em um projeto CFD é utilizado para criação da geometria do domínio e geração da malha ([TU et al., 2013](#)).

De acordo com a topologia, as malhas podem ser classificadas como estruturada, não-estruturada ou híbrida. No espaço tridimensional, os elementos das malhas estruturadas são hexaédricos. Essas malhas são constituídas por famílias de linhas de forma que os membros de uma mesma família não se cruzam entre si e cruzam com os membros de outra família apenas uma vez; cada intersecção é chamada de nó; este tipo de estruturação permite que as linhas de um determinado conjunto possam ser numeradas consecutivamente de forma que cada volume possa ser identificado por dois ou três índices, nos casos bidimensional e tridimensional, respectivamente ([FERZIGER; PERIĆ, 2002](#)).

Por outro lado, os elementos das malhas não-estruturadas adquirem usualmente a forma tridimensional de prismas ou tetraedros. Ao contrário da malha estruturada, não há restrição para o número de vizinhos ou nós entre as células, podendo se ajustar mais facilmente a geometrias mais complexas devido à maior flexibilidade de forma que seus elementos podem assumir ([TU et al., 2013](#)).

Em geral, não há diferença de acurácia entre malhas estruturadas e não estruturadas, estas últimas, no entanto, demandam um custo computacional maior. Por fim, as malhas híbridas são aquelas que combinam as malhas estruturadas e não estruturadas. Nos locais representados por geometria simples ou nos quais não é preciso uma análise detalhada do escoamento, recomenda-se o uso de uma malha estruturada para poupar recursos computacionais.

Depois de gerada a malha, define-se as propriedades dos materiais envolvidos no problema e as condições físicas do escoamento. Apesar do Ansys CFX possuir uma lista de propriedades físicas de diversos fluidos, o usuário pode adicionar mais materiais, caso o fluido de interesse não esteja listado ou as informações especificadas

sejam insuficientes. Para a escolha das condições de contorno são especificados valores de parâmetros críticos (temperatura, velocidade, pressão, etc.) em regiões específicas do problema; em geral, são definidas condições de entrada e/ou saída do domínio computacional e na superfície dos sólidos (TU et al., 2013).

O *solver* é responsável pela simulação propriamente dita, isto é, para obtenção da solução numérica do problema de escoamento em estudo. Nesta etapa, também conhecida como processamento, a técnica de solução numérica dos volumes finitos é a mais empregada pelos pacotes comerciais, incluindo o Ansys CFX. De acordo com (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007), os principais processos percorridos pelos algoritmos numéricos nos códigos de CFD para a resolução de um problema são: integração das equações de governança do escoamento do fluido em todos os volumes de controle do domínio; conversão das equações integrais resultantes em um sistema de equações algébricas; solução do sistema de equações através de um método iterativo. Os passos básicos que compõem a etapa do solver são a inicialização, o controle e o monitoramento da solução, o cálculo das grandezas do fluido e a convergência da solução. Um esquema que relaciona estes processos pode ser observado na Figura 9.

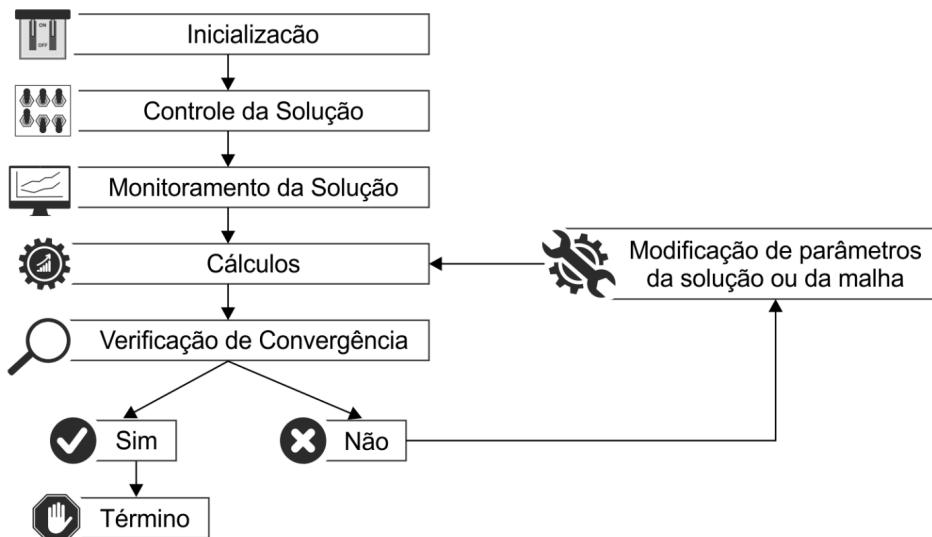


Figura 9 – Visão geral das etapas e processos do *solver* CFD (SILVA, 2016).

Na etapa de inicialização, uma solução inicial arbitrária é fornecida ao *solver* e esta vai sendo ajustada com o intuito de se aproximar dos valores que solucionam o problema em um processo iterativo. O sucesso de uma simulação em CFD depende, principalmente, da convergência do processo iterativo e do estudo de independência da malha. Já o controle da solução envolve processos como a escolha do método de interpolação das equações que serão resolvidas. É possível acompanhar a resolução das equações durante o andamento da simulação, onde são visualizados os resíduos das equações; o processo é considerado convergente quando os valores dos resíduos

encontram-se abaixo da tolerância especificada ([TU et al., 2013](#)). O estudo de independência da malha consiste em realizar, inicialmente, simulações com malhas mais grossas e, progressivamente, refiná-la até que os resultados não apresentem mudanças em relação às variáveis locais e globais, indicando que a solução não depende da malha utilizada.

Por fim, na etapa do pós-processamento os resultados obtidos são apresentados de forma gráfica. O pacote de pós-processamento disponibiliza ferramentas para visualização dos resultados. Com a crescente popularidade das estações de trabalho nas áreas das engenharias e com o contínuo aprimoramento do processamento gráfico, os pacotes de CFD oferecem ferramentas versáteis para visualização das informações. A escolha da forma de representação mais apropriada depende dos tipos de dados e da intenção do usuário.

Em relação à simulação CFD da geometria de reatores de leito de bolas, há duas abordagens principais expostas e comparadas em [Wu et al. \(2010\)](#): abordagem de meio poroso e abordagem realística. Na abordagem de meio poroso, adota-se um conceito de porosidade média na modelagem da geometria do leito. Trata-se de uma abordagem simplificada cuja aplicação tem apresentado boa correlação com dados experimentais para alguns parâmetros. Por outro lado, na abordagem realística cada elemento do leito é modelado. Comparações entre resultados de simulações realizadas com as duas abordagens revelaram que a abordagem de meio poroso pode ser usada para capturar características termohidráulicas globais, incluindo o gradiente médio de pressão e o aumento da temperatura do fluido ao longo da direção axial do leito. Contudo, características anisotrópicas de escoamento, como a separação de fluido, a formação de vórtices e a oscilação de fenômenos (picos de temperatura, por exemplo) só podem ser simuladas de forma satisfatória com a abordagem realística. Uma desvantagem relacionada a esta segunda abordagem está no custo computacional necessário para realização das simulações, cerca de 3.000 vezes superior ao tempo de cálculo exigido com a aplicação da abordagem porosa.

Diante do progresso na capacidade de processamento computacional nas últimas décadas, muitas linhas na área de simulação computacional se mostram propícias para aplicação de técnicas de CFD, incluindo entre elas a termohidráulica, evidenciando o interesse da indústria nuclear no uso desta metodologia. A exemplo disso, [Saha et al. \(2013\)](#) relacionam diversas questões e tendências em pesquisa e desenvolvimento na área de termohidráulica dirigidas ao estudo dos reatores que se encontram em operação ou de sistemas nucleares futuros.

## 2.5 Estado da Arte

Numerosos esforços foram e estão sendo empreendidos com o objetivo de aprimorar a compreensão e testar a tecnologia das futuras centrais nucleares, e daquelas que já se encontram em operação. Parcialmente considerável destes esforços, concentram-se em testes de demonstração de segurança envolvendo técnicas de CFD no estudo da complexa configuração do fluido em geometrias de leito de bolas. No leito de bolas, as esferas de combustível encontram-se dispostas em forma aleatória, entretanto, devido às dificuldades de simular arranjos aleatórios, utilizam-se arranjos fixos de bolas na maioria das simulações. Os mais conhecidos são: arranjos cúbicos simples (do inglês SC, *Simple Cubic*), cúbicos centrados no corpo (do inglês *Body Centered Cubic*, BCC) e cúbicos centrados na face (do inglês *Face Centered Cubic*, FCC).

A transferência de calor induzida por turbulência em um reator de leito de bolas foi investigada, por exemplo, por [Lee et al. \(2007b\)](#). Os arranjos BCC e FCC foram adotados para representar a distribuição dos elementos combustíveis no leito de bolas. Na ocasião, foram identificados picos de temperatura locais relativamente irregulares na geometria BCC, ao passo que distribuições de temperaturas se mantiveram regulares na geometria FCC. As temperaturas obtidas permaneceram em patamares seguros para a operação do reator; contudo, concluiu-se que a turbulência natural do fluxo do refrigerante afeta as distribuições de temperatura ao longo da superfície dos elementos combustíveis, podendo ocasionar picos locais de temperatura.

Os efeitos dos arranjos BCC e FCC também foram avaliados por [Ferng e Lin \(2013\)](#), em relação ao comportamento termohidráulico do núcleo de um reator de leito de bolas. A modelagem empregada incluiu a aceleração de fluxo, a formação de vórtices, a separação de fluxos nos poros, a variação anisotrópica do número de Nusselt e a variação de temperatura na superfície das bolas. Os resultados sugeriram que a aceleração do fluxo sobre as esferas num arranjo FCC é maior que no arranjo BCC, resultando em uma maior capacidade de transferência de calor e em menor temperatura das bolas. Esse resultado se justifica pela estrutura mais compacta de elementos encontrada em arranjos FCC. Observa-se também a redução do número de Nusselt médio da primeira para a sétima camada de bolas na direção axial, o que implica a possibilidade de alcance de uma condição térmica de fluxo totalmente desenvolvido. Tais resultados concordam qualitativa e quantitativamente com os calculados pela correlação KTA (trata-se de uma correlação recomendada pela [KTA \(1983\)](#), usualmente adotada para estimar as características de transferência de calor para as bolas). Ademais, o modelo foi avaliado com o uso de dados experimentais medidos por [Yang et al. \(2012\)](#), para um arranjo BCC, havendo boa concordância entre os valores experimentais e os de simulação obtidos por [Ferng e Lin \(2013\)](#).

Os principais avanços no desenvolvimento experimental da tecnologia de reato-

res de leito de bolas estão concentrados na China, com um reator de 10 MW de potência térmica chamado de HTR (*High Temperature Reactor*)-10 localizado nas dependências do INET (*Institute of Nuclear and New Energy Technology*). Esse modelo experimental em operação oferece dados empíricos para validação de modelos termohidráulicos usados pelo INET e em outros trabalhos. [Mazaira et al. \(2015\)](#), por exemplo, simularam um escoamento compressível em uma coluna FCC com altura equivalente à do núcleo do HTR-10 contendo um total de 42 esferas de combustível. Para modelagem, foi empregada uma abordagem CFD realística. Dentre os resultados mostrados, está a distribuição de temperatura no interior das bolas, na qual as temperaturas máximas alcançadas foram inferiores àquelas estabelecidas para a operação segura do reator.

Mais recente, [Silva et al. \(2016\)](#) também realizaram uma simulação termohidráulica de fluido compressível no interior do núcleo do reator de leito de bolas HTR-10 usando CFD com abordagem realística. O modelo geométrico adotado se constituiu por arranjos estruturados correspondendo à coluna central do núcleo do reator. Os dados de entrada usados foram extraídos do primeiro *benchmark* divulgado pela [\(IAEA, 2013\)](#). Os resultados mostraram os perfis de temperatura do refrigerante no núcleo e a distribuição de temperatura no interior das bolas, além de serem comparados entre si. As comparações mostraram que, dentre as combinações estudadas no trabalho, a simulação com o emprego do arranjo BCC aliado ao modelo de turbulência  $k - \varepsilon$  padrão geram temperaturas mais altas na coluna central do núcleo. As temperaturas máximas nas bolas não excederam o limite permitido para o combustível TRISO. Os resultados obtidos também são consistentes com resultados apresentados em outros trabalhos que usaram outras técnicas e modelos de simulação, concordando, por exemplo, com as conclusões de [Lee et al. \(2007b\)](#).

Para investigar as características termohidráulicas dentro do núcleo de leito de bolas em condições de estado estacionário e de acidente, [Ferng e Chen \(2011\)](#) adotaram uma abordagem CFD de meio poroso para representar a geometria de um núcleo de leito de bolas empacotado HTGR. Para análise do comportamento turbulento os autores optaram pelo modelo  $k - \varepsilon$  padrão. Quatro acidentes, incluindo rupturas em um e dois tubos de gerador de vapor, foram assumidos nas simulações. Um cálculo preliminar foi realizado para obter a distribuições no estado estacionário dos parâmetros termohidráulicos dentro do núcleo do HTR-10 e captou razoavelmente estas características. Em seguida, assumiu-se o transiente antecipado sem desligamento automático para as simulações conservadoras, de modo que o núcleo fosse mantido no estado de energia total durante todo o transiente. Nesses tipos de acidentes, a água é liberada no núcleo e reage com a grafite na superfície do combustível, causando geração de  $H_2$  e  $CO$ . Os resultados revelam que a concentração de  $H_2$ , produzida pela reação química de carbono com água, não é suficiente para induzir a explosão de hidrogênio durante os acidentes postulados. Além disso, prevê-se que as temperaturas máximas do núcleo

durante os transientes são inferiores ao valor limite.

O acidente de ingresso de ar no reator HTR-10 do tipo leito de bolas, foi investigado por [Ferng e Chi \(2012b\)](#) ao se considerar uma metodologia CFD de meio poroso. Assumiu-se um acidente de perda de refrigerante (LOCA) com ruptura de dupla extremidade de um tubo de duto de gás e a potência do núcleo decai após este acidente. Neste LOCA, o ar na cavidade do gerador de vapor entraria no núcleo através da difusão e dos mecanismos de convecção natural. Após a entrada do ar no núcleo, o O<sub>2</sub> reagiria com a grafite na superfície da bola de combustível, causando a geração de CO<sub>2</sub> e CO. A variação da concentração de He e o comportamento transitório da temperatura do refrigerante também são características termohidráulicas durante este acidente. Com base nos resultados de simulação, observa-se que a maioria das reações de oxidação entre oxigênio e grafite ocorrem na parte inferior do núcleo. Após a ocorrência do acidente, a temperatura do He no núcleo aumenta inicialmente devido ao aquecimento das reações de oxidação e diminui gradualmente devido à deterioração do núcleo; a temperatura máxima do núcleo durante o acidente de entrada de ar é ligeiramente maior do que a condição de estado estacionário, revelando a segurança do núcleo HTR-10 neste acidente postulado do ponto de vista térmico.

Após o trabalho descrito no parágrafo anterior, [Ferng e Chi \(2012a\)](#) apresentam e discutem os fenômenos de corrosão por oxidação da grafite no núcleo do reator HTR-10 através de um modelo CFD compressível com condições e parâmetros similares aos do trabalho anterior. Os resultados da simulação transitória fornecem as distribuições da quantidade de corrosão de grafite nas diferentes seções transversais, corrosão local nos pontos de monitoramento e corrosão global no núcleo. A taxa de corrosão se aproximaria das condições de estado estacionário à medida em que o acidente avança continuamente. A quantidade total de corrosão de grafite durante um tempo de acidente de 3 dias é prevista para cerca de 31 Kg com a taxa de corrosão assintótica prevista. Este valor é inferior a valores obtidos em trabalhos correlatos como [Gao e Shi \(2002\)](#).

Outro teste para demonstração de segurança foi simulado por [Chen et al. \(2016\)](#). Trata-se de um transiente antecipado sem desligamento automático e com inserção de reatividade. O teste foi realizado com 30% da potência nominal com aproximadamente 1% de reatividade positiva introduzida no núcleo. Os recursos de segurança inerentes do HTR-10 são revelados e verificados pelo teste e pelos resultados da simulação. São investigados fenômenos físicos importantes como, por exemplo, o desligamento automático, recriticalidade do reator, oscilação de potência, circulação natural de hélio e redistribuição de temperatura. A simulação reproduziu muito bem os transientes do reator. Como o parâmetro mais importante relacionado à segurança, a temperatura máxima do combustível durante o processo de teste é sempre muito inferior ao seu limite de segurança.

Um modelo térmico para simular o comportamento estacionário e transitório do reator HTR-10 é apresentado por [Scari et al. \(2016\)](#). Os resultados da distribuição de temperatura dentro do leito de bolas em estado normal de operação com potência total, temperaturas de entrada e saída do hélio, fluxo de massa de refrigerante, dentre outros parâmetros, apresentaram concordância com os dados disponíveis em um documento de referência publicado pela [IAEA \(2013\)](#). Em seguida, um acidente de perda de fluxo de hélio foi simulado, considerando que este fluxo é reduzido em um dos sete canais do modelo simplificado proposto com uma taxa de aproximadamente 0,4 Kg/s. Observou-se que as temperaturas do combustível e do revestimento atingiram valores máximos de cerca de 1.660 K, que está abaixo do limite de segurança do combustível. A ação de desligamento automático não foi considerada.

Modelos de turbulência na temperatura e na velocidade do refrigerante no núcleo do reator HTR-10, por sua vez, são analisados por [Subekti \(2016\)](#). O efeito dos modelos  $k - \varepsilon$ ,  $k - \omega$  e RSM (*Reynold Stress Model*) são estudados numa geometria simplificada do leito de bolas baseada em um arranjo FCC. A comparação dos resultados mostra que todos os modelos são aceitáveis para o caso do HTR-10 com diferença nos resultados na faixa 0,03-0,33% para os parâmetros de temperatura. Entretanto, as características do modelo de turbulência podem ser diferentes para outros casos que apresentem número de Reynolds diferente induzido por câmbios na velocidade do fluido. Considerando o risco de instabilidade numérica, custo do tempo computacional, e a proximidade do resultado para o RSM, a utilização do modelo  $k - \varepsilon$  é sugerida para o caso HTR-10.

No âmbito de um projeto de pesquisa coordenado dedicado à avaliação de desempenho de reatores de alta temperatura refrigerados a gás, resultados obtidos em diversos trabalhos para determinar a distribuição de temperatura do núcleo do HTR-10 em sua operação experimental inicial com potência total são comparados por [Chen et al. \(2009\)](#). Vários resultados de cálculos nos trabalhos apresentados possuíam correspondência entre si e apresentaram boa aceitação em relação a dados experimentais. Discrepâncias nos resultados foram atribuídas preliminarmente à diferentes métodos, modelos, propriedades de materiais (entre outros) usados em códigos experimentais. As temperaturas máximas calculadas no centro do núcleo foram bastante inferiores ao valor limite de 1.503 K.

Os trabalhos comentados nesta seção ilustram a preocupação da comunidade acadêmica com o estudo e desenvolvimento da tecnologia de leito de bolas, reforçando a relevância da temática abordada neste trabalho.

### 3 Evolução e Perspectivas Tecnológicas para Sistemas Nucleares Refrigerados a Gás

#### 3.1 Fórum Internacional para a Geração IV

A evolução da tecnologia nuclear para geração de eletricidade tem sido apresentada em termos de gerações dos projetos das usinas nucleares e indicam, principalmente, evolução dos critérios de segurança com o intuito de minimizar a probabilidade de ocorrência e conter eventuais consequências de um acidente nuclear.

Neste contexto, conforme quadro ilustrativo apresentado na Figura 10, o desenvolvimento da tecnologia nuclear iniciado na década de 1950, encontra-se em um estágio no qual os mais recentes projetos de reatores nucleares disponíveis comercialmente são caracterizadas como usinas de Geração III e III+. Reatores dessas gerações incorporam uma série de avanços tecnológicos experimentados pela indústria nuclear, com o uso de técnicas de construção mais eficientes e com níveis de segurança e desempenho mais elevados.

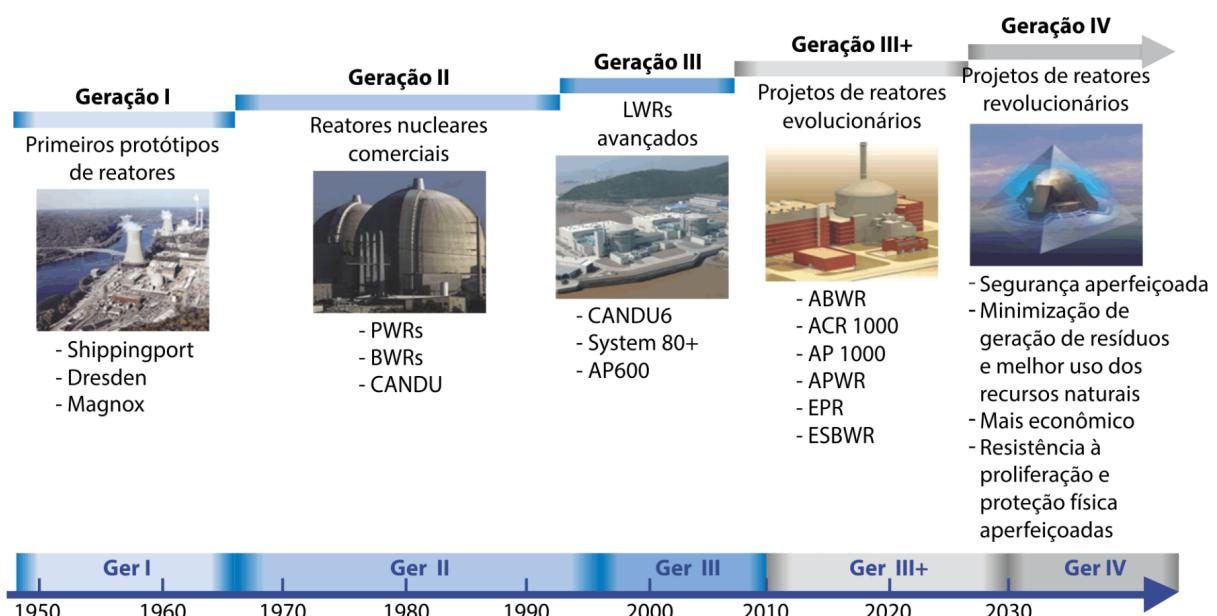


Figura 10 – Gerações de reatores nucleares (OECD, 2012).

Em resposta às questões levantadas pela IAEA, que dificultam a implementação e a expansão da indústria nuclear, fóruns de cooperação internacional foram realizados com o objetivo de discutir o desenvolvimento dos futuros sistemas nucleares. Ao final destes fóruns, seis sistemas conceituais de reatores nucleares foram escolhidos, sendo eles conhecidos como sistemas da Geração IV (GIF, 2002): reatores rápidos refrigerados

a sódio (*Sodium-cooled Fast Reactor*, SFR), reatores de temperatura muito elevada (*Very High Temperature Reactor*, VHTR), reatores refrigerados a água supercrítica (*Supercritical Water-cooled Reactor*, SCWR), reatores rápidos refrigerados a gás (*Gas-cooled Fast Reactor*, GFR), reatores rápidos refrigerados a chumbo (*Lead-cooled Fast Reactor*, LFR) e reatores de sais fundidos (*Molten Salt Reactor*, MSR).

O Fórum Internacional de Geração IV se dedica a objetivos fundamentais que abrangem quatro áreas ([GIF, 2002](#)): sustentabilidade, segurança e confiabilidade, competitividade econômica, proteção física e resistência a proliferação. Um roteiro tecnológico definiu e planejou P&D necessários para atingir essas metas e permitir a implementação de sistemas nucleares de Geração IV depois de 2030 ([GIF, 2014](#)). Sistemas de energia nuclear dessa geração incluem o reator nuclear, sistema de conversão energética e tecnologias de ciclo de combustível necessárias. O Fórum marcou progressos significativos no desenvolvimento de uma próxima geração de tecnologias de reator que ultrapassam as limitações dos sistemas de energia nuclear atualmente implantados; os aspectos mais críticos de extração em relação à tecnologia atual estão relacionados a combustíveis e materiais. Adicionalmente, sistemas nucleares dessa geração irão operar a temperaturas mais elevadas que os atuais, e o calor poderá ser reaproveitado (processo conhecido como cogeração) em outras aplicações além da geração de eletricidade.

Dentre os progressos alcançados em pouco mais de dez anos, focando a pesquisa em questões de viabilidade e desempenho, o fórum forjou um quadro poderoso para cooperação multilateral, organizou-se nos grupos funcionais necessários, criou quatro objetivos abrangentes, estabeleceu uma dúzia de projetos internacionais e completou centenas de *Milestones* ([KELLY, 2014](#)). Os reatores SFRs e VHTRs se encontram conceitualmente mais maduros e são os principais candidatos para projetos de demonstração em larga escala. Em particular, os VHTRs podem ser projetados para uso em processos de calor e de produção de hidrogênio.

## 3.2 Reatores VHTRS

Os VHTRs são o próximo estágio evolutivo dos HTGRs. Moderados por grafite, refrigerados com gás hélio e de espectro de nêutrons térmicos, esses sistemas podem fornecer calor e eletricidade com temperaturas de saída do núcleo entre 973 K e 1.223 K, e potencialmente mais de 1.273 K. O calor gerado pode ser aplicado ainda em processos industriais para refinarias, petroquímica, metalurgia, produção de hidrogênio, de combustíveis sintéticos do carvão, biomassa ou captura do CO<sub>2</sub>, assim como a produção de reagentes químicos para uma variedade de instalações ([FUTTERER et al., 2014](#)). A produção de hidrogênio, por exemplo, é possibilitada em processos que não emitem gases de efeito estufa, como ciclos termoquímicos ou eletrólise de vapor de temperatura

elevada. Mesmo a temperaturas moderadas, os VHTRs podem ser úteis para a produção de hidrogênio com processos como o ciclo do cloreto de cobre (GIF, 2016). O processo de aplicação de calor geralmente é acoplado ao reator através de um permutador de calor intermediário. Um sistema VHTR de referência que produz hidrogênio é mostrado na Figura 11.

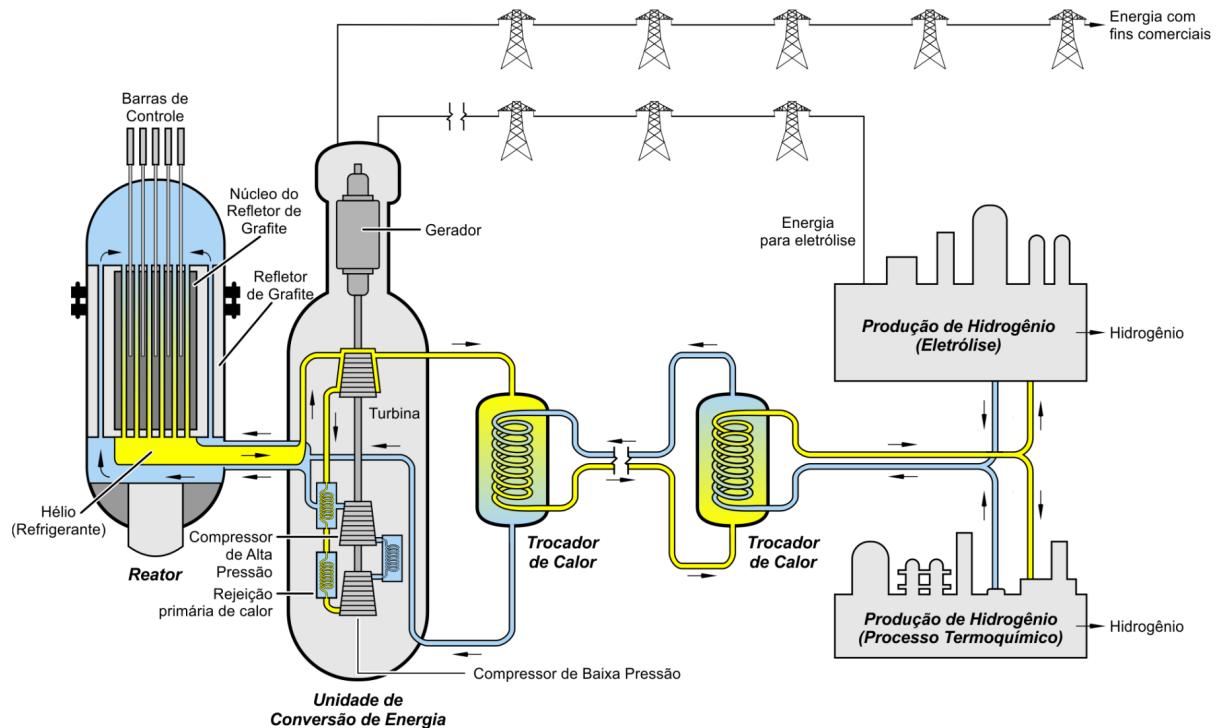


Figura 11 – VHTR modular para produção de hidrogênio e geração de eletricidade (SILVA, 2016).

Embora vários projetos de combustível sejam considerados dentro dos sistemas VHTR, todos os conceitos exibem amplas semelhanças que permitem uma abordagem de P&D coerente, já que a forma de combustível de partículas revestidas TRISO é comum para todos. O revestimento da partícula TRISO representa a primeira barreira contra a liberação de produtos de fissão.

O objetivo final do fórum internacional em relação à temperatura de saída do VHTR foi estabelecido em 1.273 K, ou acima, o que implica o desenvolvimento de materiais inovadores, como novas ligas, cerâmicas e compostos (GIF, 2014). Isto é especialmente necessário para aplicações não elétricas, nas quais uma temperatura muito alta na saída do núcleo é requisito para cumprir o objetivo de fornecer calor à indústria em processos de alta temperatura.

As demonstrações do desempenho de segurança para os conceitos de blocos prismáticos e leito de bolas enfatizam, dentre outros fatores, o benefício do coeficiente de reatividade negativa, a alta capacidade de calor da grafite, a margem do aumento de

temperatura e a robustez do combustível TRISO no projeto de um reator que resista a falhas múltiplas ou eventos naturais graves como o ocorrido na estação nuclear de Fukushima Daiichi (2011). A realimentação de reatividade negativa resulta no desligamento natural do reator com o aumento contínuo da temperatura impedindo excursões de potência, tornando-a limitada ou inherentemente controlada. Além disso, o sistema conceitual VHTR apresenta boa classificação econômica devido à alta eficiência para produção de hidrogênio e considerável capacidade de retenção dos produtos de fissão devido ao projeto do combustível TRISO.

As principais características do VHTR incluem também: baixa densidade de potência, que promove remoção passiva do calor de decaimento através de processos naturais de convecção, condução e radiação (BECK et al., 2010); uso de grafite em diversas partes do reator, reforçando a segurança por servir como um excelente meio de transferência de calor e armazenamento; blocos de grafite projetados para serem facilmente recolocados ou movidos durante a recarga (no núcleo de blocos prismáticos), ou recarga contínua do combustível (no núcleo de leito de bolas).

A moderação por grafite apresenta algumas vantagens do ponto de vista neutrônico, principalmente a flexibilidade do espectro de nêutrons obtido (rápido na ausência de moderador, térmico ou epitérmico em função da relação moderador/combustível utilizada). O hélio aplicado como fluido refrigerante no VHTR é quimicamente inerte, apresenta propriedades físicas estáveis em uma larga faixa de pressões e temperaturas e propriedades de transportes favoráveis que podem permitir ao reator atingir eficiência térmica de até 50% (KADAK, 2005).

No reator de leito de bolas, o calor é gerado no interior do núcleo dos elementos combustíveis e conduzido para a superfície da esfera; em seguida, é transferido para o refrigerante por meio de convecção forçada. Na existência de um gradiente de temperatura no núcleo, o calor é transferido entre as bolas por meio de condução e radiação intersticial nas direções radial e axial. 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. Lee et al. (2007b) destacam que tais aspectos credenciam os reatores de leito de bolas como uma alternativa competitiva na medida em que a criticalidade do sistema pode ser mantida pelo carregamento contínuo dos elementos combustíveis, sem a necessidade de barras de controle, além de possibilitar determinação do status global do núcleo através da medição das temperaturas do combustível inserido naquele núcleo. Demandas de P&D incluem o desenvolvimento de combustíveis e materiais que permitam aumentar as temperaturas de saída do núcleo para valores superiores a 1.273 K e, com os quais, obtemham-se queimas de combustível com valores máximos

entre 150 e 200 GWd/tMP ([GIF, 2014](#)).

Os principais marcos para o VHTR, definidos na atualização do roteiro tecnológico, são divididos nas três fases que seguem ([GIF, 2016](#)):

- viabilidade: projeto preliminar e análise de segurança (2010);
- desempenho: análise de segurança e projeto final (até 2025);
- demonstração: construção e teste preliminar (a partir de 2025).

Atualmente, os reatores experimentais HTTR (*High Temperature Test Reactor*) (Japão, 30 MW) e HTR (*High Temperature Reactor*)-10 (China, 10 MW) suportam o desenvolvimento do conceito de reator avançado para VHTR ([GIF, 2016](#)). Esses reatores representam os dois conceitos de linha de base para o núcleo do reator: bloco prismático e leito de bolas. Além disso, fornecem informações importantes para a demonstração, análise de segurança e funcionalidades, o que permite melhorar as ferramentas analíticas para o projeto e licenciamento de VHTRs de demonstração de tamanho comercial. Em particular, o projeto e operação do reator HTR-10 têm promovido avanços significativos no desenvolvimento experimental da tecnologia de reatores de leito de bolas.

### 3.3 O Reator HTR-10

O HTR-10 é um reator de espectro de nêutrons térmico, moderado com grafite e refrigerado por gás hélio, selecionado pela [IAEA \(2013\)](#) como uma das referências para avaliação do desempenho termohidráulico e comparações experimentais associadas aos reatores de alta temperatura refrigerados a gás. Este reator foi desenvolvido e construído pelo INET (*Institute of Nuclear Energy Technology*) com objetivos específicos que incluíam adquirir *expertise* no projeto, construção e operação de reatores VHTR, a realização de testes de irradiação em elementos combustíveis e a demonstração da cogeração de eletricidade/calor e do ciclo combinado de turbinas de vapor/gás ([ZHONG; XU, 1996](#)).

#### 3.3.1 Características Básicas do Reator

A planta do reator HTR-10 inclui edifícios de concreto que alojam o reator, os geradores de vapor e as turbinas; o reator comporta, também, duas torres de resfriamento e um centro de ventilação. Os parâmetros principais de projeto do reator estão dispostos na Tabela 8.

Um sistema de tubulação concêntrica conecta o núcleo do reator e o gerador de vapor do sistema primário, conforme mostra a Figura 12. A tubulação mais interna

Tabela 1 – Parâmetros principais de projeto do reator HTR-10 ([IAEA, 2013](#)).

Parâmetro	Valor
Potência térmica	10 MW
Pressão do refrigerante (hélio) no circuito primário	3 MPa
Diâmetro do núcleo	1,8 m
Altura média do núcleo	1,97 m
Temperatura média de entrada no reator (hélio)	523 K
Temperatura média de saída no reator (hélio)	973 K
Fluxo de escoamento de massa (hélio) em potência total	4,32 Kg/s
Pressão principal na saída do gerador de vapor	4 MPa
Temperatura principal na saída do gerador de vapor	713 K
Temperatura da água de alimentação do gerador de vapor	377 K
Fluxo principal de escoamento de vapor	3,47 Kg/s
Potência elétrica gerada pela turbina de vapor	3 MW

corresponde ao duto de gás quente. A pressão no interior dos edifícios de contenção está abaixo da pressão atmosférica externa, quando o reator se encontra em operação ([IAEA, 2013](#)).

O núcleo do reator, projetado para uma potência térmica de 10 MW, é um leito de bolas empacotado de distribuição densa e aleatória consistindo de uma coluna cilíndrica alimentada com esferas de combustível. Outra manifestação da aleatoriedade na composição do núcleo, encontra-se na distribuição das partículas TRISO que estão incluídas na zona de combustível das bolas.

O leito de bolas é envolvido por refletores de grafite e estes, por sua vez, estão rodeados por uma camada (ou camadas) de blocos de grafite borado. A estrutura dos refletores nas posições laterais é constituída por múltiplas camadas de blocos de grafite e de carbono dividida radialmente em duas seções: a seção interna de grafite, que atua como um refletor de nêutrons, e a seção externa de blocos de carbono, que atua como isolador térmico e absorvedor. Há ainda, nesta região lateral, 20 canais próximos à zona ativa do núcleo: 7 canais de absorvedores de bolas, 10 canais para barras de controle e 3 canais para propósito de irradiação (os dois últimos com diâmetro de 130 mm), além de outros 20 canais de escoamento do refrigerante em estado frio (estes últimos com diâmetro de 80 mm e posicionados na seção externa dos blocos de grafite do refletor) ([IAEA, 2003](#)). Uma representação da seção transversal do núcleo incluindo as regiões do refletor lateral é apresentada na Figura 13.

O carboneto de boro ( $B_4C$ ) é o elemento absorvente de nêutrons usado nas barras de controle. Cada barra de controle tem cinco segmentos de anéis de  $B_4C$  com 48,7 cm de comprimento localizados entre um revestimento interno e externo de aço inoxidável, estes estão conectados por juntas metálicas. O diâmetro interno do anel de  $B_4C$  é de 6 cm e o externo é de 10,5 cm. O diâmetro dos revestimentos internos e externos de aço

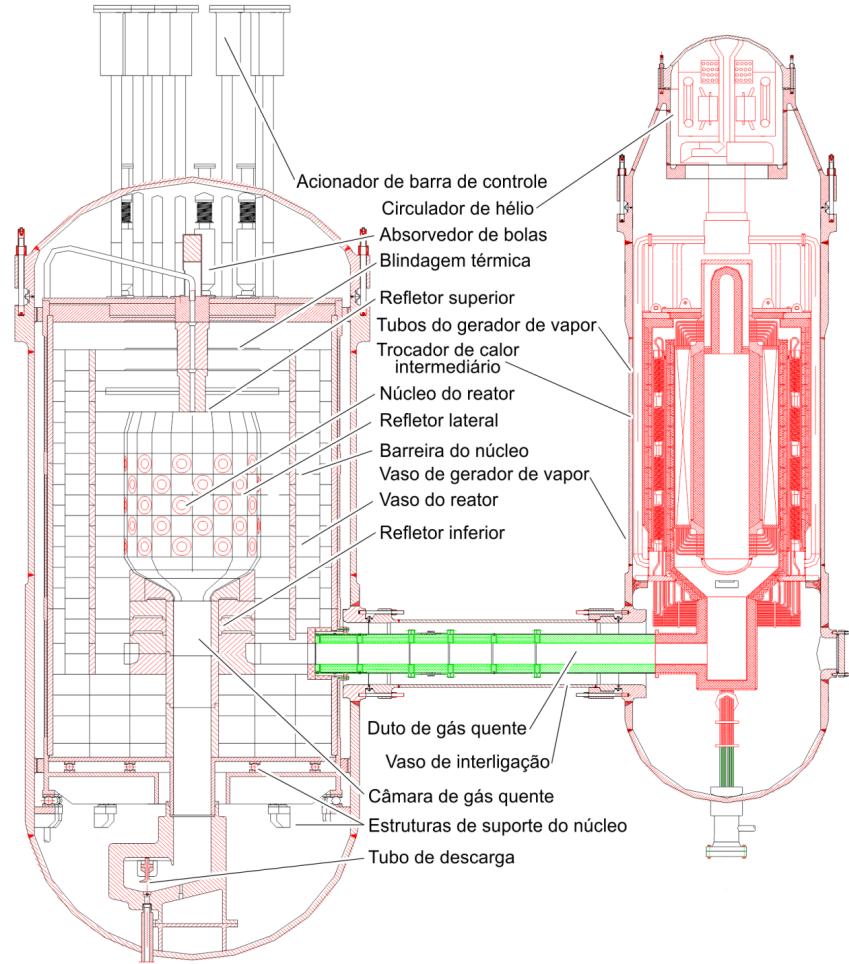


Figura 12 – Sistema primário do reator HTR-10, incluindo o vaso do reator e o gerador de vapor. Adaptado de ([IAEA, 2013](#)).

inoxidável são, respectivamente, 5,5 cm/5,9 cm e 10,6 cm/11 cm ([IAEA, 2003](#)).

Os canais de hélio frio estão projetados dentro do refletor da região lateral. No processo de refrigeração em condições normais de operação, o gás frio é bombeado através de um sistema de circulação para o circuito primário e escoa para cima no interior do vaso de pressão do reator através do espaço anular dentro da barreira de contimento do núcleo. O refrigerante flui de cima para baixo através do leito de bolas do núcleo com uma taxa de escoamento de massa de 4,32 Kg/s, sendo aquecido pelos elementos combustíveis nesse percurso; em seguida, o hélio quente deixa o núcleo do reator através de um duto de gás quente até os componentes do trocador de calor, onde é esfriado e então bombeado para o núcleo do reator pelo circulador de hélio ([CHEN et al., 2009](#)). As passagens do refrigerante no interior do vaso de pressão são ilustradas pela Figura 14.

As unidades de absorção e descarga dos elementos combustíveis estão localizadas, respectivamente, na seção superior do vaso do reator e na seção inferior do

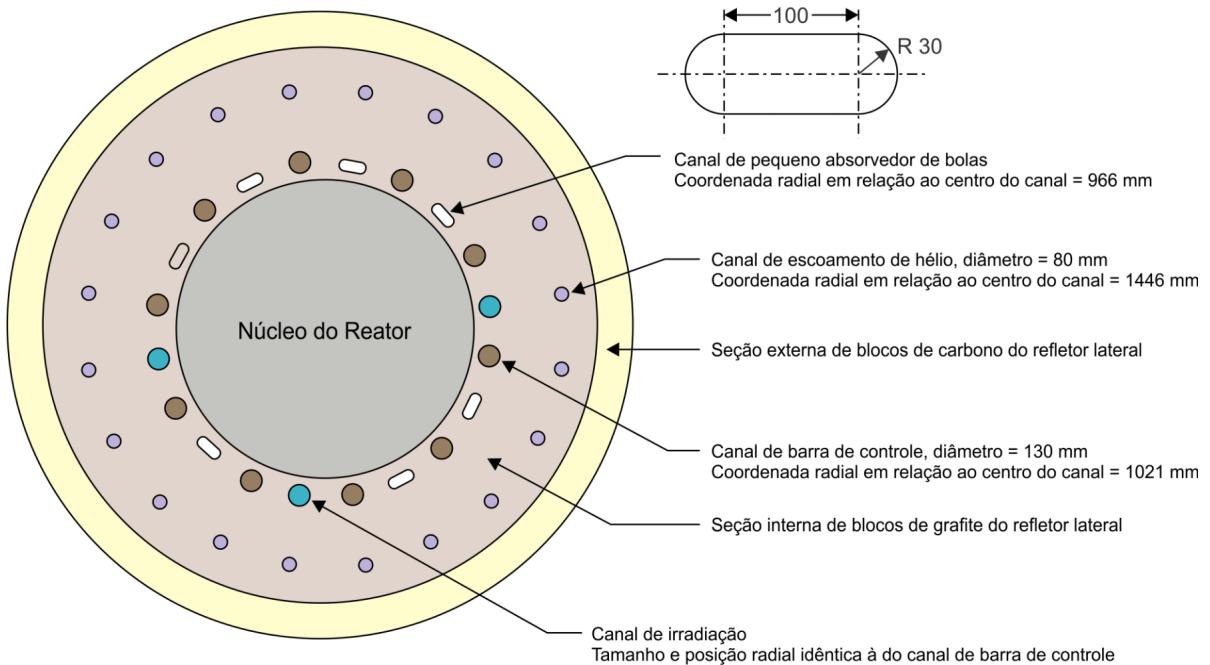


Figura 13 – Seção transversal do núcleo do reator HTR-10. Adaptado de ([TERRY et al., 2005](#)).

núcleo. Este tipo de núcleo permite a recirculação contínua das esferas de combustível desde a parte superior até a parte inferior do núcleo; quando as bolas chegam à parte inferior do núcleo, seu nível de queima é verificado medindo-se a sua atividade; se a bola ainda é capaz de produzir energia é introduzida novamente; caso contrário, a bola é separada para o seu posterior reprocessamento, ou levada para um depósito temporário de combustível irradiado ([LEE et al., 2007b](#)).

Cada esfera de combustível é composta por uma região interna 5 cm de diâmetro (onde as partículas TRISO são inseridas) e uma camada externa de grafite sem combustível de 5 mm. Estão presentes em cada elemento combustível 8.355 partículas TRISO contendo, cada uma, 5 mg de urânio enriquecido a 17% ([AZIZ; REFEAT, 2009](#)).

O revestimento da partícula TRISO comprehende três camadas de carbono pirolítico (PyC) e uma camada de carboneto de silício (vide Figura 7). Estas camadas têm a função de atenuar colisões provocadas por fragmentos de fissão, acomodar acúmulos de gases internos e alterações nas dimensões da partícula, agir como barreiras de difusão (contra a liberação dos produtos de fissão) e como protetoras de ataques químicos e de gases corrosivos ([POWERS; WIRTH, 2010](#)). Reatores que usam partículas TRISO são projetados de tal forma que a temperatura dos elementos combustíveis não exceda 1.873 K. A relação entre a integridade e a temperatura do elemento combustível pode ser observada na Figura 15.

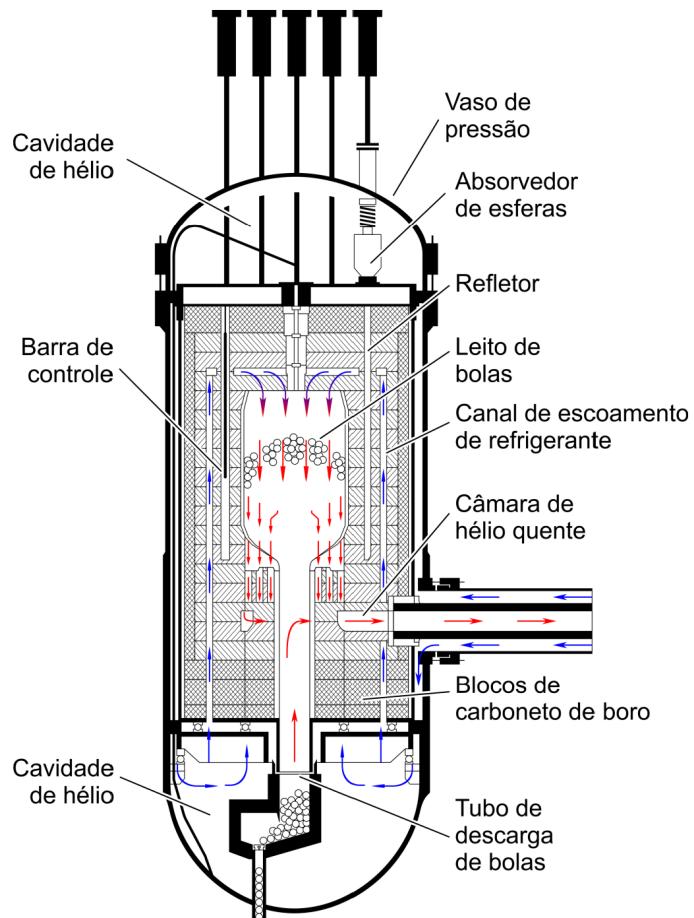


Figura 14 – Vaso de pressão do reator e passagens de escoamento do refrigerante pelo circuito primário ([SILVA, 2016](#)).

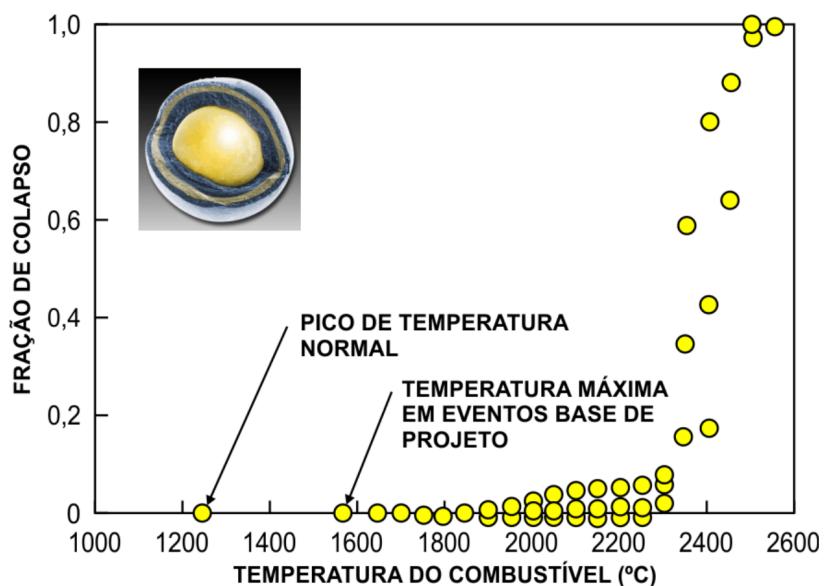


Figura 15 – Influência da temperatura na fração de colapso das partícululas TRISO ([SILVA, 2016](#)).

Dentro do núcleo, bolas de combustível e bolas de grafite sem combustível (conhecidas como *dummy*) estão distribuídas aleatoriamente para a carga inicial. O núcleo em equilíbrio contém aproximadamente 27.000 elementos combustíveis constituindo um leito de bolas de 1,8 m de diâmetro e 1,97 m de altura média. Na zona do núcleo do reator coloca-se uma mistura de bolas de combustível e bolas *dummy*, cumprindo com a proporção 57%/43% (vide Figura 16). Depois de atingida a primeira criticalidade, uma mistura de bolas com igual proporção é carregada para encher o reator, facilitando que este seja capaz de operar em plena potência. O núcleo, incluindo a zona cônica de descarga, tem volume estimado de 5 m<sup>3</sup> (IAEA, 2003).

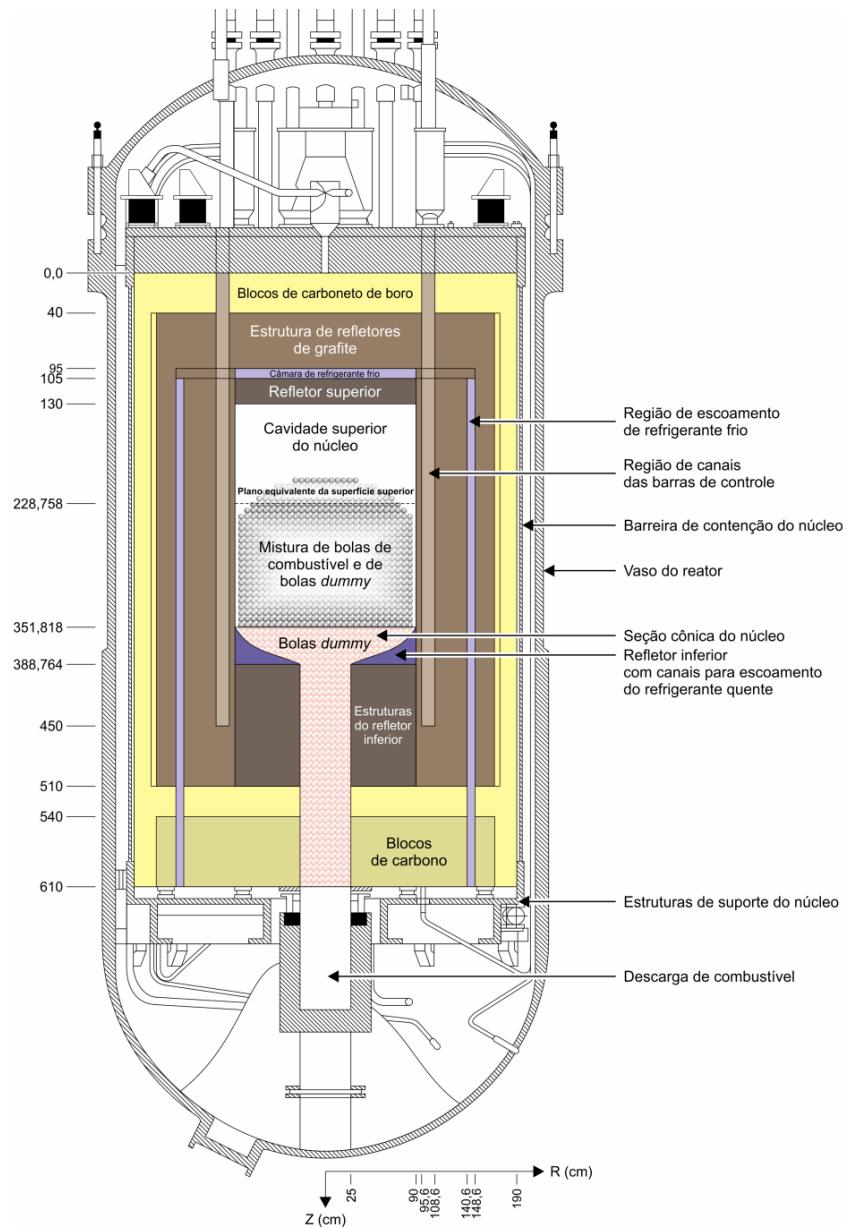


Figura 16 – Regiões do núcleo do reator HTR-10 em sua configuração inicial. Adaptado de Terry et al. (2005).

As bolas *dummy* são introduzidas dentro do núcleo para separar as esferas quentes promovendo uma distribuição uniforme de energia e temperatura no reator. Esta condição implica que o sistema mantém uma quantidade ótima de combustível para operação, o que elimina os acidentes por excesso de reação de fissão a que os reatores a água leve estão sujeitos. Adicionalmente, de acordo com [Shuoping et al. \(2002\)](#), a remoção passiva de calor residual e as múltiplas barreiras para evitar a liberação de radiação tornam o reator seguro em operação normal, bem como em condições de acidente.

### 3.3.2 Operação e Resultados

Desde o início de 2003, quando o HTR-10 tornou-se totalmente operacional, diversos testes foram realizados com o objetivo de demonstrar as características de segurança inerente para os reatores dessa família. Durante a realização dos testes, ou em sua operação normal, a potência do reator é monitorada por um sistema de medição nuclear composto por três dispositivos de instrumentação de fluxo neutrônico. Apesar de não haver passagens de escoamento que acomodem instrumentos de medição de escoamento, outros parâmetros essenciais são registrados através de um sistema de monitoramento térmico, composto por termopares distribuídos no interior do reator nos pontos indicados pela Figura 17.

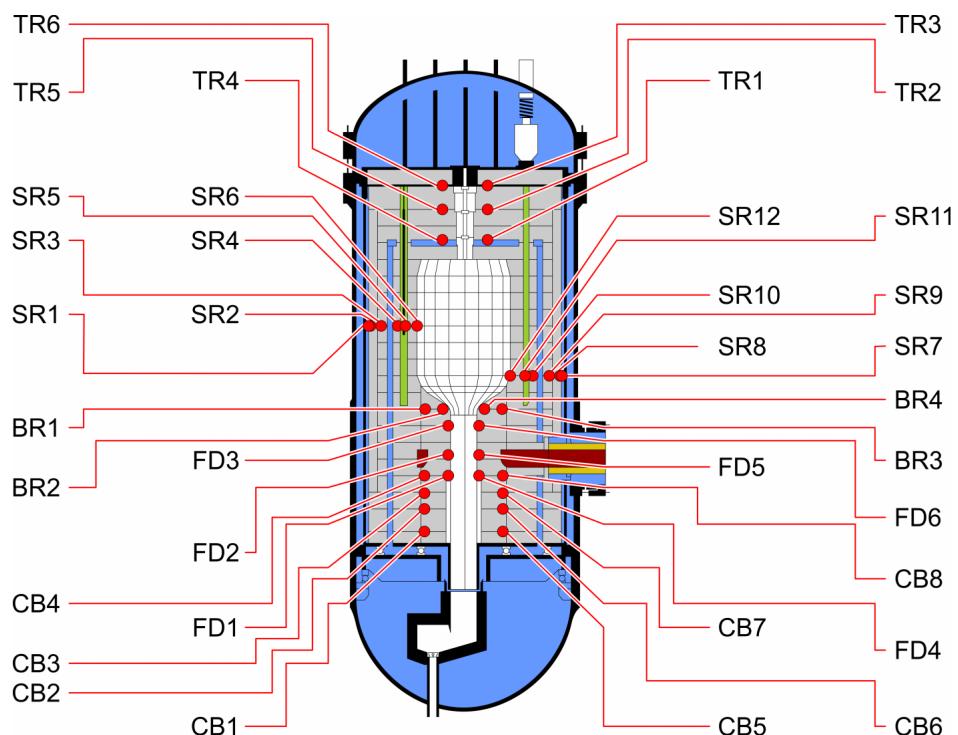


Figura 17 – Pontos de monitoramento térmico do reator HTR-10 ([CHEN et al., 2015](#)).

O trabalho de comissionamento foi dividido em três estágios que incluíram oito seções (CHEN et al., 2014). O primeiro estágio abrangeu testes anteriores ao carregamento de combustível, incluindo a limpeza de tubos e componentes, exame de desempenho de cada subsistema, entre outros. Na primeira seção do estágio seguinte, o reator foi carregado pela primeira vez; em seguida, foram realizados ensaios de física e testes quentes, incluindo a medição do valor da reatividade para barras de controle e bolas de absorção, medição do coeficiente de temperatura de reatividade, e assim por diante. Por fim, o terceiro estágio de comissionamento sob operação com produção de energia foi dividido nas etapas de potência nominal de 0 a 30% e de 30% a 100%.

No último estágio de comissionamento, foram realizados uma série de testes, incluindo (CHEN et al., 2014): perda forçada de refrigeração; perda de potência; rejeição de carga; desligamento de emergência do reator (*scram*); operação de potência máxima em estado estacionário.

Após a fase de comissionamento, realizaram-se testes que compunham experimentos para demonstração de segurança, dentre os quais, Hu et al. (2006) relaciona: perda de escoamento de hélio; corte de fornecimento externo de energia; desligamento da turbina; não fechamento da válvula do circuito primário sem que houvesse *scram* (desligamento de emergência do reator); desligamento do circulador de hélio sem que houvesse *scram* do reator (com potências de 3 MW e 10 MW, respectivamente); inserção de reatividade sem que houvesse *scram*. Em todos os testes mencionados, as temperaturas máximas dos componentes do reator permaneceram abaixo das temperaturas limites. Em particular, o teste de desligamento do circulador de hélio sem que houvesse *scram* do reator foi realizado sem a inserção das barras de controle e, mesmo assim, a potência do reator foi reduzida de 10 MW a zero, conforme ilustra Figura 18.

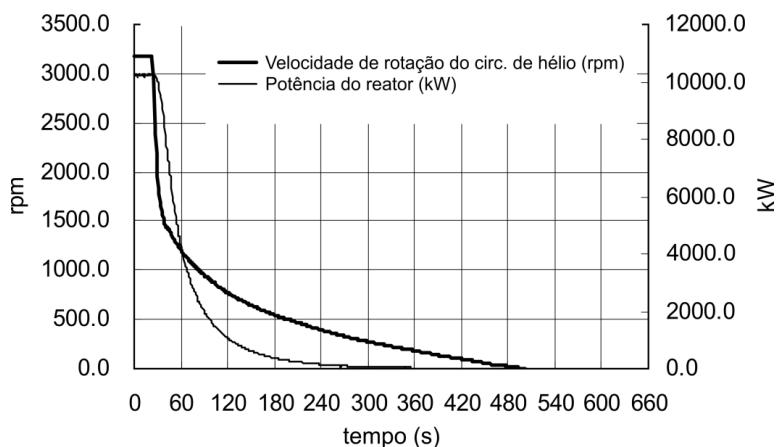


Figura 18 – Transiente com desligamento do circulador de hélio sem *scram* do reator (com potência inicial de 10 MW). Adaptado de Hu et al. (2006).

O sucesso na operação e resultados obtidos com o HTR-10, com várias demonstrações de seu desempenho de segurança, estabeleceu o caminho para expandir essa tecnologia para o projeto modular, conhecido como HTR-PM (*High Temperature Reactor-Pebble-bed Module*), para demonstração comercial do VHTR ([FUTTERER et al., 2014](#)). O HTR-10 também foi usado para aquecimento urbano do campus INET nas proximidades do reator.

A planta de demonstração do HTR-PM é composta por dois reatores cada um com temperatura média de saída do hélio estimada em 1.023 K e, potencialmente 1.223 K, que conduzem um conjunto comum de turbo-gerador de vapor de 210 MW de potência e eficiência térmica de conversão de potência de aproximadamente 40%, programado para operar em 2018. A operação futura a temperaturas superiores a 1.273 K requer o desenvolvimento de ligas de alta temperatura, qualificação do novo tipo de grafite e desenvolvimento de materiais cerâmicos compostos ([GIF, 2016](#)).

O HTR-10 se apresenta como base tecnológica de contribuições significativas para construção e aprimoramento de reatores de leito de bolas. Uma das principais facilidades do projeto e operação do reator diz respeito ao fornecimento de um conjunto de valores experimentais de referência com o propósito de construir e validar metodologias e ferramentas que demonstram a viabilidade tecnológica de reatores VHTRs.

## 4 Modelagem Termohidráulica do Núcleo do Reator HTR-10

Neste capítulo, são detalhadas as etapas da metodologia utilizada na simulação CFD da coluna central do núcleo do reator HTR-10 com abordagem realística. Estas etapas incluem a construção do modelo geométrico utilizando o arranjo regular BCC, a geração da malha, a especificação das propriedades dos materiais e dos fenômenos físicos, os modelos matemáticos, as condições de contorno e o procedimento numérico para obter a solução.

Os procedimentos citados neste capítulo foram desenvolvidos com o auxílio do *software* Ansys CFX (versão 14.0). Este *software* é constituído de quatro módulos que permitem realizar uma simulação CFD: os módulos de pré-processamento e pós-processamento (Ansys CFX-Pre e Ansys CFD-Post, respectivamente), o solver CFD (Ansys CFX-Solver) e uma ferramenta de gerenciamento de submissão de simulações para a realização dos cálculos (CFD Job Manager) ([ANSYS INC., 2011](#)).

### 4.1 Domínio Computacional

A geometria de leitos empacotados definida, inicialmente, pela quantidade de elementos esféricos em determinado volume, apresenta poros constituídos por espaçamentos entre as partículas pelos quais o fluido circula. Uma coluna empacotada é um caso específico em que o leito é confinado dentro de uma estrutura, podendo ela se apresentar de forma estática ou fluidizada. Em um leito estático, as partículas são posicionadas de forma fixa, e não são movimentadas pelo fluido, ao contrário do que ocorre em um leito fluidizado. Os elementos que constituem um leito empacotado podem se apresentar com tamanho e forma uniforme, ou com formato irregular, e são representados por esferas equivalentes de mesmo volume; se os elementos não são esféricos, eles são definidos por equivalência de diâmetro ou esfericidade; caso contrário, apenas a equivalência de volumes deve ser garantida. Para definição do domínio computacional das simulações realizadas neste trabalho, algumas propriedades geométricas de leitos fixos citadas em [Baker \(2011\)](#) são consideradas, tais como o diâmetro equivalente da partícula, o regime de empacotamento e a porosidade.

Tendo em vista que os elementos do leito empacotado, no presente trabalho, são elementos combustíveis usados no núcleo do HTR-10, não houve necessidade de se fazer correspondência com esferas equivalentes, pois os elementos combustíveis usados em leito de bolas possuem formato esférico. Cada elemento combustível apresenta 6 cm

de diâmetro (vide Figura 7) e, consequentemente,  $1,131 \times 10^2 \text{ cm}^3$  de volume equivalente.

A forma de arranjo segundo a qual os elementos combustíveis estão dispostos no interior do leito, também, exerce influência significativa em relação à porosidade e, consequentemente, à facilidade com a qual o fluido atravessa o meio. O regime de empacotamento dos elementos combustíveis em reatores de leito de bolas se caracteriza pelo fato de que não há, a princípio, alguma descrição matemática conhecida que possa ser usada para descrever a orientação e a posição dos elementos. Como a abordagem realística exige a modelagem individual de cada elemento combustível, a solução empregada na maioria dos trabalhos de investigação termohidráulica em leito de bolas, envolve o uso de arranjos com elementos em posições fixadas, que se aproximam da distribuição real dos elementos em um leito de bolas. Neste trabalho, é empregado o arranjo BCC (do inglês *Body Centered Cubic*, Cúbico Centrado no Corpo).

Uma célula unitária BCC apresenta um elemento posicionado de forma centralizada em cada vértice, além de outro elemento localizado no centro do cubo, conforme ilustra Figura 19. Considerando o volume ocupado pelos elementos esféricos no interior da célula cúbica unitária se tem um volume total equivalente ao volume de duas esferas.

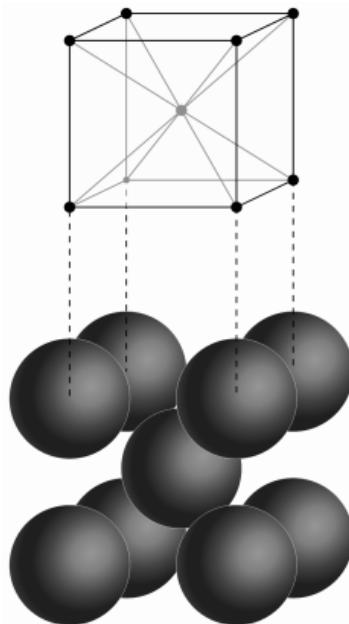


Figura 19 – Arranjo cúbico centrado no corpo utilizado na simulação.

A facilidade com a qual o fluido atravessa o meio é determinada pelo volume do vazio intersticial presente no interior do leito de bolas, podendo ela ser representada de forma adimensional como uma fração de porosidade. Expressa pela razão entre o volume do espaço vazio,  $V_{vazio}$ , e o volume total do leito,  $V$ , a porosidade guarda relação

direta com a fração de empacotamento  $F_p$  do leito definida na Eq. (6).

$$F_p = 1 - \frac{V_{vazio}}{V}. \quad (6)$$

A combinação entre a fração de empacotamento e a definição de volume da célula cúbica fornece o comprimento da aresta da célula unitária BCC por meio da expressão

$$a = \sqrt[3]{\frac{n \cdot V_{esfera}}{F_p}}, \quad (7)$$

onde  $n$  é a quantidade de esferas equivalentes que ocupam a célula unitária e  $V_{esfera}$  é o volume equivalente da esfera. Para o valor da fração de empacotamento são considerados os parâmetros de projeto apresentados no *benchmark* elaborado pela IAEA (2013) para o HTR-10, sendo  $F_p = 0,61$ . Com o uso destes dados na Eq. (7), chega-se ao comprimento da aresta BCC,  $a = 7,184$  cm. A geometria da célula unitária é mostrada na Figura 20.

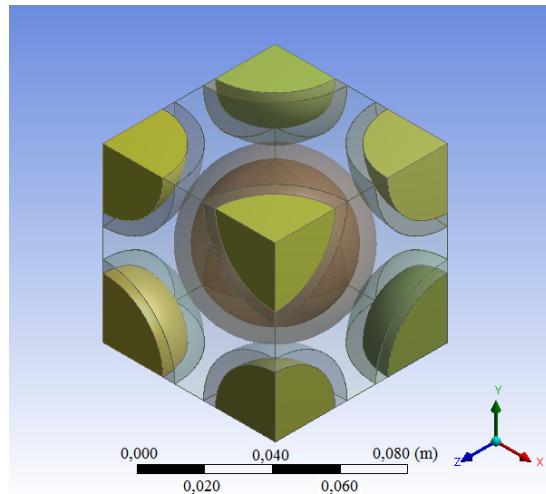


Figura 20 – Geometria da célula unitária BCC adotada para simular o leito de bolas do núcleo do HTR-10.

Devido ao alto custo computacional exigido para a simulação do núcleo completo do HTR-10, a geometria final escolhida corresponde a uma coluna da seção central do núcleo, pois é nessa região onde se alcançam as maiores temperaturas e as condições termohidráulicas são mais desfavoráveis do ponto de vista de segurança. A geometria foi obtida pela replicação de células cúbicas BCC na direção vertical em quantidade equivalente à altura média do núcleo (aproximadamente 197 cm). Assim, a coluna é formada por 27 células BCC, que compreende 208 elementos com um oitavo do volume de uma esfera e 25 elementos com o volume completo de uma esfera. Nas células das extremidades da coluna, são considerados somente os elementos que estão posicionados nos vértices da face adjacente ao restante da coluna. Na parte inferior

da geometria, uma extensão de 14,368 cm (altura equivalente a duas células BCC) foi adicionada para garantir que as condições de desenvolvimento do escoamento do fluido sejam plenamente alcançadas. Detalhes adicionais da geometria, ilustrada na Figura 21, estão descritos na Tabela 2. Para construção da geometria utilizou-se o Ansys Designer Modeler, um aplicativo integrado ao Ansys CFX.

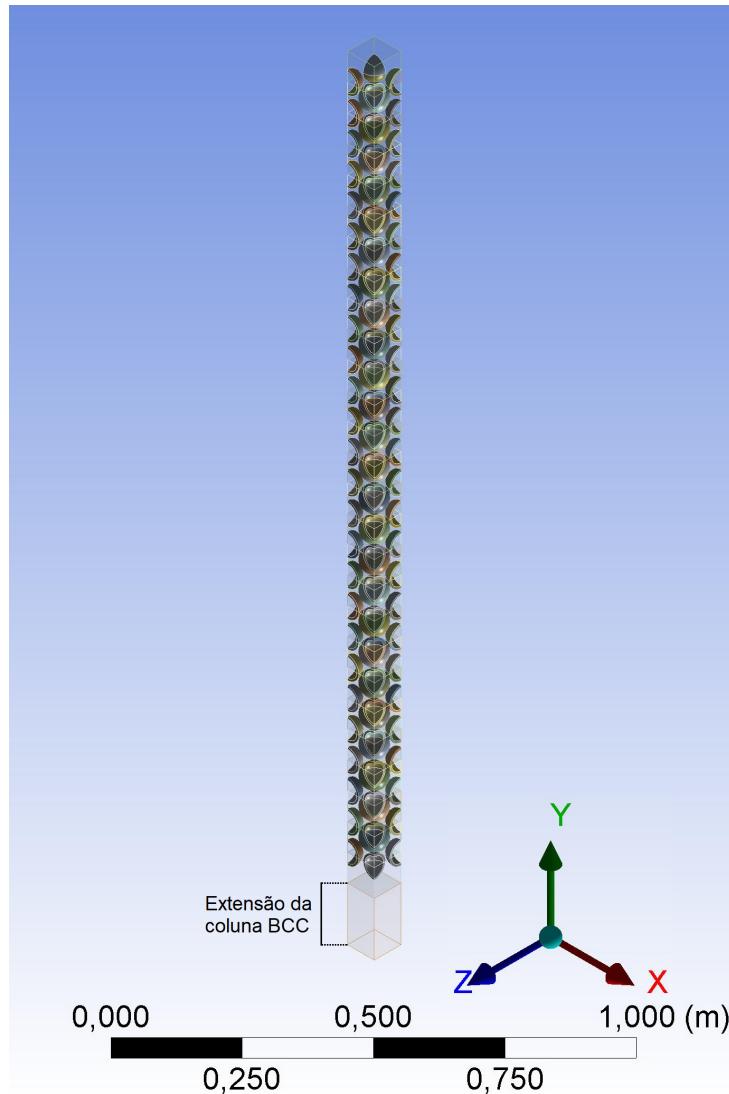


Figura 21 – Modelo geométrico da coluna BCC do núcleo do reator HTR-10.

Tabela 2 – Dimensões do modelo geométrico da coluna BCC usada nas simulações.

Parâmetro	Coluna BCC
Aresta (m)	$7,184 \times 10^{-2}$
Altura da coluna sem a extensão adicional (m)	1,94
Volume da célula unitária ( $m^3$ )	$3,708 \times 10^{-4}$
Volume da célula de extensão ( $m^3$ )	$7,415 \times 10^{-4}$
Volume total ( $m^3$ )	$1,075 \times 10^{-2}$
Proporção de volume em relação à geometria completa (%)	$2,151 \times 10^{-1}$

## 4.2 Construção da Malha

O processo de geração da malha constitui a etapa seguinte da modelagem CFD. Em geral, este processo consiste em discretizar o volume ocupado pelo domínio computacional em uma série de pequenos volumes ou elementos. Entre outros fatores, a quantidade e o formato das células usadas na discretização exercem forte influência na precisão de uma solução CFD ([FERZIGER; PERIĆ, 2002](#)).

Indicadas para geometrias mais simples, malhas estruturadas não se mostram apropriadas para o leito de bolas empacotado. Por questões de conveniência, é comum a combinação de malhas estruturadas e não estruturadas, próprias, segundo [Baker \(2011\)](#), para domínios que alternam regiões de espaço aberto com áreas que apresentam restrições geométricas complexas.

Um aspecto relevante diz respeito à densidade de elementos por unidade de volume. Malhas de maior densidade implicam em custo computacional maior. Devido a isto, em primeiro momento, o uso de malhas menos densas para uma simulação em particular é recomendada por [Tu et al. \(2013\)](#), por permitir avaliar a capacidade dos recursos computacionais disponíveis para a execução da simulação, além de propiciar a análise de convergência ou divergência dos cálculos numéricos. Uma vez identificada a convergência, o refinamento da malha no domínio do escoamento permitiria alcançar uma solução aceitável, com a garantia da independência desta solução em relação à malha.

Neste trabalho, são usados mecanismos de refinamento global disponibilizados pelo Ansys Meshing. Dentre estes mecanismos, destacam-se o aumento da densidade de elementos nas lacunas existentes entre os elementos combustíveis e a graduação entre dimensões mínimas e máximas dos elementos de cada domínio. Em particular, o uso de malhas mais densas nas regiões de maior proximidade entre as esferas se explica pelo alto grau de turbulência esperado nessas regiões. Tais malhas se apresentam como não estruturadas devido ao alto grau de curvatura observado nessas regiões do domínio computacional. Por outro lado, a discretização do espaço ocupado pelas esferas resulta da aplicação de malhas de densidade uniforme, devido à menor complexidade nesses volumes. Mais especificamente, no interior de cada esfera, é gerada uma malha não estruturada; para as camadas de grafite, se alternam malhas não estruturadas com malhas estruturadas ajustadas às paredes. Estes aspectos são ilustrados pela Figura [22](#). Diante da inexistência de elementos combustíveis na extensão da coluna BCC, esta região apresenta geometria simples e, devido a isso, optou-se pelo uso de malhas estruturadas para discretização deste espaço.

Outro mecanismo de refinamento empregado envolve o uso de configurações locais da malha. As regiões do domínio computacional são agrupadas em três subdomí-

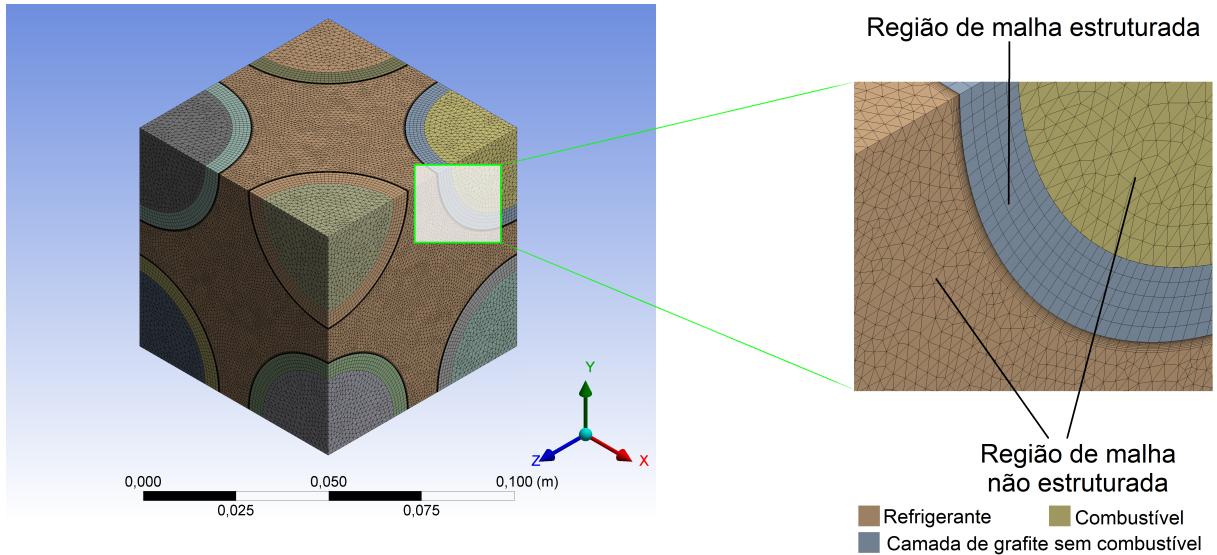


Figura 22 – Esquema da malha de uma célula unitária BCC.

nios. Dois destes subdomínios são constituídos por materiais sólidos correspondentes às regiões internas das esferas e às camadas de grafite; as configurações locais aplicadas nestes domínios de sólidos incluem a redefinição da dimensão máxima dos elementos de controle.

No último subdomínio, correspondente aos espaçamentos existentes entre os elementos combustíveis, uma configuração de malha local envolve a seleção das superfícies das esferas para aplicação de um maior refinamento de malha, de modo a permitir uma melhor captura do fenômeno convectivo. Nesta configuração, uma inflação de malha é estabelecida junto às faces das esferas, com a definição de 10 camadas. As espessuras das camadas são distintas (vide Figura 23) devido ao uso de uma taxa de variação de 20% da camada anterior para a camada seguinte. Estabeleceu-se, também, a espessura total da inflação em valor correspondente ao grau de refinamento desejado para a malha naquela região.

A partir dos parâmetros de refinamento descritos, foram obtidas quatro malhas distintas. O objetivo deste estudo é verificar se a variação de parâmetros de refinamento da malha e, consequentemente, a mudança da quantidade de elementos e nós, influenciam nos resultados da simulação. A quantidade de elementos e de nós, bem como os parâmetros que distinguem as quatro malhas entre si, são mostradas na Tabela 3.

A qualidade da malha influencia diretamente nos resultados de uma simulação. Há diversos critérios para avaliar a qualidade dos elementos de uma malha. A métrica empregada neste trabalho está relacionada com a ortogonalidade dos elementos, ou seja, quanto próximos os ângulos das faces adjacentes estão do ângulo ótimo ( $90^\circ$  no caso de hexaedros). O parâmetro de qualidade ortogonal, para cada face  $i$ , é obtido pelo

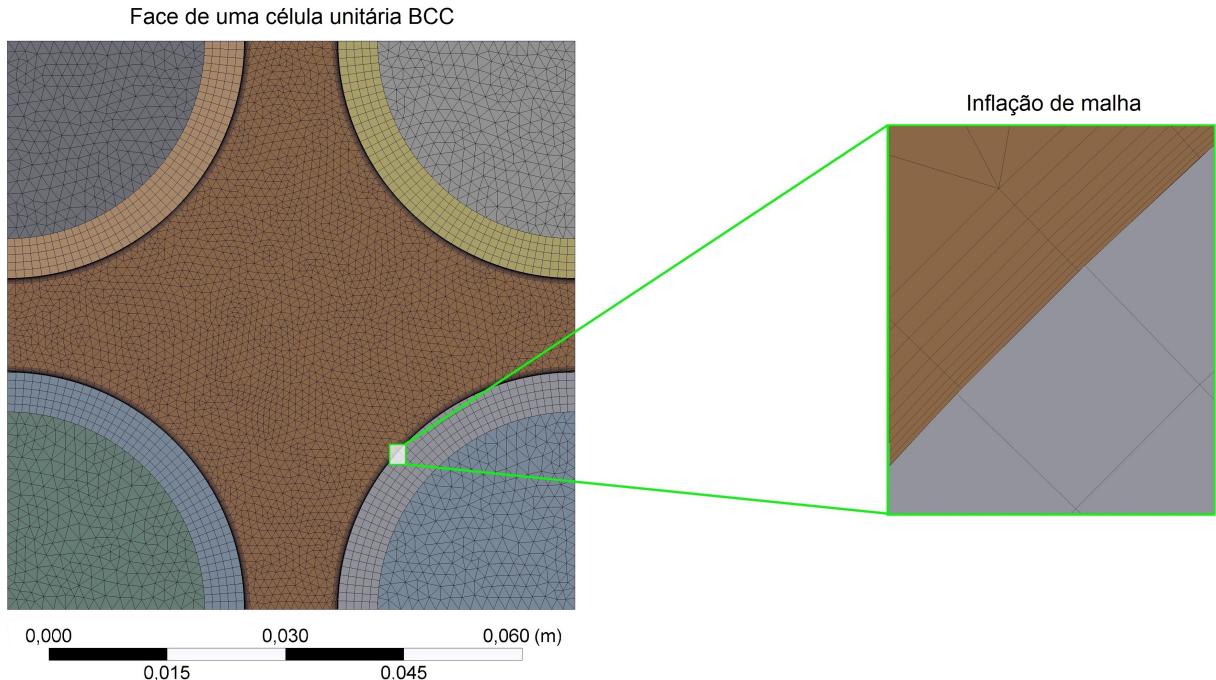


Figura 23 – Inflação de malha da face de uma célula unitária BCC.

Tabela 3 – Características gerais das malhas utilizadas nas simulações CFD.

Malha	1	2	3	4
Número de elementos	39.491.159	39.982.163	75.214.826	31.523.113
Número de nós	12.554.181	12.638.702	20.246.760	9.918.360
Espessura total da inflação (mm)	0,7	0,6	0,7	0,7
Tamanho dos elementos dos domínios dos sólidos (mm)	2	2	1	2
Tamanho máximo dos elementos do domínio do fluido (mm)	1	1	1	1,2

emprego da equação que segue ([ANSYS INC., 2011](#)):

$$\theta = \min \left( \frac{\vec{A}_i \cdot \vec{f}_i}{|\vec{A}_i| |\vec{f}_i|}, \frac{\vec{A}_i \cdot \vec{c}_i}{|\vec{A}_i| |\vec{c}_i|} \right), \quad (8)$$

onde  $A_i$  é o vetor normal à face do elemento,  $f_i$  é um vetor do centroide do elemento ao centroide da face, e  $c_i$  é um vetor do centroide do elemento ao centroide do elemento vizinho que compartilha a face em estudo. A qualidade ortogonal do elemento é dada pelo menor valor calculado em todas as faces da célula. A Figura 24 oferece uma ilustração dos vetores dos elementos empregados no cálculo.

Valores de qualidade ortogonal acima de 0,1 (10% de deformação) são considerados aceitáveis, e indicam malhas de qualidade razoável, enquanto valores na faixa 0,2 a 0,69 são classificados como bons. O valor máximo de  $\theta$  é 1, que indica uma célula perfeita em relação à ortogonalidade ([ANSYS INC., 2011](#)).

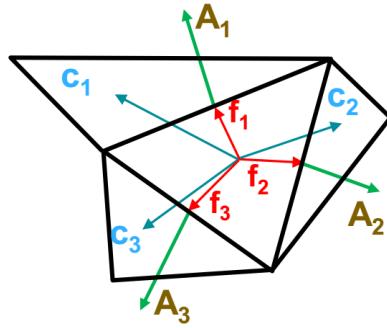


Figura 24 – Vetores empregados no cálculo da qualidade ortogonal. Adaptada de [Ansys Inc. \(2011\)](#).

Neste trabalho, o critério mínimo de qualidade ortogonal foi fixado em 0,2. Além disso, assegurou-se de que pelo menos 90% dos elementos tenham qualidade ortogonal acima de 0,8, em todas as malhas estudadas. Como reflexo disso, obteve-se qualidade ortogonal média de 0,8963.

### 4.3 Parâmetros Físicos e Modelos Matemáticos

Para a análise termohidráulica do núcleo do HTR-10, a transferência de calor constitui um dos principais fenômenos envolvidos na simulação. Estando o reator em operação normal, o calor gerado pelas reações nucleares é absorvido em quase sua totalidade pelo fluxo de hélio. Uma pequena quantidade do calor é dissipada por um sistema de remoção de calor por decaimento, constituído por painéis de refrigeração de água e refrigeradores de ar instalados nos lados interno e externo, respectivamente, da parede de concreto da cavidade do reator. A transferência de calor por condução no interior dos elementos combustíveis e por convecção na interface com o refrigerante são os fenômenos esperados no núcleo do reator, conforme ilustram as Figuras 25 e 26. O modelo termohidráulico apresentado pela [IAEA \(2013\)](#) usa coordenadas R-Z (em centímetros) onde R corresponde à direção radial (eixo horizontal) e Z corresponde à direção axial (eixo vertical), com o ponto de origem sendo representado pela interseção da superfície superior com o eixo central do núcleo ativo do leito de bolas.

Para o cálculo da distribuição de geração de calor do núcleo inicial, são usadas distribuições de potência extraída do primeiro e do segundo problema de *benchmark* da [IAEA \(2013\)](#), mostradas, respectivamente, nas Tabelas 4 e 5.

Como o domínio computacional usado nesta simulação corresponde à coluna central do leito de bolas do HTR-10, são considerados somente os valores de potência definidos no centro do núcleo ( $R = 0$ ). Para a definição das potências efetivas geradas no material físsil localizado na região interna à camada de grafite dos elementos com-

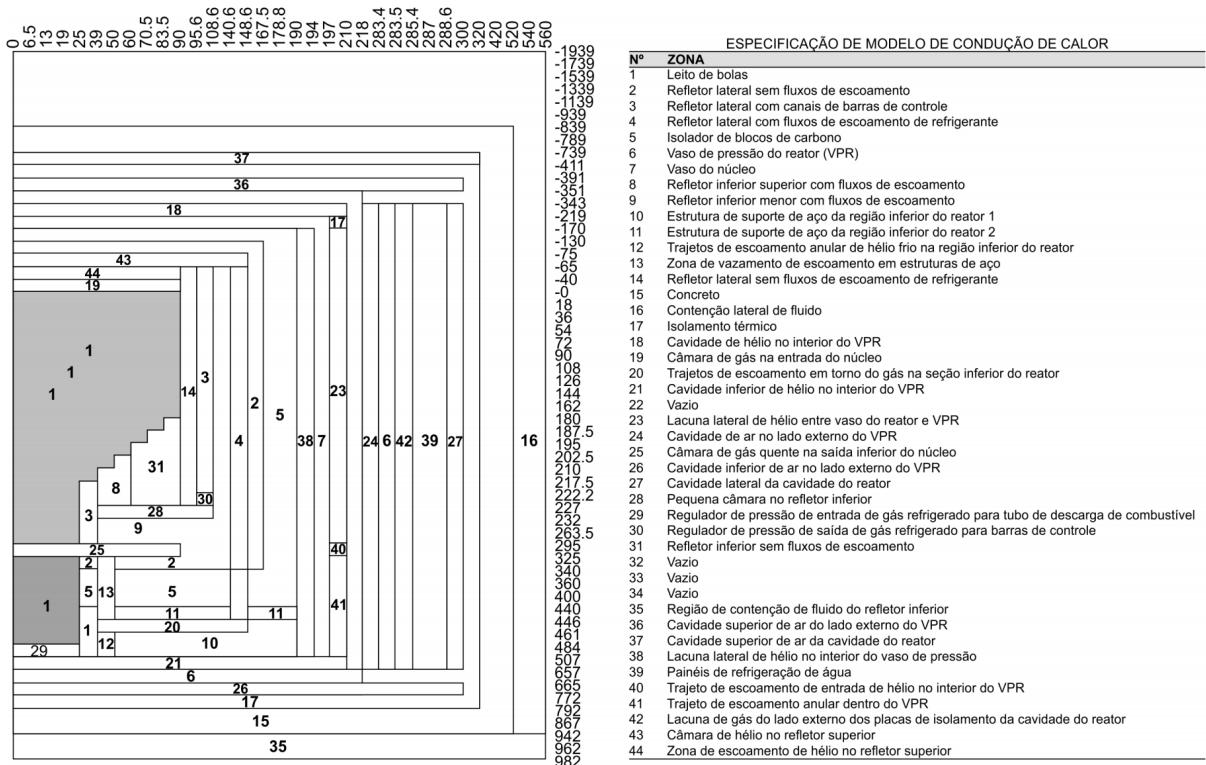


Figura 25 – Modelo de transferência de calor por condução no núcleo do reator HTR-10 (IAEA, 2013).

Tabela 4 – Distribuição da potência gerada no núcleo do reator HTR-10 com potência total ( $\text{MW/m}^3$ ) (IAEA, 2013).

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

bustíveis, obtém-se, inicialmente, o volume de cada esfera sem a camada de grafite. A região esférica ocupada pelo material físsil apresenta raio de 0,025 m, chegando-se, dessa forma, a um volume correspondente a  $6,545 \times 10^{-5} \text{ m}^3$ .

Em seguida, calcula-se a razão entre os volumes das esferas sem e com a camada de grafite,  $V_{\text{esfera sem grafite}}$  e  $V_{\text{esfera}}$ , respectivamente. Conforme já mencionado na seção 4.1, o volume da esfera com a camada de grafite equivale a  $1,131 \times 10^{-4} \text{ m}^3$ . Assim, a

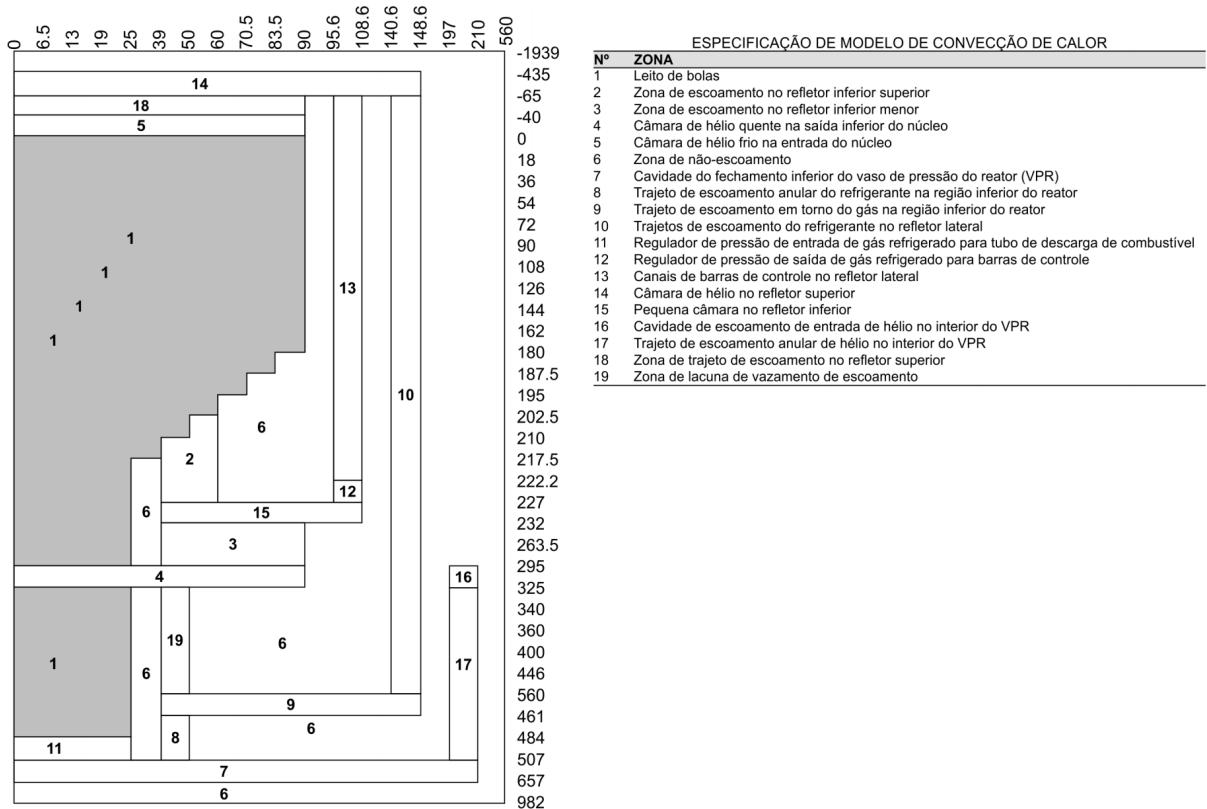


Figura 26 – Modelo de transferência de calor por convecção no núcleo do reator HTR-10 ([IAEA, 2013](#)).

Tabela 5 – Distribuição da potência gerada no núcleo do reator HTR-10 em estado estável de operação com potência parcial de 3 MW (MW/m<sup>3</sup>) ([IAEA, 2013](#)).

Z/R (cm)	0	6,5	13	19	25	39	50	60	70,5	83,5
0	0,539	0,539	0,536	0,533	0,526	0,514	0,505	0,494	0,491	0,497
18	0,635	0,634	0,631	0,625	0,619	0,605	0,586	0,568	0,560	0,568
36	0,738	0,737	0,732	0,725	0,707	0,679	0,654	0,632	0,622	0,628
54	0,783	0,782	0,776	0,768	0,749	0,729	0,700	0,683	0,665	0,668
72	0,824	0,822	0,816	0,807	0,786	0,761	0,730	0,710	0,685	0,687
90	0,852	0,850	0,844	0,835	0,812	0,764	0,733	0,699	0,678	0,677
108	0,799	0,797	0,791	0,782	0,769	0,748	0,716	0,689	0,667	0,664
126	0,749	0,747	0,741	0,732	0,711	0,688	0,658	0,626	0,605	0,600
144	0,703	0,701	0,694	0,683	0,658	0,626	0,598	0,571	0,546	0,536
162	0,699	0,696	0,689	0,676	0,649	0,606	0,578	0,549	0,516	0,492
180	0,460	0,459	0,454	0,446	0,428	0,400	0,381	0,362	0,339	0,000

razão entre os volumes é dada por

$$R_{volumes} = \frac{V_{esfera sem grafite}}{V_{esfera}} = 0,5787. \quad (9)$$

De posse da fração de empacotamento do leito de bolas (0,61), das distribuições de potência ( $P_{benchmark}$ ) na seção central do leito de bolas (vide Tabelas 4 e 5) e da relação

entre volumes obtida pela Eq. (9), chega-se à potência efetiva gerada pelo material físsil das esferas de combustível (sem a camada de grafite) pela expressão

$$P_{esfera} = \frac{P_{benchmark}}{0,61 \cdot R_{volumes}}. \quad (10)$$

As potências efetivas, obtidas pela aplicação da Eq. (10), estão listadas na Tabela 6. Para identificação das esferas sobre as quais cada potência será aplicada, as camadas de esferas da coluna BCC são distribuídas em 11 grupos. Conforme mostrado na Figura 27, são 4 grupos com quatro camadas e 7 grupos com 5 camadas cada um.

Tabela 6 – Distribuição efetiva de potências na coluna BCC da seção central.

<b>Grupo de camada de potência</b>	<b>Potência gerada no núcleo com carga total (MW/m<sup>3</sup>)</b>	<b>Potência no núcleo com carga parcial de 3 MW (MW/m<sup>3</sup>)</b>
1	5,071	1,527
2	6,006	1,799
3	6,969	2,091
4	7,394	2,218
5	7,875	2,334
6	8,045	2,414
7	7,535	2,263
8	7,054	2,122
9	6,685	1,991
10	6,600	1,980
11	4,334	1,303

Em relação às propriedades do refrigerante e dos materiais usados nos elementos combustíveis, estas são definidas de acordo com recomendações apontadas no *benchmark* da IAEA (2013). Para o hélio, considera-se que a capacidade de calor específico por volume constante equivale a 5.195 J/Kg·K e que a massa molar é de 4 Kg/Kmol; a viscosidade dinâmica ( $\mu_{helio}$ ), a densidade ( $\rho_{helio}$ ) e a condutividade térmica ( $\lambda_{helio}$ ) são dependentes da temperatura  $T$  e da pressão  $P$ , sendo expressos, respectivamente, pelas Eqs. (11, 12 e 13).

$$\mu_{helio} = 3,674 \times 10^{-7} T^{0,7}, \quad (11)$$

$$\rho_{helio} = 48,14 \frac{P}{T} \left( 1 + 0,4446 \frac{P}{T^{1,2}} \right)^{-1}, \quad (12)$$

$$\lambda_{helio} = 2,682 \times 10^{-5} \left( 1 + 1,123 \times 10^{-3} P \right) T^{0,71(1-2 \times 10^{-4} P)}. \quad (13)$$

As recomendações para as propriedades do hélio se baseiam no conjunto de correlações presentes no manual de normas da comissão alemã de segurança nuclear para reatores de leito de bolas KTA (1978). Por sua vez, essas correlações são condicionadas

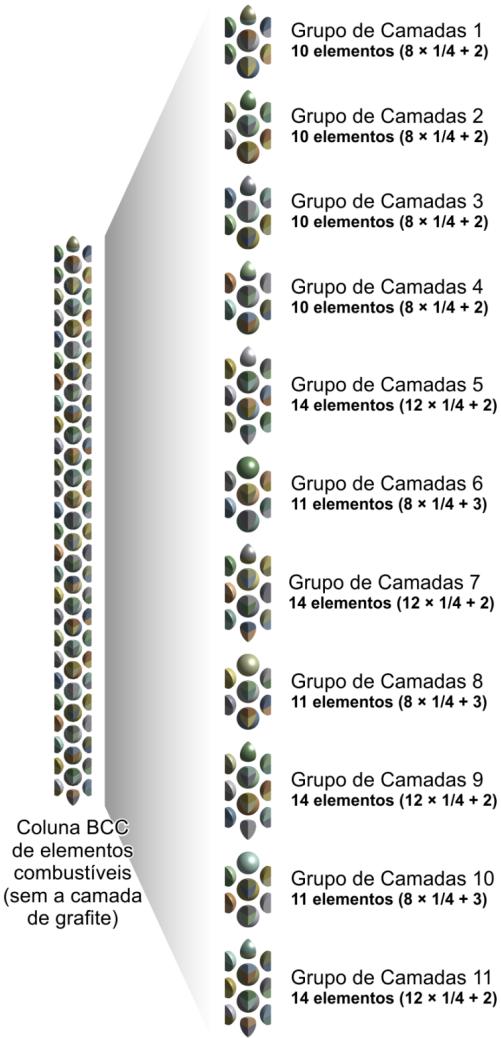


Figura 27 – Agrupamento dos elementos combustíveis em cada camada para distribuição efetiva de potências.

às estimativas realizadas por [Peterson \(1970\)](#), que considera faixas de pressão (0,1 a 10 MPa) e de temperaturas (até aproximadamente 1.800 K).

A densidade do combustível ( $\rho_c$ ), por sua vez, é de 1.720 Kg/m<sup>3</sup>; considerando novamente que  $T$  é a temperatura em K, sua capacidade de calor,  $C_c$ , é descrita por uma aproximação cúbica obtida por correlação com a capacidade de calor volumétrico, da forma

$$C_c = 1,75 (0,645 + 3,14 \times 10^{-3}T - 2,809 \times 10^{-6}T^2 + 0,959 \times 10^{-9}T^3). \quad (14)$$

Por fim, aqui é considerado um método proposto por [Melese e Katz \(1984\)](#) e [Kim \(2004\)](#), citados por [Lee et al. \(2007a\)](#), para determinar a condutividade dos elementos combustíveis,  $\lambda_c$ , dada pela Eq. (15). Nesta equação,  $T$  é a temperatura (com a ressalva de que, se  $T$  for igual ou menor a 723 K,  $T$  é considerado 723 K) e *DOSIS* é a dosagem de irradiação de nêutrons rápidos, também com a ressalva de que para valores superiores

a 2,5, ela é considerada igual a 2,5.

$$\lambda_c = 1,2768 \left( \frac{-0,3906 \times 10^{-4}T + 0,06829}{DOSIS + 1,931 \times 10^{-4}T + 0,105} + 1,228 \times 10^{-4}T + 0,042 \right). \quad (15)$$

Nos estudos sobre escoamentos de fluidos, é comum o uso das equações que evocam os princípios fundamentais: conservação de massa, conservação do momento e conservação de energia. As equações básicas para sistemas e volumes de controle são convenientemente expressas em forma integral quando se deseja analisar o comportamento macroscópico de um fluido. No entanto, a forma integral não é recomendada quando o objetivo requer o valor de cada ponto ou de um ponto específico do espaço. Neste caso, é preciso expressar as equações na forma diferencial e resolver as equações diferenciais resultantes. Estas equações, quando trabalhadas de maneira conjunta com os parâmetros físicos e com as condições de contorno, podem determinar completamente pressão, temperatura e componentes da velocidade em um escoamento de um fluido.

O processo de derivação das equações pode ser acompanhado em [Tu et al. \(2013\)](#) e [Versteeg e Malalasekera \(2007\)](#), onde se considera um volume de controle de dimensões suficientemente pequenas, de modo a garantir que as leis de conservação no interior do volume sejam válidas. A equação da conservação de massa, também conhecida como equação da continuidade, estabelece a variação do fluxo da massa por unidade de volume que cruza a superfície de controle, conforme ilustra Figura 28a, sendo dada pela equação Eq. (16). A constante  $\rho$  representa a densidade do fluido no local em estudo e a decomposição da velocidade do fluido é considerado em suas componentes espaciais  $u$ ,  $v$  e  $w$ .

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial (\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial (\rho w)}{\partial z} = 0. \quad (16)$$

O termo transiente da eq. (16) refere-se à taxa de variação de massa específica do fluido no tempo; o conjunto dos demais termos descreve o fluxo líquido de massa no elemento através das fronteiras e é chamado termo convectivo. Ressalta-se que os termos transitórios que aparecem nesta e nas próximas equações são considerados nulos em simulações de casos estacionários, a exemplo do estudo deste trabalho.

Nas equações da conservação do momento, por sua vez, a variação temporal do momento linear é igual à soma das forças aplicadas sobre uma partícula de fluido. Para sua formulação, são considerados componentes de força que agem sobre o volume de controle, com elas se distinguindo entre duas fontes: as forças de corpo e as forças de superfície. As principais forças de corpo que podem influenciar a taxa de mudança do momento do fluido são gravitacionais, centrífugas e eletromagnética; em contrapartida, as forças de superfície são as que agem por contato com o fluido através da superfície de

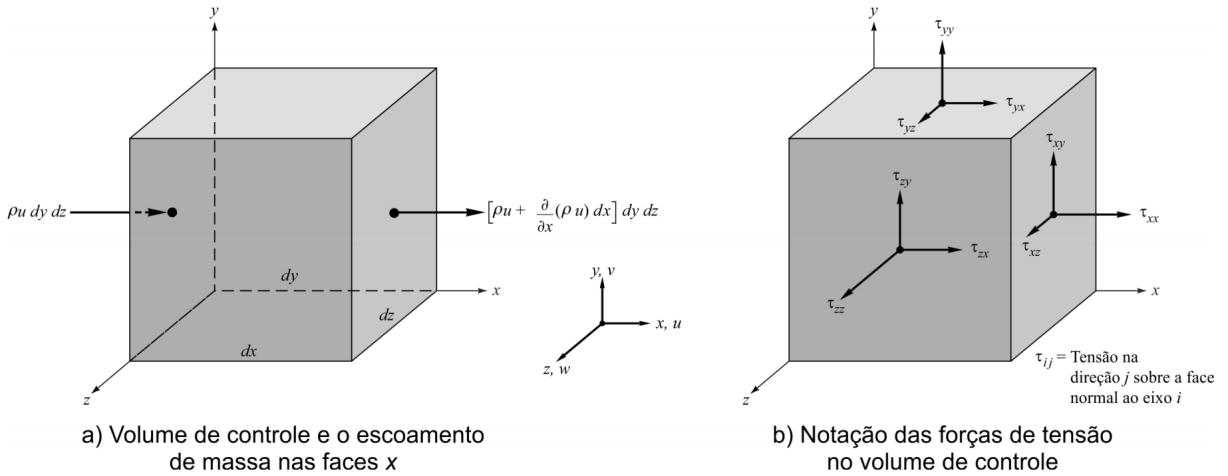


Figura 28 – Volume de controle fixado no plano cartesiano ([SILVA, 2016](#)).

controle. Estas últimas, decorrentes da pressão  $P$  e dos componentes de tensão normais e tangenciais (Figura 28b); essas ponderações aliadas à aplicação da 2<sup>a</sup> Lei de Newton, fornecem as Eqs. (17a, 17b e 17c) para cada uma das direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respectivamente. Nestas equações, os efeitos das forças de corpo são incorporadas pela introdução dos termos de fontes adicionais  $S_u$ ,  $S_v$  e  $S_w$ .

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uu)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vu)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho wu)}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + S_u \quad (17a)$$

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uv)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vv)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho wv)}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + S_v, \quad (17b)$$

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho uw)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vw)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho ww)}{\partial z} = -\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} + S_z. \quad (17c)$$

Por fim, para formulação da equação da energia, é utilizada a primeira lei da termodinâmica na qual a taxa de variação de energia de uma partícula equivale à soma da taxa líquida de calor adicionado à partícula com a taxa líquida de trabalho realizado na partícula. Combinado com a variação de trabalho realizado pelas forças de tensão (descrito pela função de dissipação  $\Phi$ ), a equação de energia, em se tratando de fluidos compressíveis, é frequentemente rearranjada para se obter uma equação para a entalpia, resultando em

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho h_0 - P)}{\partial t} &= - \left[ \frac{\partial(\rho uh_0)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho vh_0)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho wh_0)}{\partial z} + \frac{\partial(uP)}{\partial x} + \frac{\partial(vP)}{\partial y} \right] - \\ &\quad \frac{\partial(wP)}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right] + \Phi + S_h. \end{aligned} \quad (18)$$

Nesta equação, a função de dissipação  $\Phi$  representa uma fonte de energia devida à deformação do trabalho aplicado sobre o fluido, ao relacionar as componentes locais de velocidade com as forças de tensão ilustradas na Figura 28b. O trabalho é extraído

da energia mecânica que causa o movimento do fluido e a função é expressa por

$$\Phi = \frac{(\partial u \tau_{xx})}{\partial x} + \frac{(\partial u \tau_{yx})}{\partial y} + \frac{(\partial u \tau_{zx})}{\partial z} + \frac{(\partial v \tau_{xy})}{\partial x} + \frac{(\partial v \tau_{yy})}{\partial y} + \frac{(\partial v \tau_{zy})}{\partial z} + \frac{(\partial w \tau_{xz})}{\partial x} + \frac{(\partial w \tau_{yz})}{\partial y} + \frac{(\partial w \tau_{zz})}{\partial z}. \quad (19)$$

Além disso, sendo  $i$  a energia interna do fluido, a entalpia específica  $h$  e a entalpia total específica  $h_0$  do fluido são definidas como

$$h = i + \frac{P}{\rho} \quad (20)$$

$$h_0 = h + \frac{1}{2} (u^2 + v^2 + z^2). \quad (21)$$

As equações anteriores (Eqs. 16 a 19) permitem a dedução de uma equação genérica. Com a introdução de uma variável genérica  $\phi$ , a generalização toma a forma da Eq. (22) conhecida como *equação de transporte* para a propriedade  $\phi$ , onde  $\Gamma$  é o coeficiente de difusão. Os termos que não são comuns às equações de governança são acomodadas no termo fonte  $S_\phi$ .

$$\frac{\partial (\rho\phi)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u\phi)}{\partial x} + \frac{\partial (\rho v\phi)}{\partial y} + \frac{\partial (\rho w\phi)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \Gamma \frac{\partial \phi}{\partial z} \right] + S_\phi. \quad (22)$$

Em muitos casos, um modelo apropriado para as tensões de viscosidade é introduzido, com sua definição dada em função da taxa de deformação local do volume de controle, sendo esta expressa, por sua vez, em termos dos gradientes de velocidade (TU et al., 2013). Neste modelo, as tensões de viscosidade também são relacionadas com a viscosidade dinâmica  $\mu$  e com um segundo coeficiente de viscosidade  $\varrho$ . A aplicação desse modelo, resulta nas equações de Navier-Stokes (Eqs. 23a, 23b e 23c). Para efeito de simplificação de notação,  $V$  é o vetor velocidade e  $Du/Dt$ ,  $Dv/Dt$  e  $Dw/Dt$  são derivadas substantivas dos componentes locais de velocidade.

$$\rho \frac{Du}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left( 2\mu \frac{\partial u}{\partial x} + \varrho \nabla \cdot V \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + S_u, \quad (23a)$$

$$\rho \frac{Dv}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left( 2\mu \frac{\partial v}{\partial x} + \varrho \nabla \cdot V \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + S_v, \quad (23b)$$

$$\rho \frac{Dw}{Dt} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \mu \left( \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ \mu \left( \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left( 2\mu \frac{\partial w}{\partial x} + \varrho \nabla \cdot V \right) + S_w. \quad (23c)$$

Outro fenômeno físico esperado no leito de bolas é o regime turbulento experimentado pelo fluido refrigerante. Em linhas gerais, um fluxo turbulento pode ser classificado como instável e aleatório. Redemoinhos e regiões de alta vorticidade são modos reais de turbulência. A origem de um processo turbulento depende da razão entre a força de inércia e a força de viscosidade resultante de uma propriedade adimensional conhecida como número de Reynolds, conforme mostra a Eq. (24). Para baixos números de Reynolds, as forças de inércia são menores que as de viscosidade, implicando numa dissipação das eventuais ocorrências de perturbações no fluxo. Com altos números de Reynolds, ocorre o contrário: as forças de inércia são suficiente grandes para amplificar as perturbações, tornando o movimento do fluido inherentemente instável, com a variação aleatória da velocidade e de outras propriedades do fluido ao longo do campo de escoamento (TU et al., 2013).

$$Re = \frac{\text{Força inercial}}{\text{Força de viscosidade}}. \quad (24)$$

Escoamentos turbulentos são associados com a existência de flutuações aleatórias no fluido e exigem, ocasionalmente, a resolução de equações adicionais. Escoamentos desse tipo satisfazem as equações de Navier-Stokes; no entanto, não se pode prevê-los em detalhe, já que há uma grande faixa de escalas para serem resolvidas, desde as menores escalas espaciais na ordem de milímetros, como as menores escalas de tempo na ordem de milissegundos.

Diante das limitações computacionais, é admissível, em algumas aplicações, a obtenção de informações sobre valores médios das propriedades do escoamento ao longo do tempo, com o que são ignorados detalhes de flutuações instantâneas típicas de regimes turbulentos. Este princípio é aplicado às equações de conservação, com o que se chega às equações de governança médias no tempo, mais popularmente conhecidas como equações de Navier-Stokes médias no tempo (do inglês *Reynolds-Averaged Navier–Stokes*, RANS). Se considerando, por exemplo, o campo de velocidade  $V$ , representado na Figura 29, é decomposto em um componente médio ( $\bar{V}$ ) e uma flutuação ao redor deste componente,  $V'$ , tal que

$$V = \bar{V} + V'. \quad (25)$$

De forma análoga, a decomposição apresentada na Eq. (25) é estendida para as demais propriedades do escoamento. Denotando a propriedade de escoamento por  $\phi$  e considerando a referida decomposição, o valor médio no tempo pode ser expresso por

$$\bar{\phi} = \frac{1}{\Delta t} \int_0^{\Delta t} \phi(t) dt, \quad (26)$$

onde  $\Delta t$  é o intervalo temporal. Esse intervalo de tempo deve ser consideravelmente maior do que aquele no qual se observa a frequência de flutuações, de modo a capturar

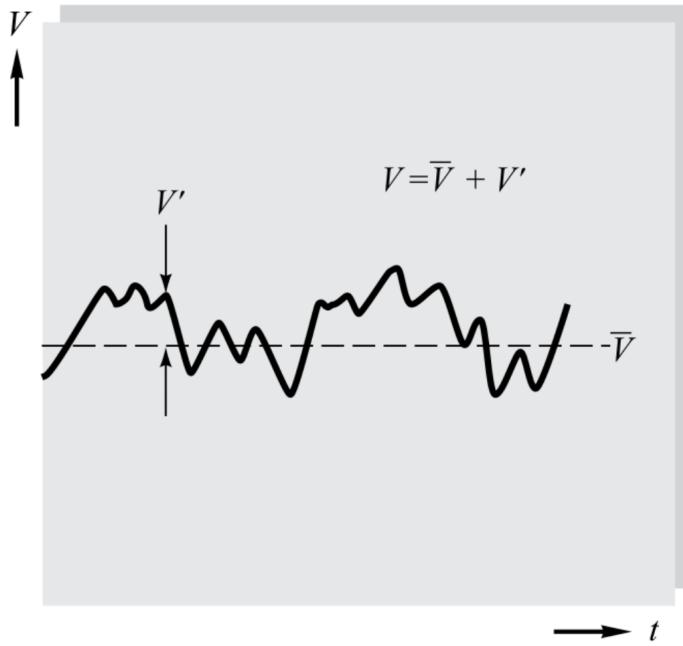


Figura 29 – Definição de média e flutuação da variável turbulenta de velocidade ([SILVA, 2016](#)).

um número significativo de eventos ([BAKER, 2011](#)). Das formulações básicas evocadas pelas Eqs. [\(25 e 26\)](#), derivam um conjunto de regras que, quando aplicadas na forma como mostrado por [Versteeg e Malalasekera \(2007\)](#), resulta nas equações de RANS voltadas para escoamentos compressíveis, com a conservação média da massa no tempo dada pela equação

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \Delta \cdot (\bar{\rho} \tilde{V}) = 0. \quad (27)$$

Analogamente, o momento linear médio no tempo é definido pelas Eqs. [\(28a, 28b e 28c\)](#).

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{u} \tilde{V}) &= -\frac{\partial \bar{P}}{\partial x} + \nabla \cdot (\mu \nabla \tilde{u}) \\ &\quad - \left[ \frac{\partial (\bar{\rho} u'^2)}{\partial x} + \frac{\partial (\bar{\rho} u' v')}{\partial y} + \frac{\partial (\bar{\rho} u' w')}{\partial z} \right] + S_u, \end{aligned} \quad (28a)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{v} \tilde{V}) &= -\frac{\partial \bar{P}}{\partial y} + \nabla \cdot (\mu \nabla \tilde{v}) \\ &\quad - \left[ \frac{\partial (\bar{\rho} u' v')}{\partial x} + \frac{\partial (\bar{\rho} v'^2)}{\partial y} + \frac{\partial (\bar{\rho} v' w')}{\partial z} \right] + S_v, \end{aligned} \quad (28b)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{w})}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{w} \tilde{V}) &= -\frac{\partial \bar{P}}{\partial z} + \nabla \cdot (\mu \nabla \tilde{w}) \\ &\quad - \left[ \frac{\partial (\bar{\rho} u' w')}{\partial x} + \frac{\partial (\bar{\rho} v' w')}{\partial y} + \frac{\partial (\bar{\rho} w'^2)}{\partial z} \right] + S_w. \end{aligned} \quad (28c)$$

O mesmo raciocínio pode ser aplicado, também, na equação de transporte para uma quantidade escalar arbitrária, resultando na equação

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\tilde{\phi})}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho}\tilde{\phi}\tilde{V}) = \nabla \cdot (\Gamma_\phi \nabla \tilde{\phi}) - \frac{\partial(\bar{\rho}u'\phi')}{\partial x} - \frac{\partial(\bar{\rho}v'\phi')}{\partial y} - \frac{\partial(\bar{\rho}w'\phi')}{\partial z} + S_\phi. \quad (29)$$

Os componentes médios  $\tilde{V}$ ,  $\tilde{u}$ ,  $\tilde{v}$ ,  $\tilde{w}$  e  $\tilde{\phi}$  indicam uma densidade ponderada. Por sua vez, a aplicação da abordagem de obtenção dos valores médios geram termos de tensão turbulenta nas equações que definem o momento linear médio no tempo. Tais termos ( $-\rho\bar{u'^2}$ ,  $-\rho\bar{v'^2}$ ,  $-\rho\bar{w'^2}$ ,  $-\rho\bar{u'v'}$ ,  $-\rho\bar{u'w'}$  e  $-\rho\bar{v'w'}$ ) são chamados de tensões de Reynolds. Diante do surgimento destes e de outros termos extras, são introduzidos modelos de turbulência para resolução das equações de RANS. O uso desses modelos visam predizer as tensões de Reynolds e os termos extras de transporte escalar. De acordo com a lei de Newton de viscosidade, as tensões viscósas são proporcionais à taxa de deformação dos elementos do fluido, resultando em

$$\tau_{ij} = \mu_{ij} = \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \text{ onde } i, j = 1, 2, 3. \quad (30)$$

Convenciona-se que  $i$  ou  $j = 1$  corresponde à direção  $x$ ,  $i$  ou  $j = 2$  corresponde à direção  $y$  e  $i$  ou  $j = 3$  corresponde à direção  $z$ . Além da lei de Newton de viscosidade, a modelagem das tensões de Reynolds resultam do uso de uma formulação para aproximações proposta pelo matemático francês Boussinesq que relaciona as tensões de Reynolds com as taxas médias de deformação. Assim, em analogia às tensões viscósas, as tensões turbulentas são modeladas da forma

$$\tau_{ij} = -\rho\bar{u'_i u'_j} = \mu_t \left( \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3}\rho k \delta_{ij}, \quad (31)$$

onde  $\mu_t$  é a viscosidade turbulenta dinâmica (assumida como constante),  $k$  é a energia cinética turbulenta e  $\delta_{ij}$  é o delta de Kronecker ( $\delta_{ij} = 1$  se  $i = j$ , e  $\delta_{ij} = 0$  se  $i \neq j$ ). Em particular, a viscosidade turbulenta é definida em função da transferência da quantidade de movimento oriunda de colisões de fluxo rotacionais que caracterizam turbulência. Dessa equação, deduz-se que o transporte de momento turbulento é proporcional ao gradiente médio de velocidade.

Um dos modelos de turbulência mais comuns disponível na literatura é o modelo  $k - \epsilon$ , aplicado, por exemplo, nos trabalhos de Silva (2016), Ferng e Chen (2011) e Subekti (2016), discutidos na seção 2.5. Neste modelo, são usadas duas equações de transporte, através das quais são descritas duas quantidades de turbulência: a primeira variável de transporte corresponde à energia cinética turbulenta,  $k$ , e a segunda variável,  $\epsilon$ , determina a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta. Com este modelo, é possível simular os efeitos do transporte das propriedades turbulentas por convecção

e difusão e a própria produção e destruição da turbulência. Um modelo padrão para equações que relacionam  $k$  e  $\varepsilon$  foi idealizado por [Launder e Spalding \(1974\)](#), na forma

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + 2\mu_t S_{ij} \cdot S_{ij} - \rho \varepsilon, \quad (32)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} 2\mu_t S_{ij} \cdot S_{ij} - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k}. \quad (33)$$

Os efeitos da turbulência podem ser descritos por uma escala de velocidade,  $\vartheta$ , e por uma escala de comprimento de turbulência,  $\ell$ , relacionados à energia cinética e à taxa de dissipação de acordo com as equações

$$\vartheta = \sqrt{k}, \quad (34)$$

$$\ell = \frac{k^{\frac{3}{2}}}{\varepsilon}. \quad (35)$$

Como a viscosidade turbulenta pode ser expressa em função do produto da escala de velocidade turbulenta pela escala de comprimento de turbulência, recorrendo-se às definições dadas nas Eqs. (34 e 35), chega-se à

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}, \quad (36)$$

Os valores das constantes numéricas que aparecem nas equações são  $\sigma_k = 1,00$ ,  $\sigma_\varepsilon = 1,30$ ,  $C_{1\varepsilon} = 1,44$ ,  $C_{2\varepsilon} = 1,92$  e  $C_\mu = 0,09$ .

Quando associado a altos números de Reynolds, em escoamentos próximos a paredes sólidas, o modelo se vale do comprimento universal esperado nestas regiões. Para estas regiões, adota-se uma relação logarítmica para relacionar a tensão de cisalhamento da parede  $u_\tau$  com a velocidade média  $V$ , obtendo-se, assim, a velocidade do fluido próxima à parede,  $u^+$ , conforme expresso na Eq. (37). Nesta equação,  $\kappa$  é a constante de Von Karman,  $E$  é um parâmetro de rugosidade da parede e  $y^+$  é a distância adimensional do local de escoamento em relação à parede. A relação logarítmica não é válida para baixos números de Reynolds, exigindo modificações do modelo padrão de equações e a aplicação de funções especiais de tratamento de parede.

$$u^+ = \frac{V}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \ln(Ey^+). \quad (37)$$

O modelo  $k - \varepsilon$  é amplamente aplicado na indústria, estando validado para um grande número de situações. Para simulações de finalidade geral, este modelo oferece boa adequação em termos de exatidão e robustez ([VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007](#)). Entretanto, o modelo não apresenta resultados satisfatórios em alguns casos de escoamento, como fluxos não confinados, escoamentos com condições de contorno curvas e escoamentos completamente desenvolvidos em dutos não circulares ([BAKER, 2011](#)).

## 4.4 Condições de Contorno

As equações de governança são idênticas quando aplicadas em qualquer problema de escoamento de fluidos, entretanto, os campos de escoamento são diferentes em cada caso de estudo, devendo-se isso à especificação das condições de contorno e de algumas condições iniciais. Entende-se por condições de contorno a caracterização das regiões do domínio computacional limítrofes ao ambiente externo àquele domínio.

Em geral, aplicam-se as condições de contorno de Dirichlet e Neumann quando uma abordagem CFD é adotada ([TU et al., 2013](#)). Condições de contorno de Dirichlet são caracterizadas pela especificação de valores (quantidades físicas) das propriedades dos fenômenos que ocorrem sobre o contorno do domínio. Em uma condição de contorno de Neumann, por sua vez, são definidos os valores das derivadas de tais propriedades. Neste trabalho, são consideradas condições de contorno para as regiões de entrada e de saída de escoamento, simetria e de parede.

A caracterização das condições de contorno de entrada envolve a definição de diversas propriedades. Para o regime de escoamento é assumida velocidade subsônica (velocidades de escoamento abaixo da velocidade do som) com direção do fluxo normal ao plano de entrada. Diante do desconhecimento da intensidade da turbulência, adotou-se a definição de 5% de intensidade e uma taxa de viscosidade equivalente a 10, conforme recomendação de [Ansys Inc. \(2011\)](#). Dentre os principais parâmetros de projeto do HTR-10 são considerados também a temperatura média do refrigerante na entrada do núcleo (523 K), a pressão no circuito primário e a taxa de escoamento de massa do gás hélio; os dois últimos parâmetros apresentam valores distintos entre os estados de baixa e de plena potência, e serão discutidos mais a frente.

As condições de contorno na saída, por sua vez, são selecionadas com base no princípio de que o fluxo que se encontra acima da região de saída do escoamento exerce pouca influência sobre as especificações das condições de contorno dessa região. Diante disso, a área de saída do domínio computacional deve se distanciar de regiões com alto grau de mudanças na geometria ou de recirculação de fluido, com o que será permitido ao fluxo alcançar uma condição de pleno desenvolvimento sem que haja mudanças na direção do fluxo. A extensão da coluna da seção central do núcleo do reator HTR-10 foi adicionada após a última célula unitária de elementos combustíveis na presente simulação para que este propósito seja alcançado.

Em referência ao princípio de conservação de massa, [Tu et al. \(2013\)](#) ressaltam a importância de se estabelecer regiões de saída que caracterizem a dissipação de massa do escoamento de forma satisfatória, diante da fonte potencial de massa para o escoamento do fluxo representadas pelas regiões de entrada do domínio computacional.

Nas regiões de saída em que o fluxo alcança pleno desenvolvimento, os gradien-

tes de todas as variáveis de transporte (com exceção da pressão) são nulos na direção do escoamento, induzindo o uso de condições de contorno de Neumann ([VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007](#)). Em relação à pressão, neste trabalho, optou-se por um perfil de pressão que varia de acordo com a influência do fluxo que se encontra acima da região de saída do escoamento; o perfil está associado a uma pressão média definida de forma estática. Segundo [Ansys Inc. \(2011\)](#), a pressão média  $\bar{P}_{media}$  (neste caso, definida em 0 Pa) é relacionada com a integração da superfície

$$\bar{P}_{media} = \frac{1}{A} \int_S P_{pi} dA, \quad (38)$$

onde  $P_{pi}$  é a pressão imposta em cada ponto de integração e  $A$  é a área da superfície de saída sobre a qual se aplica aquela pressão. Dessa forma, a pressão em cada ponto de integração é dada por

$$P_{pi} = \bar{P}_{media} + (P_n - \bar{P}_n). \quad (39)$$

Na equação acima, a pressão em cada ponto de integração é definida pela pressão média acrescida da diferença entre o valor de pressão nodal local e a pressão média da fronteira de saída. Isso garante que o valor médio de pressão se mantenha inalterado em valores definidos estaticamente, mesmo que o perfil de pressão de saída seja variável.

Um outro tipo de condição de contorno empregado nesta simulação apresenta características de simetria. Trata-se de um tipo de condição aplicado para situações em que a geometria do fluxo representa uma fração do domínio real do problema, que é o caso deste trabalho. Os planos simétricos são constituídos pelas faces laterais das regiões de escoamento das células unitárias BCC, de modo a satisfazer dois requisitos em cada plano: a velocidade normal é nula e os gradientes normais para todas as propriedades de transporte também são nulos ([TU et al., 2013](#)).

As condições de contorno de paredes, por sua vez, são consideradas na superfície dos elementos combustíveis. Para estas paredes sólidas, de caráter estacionário, assume-se uma condição de não deslizamento, o que implica em velocidades relativas nulas de escoamento na interface entre as superfícies das esferas de combustível e o fluido, conforme indicado por [Tu et al. \(2013\)](#) e [Versteeg e Malalasekera \(2007\)](#). Além disso, as paredes são consideradas lisas, sem a existência, portanto, de superfícies ásperas. Para efeito de ilustração, na Figura 30 são resumidas as condições de contorno consideradas para a coluna BCC do núcleo do HTR-10.

Finalmente, os parâmetros dos dois primeiros problemas de *benchmark* disponíveis no relatório técnico divulgado pela [IAEA \(2013\)](#), utilizados nas simulações de casos de perda de refrigerante deste trabalho, estão descritos nas duas subseções a seguir.

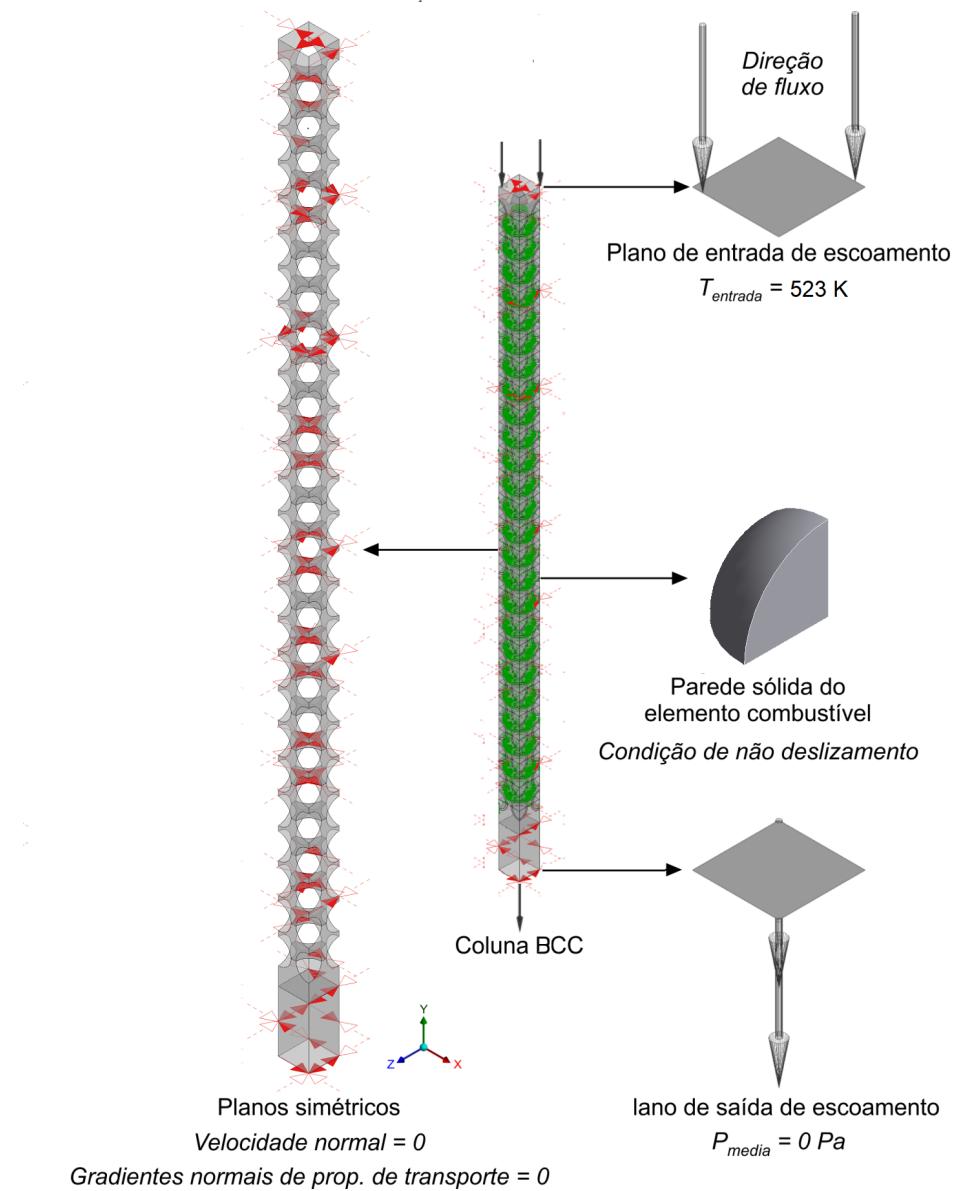


Figura 30 – Especificação das condições de contorno da simulação para a coluna BCC.

#### 4.4.1 Parâmetros do primeiro problema de *benchmark* do TECDOC-1694

Neste problema, o status do núcleo do reator é definido em operação com potência total. Consequentemente, é utilizada a distribuição de potência com valores dados na Tabela 6 para o centro do núcleo ( $R = 0$ ) com carga total. Em condição de plena potência, a pressão e a vazão mássica do refrigerante no circuito primário do reator são de 3 MPa e 4,32 Kg/s; as temperaturas médias de entrada e saída do gás hélio são de 523 K e 973 K, respectivamente.

Cálculos termohidráulicos disponíveis em IAEA (2013) sugerem que parte do refrigerante escoa para outras regiões distintas da zona do leito de bolas: tubo de

descarga de combustível, canais das barras de controle e espaços existentes entre os blocos de grafite dos refletores. Tais regiões recebem taxas de escoamento em patamares correspondentes, respectivamente, a 1%, 2% e 10% da taxa de escoamento de 4,32 Kg/s. Dessa forma, a taxa de escoamento que flui através do leito de bolas para efetivamente refrigerar os elementos combustíveis carregados no núcleo é reduzida a 87%, correspondendo a

$$m_{núcleo} = 3,77 \text{ Kg/s.} \quad (40)$$

Como o domínio computacional considerado neste trabalho é restrito a uma coluna da seção central do núcleo do HTR-10, calcula-se uma taxa de escoamento proporcional à taxa de escoamento direcionada ao núcleo. A constante de proporcionalidade, dada pela razão entre a área total de entrada do núcleo e a área de entrada da coluna, vale aproximadamente  $2,03 \times 10^{-3}$ . A área de entrada do núcleo corresponde a uma base circular com 0,9 m de raio; a área de entrada na coluna da seção central do núcleo é dada pela área da face superior da coluna BCC determinada em função do comprimento da aresta  $a$  da célula unitária. Estas informações combinadas com a Eq. (40), fornecem a taxa de escoamento de entrada de refrigerante na coluna

$$m_{entrada} = \frac{a^2}{\pi (0,9)^2} m_{núcleo}. \quad (41)$$

Com base na Eq. 41, a taxa de escoamento na coluna BCC é  $7,647 \times 10^{-3}$  Kg/s.

#### 4.4.2 Parâmetros do segundo problema de *benchmark* do TECDOC-1694

Diferente do caso anterior, o segundo problema de referência do TECDOC-1694 da IAEA (2013) trata de um transiente que sugere a investigação da perda de escoamento de hélio para o circuito primário sem *scram*. A condição inicial deste transiente estabelece que o reator atingiu operação em estado estacionário a uma carga parcial correspondente a 30% da potência total, isto é, 3 MW; a pressão primária de hélio na operação de carga parcial em estado estacionário é de 2,5 MPa (esta pressão permanece basicamente inalterada durante o transiente); a temperatura do hélio na entrada do reator permanece em 523 K, porém, a temperatura média de saída esperada é reduzida para 923 K; a taxa de escoamento de hélio para o núcleo é definida por estas diferenças entre temperatura média de saída e pressão do hélio, considerando também a redução da potência.

Em relação à distribuição de densidade de potência inicial, são utilizados os valores dados na Tabela 6 para o centro do núcleo ( $R = 0$ ), desta vez, com carga parcial de 3 MW. Como o presente trabalho se restringe a simulações termohidráulicas estacionárias, o comportamento transiente dos coeficientes de reatividade é desconsiderado.

Para determinar a taxa de escoamento de hélio para o núcleo pode-se fazer uso do cálculo analítico para comparar a variação de temperatura  $\Delta T$ , durante o aquecimento

$Q$  do núcleo, com certa taxa de fluxo  $m_{vazão}$ , de um fluido com capacidade de calor específico  $C_p$ . A equação clássica para este cálculo analítico de balanço energético é dada por

$$Q = m_{vazão} C_p \Delta T. \quad (42)$$

Conforme mencionado na seção 4.3, a capacidade de calor específico por volume constante para o hélio corresponde a 5.195 J/Kg·K. A variação da temperatura, por sua vez, é resultado da diferença entre as temperaturas médias de saída e de entrada, sendo, dessa forma, equivalente a 400 K. De posse dessas informações e, conhecido o calor gerado no núcleo (3 MW), obtém-se, pela aplicação da Eq. (42), uma taxa de escoamento de hélio para o núcleo correspondente a 1,44 Kg/s. Com procedimentos análogos aos utilizados na subseção anterior, isto é, determinando a taxa de escoamento que efetivamente refrigeraria o núcleo e substituindo esse valor na Eq. (41), chega-se a taxa de entrada na coluna BCC central do núcleo de  $2,545 \times 10^{-3}$  Kg/s.

A taxa de escoamento em 1,44 Kg/s coincide com o valor da vazão mássica de hélio para o núcleo utilizada pela África do Sul com análise e resultados discutidos no TECDOC-1694. Além dessa quantidade, também foram divulgados em IAEA (2013), as vazões mássicas do refrigerante utilizadas pela Holanda e pelos Estados Unidos correspondendo, respectivamente, a 1,18 Kg/s e 1,39 Kg/s.

O transiente é iniciado (no instante zero) desligando o ventilador primário de hélio e isolando o sistema primário dos sistemas de resfriamento de água no lado secundário do gerador de vapor. Considera-se um desligamento quase imediato do circulador de hélio para aproximadamente zero em 10 segundos. Ocorrendo uma redução linear da densidade de hélio no núcleo do reator em relação ao tempo, obtém-se que a cada segundo o núcleo perde 10% da taxa nominal de refrigerante. Diante disso, para as simulações deste trabalho, foram consideradas reduções da vazão mássica de refrigerante com uma razão de 10% em relação à quantidade definida neste e no problema de referência anterior.

A potência térmica gerada no núcleo constitui outra condição crítica de entrada para as simulações no presente trabalho. Os valores admitidos para a potência do núcleo, foram extraídos do resultado experimental do teste de perda de escoamento de refrigerante para o núcleo do HTR-10 sem *scram* fornecido na Figura 31. Em virtude da insuficiência dos dados tabulados disponibilizados pelo *benchmark*, empregou-se a ferramenta WebPlotDigitizer (ROHATGI, 2015) para, a partir de gráfico com dados experimentais da Figura 31, extrair os valores citados na Tabela 7. Apenas os dez primeiros segundos são considerados, visto que, diante das considerações, o núcleo do reator perderá todo o refrigerante nesse intervalo de tempo.

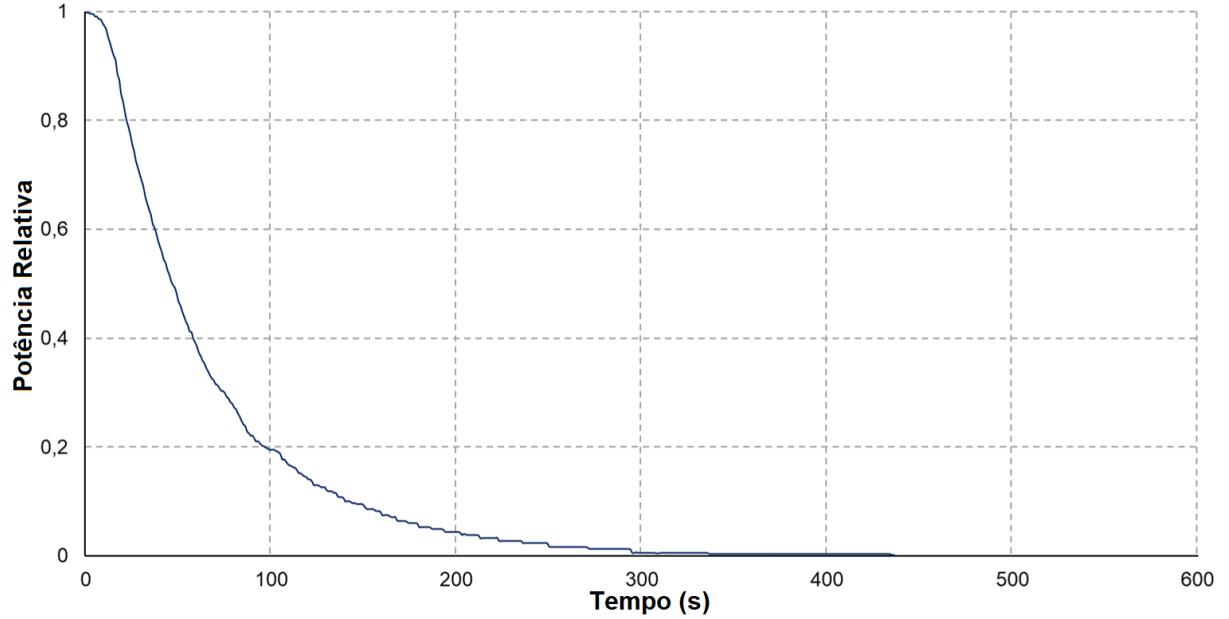


Figura 31 – Potência do HTR-10 nos primeiros 600 s depois da perda de fluxo em transiente sem *scram*. Adaptado de IAEA (2013).

Tabela 7 – Potência do HTR-10 nos primeiros 10 s depois da perda de fluxo em transiente sem *scram*.

Tempo (s)	Potência Relativa
0	1
1	0,9981
2	0,9967
3	0,9960
4	0,9953
5	0,9909
6	0,9907
7	0,9862
8	0,9855
9	0,9788
10	0,9734

## 4.5 Esquema Numérico

Soluções analíticas para as equações de governança só são obtidas para geometrias e condições de escoamento extremamente simples, o que não é o caso do leito de bolas do núcleo do HTR-10. Devido a isso, as equações diferenciais parciais de governança e as condições de contorno são convertidas em um sistema de equações algébricas discretas, em um processo conhecido como estágio de discretização. Em seguida, o sistema de equações discreto é solucionado para se obter uma solução aproximada para as equações de governança (TU et al., 2013).

Para realizar a discretização do domínio computacional, o Ansys CFX usa o método de volumes finitos com implementação baseada em elementos (do inglês *Element based Finite Volume Method, EbFVM*). Segundo [Tu et al. \(2013\)](#), uma das principais vantagens deste método diz respeito à capacidade de aplicação em malhas estruturadas e não estruturadas, possibilitando a manipulação de formas geométricas arbitrárias. A malha é usada para a geração dos volumes finitos, nos quais se assume que as propriedades de escoamento, tais como massa, momento e energia, se conservam. Embora a malha seja tridimensional, para efeitos de exemplificação, é considerado aqui um domínio de duas dimensões mostrado na Figura 32. Um volume de controle é gerado ao redor de cada nó da malha, a partir das linhas que conectam os pontos médios das arestas aos centros dos elementos de malha circunvizinhos ([ANSYS INC., 2011](#)).

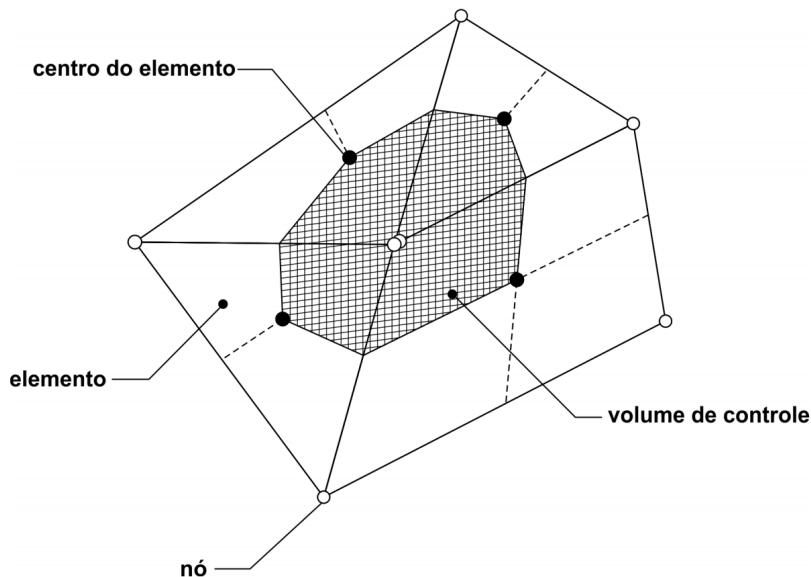


Figura 32 – Definição de volume de controle, quando da discretização das equações de governança ([SILVA, 2016](#)).

Inicialmente, as equações de governança são integradas em cada volume de controle e, logo após, aplica-se o teorema da divergência gaussiana para converter as integrais de volume que envolvam operadores de divergência e de gradiente em integrais de superfície. Em seguida, um tratamento numérico é aplicado para a discretização das integrais de volume e de superfícies encontradas. A caráter de exemplo, considerando um elemento de malha simples, conforme ilustrado na Figura 33, a discretização é realizada em cada setor do elemento de malha e armazenada no volume de controle ao qual o setor pertence; para as integrais são considerados os pontos de integração localizados no centro de cada segmento interno da superfície e, em seguida, a discretização resultante é distribuída para os volumes de controle adjacentes ([ANSYS INC., 2011](#)).

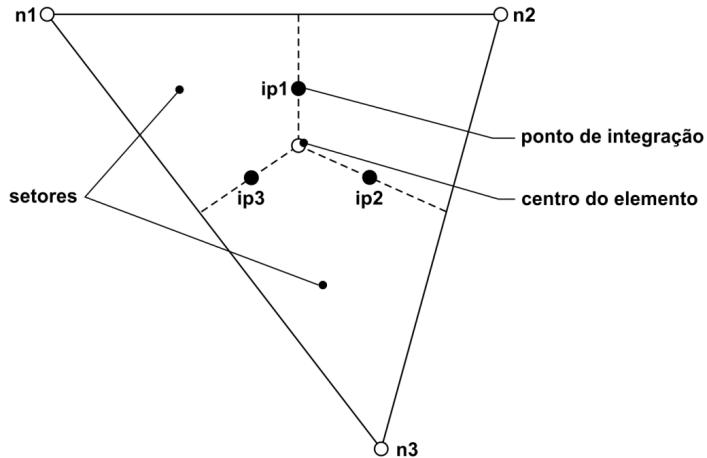


Figura 33 – Elemento de malha em duas dimensões. Adaptado de [Ansys Inc. \(2011\)](#).

Em relação às propriedades de transporte  $\phi$  no Ansys CFX, os valores destas são aproximados em relação aos valores nodais de  $\phi$  em cada ponto de integração, quando requeridos em algumas das equações algébricas formuladas após a discretização, levando à forma dada pela Eq. (43). Nesta equação,  $\phi_{up}$  é o valor da propriedade em um nó qualquer e  $\vec{r}$  é o vetor que une este nó ao ponto de integração  $ip$ .

$$\phi_{ip} = \phi_{up} + \beta \nabla \phi \cdot \Delta \vec{r}. \quad (43)$$

Vários esquemas de advecção são disponibilizados pelo Ansys CFX para o cálculo de  $\beta$  e  $\nabla \phi$ , optando-se neste trabalho pelo esquema *High Resolution* de primeira ordem. O valor de  $\beta$ , cuja escolha diferencia os esquemas de advecção de primeira ordem, deve estar obrigatoriamente no intervalo de 0 e 1. No esquema escolhido, é usada uma fórmula especial não-linear para  $\beta$  em cada nó, de tal modo que o valor de  $\beta$  seja tão próximo de 1 (um) quanto possível ([ANSYS INC., 2011](#)); isso promove a redução de descontinuidades na região de corrente livre. A partir disso, o fluxo advectivo é avaliado com o uso dos valores de  $\beta$  e  $\nabla \phi$  do nó superior.

Para a resolução do sistema discreto de equações algébricas obtido, é usada uma técnica iterativa de fatoração LU incompleta ([ANSYS INC., 2011](#)). Considerando que o sistema linear de equações possa ser escrito na forma matricial, da forma

$$A\phi = B, \quad (44)$$

onde  $A$  é a matriz de coeficientes das equações algébricas,  $\phi$  é o vetor solução das incógnitas nodais e  $B$  é o vetor independente, a fatoração LU é aplicada sobre a matriz  $A$ , com o que se obtém uma matriz elementar equivalente que será usada para a execução das iterações ([TU et al., 2013](#)). No processo iterativo, a solução  $\phi^{(k)}$ , obtida em uma iteração, é usada para encontrar a solução da iteração seguinte,  $\phi^{(k+1)}$  através de

uma correção  $\phi'$  da seguinte forma

$$\phi^{(k+1)} = \phi^{(k)} + \phi'. \quad (45)$$

Para a primeira iteração, uma aproximação inicial para o vetor solução,  $\phi^{(0)}$ , é adotada. Esse valor é ajustado para se aproximar da solução do problema, conforme descrição da Eq. (45). O resíduo da  $k$ -ésima iteração é obtido por

$$r^{(k)} = B - A\phi^{(k)}. \quad (46)$$

Os resíduos representam uma medida de desbalanceamento local de cada equação conservativa. Eles são monitorados de forma contínua pelo *solver* para que o processo iterativo de cálculo da solução seja interrompido quando são obtidos valores inferiores a um nível de tolerância previamente estabelecido. Soluções consistentes e estáveis são obtidas quando  $r^{(k)} \rightarrow 0$ , à medida que a quantidade de iterações  $k$  aumenta. A convergência da solução é caracterizada pelo alcance da tolerância especificada.

Os elementos do vetor solução  $r^{(k)}$  são normalizados para que o julgamento da convergência seja feito de forma mais consistente. Em relação à norma vetorial, o Ansys CFX oferece duas alternativas: a norma máxima e a norma RMS (do inglês *Root Mean Square*, Raiz do Valor Quadrático Médio), optando-se por esta última devido ao seu baixo nível residual. Para o nível de tolerância, adotou-se  $10^{-4}$ . Ressalta-se ainda que os resíduos das equações de transporte turbulento não são considerados para determinar quando o nível de convergência desejado é alcançado ([ANSYS INC., 2011](#)).

Frequentemente, *softwares* utilizam métodos de relaxação para acelerar a convergência da solução. No caso do Ansys CFX, a técnica de relaxação utilizada, conhecida como *multigrid*, se fundamenta no princípio de que a propagação de erros ao longo da execução de um método iterativo guarda relação direta com o tamanho da malha. Erros de solução que apresentam alto grau de oscilação, com magnitude correspondente ao espaçamento da malha, são reduzidos rapidamente; por outro lado, erros com baixo grau de oscilação em relação à malha tendem a decair muito lentamente, dificultando, dessa forma, a convergência da solução ([VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007](#)). Para contornar esse problema, é usada uma série de malhas grossas (em relação à malha original), de modo que erros de solução com baixo grau de oscilação sejam tratados com alto grau de oscilação. O procedimento *multigrid* genérico é ilustrado na Figura 34.

A partir da escolha de um método iterativo, são realizadas iterações no nível de malha original, de espaçamento  $h$ , para gerar uma solução intermediária. A sequência de iterações executadas em cada nível é chamada de *relaxamento*. O número de iterações escolhido deve ser suficiente para reduzir componentes de erro com alto grau de oscilação, sem atentar à eliminação daqueles componentes de erros com baixo grau de oscilação. A solução encontrada e os erros residuais são então transferidos para um

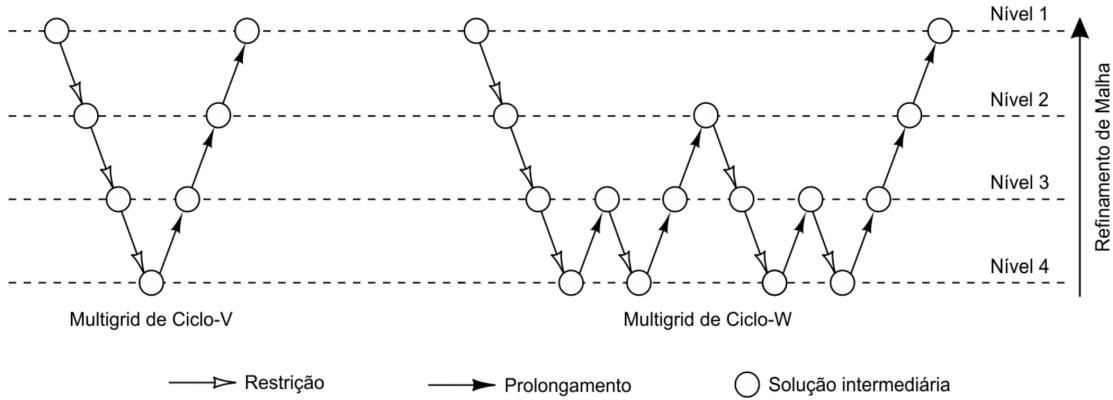


Figura 34 – Estratégia de ciclos de *multigrid* utilizado para aceleração da convergência no ANSYS CFX. Adaptado de [Versteeg e Malalasekera \(2007\)](#).

nível de malha grossa, com espaçamento  $c_2 h$ , tal que  $c_2 > 1$ , e após a realização do relaxamento naquele nível, os dados são transferidos para o próximo nível de malha grossa (de espaçamento  $c_3 h$ , onde  $c_3 > c_2$ ), e assim por diante, até que seja alcançado o nível de malha mais grossa; esta etapa é chamada de *restrição*. Em seguida, são realizadas operações de *prolongamento* nos níveis de malha intermediários e, logo após, a solução encontrada é transferida de volta ao nível de malha mais fina. Como os erros residuais das soluções intermediárias obtidas com as malhas mais grossas apresentam dados em quantidades inferiores àquelas que são exigidas em malhas mais finas, em cada etapa de prolongamento é usado um operador de interpolação apropriado para a geração de valores adicionais de erros residuais em locais intermediários das malhas mais finais. O procedimento é encerrado com a execução de iterações finais com a malha original, com o intuito de eliminar eventuais erros que foram introduzidos durante as etapas de restrição e de prolongamento. Em geral, as estratégias para a aplicação da técnica de *multigrid* se diferenciam, basicamente, em função da forma como os ciclos de iterações em malha são alternados. Duas delas são apresentadas na Figura 34: o ciclo-V e o ciclo-W.

No Ansys CFX, os coeficientes dos sistemas discretos de equações dos níveis de malha grossa são aproximados na forma de combinações lineares dos coeficientes das equações geradas para a malha fina original, em uma modalidade conhecida como *multigrid algébrico* ([VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007](#)). De acordo com [Ansys Inc. \(2011\)](#) é usada, mais especificamente, uma implementação particular desta modalidade de multigrid, proposta por [Hutchinson e Raithby \(1986\)](#), e conhecida como *multigrid* de correção aditiva (*Additive Correction Multigrid, ACM*). O ciclo-F, constituído por uma combinação entre o ciclo-V e o ciclo-W, é o tipo de ciclo padrão dessa modalidade de *multigrid*. Este ciclo requer mais custo computacional do que o ciclo-V e menos custo do que o ciclo-W; por outro lado, suas propriedades de convergência são melhores do que

o ciclo-V e, aproximadamente, equivalentes ao ciclo-W.

Neste capítulo foram detalhadas as etapas da metodologia utilizada na simulação CFD da coluna central do núcleo do reator HTR-10 com a abordagem realística. Diante das descrições metodológicas, as simulações deste trabalho se constituem de duas etapas: estudo de casos de perda de refrigerante considerando parâmetros do primeiro problema de *benchmark* (ou seja, com o núcleo do reator em plena potência) e, em seguida, usando parâmetros do segundo problema de *benchmark* (isto é, o núcleo do reator com carga parcial correspondente a 30% da potência), mantendo-se as demais informações. No próximo capítulo, são apresentados e discutidos os resultados das simulações.

## 5 Resultados

Neste capítulo são apresentados os resultados das simulações CFD realizadas neste trabalho. Na seção 5.1 são mostrados os resultados preliminares associados a uma geometria simplificada, onde se considerou uma coluna parcial com aproximadamente metade da altura média do núcleo; tais simulações visavam realizar um estudo preliminar de casos de perda de refrigerante afim de avaliar e aprimorar as condições e parâmetros de simulação com um custo computacional menor. Em seguida, são oferecidos os resultados para as colunas completas considerando potência gerada e o fluxo de refrigerante (associado à condição de contorno de entrada) do primeiro problema de *benchmark* (seção 5.2) e do segundo problema de *benchmark* (seção 5.3) da IAEA (2013); todas as outras condições de contorno (de simetria, de parede, de saída) são idênticas.

### 5.1 Resultados Preliminares

O estudo de casos de perda de refrigerante em uma coluna axial completa do núcleo do reator HTR-10 foi precedida por simulações em uma coluna parcial do núcleo com altura equivalente à aproximadamente metade da altura média da coluna completa. Os esforços dedicados a este estágio inicial do trabalho objetivam consolidar uma metodologia que assegurasse, entre outros fatores, a independência dos resultados em relação à malha para aplicação futura com a geometria da coluna completa. Para alcançar a independência de malha, são realizadas simulações com diferentes tamanhos de malha e, após isso, os resultados computados são comparados; se não houverem diferenças significativas entre eles, conclui-se que os erros esperados durante o processo de discretização das equações de governança se encontram em níveis aceitáveis.

A geometria construída para a realização da simulação com a coluna parcial, ilustrada pela Figura 35, possui 100,66 cm de altura constituída de 21 camadas de bolas, com 10 bolas completas e 44 quartos de bolas, compondo um total de 21 bolas. De acordo com a distribuição de grupos de camadas de potência fornecida pela IAEA (2013) (vide Figura 27), essa região comprehende, aproximadamente, os quatro grupos de camadas de potência mais próximos da região de saída. Assim como na geometria da coluna completa (vide Figura 21), adicionou-se uma extensão de 14,38 cm (equivalente à altura de duas células BCC) na parte inferior da geometria, para garantir que as condições de desenvolvimento do escoamento fossem plenamente alcançadas.

Para este estudo preliminar, mesclaram-se configurações das malhas 1 e 3, para que a discretização apresentasse finura intermediária. Após a construção da malha, foram totalizados 7.458.272 nodes e 23.701.871 elementos. Em relação à metodologia

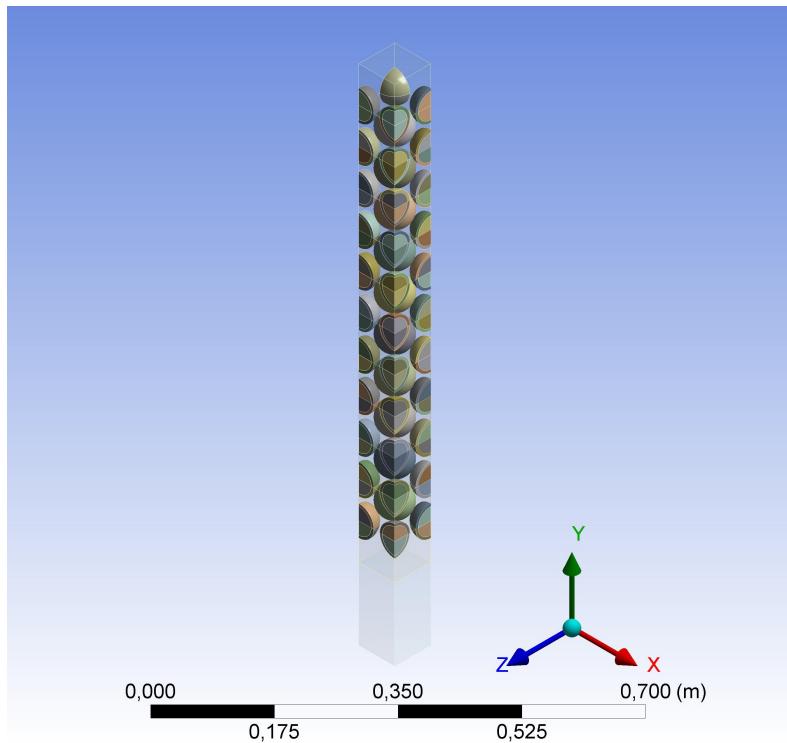


Figura 35 – Domínio computacional da coluna parcial central do núcleo do HTR-10.

descrita no capítulo anterior, as modificações se limitaram à distribuição de potências e à taxa de escoamento de hélio para a região representada pela coluna BCC, ambos empregados de acordo com os parâmetros do primeiro problema de *benchmark*. O valor da taxa de escoamento foi ajustado afim de obter temperatura do hélio na saída próxima à 973 K e definido em  $3,824 \times 10^{-3}$  Kg/s.

Para atender ao estudo proposto nesta e nas próximas seções, considerou-se reduções da vazão mássica de refrigerante com uma razão de 10% em relação à quantidade definida inicialmente. Os valores obtidos para a taxa de escoamento foram utilizados em simulações sequenciais distintas. As reduções da taxa de escoamento ocorreram até que a temperatura atingida pelos elementos combustíveis esteja próxima ao limite de segurança. Mais especificamente, simulou-se nesta seção, para 100%, 90%, 80%, 70%, 60%, 50% e 40% da taxa de escoamento definida.

Todos os resultados apresentados nesta e nas próximas seções foram obtidos com ferramentas disponibilizadas pelo *software* Ansys CFX. Tais ferramentas tornam possível visualizar graficamente os resultados obtidos ao final de uma simulação computacional, incluindo, entre os recursos disponibilizados, a seleção de regiões do domínio computacional para a análise de diversos parâmetros de escoamento (temperatura, velocidade, pressão, entre outros).

Os resultados obtidos com a geometria parcial são mostrados nas Figuras 36 - 40. Na Figura 36 são mostrados os perfis de temperatura no plano axial ortogonal

da coluna BCC do leito de bolas para as diferentes taxas de escoamento propostas. Conforme esperado, observamos um aumento da temperatura na direção do fluxo, e também o aumento da temperatura ao reduzir o volume de refrigerante. Em relação à evolução axial da temperatura nas regiões de combustível, os resultados das simulações são sintetizados em um gráfico de temperaturas representadas por pontos discretos no centro das bolas, conforme ilustra a Figura 37. Os resultados também apontam, para o esperado aumento gradativo da temperatura no combustível na medida em que se desce pela coluna na direção axial e ao reduzir o fluxo de fluido mantendo-se os demais parâmetros. Em todos os casos, o pico de temperatura se localiza em aproximadamente 63 cm de altura. Estes resultados indicam que as temperaturas máximas nas bolas de combustível não excedem o limite de operação permitido para este tipo de combustível (1.873 K) mesmo com redução de até 60% da taxa de fluxo de refrigerante.

De acordo com os dados apresentados nas Figuras 36 e 37, conclui-se que há certa regularidade nos resultados das simulações realizadas em relação à evolução da temperatura ao longo do plano central da coluna, bem como nas temperaturas máximas dos diversos componentes do leito de bolas (hélio, camada de grafite e combustível).

O fluxo de gás alcança, por sua vez, temperaturas médias que mantêm certa estabilidade na região de saída do escoamento (logo após a última célula BCC), o que pode ser observado pela Figura 38. A temperatura de saída do hélio considerando-se o fluxo equivalente a 100% em relação ao valor definido atinge temperatura média de aproximadamente 956 K (vide Figura 39), bem próxima do valor estipulado pelo projeto de operação do reator (973 K). As posições axiais dos pontos onde se localizam os valores das temperaturas do gás hélio indicados na Figura 38, correspondem à posição central na direção radial e, na direção axial, imediatamente acima das 10 camadas mais finas da malha definidas para a interface entre os domínios da grafite e do refrigerante, ou seja, na vizinhança da bola de combustível.

Por fim, a Figura 40 ilustra a distribuição de temperaturas nas superfícies que contornam a região de combustível das bolas que atingiram maiores temperaturas considerando percentuais de escoamento de hélio correspondentes à 100% e 40%. Observe que as temperaturas menores estão registradas na região da esfera disposta de encontro ao fluxo de escoamento axial (região frontal), havendo maior transferência de calor nesse local; no polo oposto (região traseira), se concentram as maiores temperaturas na superfície da esfera, sendo, portanto, a região que efetiva menor transferência de calor. As diferenças entre as regiões frontais e traseiras da esfera chegam a 19 K e 11 K, respectivamente, com 100% e 40% do fluxo mássico de hélio no núcleo.

As simulações que geraram os resultados apresentados nesta seção foram antecedidas de outras simulações com diferentes tamanhos de elementos da malha, sem que houvesse desvios significativos em relação às temperaturas máximas obtidas e às

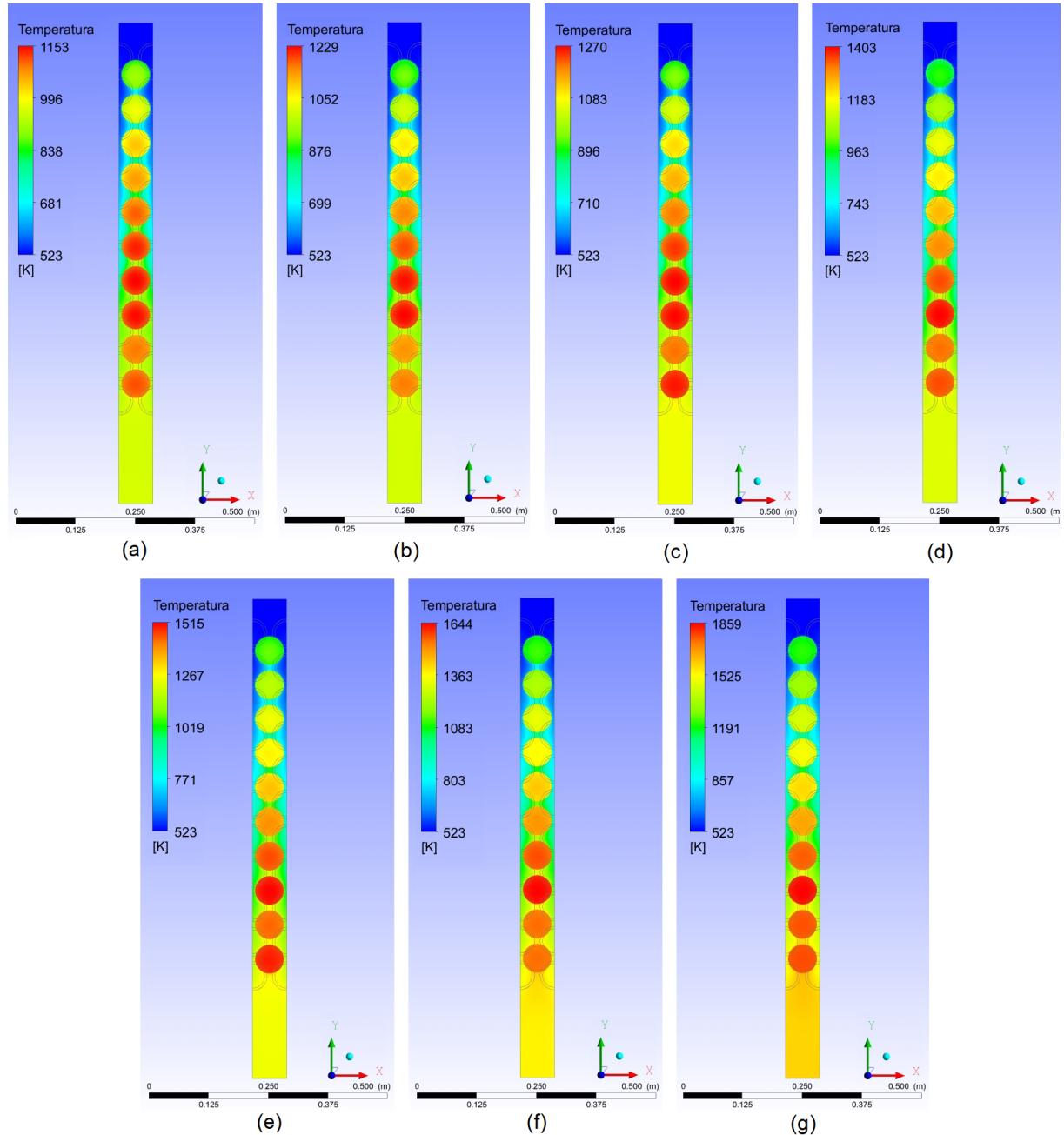


Figura 36 – Distribuição axial de temperaturas na coluna BCC parcial da região central do núcleo do HTR-10 para 100% (a), 90% (b), 80% (c), 70% (d), 60% (e), 50% (f) e 40% (g) da taxa de escoamento de hélio.

evoluções axiais da pressão (queda de pressão) e da velocidade (aumento da velocidade do fluido) no sentido da região de saída (em patamares inferiores a 1%), o que sugere uma independência destes resultados em relação à malha. Os resultados apresentados com o domínio geométrico da coluna parcial possibilitaram refinar a metodologia CFD utilizada, estabelecendo as bases para a simulação com a coluna completa do núcleo do HTR-10.

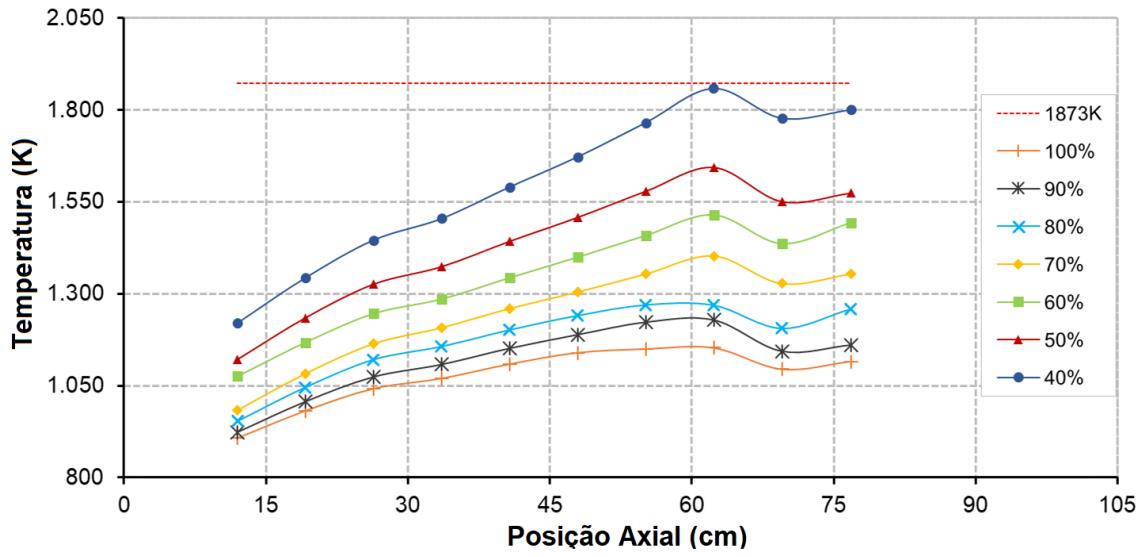


Figura 37 – Temperatura do combustível em relação à posição axial no eixo central da coluna BCC parcial.

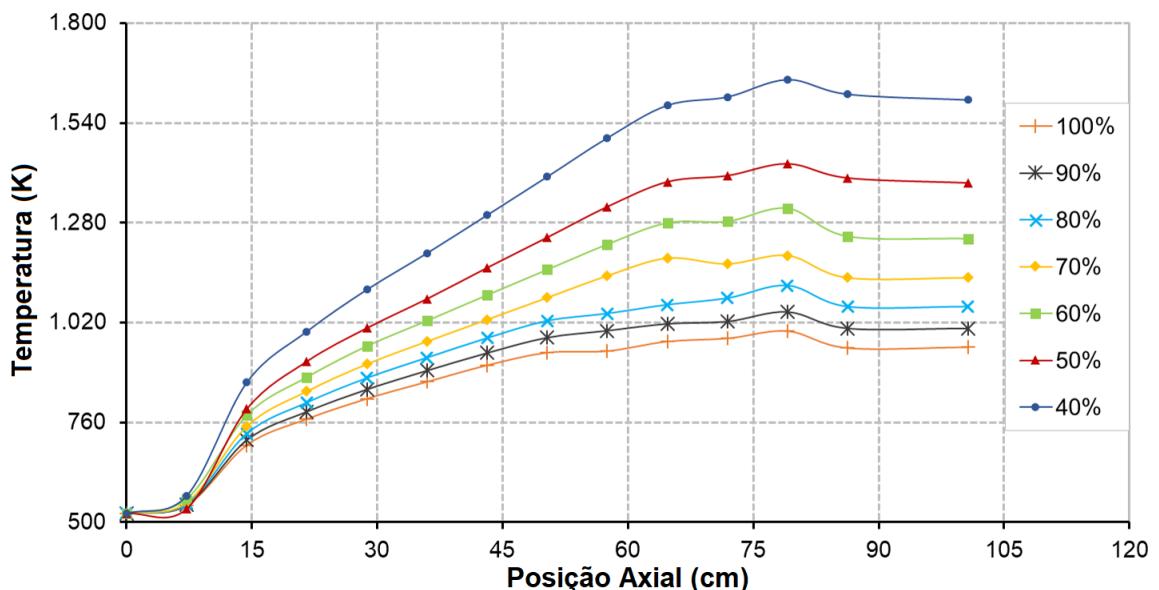


Figura 38 – Temperatura do refrigerante em relação à posição axial no eixo central da coluna BCC parcial.

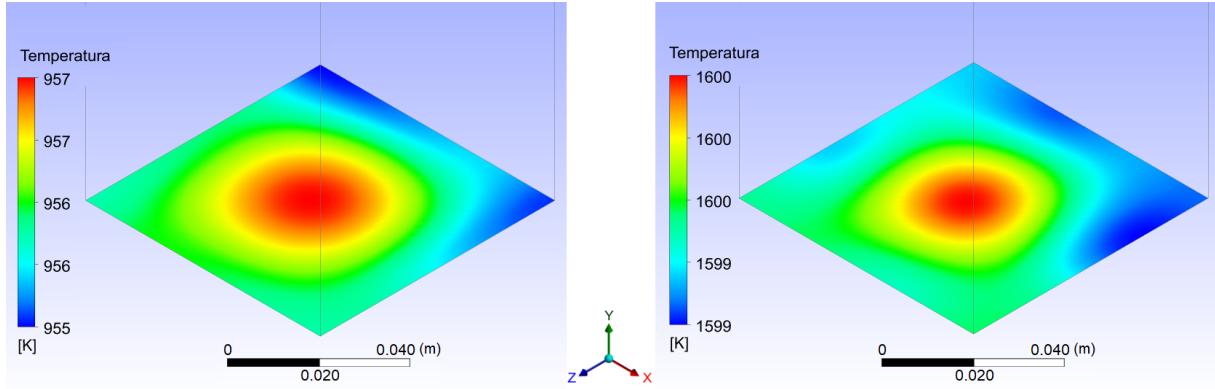


Figura 39 – Distribuição de temperaturas do gás hélio na saída da coluna BCC para percentual do fluxo de escoamento de hélio equivalente a 100% (à esquerda) e a 40% (à direita).

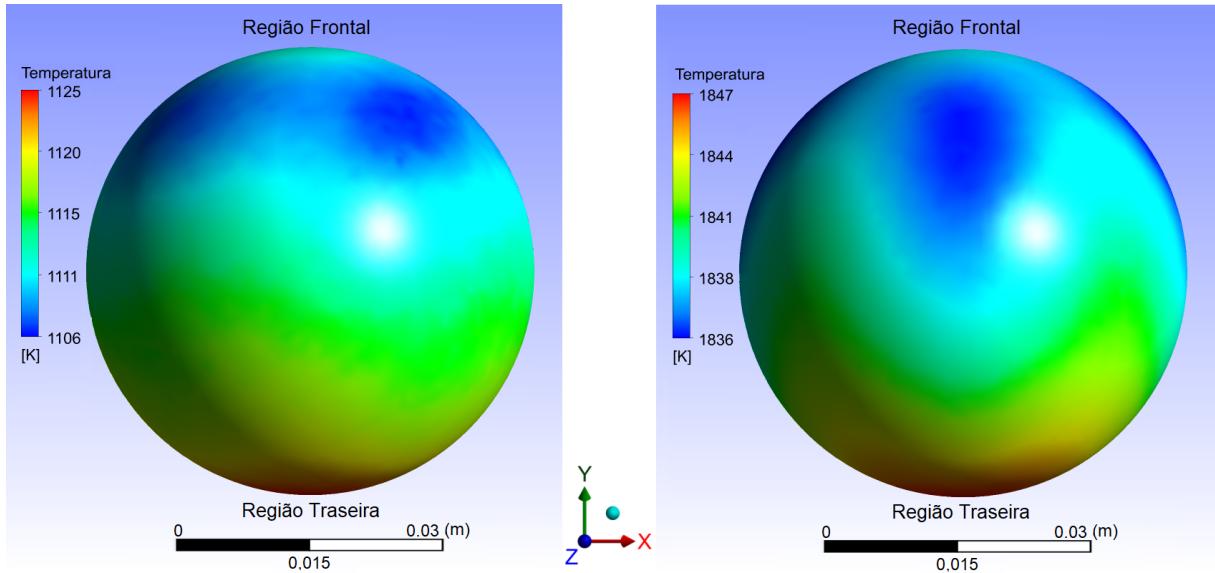


Figura 40 – Distribuição de temperatura na superfície da bola da coluna BCC na qual se registrou maior temperatura considerando quantidade de refrigerante equivalente a 100% (à esquerda) e a 40% (à direita).

## 5.2 Resultados com Parâmetros do Primeiro Problema de *Benchmark*

O modelo geométrico que representa a coluna BCC central completa foi construído conforme especificações da seção 4.1. Após a construção da malha e a especificação de fenômenos, modelos e parâmetros de materiais, foram feitas simulações com condições de contorno incluindo parâmetros do primeiro problema de *benchmark* do

TECDOC-1694 da IAEA (2013). De forma análoga ao estudo preliminar, as reduções das taxas de escoamento do hélio ocorreram a uma razão de 10% até que a temperatura atingida pelos elementos combustíveis esteja próxima ao limite de segurança. Diferente da seção anterior, tal proximidade foi obtida quando o fluxo de escoamento de refrigerante foi reduzido a 50% em relação à quantidade nominal. Os resultados são mostrados nas Figuras 41 - 49. Todos os resultados apresentados nesta seção foram obtidos com o uso das quatro malhas especificadas na Tabela 3.

Na Figura 41 são mostradas as distribuições das temperaturas ao longo do plano axial central da coluna BCC completa com quantidades de escoamento de refrigerante correspondentes à quantidade nominal e a 50% deste valor para as quatro malhas. Todos os perfis de temperatura no eixo central do núcleo ( $R = 0$  cm) novamente apontam para o aumento gradativo da temperatura ao longo da direção axial, de modo a alcançar um valor máximo, após o qual a temperatura começa a decair. Nas simulações com o uso de todas as malhas, a temperatura alcançada pelo combustível se aproxima, mas não excede, ou mesmo atinge, o limite de segurança estabelecido para o combustível TRISO com redução de 50% da vazão mássica de refrigerante. As temperaturas obtidas com diferentes configurações de malha são consideravelmente próximas, contudo, as temperaturas são maiores nas simulações realizadas com a malha 4 (1.811 K). O desvio relativo entre os valores obtidos com as malhas 1, 2 e 3 é menor do que 0,5%. Os perfis axiais relacionados as variáveis fundamentais das equações de governança (pressão e velocidade), ilustrados nas Figuras 42 e 43, ratificam a proximidade dos resultados obtidos com as diferentes configurações de malha.

Para melhor identificar a evolução da temperatura na direção axial, gráficos discretos mostrados nas Figuras 44 e 45 indicam as temperaturas calculadas para diferentes taxas de escoamento de refrigerante em relação à altura da coluna. Em quase todas as situações, os picos são registrados em locais próximos ao centro do elemento combustível da 46<sup>a</sup> camada (profundidade de 169,24 cm); a partir desse ponto se observa uma redução da temperatura em direção à região de saída do escoamento. Os resultados sugerem que a queda de temperatura está associada com os menores valores nominais de potência que são gerados na seção inferior do leito de bolas do reator, conforme mostrado na Tabela 6; em seguida, ocorre um aumento da temperatura em decorrência do calor recebido pelo refrigerante na camada anterior. A exceção é o resultado da simulação com 50% da taxa de escoamento de refrigerante usando a malha 4, onde o pico de temperatura é registrado na última camada de potência; nessa situação verifica-se o decaimento de temperatura mencionada, mas o aumento posterior eleva a temperatura da última bola de combustível de modo a ultrapassar o pico anterior.

Nota-se também que as diferenças entre as temperaturas alcançadas tornam-se mais significantes na redução de 60% para 50% na taxa de escoamento de refrigerante;

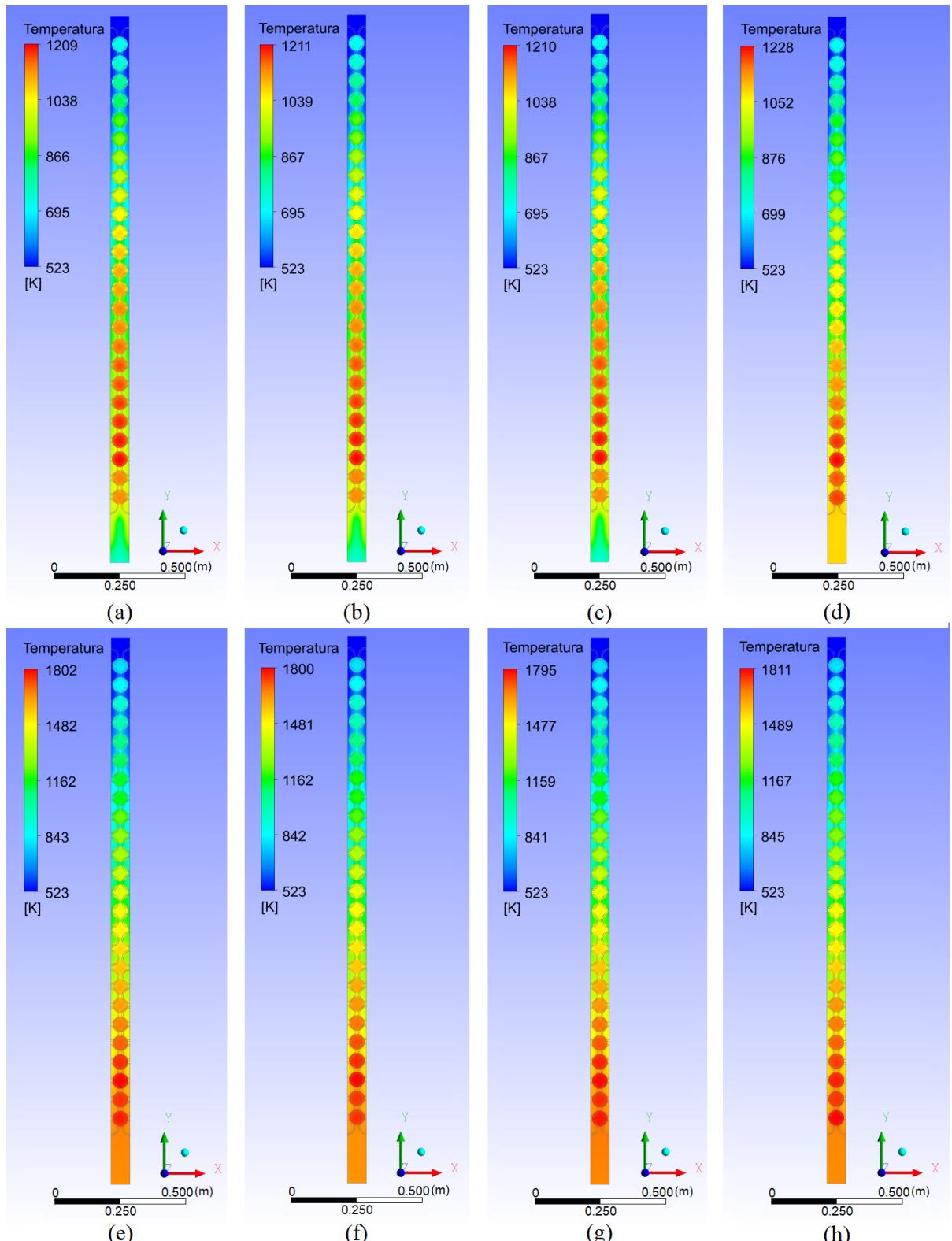


Figura 41 – Distribuição axial de temperaturas na coluna BCC da região central do núcleo do HTR-10 para quantidade nominal de refrigerante usando as malhas 1(a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d) e para 50% da quantidade nominal de refrigerante usando as malhas 1(e), 2 (f), 3 (g) e 4 (h).

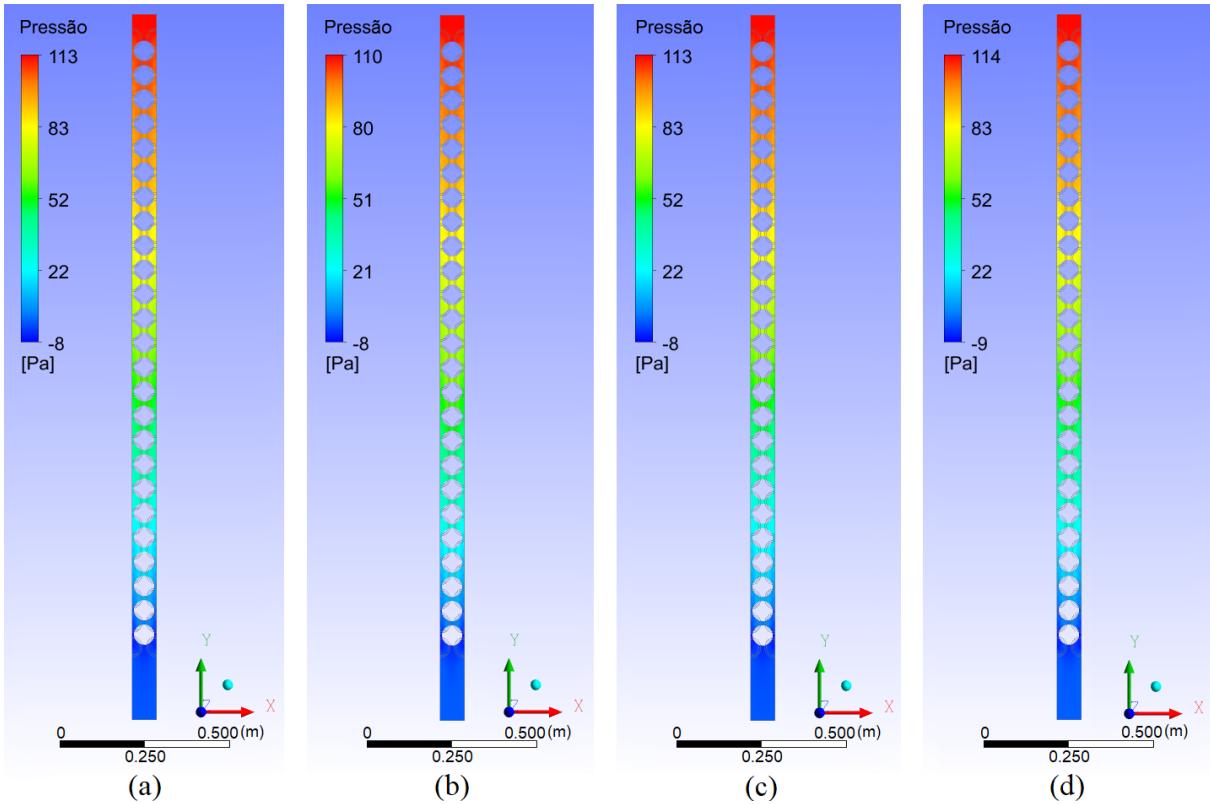


Figura 42 – Distribuição axial de pressão no plano central da coluna BCC completa com uso das malhas 1 (a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d).

as evoluções das temperaturas se mantêm próximas até a posição axial de cerca de 80 cm e, a partir desse ponto, começam a se distanciar pela acumulação dos efeitos de extração e pelo aumento da potência gerada no núcleo.

Em relação à qualidade dos resultados gerados, observa-se que as curvas de evolução de temperatura geradas com o uso das malhas 1 e 3, apresentam desenvolvimento mais consistente com as características térmicas esperadas; os resultados gerados com a malha 2 apresenta, por sua vez, um decaimento da temperatura em posição axial próxima a 60 cm, local em que se espera um crescimento da temperatura, visto que a potência gerada no combustível não diminui nessa região e o hélio apresenta-se mais quente pela retirada de calor nas camadas anteriores. Por fim, os resultados com a malha 4 são os que mais se distanciam se comparados com as outras malhas: conforme já mencionado, o pico de temperatura com 50% da taxa de escoamento nominal se encontra em posição distinta dos demais resultados e os valores das temperaturas máximas obtidas com 80% e 90% da taxa de escoamento nominal são iguais. Além disso, se comparados os parâmetros fundamentais, observa-se que as evoluções axiais da pressão e da velocidade do fluido obtidas com as malhas 1 e 3 apresentam desvios relativos em patamares inferiores a 0,5%. Como parâmetro mais importante relacionado à segurança neste trabalho, a temperatura máxima do combustível é inferior ao limite

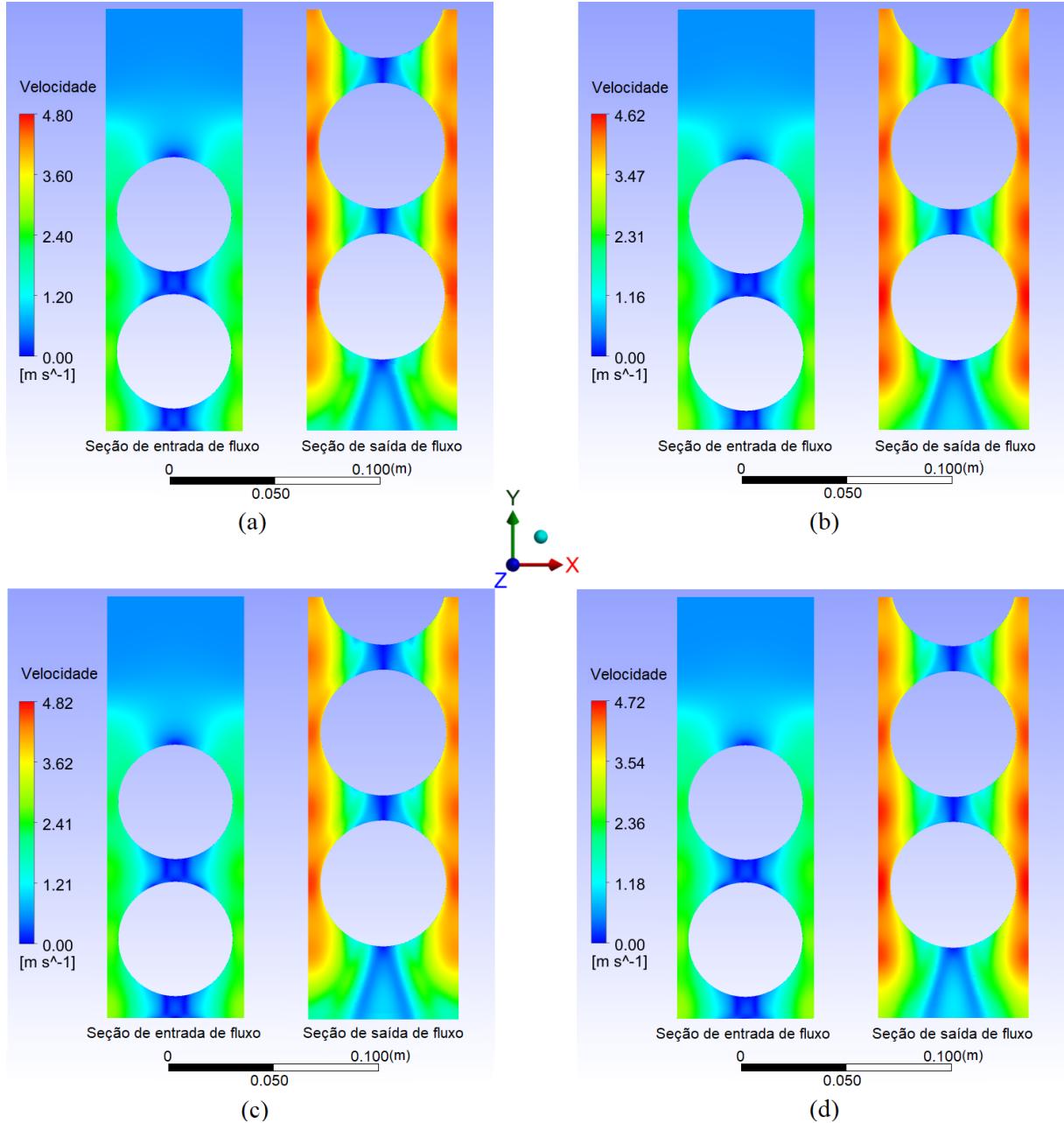


Figura 43 – Contornos de velocidade axial no plano central da coluna BCC completa com uso das malhas 1 (a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d).

de segurança (indicado pela linha pontilhada nas Figuras 44 e 45) e podem ser melhor comparadas em todas as simulações na Figura 46.

Valores de referência para a distribuição de temperatura do reator HTR-10 em operação, sob potência total e taxa nominal de escoamento de refrigerante para o núcleo, estão compilados em IAEA (2013). Os resultados de investigação deste problema de *benchmark* foram disponibilizados pela pesquisa colaborativa de instituições de 7 países (África do Sul, China, Coreia do Sul, Estados Unidos, França, Holanda, Inglaterra e Turquia). Em 5 (cinco) destas pesquisas, utilizou-se modelos bidimensionais. Em relação

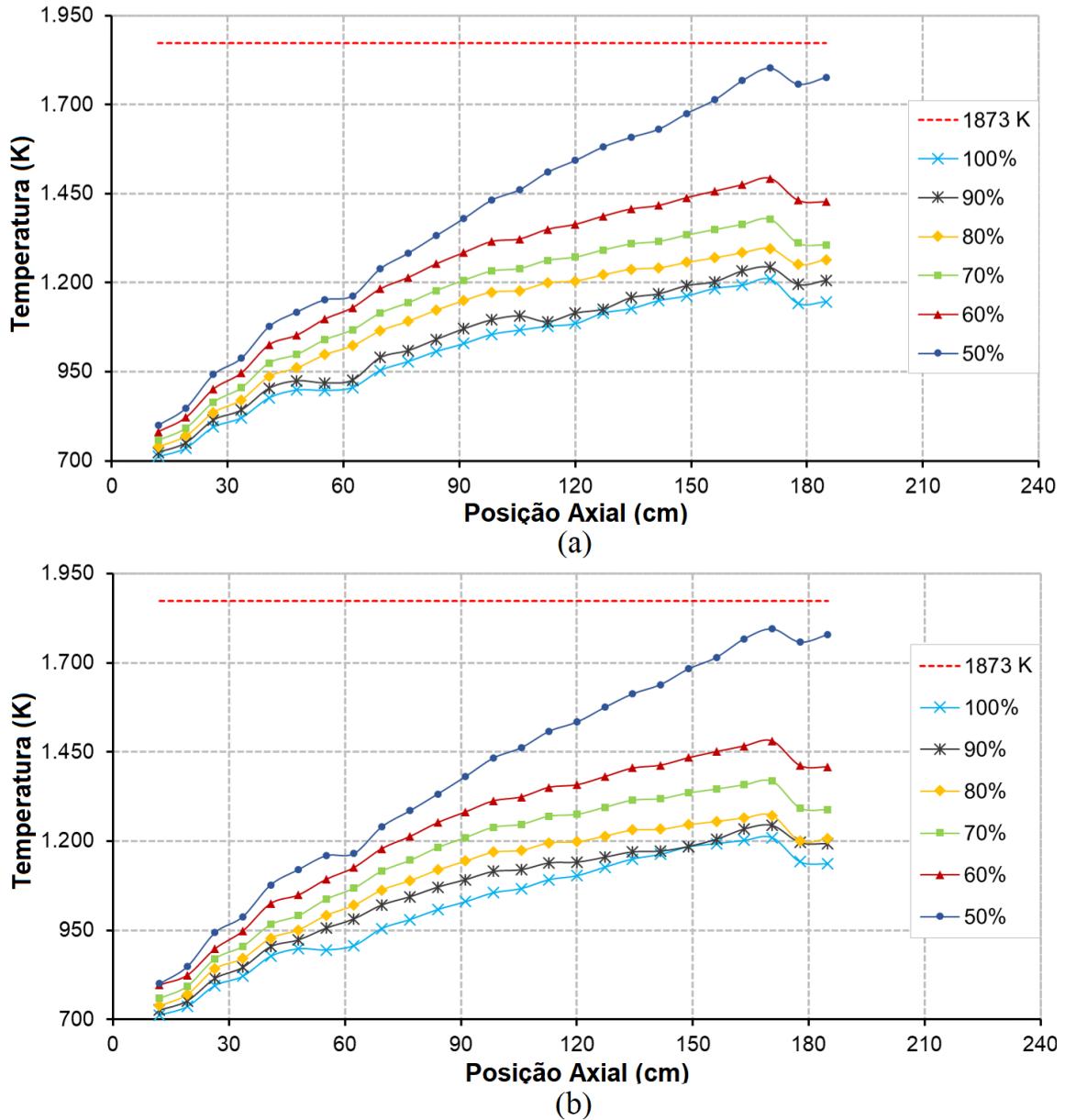


Figura 44 – Temperatura do combustível em relação à posição axial no eixo central usando as malhas 1 (a) e 2 (b).

aos softwares empregados na realização dos cálculos, alguns participantes optaram por pacotes de propósito específico (como por exemplo, o THERMIX) e outros optaram por pacotes de propósito geral. Todos os resultados de perfis de temperatura no eixo central do núcleo ( $R = 0$  cm) que foram fornecidos apontaram para o aumento da temperatura ao longo da direção axial, de modo a alcançar um valor máximo, após o qual a temperatura começa a decair; os picos de temperatura, por sua vez, são registrados em posições axiais localizadas entre 170 e 190 cm (região correspondente à seção inferior da parte cilíndrica do leito de bolas).

Os resultados obtidos neste trabalho, para o caso de quantidade nominal de refrigerante, apresentam boa concordância com os resultados do *benchmark*, conforme

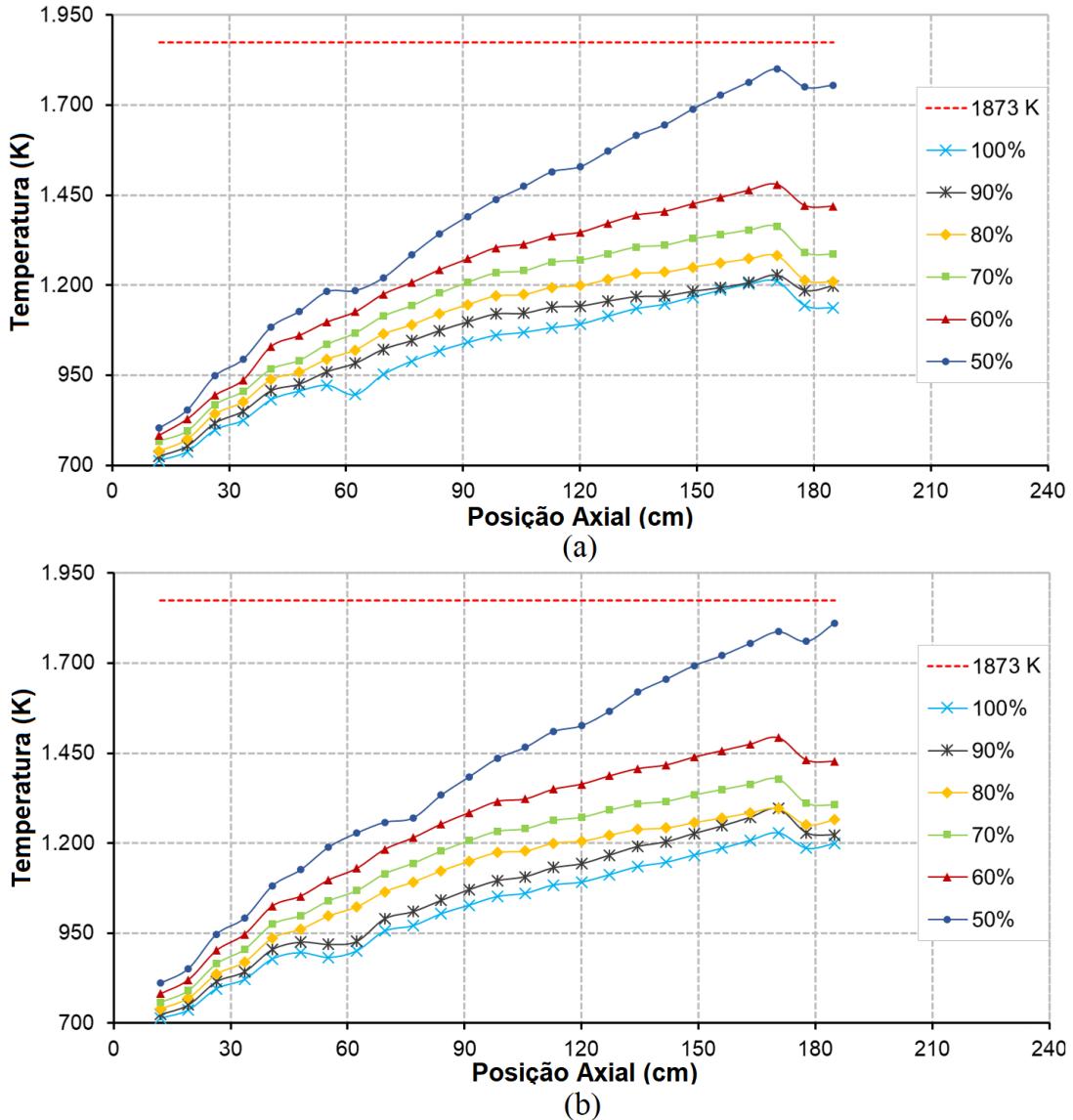


Figura 45 – Temperatura do combustível em relação à posição axial no eixo central usando as malhas 3 (a) e 4 (b).

ilustra gráfico da Figura 47, onde são incluídos os valores de referência disponibilizados por 6 (seis) participantes colaborativos para geração do *benchmark* (África do Sul, China, Estados Unidos, França, Inglaterra e Turquia). Neste gráfico, está incluído, também, a distribuição axial de temperaturas obtida com a simulação da coluna BCC e o modelo  $k - \varepsilon$  realizada por Silva (2016). Notoriamente, as curvas se assemelham, principalmente, quando se compara intervalos de crescimento e decrescimento da evolução de temperatura.

Ao se deter na análise das temperaturas médias de saída do gás hélio representadas na Figura 48, percebe-se que, com quantidade nominal de refrigerante, ele apresenta perfil com variações relativamente suaves, com a maior diferença observada com a malha 3 (12 K). Os valores obtidos, no entanto, se encontram bem acima da

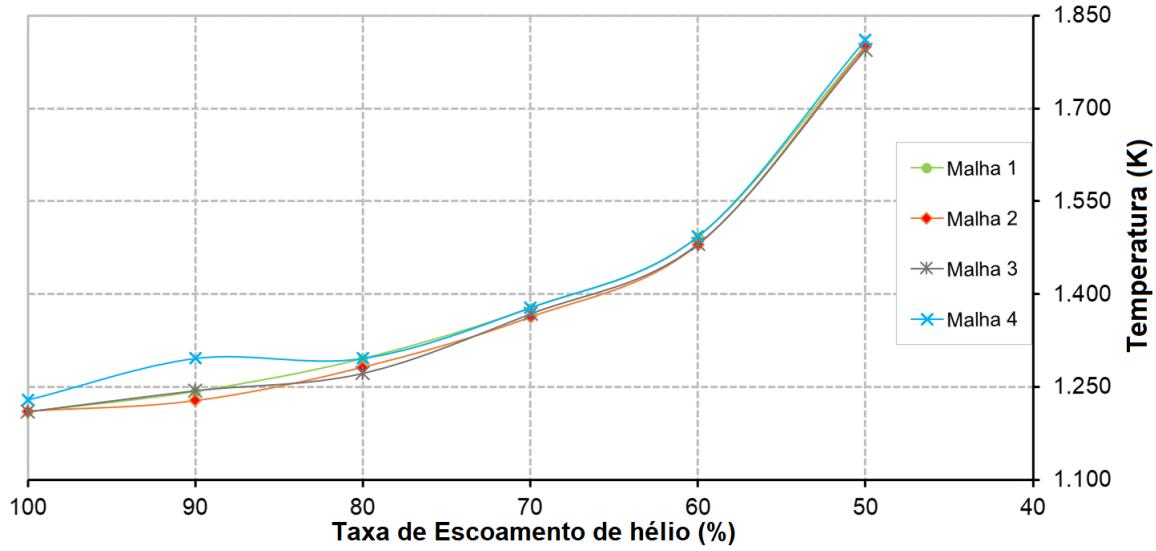


Figura 46 – Temperaturas máximas em relação à taxa de escoamento de hélio para a coluna BCC central do núcleo.

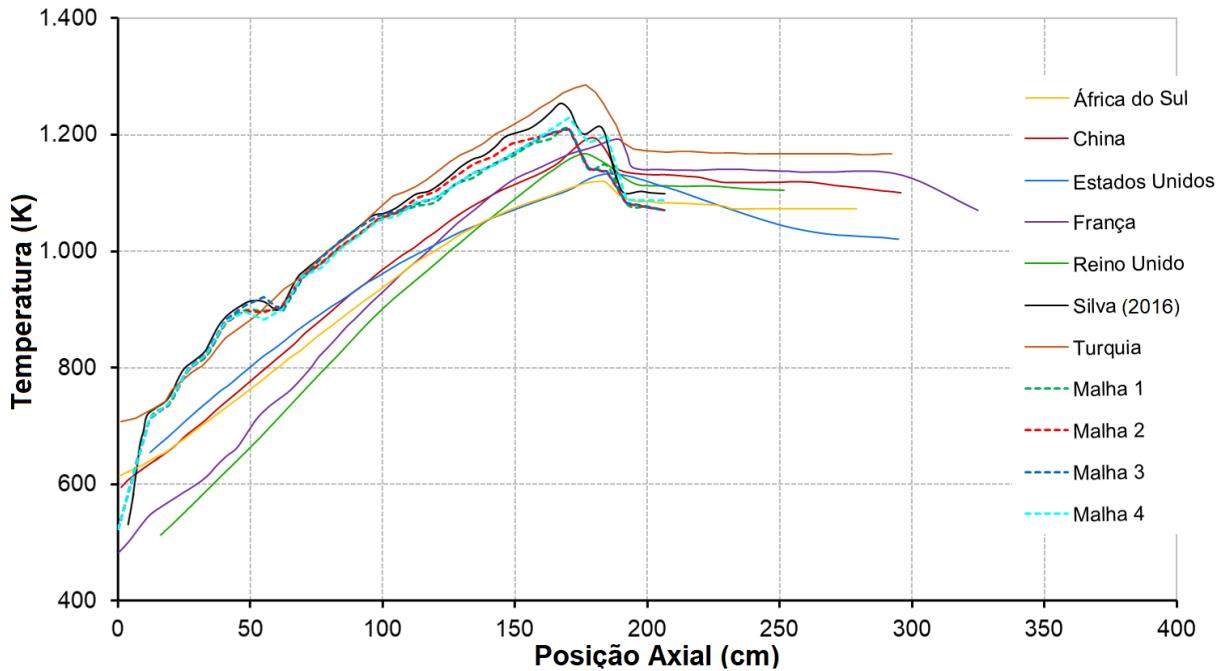


Figura 47 – Comparação dos perfis de temperatura axial ( $(R) = 0$  cm) fornecidos pelas simulações com alguns dos resultados do primeiro problema de benchmark da (IAEA, 2013) e com resultado obtido por (SILVA, 2016).

temperatura média esperada (973 K). Apesar disso, o desenvolvimento do escoamento, bem como o padrão de distribuição de temperaturas e o comportamento dos demais parâmetros termohidráulicos concordam com os resultados obtidos por Silva (2016) e vários trabalhos apresentados no *benchmark* da IAEA (2013). Em contrapartida, para o estudo com 50% da taxa nominal de escoamento, as temperaturas médias de saída do

refrigerante apresentam poucas variações, com maior diferença obtida novamente com a malha 3 (6 K). Na Tabela 8 estão resumidos resultados que levam a essas conclusões.

Tabela 8 – Resultados obtidos com simulações para os casos de 100% e 50% da quantidade nominal de refrigerante.

<b>Malha</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>
Quantidade de refrigerante (%)	100	50	100	50
Temperatura máxima da coluna (K)	1.209	1.802	1.211	1.800
Temperatura média de saída da coluna (K)	1.076	1.658	1.076	1.648
Variação da temperatura na saída (K)	11	4	11	0
			12	6
			1	3

Por fim, as distribuições de temperatura na superfície das esferas de combustível também confirmam tendências já apontadas com os resultados da seção anterior, conforme indica a Figura 49. Novamente, temperaturas menores são observadas nas regiões frontais dos elementos combustíveis, quando comparadas com aquelas apresentadas nas regiões traseiras, indicando, dessa forma, uma maior transferência de calor para o refrigerante nas regiões frontais. A maior variação de temperatura entre as regiões frontal e traseira, para o elemento no qual se registrou maior índice de temperatura, foi observada com a malha 4, onde o valor dessa diferença chega a 17 K.

Em geral, os resultados de simulações com malhas mais finas podem apresentar mais detalhes do processo de transferência de calor e, consequentemente, resultados mais acurados. Por outro lado, o uso de malhas mais grossas implicam um custo computacional menor. As quatro malhas usadas neste trabalho geraram resultados similares; as diferenças mais significativas são geradas com o uso da malha 4 em comparação com as demais. Assim, o custo computacional aliado à qualidade dos resultados sugerem a malha 1 como a mais apropriada para futuras simulações.

Em relação às simulações que geraram os resultados apresentados nesta seção, no que toca à convergência, ela foi alcançada para o nível de tolerância estabelecido inicialmente ( $10^{-4}$ ) com número relativamente baixo de iterações (média de 30,25 iterações). As equações de continuidade alcançaram a convergência rapidamente, em geral, a partir da oitava iteração; as equações de momento e de energia, por outro lado, promoveram elevação do número de iterações de modo a obter a média mencionada.

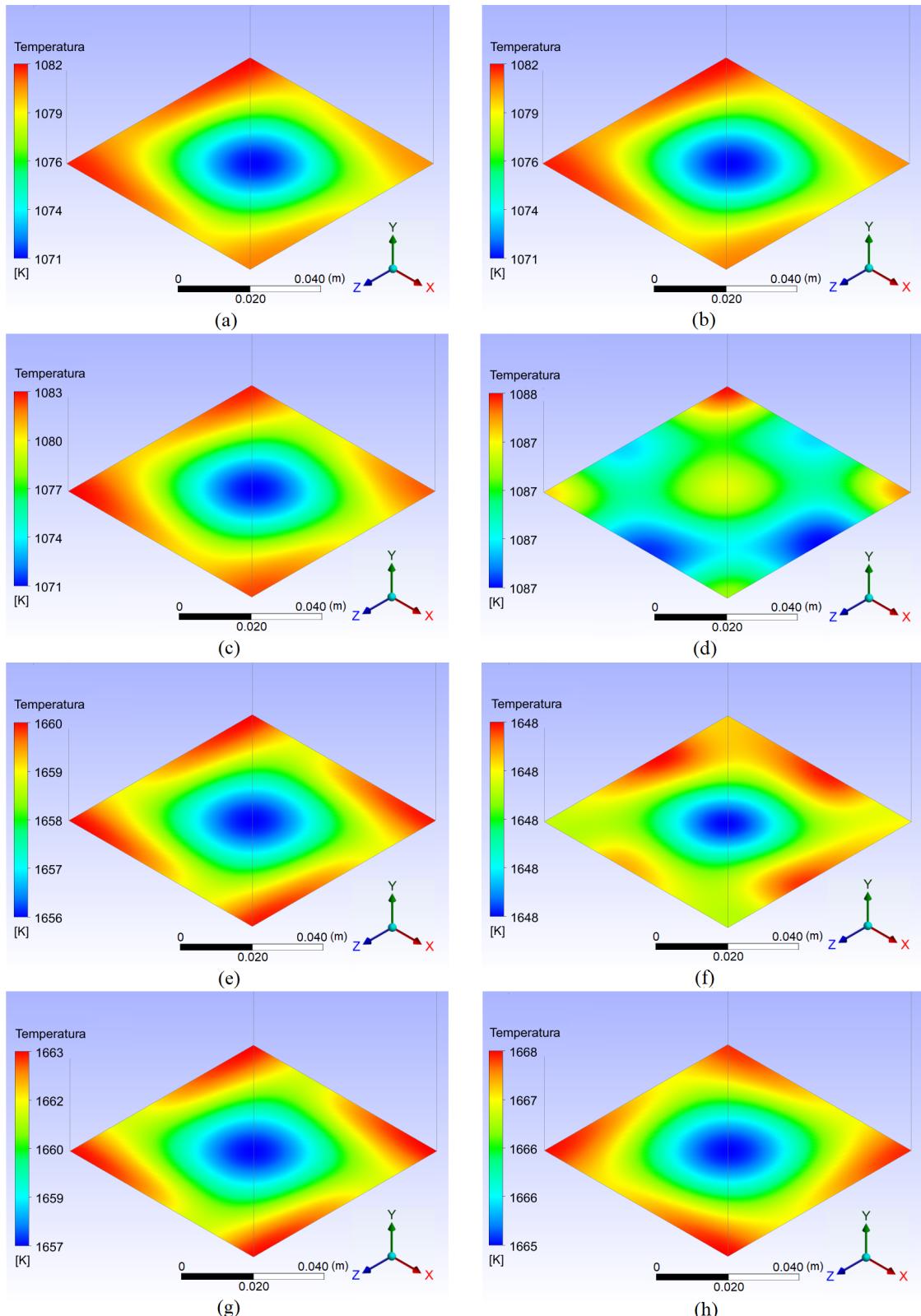


Figura 48 – Distribuição de temperaturas do gás hélio na saída da coluna BCC para quantidade nominal de refrigerante usando as malhas 1(a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d), e para 50% da quantidade nominal de refrigerante usando as malhas 1 (e), 2 (f), 3 (g) e 4 (h).

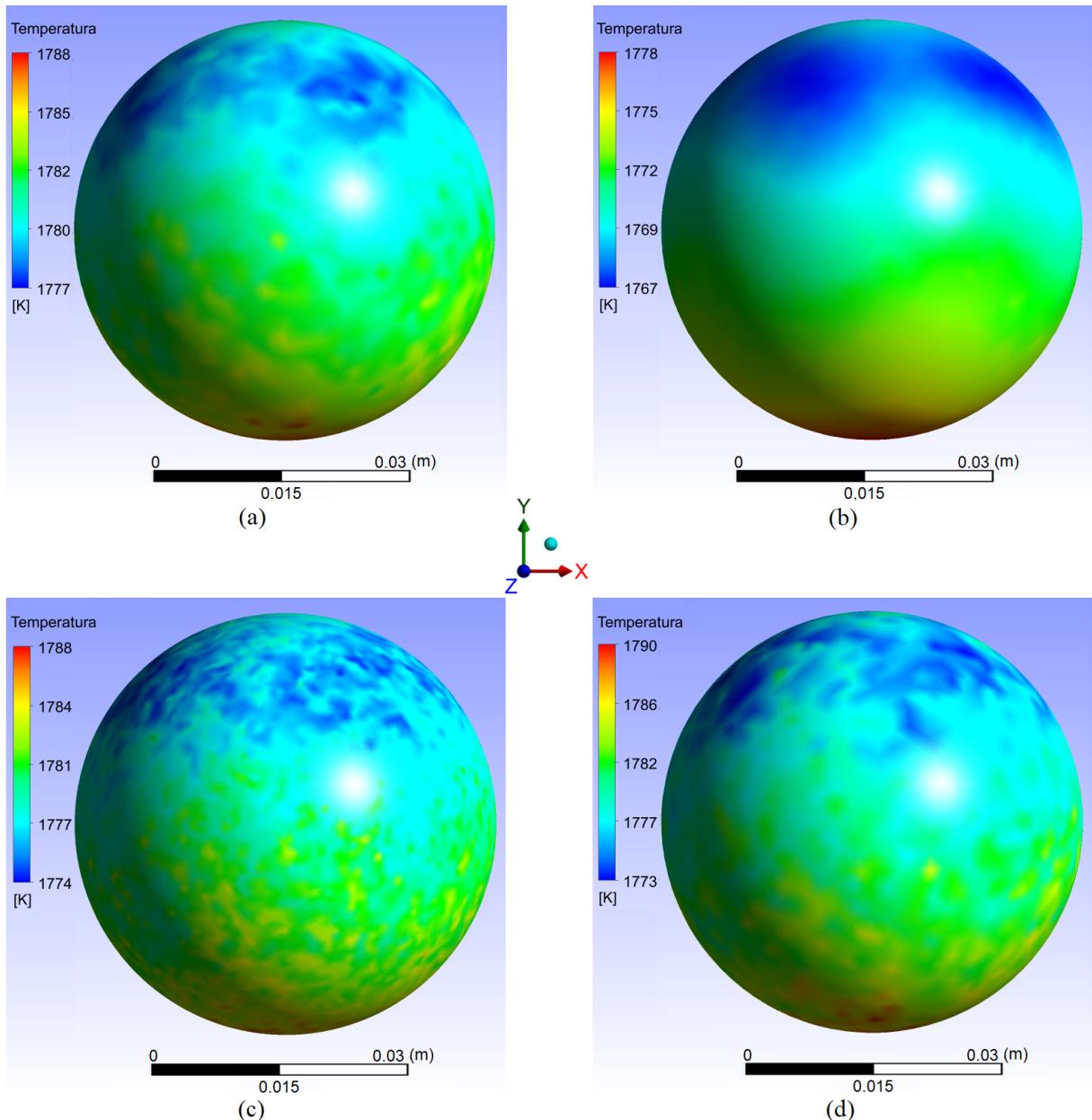


Figura 49 – Distribuição de temperatura na superfície da bola da coluna BCC na qual se registrou maior temperatura considerando escoamento de refrigerante equivalente a 50% da quantidade nominal usando as malhas 1 (a), 2 (b), 3 (c) e 4 (d).

### 5.3 Resultados com Parâmetros do Segundo Problema de Benchmark

Conforme recomendado no estudo comparativo realizado na seção anterior, a malha 1 foi escolhida para dar continuidade às simulações em regimes de perda de refrigerante, dessa vez, com condições de contorno incluindo parâmetros do segundo

problema de *benchmark* do TECDOC-1694 da [IAEA \(2013\)](#). Novamente, as reduções das taxas de escoamento do hélio ocorreram até que a temperatura atingida pelos elementos combustíveis esteja próxima ao limite de segurança. As simulações realizadas com a geometria BCC completa convergiram para taxas de escoamento de refrigerante correspondentes à 100%, 90%, 80%, 70%, 60%, 50% e 45% em relação ao valor de operação usual. Os resultados são mostrados nas Figuras 50 - 57.

Nas simulações com a geometria completa, ao serem empregados os parâmetros da segunda questão de *benchmark*, não se alcançou o nível de convergência estipulado ( $10^{-4}$ ) reduzindo-se o fluxo de refrigerante a 40%. Embora o resultado de tal simulação tenha registrado 1.871 K, a propagação de resíduos apresentou alto grau de oscilação ao longo das iterações computadas para resolução numérica das equações de governança, conforme ilustra a Figura 50. A exemplo do que ocorreu nas seções anteriores, as equações de continuidade e de energia alcançaram a convergência rapidamente, mas o mesmo não se observou em relação às equações de momento (os resíduos para estes últimos apresentam valores finais de  $4,8 \times 10^{-4}$ ,  $5,6 \times 10^{-4}$  e  $4,7 \times 10^{-4}$  nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respectivamente). O processo da solução numérica foi encerrado após a execução de 1.000 iterações. Em simulação posterior, o número máximo de iterações foi estendido para 5.000; ainda assim, a tolerância especificada não foi atingida, e o gráfico dos resíduos continuou a apresentar o comportamento oscilatório destacado.

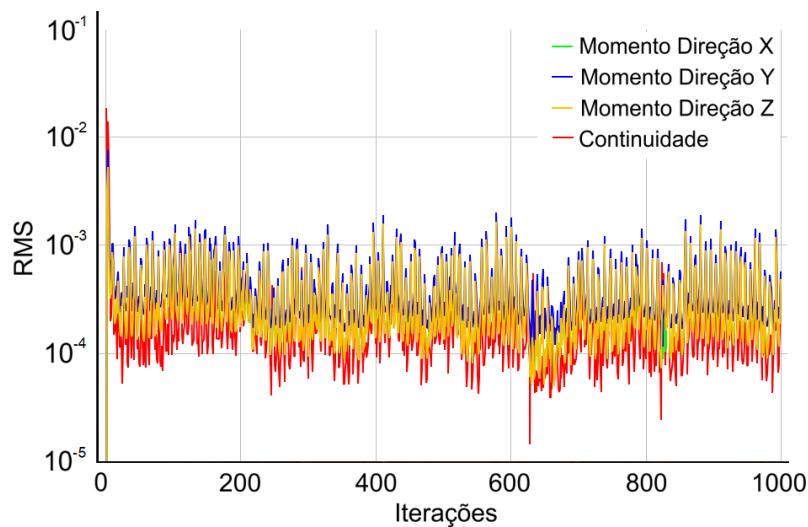


Figura 50 – Evolução da convergência da solução para regime com quantidade de 40% do refrigerante em relação ao valor total definido.

De acordo com [Tu et al. \(2013\)](#), necessita-se avaliar os parâmetros da solução ou modificar a malha, caso a convergência não seja atingida. Na tentativa de contornar a situação apresentada, realizaram-se ajustes nas casas decimais dos pontos identificados na Tabela 7. Exemplos de tais ajustes, consistiram da redução da quantidade de algarismos significativos dos valores obtidos para potência. Entretanto, a evolução

da convergência do processo iterativo se mostrou semelhante ao caso ilustrado pela Figura 50 em todas os ajustes. Para estimar a tendência da evolução da temperatura, foram realizadas simulações considerando percentuais de escoamento de refrigerante vizinhos a 40%. Mais precisamente, foram considerados percentuais que variaram de 30% a 45%. Dentre as simulações realizadas com esse intervalo, obteve-se convergência apenas para o percentual de escoamento correspondente a 45%. Nos demais casos, os resíduos mais uma vez se comportaram de forma semelhante à apresentada na Figura 50. A instabilidade dos resíduos destas simulações pode estar associado ao fato do fenômeno de perda de refrigerante ser intrinsecamente transitório; neste caso, a simulação estacionária pode apresentar problemas de convergência, estes que, normalmente, se manifestam mais intensamente em situações com menor fluxo de refrigerante.

Outro agravante foi identificado na evolução da temperatura com 100% da quantidade de refrigerante definida, ilustrada na Figura 51. Ao contrário do que ocorreu na seção anterior, a partir da posição axial de 120 cm, a curva que descreve a evolução da temperatura com 100% da taxa de refrigerante apresentou alto desvio em relação à curva relacionada ao percentual de 90%. O baixo crescimento desta curva de temperatura refletiu na evolução da temperatura do hélio na direção axial, resultando em temperatura média do refrigerante na região de saída bem abaixo do valor de projeto (923 K). Mais precisamente, a temperatura média de saída do hélio foi de 698 K (mais de 200 K abaixo do valor esperado). A oscilação da temperatura nesta região, também se mostrou insatisfatória, chegando a atingir diferença de 34 K. A correção deste resultado ocorreu com a mudança do nível de tolerância de  $10^{-4}$  para  $10^{-5}$ .

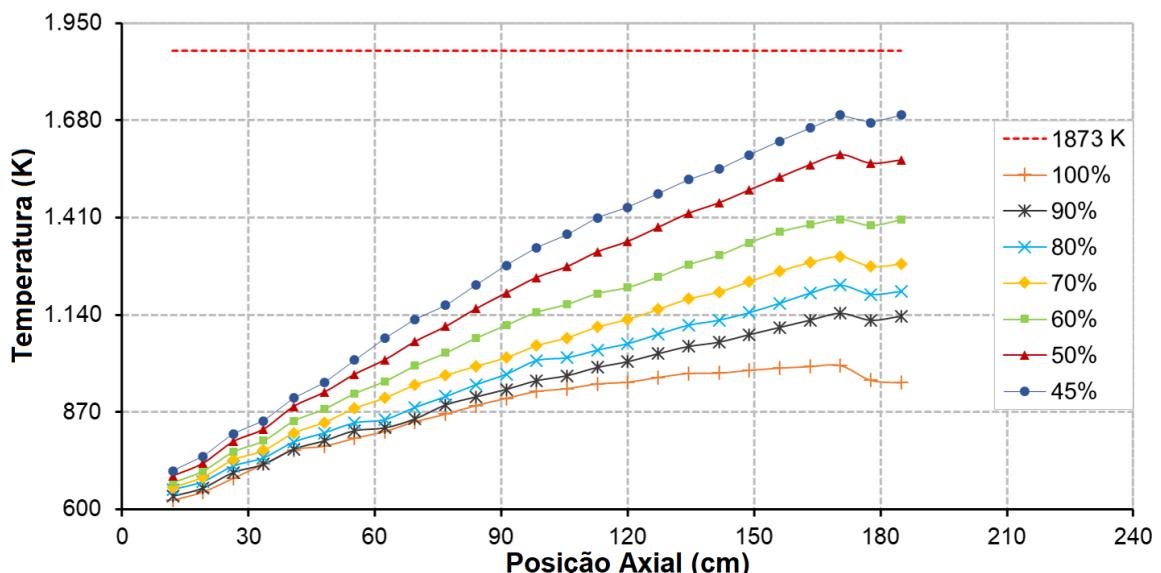


Figura 51 – Distribuição axial de temperaturas na coluna BCC da região central do núcleo do HTR-10 com carga parcial de 30%.

Os casos de perda de refrigerante para o núcleo do HTR-10 com carga parcial,

foram verificados com a tolerância de  $10^{-5}$ . Para os percentuais de refrigerante de 50% a 90%, os maiores desvios relativos entre as temperaturas máximas, se comparadas as simulações com os dois níveis de convergência, se apresentaram inferiores a 0,7%. Para o caso de 45%, o desvio se elevou, mas não chegou a atingir 2,5%. Conclui-se, portanto, que o nível de convergência em  $10^{-4}$  é bem aplicado em boa parte dos casos, mas é insuficiente para outros. Diante dessas ponderações, considerou-se o resultado para o caso de 100% da taxa de escoamento do refrigerante com nível de convergência estipulado em  $10^{-5}$ , e os demais resultados obtidos com a tolerância inicialmente definida ( $10^{-4}$ ) foram mantidos.

Na Figura 52 apresentamos a distribuição de temperaturas no plano central da coluna completa do HTR-10 com potência de 3 MW para os diferentes fluxos mássicos de refrigerante. Observa-se que o comportamento da evolução da temperatura dos diversos elementos (hélio, camada de grafite e combustível) ao longo da coluna se mostra semelhante àquele obtido com a simulação do núcleo em plena potência. Mais uma vez, ocorre o aumento gradativo da temperatura ao longo da direção axial até que se alcance um valor máximo, após o qual a temperatura começa a decair. A maior temperatura obtida, com 45% da vazão mássica de refrigerante, está pouco menos de 200 K abaixo do limite de segurança. Diante dessa amplitude, percebe-se que ainda há uma margem de redução do refrigerante sem que a temperatura do combustível transcendia o nível de segurança do projeto.

Conforme novo gráfico que descreve a evolução da temperatura no combustível, ilustrado pela Figura 53, as maiores temperaturas também são registradas próxima ao centro da camada de elementos combustíveis que se encontra acima das últimas quatro camadas (profundidade de 169,24 cm). Novamente se assiste a um decaimento da temperatura após esta camada. No entanto, os valores dos picos de temperatura estão em patamares bastante diferentes, de modo que os maiores valores são obtidos com 45% da taxa nominal de escoamento. Percebe-se também que o decaimento de temperatura apresenta pouca profundidade, permitindo que o crescimento que o segue, fique bem próximo do pico de temperatura. De forma análoga ao que ocorre com o núcleo em estado de plena potência, a seção inferior do leito de bolas gera menor potência com relação aos demais grupos, conforme mostrado na Tabela 6. Destaca-se que, desta vez, as curvas apresentam comportamento similares às dos resultados dos estudos realizados nas seções anteriores. O mesmo acontece com a evolução da temperatura do hélio, que agora apresenta concordância com os resultados obtidos na seção 5.1, conforme indica a Figura 54.

A evolução de temperatura na medida em que o núcleo perde refrigerante é resumida na Figura 55. É notório que a taxa de crescimento dessa curva é inferior àquelas ilustradas no gráfico da Figura 46 em todos os intervalos, uma vez que o calor

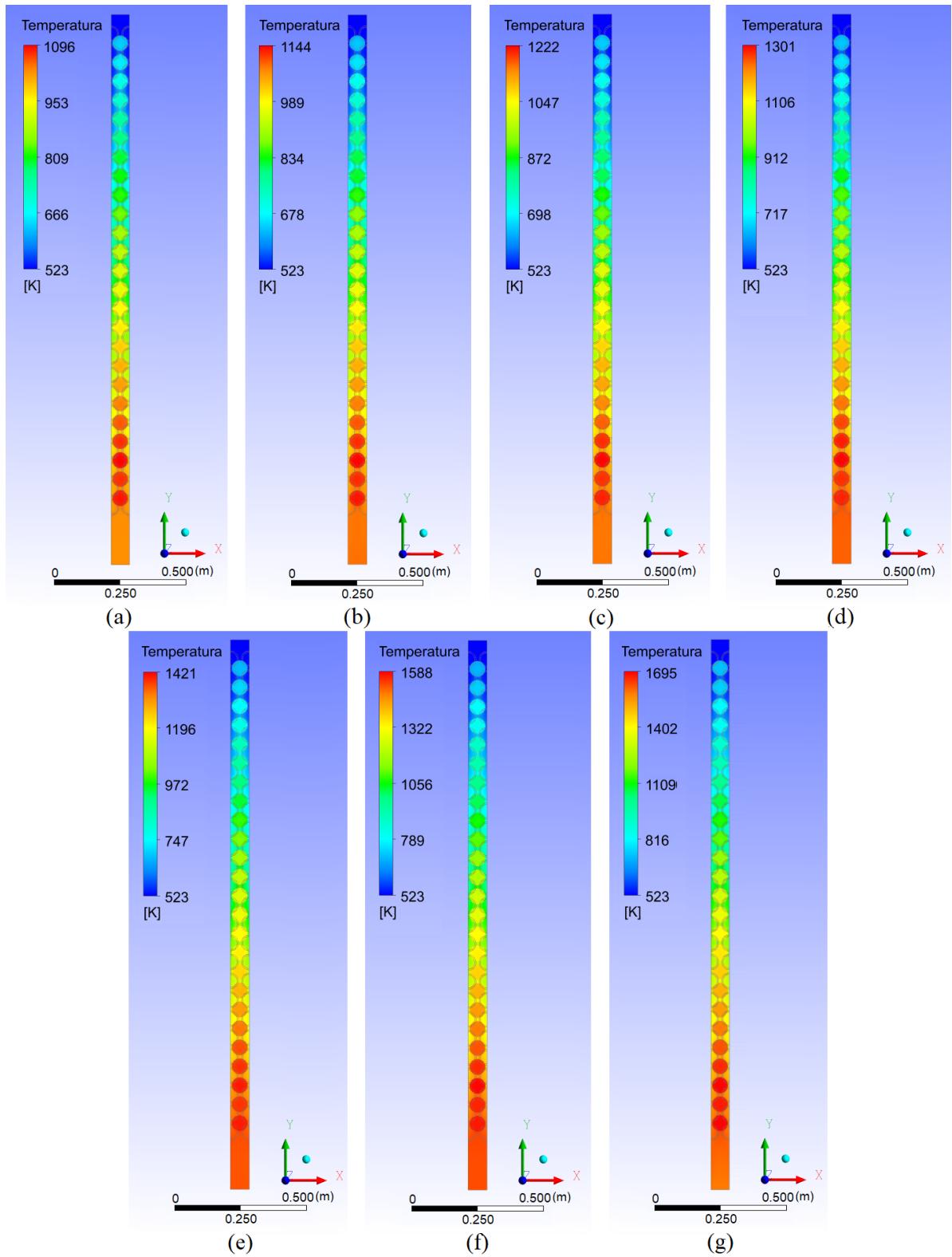


Figura 52 – Distribuição axial de temperaturas na coluna BCC da região central do núcleo do HTR-10 com carga parcial de 30% da potência para os casos de 100% (a), 90% (b), 80% (c), 70% (d), 60% (e), 50% (f) e 45% (g) da quantidade de refrigerante definida.

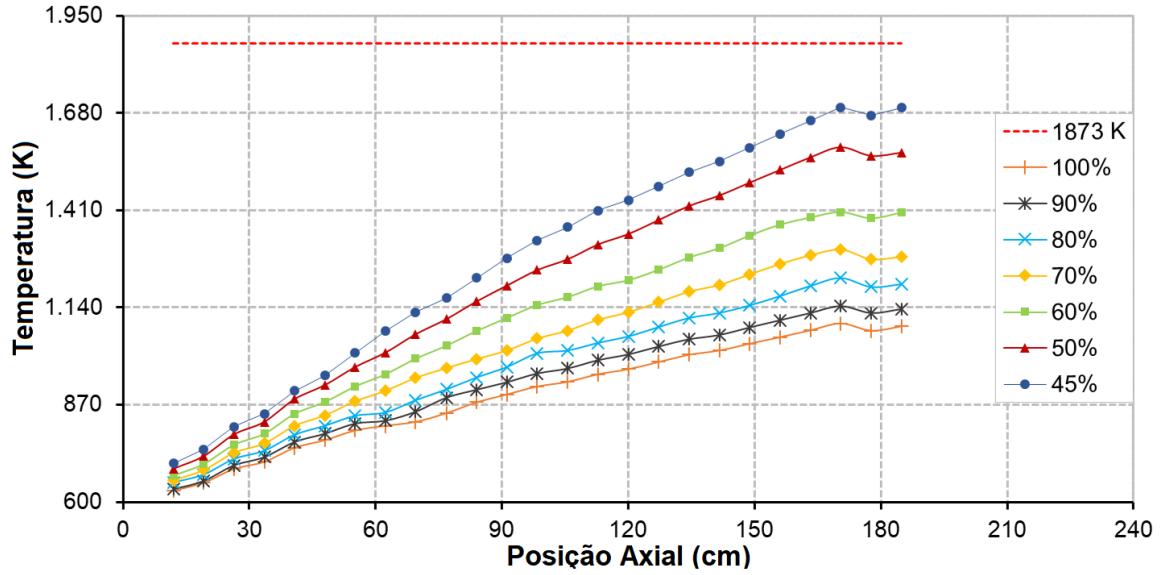


Figura 53 – Temperatura do combustível em relação à posição axial no eixo central.

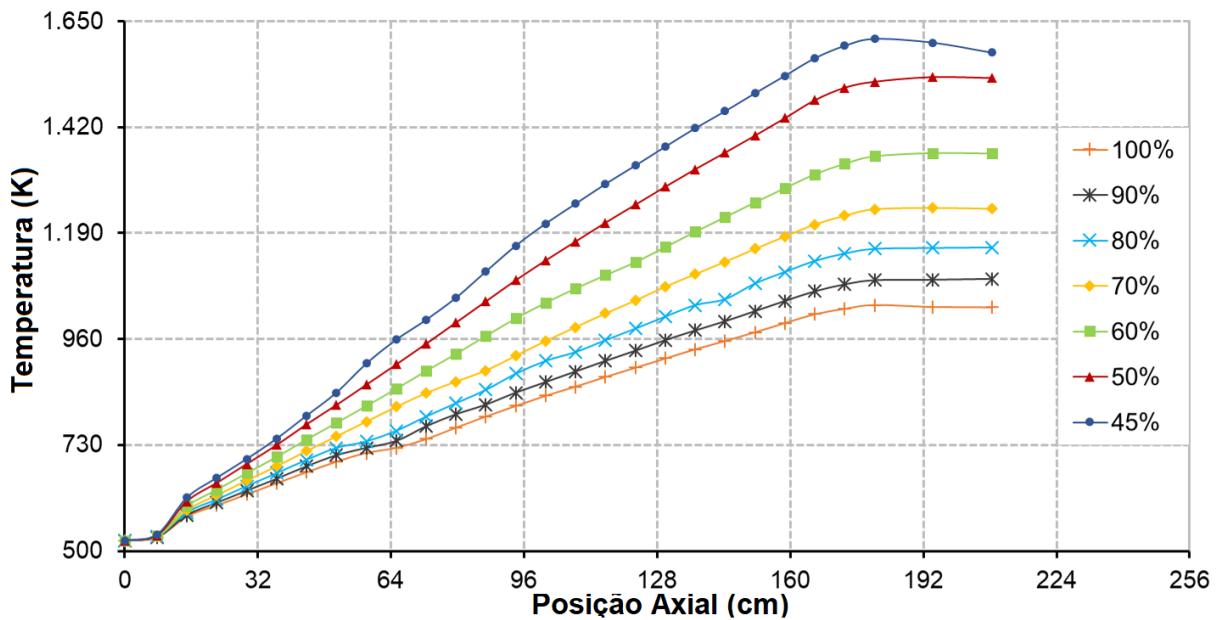


Figura 54 – Temperatura do refrigerante em relação à posição axial no eixo central.

gerado nesta situação é menor. Isso possibilita o aumento da margem de redução da taxa de escoamento do refrigerante para um percentual inferior a 45%. Supondo que o aumento da temperatura apresente comportamento próximo ao apresentado pelo polinômio de terceiro grau que interpola os sete pontos do gráfico, por exemplo, o fluxo de refrigerante no núcleo poderia ser reduzido até que restasse um percentual correspondente a 39%.

Em relação à temperatura média de saída do gás hélio, esta se apresenta aproximadamente 100 K acima do valor esperado (vide Figura 56a), comportamento seme-

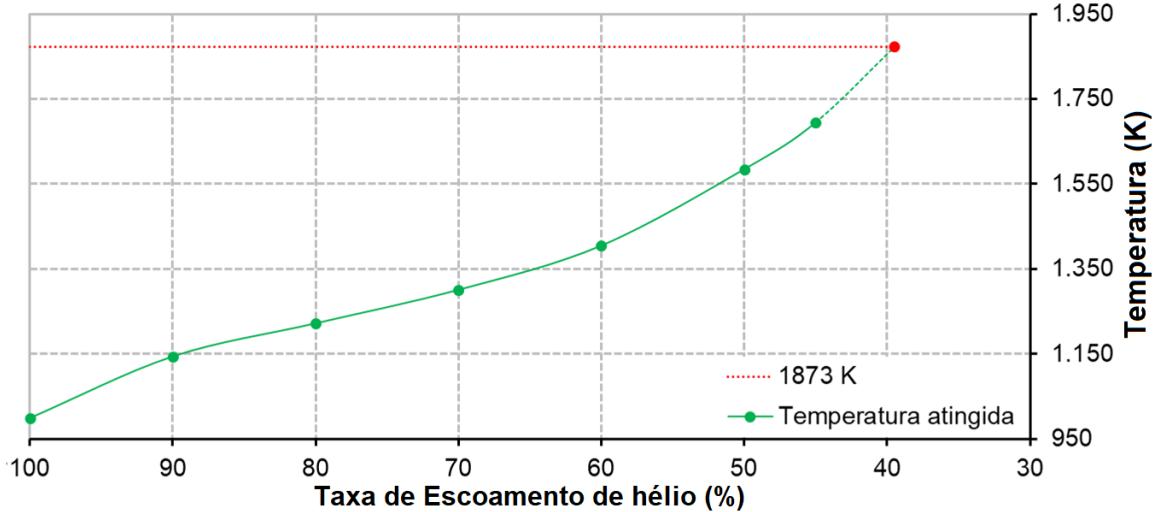


Figura 55 – Temperaturas máximas em relação à taxa de escoamento de hélio para a coluna BCC central do núcleo com 30% de potência.

lhante ao identificado com as simulações do núcleo em plena potência. A distribuição de temperatura na região de saída se apresenta homogênea para o caso de quantidade definida de refrigerante, e para 45% desse valor, observa-se variação de 2 K.

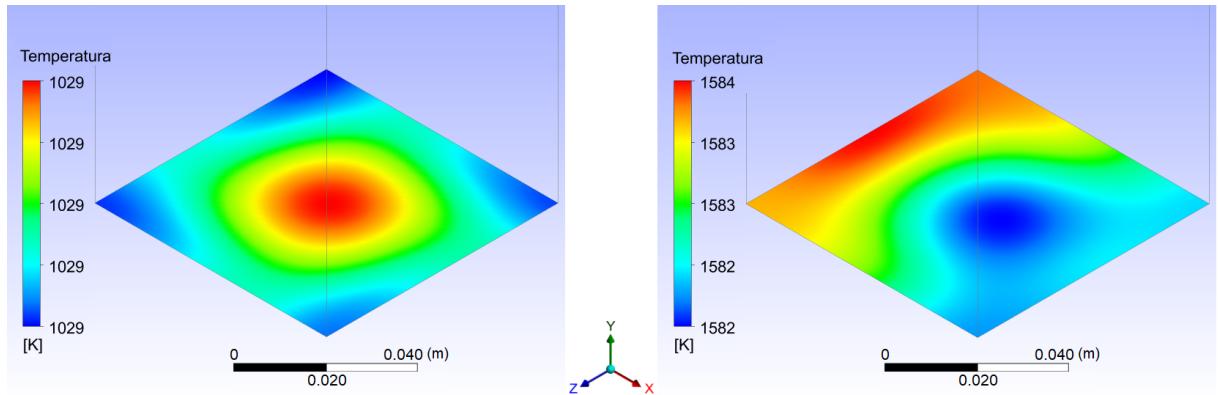


Figura 56 – Distribuição de temperaturas do gás hélio na região de saída da coluna BCC para 100% (a) e 45% (b) da quantidade de refrigerante definida.

De igual forma ao apontado na seção anterior, é sinalizada uma maior variação de temperatura ao longo da superfície do elemento combustível no qual se registrou maior índice de temperatura, conforme ilustra Figura 57. É possível perceber que as temperaturas mais altas se manifestam na região traseira. A diferença entre as temperaturas da região frontal e traseira do elemento combustível para os casos de 100% e 45% da taxa de escoamento, é de 5 K para ambos.

Diante da ausência de valores de referência para os resultados apresentados nesta seção, a consistência dos resultados obtidos se baseiam na coerência do comporta-

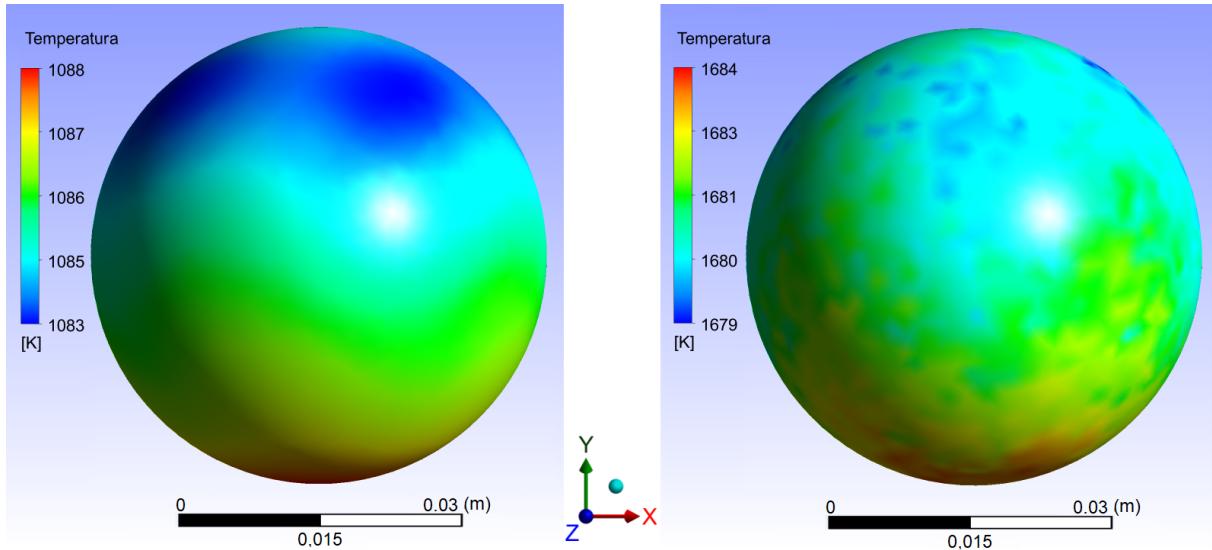


Figura 57 – Distribuição de temperatura na superfície da bola da coluna BCC na qual se registrou maior temperatura considerando escoamento de refrigerante equivalente a 100% (a) e 45% (b) da quantidade definida.

mento fenomenológico identificado, e nas concordâncias no que tange à evolução da temperatura dos elementos dos subdomínios ao longo da coluna (temperaturas do combustível, do grafite e do hélio em relação à posição axial; distribuição de temperaturas na região de saída da coluna e na superfície da bola de combustível) em comparação com os resultados obtidos nas seções anteriores.

Por fim, no que diz respeito à convergência das simulações que geraram os resultados apresentados nesta seção, para os casos em que foi alcançada para o nível de tolerância estabelecido inicialmente ( $10^{-4}$ ), exigiu-se número médio de iterações de 179,57. Assim como observado na seção anterior, as equações de continuidade alcançaram a convergência mais rapidamente; a simulação para o caso de 60% da taxa de escoamento foi a que mais demorou a convergir, necessitando 627 iterações. Com a tolerância estabelecida posteriormente ( $10^{-5}$ ), foi exigido um número médio de 595,14 iterações; em particular, para o caso de 100% da taxa de escoamento de hélio, o nível de convergência foi alcançado com 604 iterações.

## 6 Conclusões e Trabalhos Futuros

Para atender aos requisitos de segurança, o reator deve remover o calor produzido pelo núcleo em várias condições de acidente, mantendo a temperatura máxima do combustível abaixo de 1873 K para conter todos os produtos de fissão dentro das camadas de combustível revestido TRISO. Neste trabalho, o acidente de perda de hélio foi simulado para verificar a temperatura alcançada pelos elementos combustíveis do núcleo do reator experimental HTR-10.

Para construção do modelo e realização da simulação, optou-se por uma abordagem realística baseada em CFD. Observa-se um crescente interesse da indústria ou para finalidades acadêmicas em assimilar a abordagem, resultando no desenvolvimento de diversos *softwares* de propósito geral e em considerável aumento do número de pesquisas que fazem uso dessas técnicas. Neste trabalho, optou-se pelo uso do pacote comercial Ansys CFX para aplicação de uma metodologia em CFD completa.

A definição do domínio computacional consistiu do uso de um arranjo regular. Especificamente, são adotados arranjos cúbicos centrados no corpo (BCC) para a construção de uma coluna que representa a seção central do núcleo do reator HTR-10. Em seguida, a discretização da geometria contou com quatro configurações de malha distintas para verificar a influência, nos resultados das simulações, da mudança de mecanismos de refinamento de malha: espessura total da inflação; tamanho dos elementos do domínio dos materiais sólidos; e tamanho dos elementos das regiões pelas quais o fluido escoa na coluna. Após a discretização do domínio computacional e a definição das condições de contorno, prosseguiu-se com a resolução numérica das equações de governança no domínio discretizado. Para tratamento do regime de turbulência esperado no leito de bolas, optou-se pelo modelo  $k - \varepsilon$ . Para descrever o fenômeno transitório decorrente da perda de refrigerante, foram consideradas simulações estacionárias com reduções do fluxo de massa de refrigerante pelo núcleo.

Os resultados obtidos ratificam a viabilidade da abordagem CFD na solução das condições termohidráulicas de reatores de leito de bolas, a exemplo do reator HTR-10. A aceitação que o Ansys CFX tem recebido por quantidade considerável de pesquisadores, no que toca à sua aplicação em problemas de simulação em diversas áreas de engenharia, também é reforçada.

As temperaturas máximas calculadas com a simulação da geometria BCC empregando parâmetros do primeiro *benchmark* são bastante próximas (diferenças menores que 17 K, independentemente da malha considerada). O menor custo computacional aliado à consistência dos resultados em relação ao comportamento fenomenológico

apontaram a malha 1 (em comparação com as demais malhas utilizadas neste trabalho) como mais apropriada para futuras simulações.

Quando comparado os resultados obtidos com as quatro malhas e considerando o uso dos parâmetros do primeiro e do segundo problema de referência, os perfis da temperatura no eixo central da coluna se mostram semelhantes, com o registro de picos de temperatura em posição axial próxima à 170 cm; a partir desta posição, é observada uma queda da temperatura (em direção à região de saída do escoamento).

Por fim, no que diz respeito às características de segurança do reator HTR-10, as temperaturas máximas alcançadas pelo combustível no presente trabalho, se considerada todas as simulações realizadas, se aproximam, mas se encontram abaixo do limite recomendado para as partículas TRISO (1.873 K). De acordo com os perfis de temperaturas da seção central do núcleo do reator, a maior temperatura registrada foi de 1.811 K, valor obtido nas simulações do núcleo com carga total com o uso da malha 4. Observe que desconsiderando a variação de reatividade ou outro mecanismo de segurança, o núcleo do HTR-10 suporta redução significativa do fluxo de massa de hélio para o núcleo do reator (pelo menos 50%), independente do estado de operação considerado (potência total e 30% dessa potência), sem atingir valores de temperatura que prejudiquem a integridade do combustível.

Em relação aos trabalhos futuros, pode-se sugerir aqui a simulação transiente de LOCA correspondendo, especificamente, ao segundo problema de *benchmark* do relatório técnico publicado pela IAEA (TECDOC-1694). Para simplificação da geometria e do acoplamento neutrônico, sugere-se, também, o uso da geometria BCC usada neste trabalho e das equações de cinética pontual, respectivamente.

Conforme mencionado no capítulo anterior, o nível de convergência estabelecido ( $10^{-4}$ ) não foi alcançado para a simulação do núcleo do reator com carga parcial de 3 MW e 40% da densidade de refrigerante no núcleo. Para essa simulação, as técnicas de relaxamento utilizadas pelo Ansys CFX se mostraram insuficientes. O aperfeiçoamento da modelagem da coluna BCC para essa simulação constitui outra sugestão de trabalho futuro. A realização de simulações pseudo-transientes pode ser sugerida como alternativa para aperfeiçoamento deste tipo de modelagem.

## Referências

- ANSYS INC. **CFX R14 Pre-User's Guide**. Release 14.0, Help System. Canonsburg, 2011.
- AZIZ, M.; 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**, Sharm El-Sheikh, Egypt, p. 215–223, 2009.
- BAKER, M. J. **CFD simulation of flow through packed beds using the finite volume technique**. Tese (Doutorado) — University of Exeter, 2011.
- BECK, J. M.; GARCIA, C. B.; PINOCK, L. F. **High Temperature Gas-Cooled Reactors Lessons Learned Applicable to the Next Generation Nuclear Plant**. Idaho National Laboratory. Report INL/EXT-10-19329, 2010.
- 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, p. 13, 2015.
- CHEN, F.; DONG, Y.; ZHANG, Z. Post-test simulation of the HTR-10 reactivity insertion without scram. **Annals of Nuclear Energy**, v. 92, p. 36–45, 2016.
- CHEN, F.; DONG, Y.; ZHENG, Y.; SHI, L.; ZHANG, Z. Benchmark calculation for the steady-state temperature distribution of the HTR-10 under full-power operation. **Journal of Nuclear Science and Technology**, v. 46, n. 6, p. 572–580, 2009.
- CHEN, F.; DONG, Y.; ZHENG, Y.; SHI, L.; LI, F.; ZHANG, Z. Progress of the HTR-10 measured data utilization. **2014 22nd International Conference on Nuclear Engineering**, Praga, República Tcheca, v. 3, 2014.
- DUDERSTADT, J. J.; HAMILTON, L. J. **Nuclear Reactor Analysis**. Canadá: John Wiley & Sons, 1976. 650 p.
- EPA. **Sources of Greenhouse Gas Emissions**. United States Environmental Protection Agency, 2017.
- 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, 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.; CHI, C. W. CFD investigating the air ingress accident occurred in a HTGR simulation of thermal-hydraulic characteristics. **Nuclear Engineering and Design**, v. 245, p. 28–38, 2012.
- FERNG, Y. M.; LIN, K. Y. Investigating effects of BCC and FCC arrangements on flow and heat transfer characteristics in pebbles through CFD methodology. **Nuclear Engineering and Design**, v. 258, p. 66–75, 2013.

- FERZIGER, J. H.; PERIĆ, M. **Computational Methods of Fluid Dynamics**. 3. ed. Berlin: Springer Verlag, 2002. 423 p.
- FUTTERER, M. A.; FU, L.; SINK, C.; 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.
- GAO, Z.; SHI, L. Thermal hydraulic transient analysis of the HTR-10. **Nuclear Engineering and Design**, v. 218, p. 65–80, 2002.
- GIF. **A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems**. U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum, 2002.
- GIF. **Technology Roadmap Update for Generation IV Nuclear Energy Systems: Preparing Today for Tomorrow's Energy Needs**. Generation IV International Forum, 2014.
- GIF. **Annual report 2016**. U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum, 2016.
- HU, S.; LIANG, X.; WEI, L. Commissioning and operation experience and safety experiments on HTR-10. **3rd International Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology**, South Africa, Johannesburg, 2006.
- HUTCHINSON, B. R.; RAITHBY, G. D. A multigrid method based on the additive correction strategy. **Numerical Heat Transfer**, v. 9, n. 5, p. 511–537, 1986.
- IAEA. **Gas Cooled Reactor Design and Safety**. Vienna, 1990.
- IAEA. **Evaluation of high temperature gas cooled reactor performance: Benchmark analysis related to initial testing of the HTTR and HTR-10 (TECDOC-1382)**. Vienna, 2003.
- IAEA. **Advances in High Temperature Gas Cooled Reactor Fuel Technology**. Vienna, 2012.
- 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 (TECDOC-1694)**. Vienna, 2013.
- IAEA. **Operating Experience: with Nuclear Power Stations in Member States**. Vienna, 2017.
- IEA. **World Energy Outlook 2014**. Paris: International Energy Agency, 2014. 726 p.
- IEE. **Nuclear Reactor Types: an environment & energy factfile provided by the IEE**. Londres: Institution of Electrical Engineers, 2005.
- INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2006. 1024 p.
- KADAK, A. C. A future for nuclear energy: pebble bed reactors. **Int. J. Critical Infrastructures**, v. 1, n. 4, p. 330–345, 2005.

- KELLY, J. E. Generation iv international forum: A decade of progress through international cooperation. **Progress in Nuclear Energy**, v. 77, p. 240–246, 2014.
- KIM, C. H. **Thermal property data for HTGR system design and safety analysis code input. Calculation Note.** [S.l.: s.n.], 2004.
- KOK, K. D. **Nuclear Engineering Handbock.** Boca Raton: CRC Press, 2009. 768 p.
- KTA. **Reactor Core Design for High-Temperature Gas-Cooled Reactor (Part 1: Calculation of the Material Properties of Helium).** Nuclear Safety Standards Commission. Salzgitter, 1978.
- KTA. **Reactor Core Design for High-Temperature Gas-Cooled Reactor (Part 2: Heat Transfer in Spherical Fuel Elements).** Nuclear Safety Standards Commission. Salzgitter, 1983.
- LAMARSH, J. R.; BARATTA, A. J. **Introduction to Nuclear Engineering.** 3. ed. New Jersey: Prentice-Hall, 2001. 783 p.
- LAUNDER, B. E.; SPALDING, D. B. The numerical computation of turbulent flows. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, v. 3, n. 2, p. 269–289, 1974.
- LEE, J. J.; PARK, G. C.; KIM, K. Y.; LEE, W. J. Numerical treatment of pebble contact in the flow and heat transfer analysis of a pebble bed reactor core. **Nuclear Engineering and Design**, v. 237, n. 22, p. 2183–2196, 2007.
- LEE, J. J.; YOON, S. J.; PARK, G. C.; LEE, W. J. Turbulence-induced heat transfer in PBMR core using LES and RANS. **Journal of Nuclear Science and Technology**, v. 44, n. 7, p. 985–996, 2007.
- MAZAIRA, L. Y. R.; DOMINGUEZ, D. S.; HERNÁNDEZ, C. R. G.; RODRIGUEZ, A. G.; LIRA, C. A. B. O. Realistic CFD simulation of compressible flow inside the core of the pebble bed reactor HTR-10. **Proceedings of the 1st Pan-American Congress on Computational Mechanics and XI Argentine Congress on Computational Mechanics**, Buenos Aires, p. 840–848, 2015.
- MELESE, G.; KATZ, R. **Thermal and flow design of helium-cooled reactors.** 1. ed. La Grange Park: [s.n.], 1984.
- MING, Z.; YANGXIN, L.; SHAOJIE, O.; HUI, S.; CHUNXUE, L. Nuclear energy in the post-Fukushima era: Research on the developments of the chinese and worldwide nuclear power industries. **Renewable and Sustainable Energy Reviews**, v. 58, p. 147–156, 2016.
- MURPHY, B. D.; GARCIA, C. B.; PINCOCK, L. F. **ORIGEN-ARP Cross-Section Libraries for Magnox, Advanced Gas-Cooled, and VVER Reactor Designs.** Oak Ridge National Laboratory Report, 2004. 2-10 p.
- MURRAY, R. L. **Nuclear energy: an introduction to the concepts, systems, and applications of nuclear processes.** 6. ed. Oxford: Butterworth Heinemann, 2009. 532 p.

- NUREG. TRISO-Coated Particle Fuel Phenomenon Identification and Ranking Tables (PIRTs) for Fission Product Transport Due to Manufacturing, Operations and Accidents. Washington, DC, 2004.
- OECD. Nuclear Energy Today. 2. ed. [S.l.: s.n.], 2012. 118 p.
- OECD/IEA; OECD/NEA. Technology Roadmap: nuclear energy. International Energy Agency and Nuclear Energy Agency, 2015.
- PETERSON, H. The Properties of Helium: Density, Specific Heats, Viscosity, and Thermal Conductivity at Pressures from 1 to 100 bar and from Room Temperature to about 1800 K. Copenhagen, Technical University of Denmark, 1970.
- POWERS, J. J.; WIRTH, B. D. A review of TRISO fuel performance models. *J. Nucl. Mater.*, v. 405, n. 1, p. 74–82, 2010.
- ROHATGI, A. WebPlotDigitizer. Austin, Texas, USA, 2015. Disponível em: <<http://arohatgi.info/WebPlotDigitizer>>.
- SAHA, P.; AKSAN, N.; ANDERSEN, J.; SIMONEAU, J. 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.
- SCARI, M. E.; COSTA, A. L.; PEREIRA, C.; VELASQUEZ, C. E.; VELOSO, M. A. F. HTR steady state and transient thermal analyses. *International Journal of Hydrogen Energy*, v. 41, p. 7192–7196, 2016.
- SCHNEIDER, M.; FROGATT, A.; HAZEMANN, J.; KATSUTA, T.; RAMANA, M. V.; RODRIGUEZ, J. C.; RUDINGER, A.; STIENNE, A. The World Nuclear Industry: Status Report 2017. Paris, 2017.
- SHUOPING, Z.; SHOUYIN, H.; MEISHENG, Z.; SHENGQIANG, L. Thermal hydraulic instrumentation system of the HTR-10. *Nuclear Engineering and Design*, v. 218, p. 199–208, 2002.
- SILVA, A. S. Modelagem Termohidráulica de Sistemas Nucleares de Temperatura Muito Elevada do tipo Leito de Bolas usando Dinâmica de Fluidos Computacional. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual de Santa Cruz, 2016.
- SILVA, A. S.; MAZAIRA, L. Y. R.; DOMINGUEZ, D. S.; HERNÁNDEZ, C. R. G.; LIRA, C. A. B. O. Uso de arranjos cúbicos na simulação realística CFD do núcleo reator nuclear HTR-10. XIX ENMC - Encontro Nacional de Modelagem Computacional, 2016.
- STACEY, W. M. Nuclear Reactor Physics. 2. ed. Weibheim: Wiley-VCH, 2007. 706 p.
- SUBEKTI, M. The effect of turbulence models on coolant temperature and velocity for the pebble-bed typed high temperature reactor. *KnE Energy*, v. 2016, p. 10, 2016.
- TERRY, K. W.; KIM, S. S.; BRIGGS, J. B.; SUN, Y.; TIAWO, t. Evaluation of the initial critical configuration of the HTR-10 pebble-bed reactor. [S.l.], 2005.
- TODREAS, N. E.; KAZIMI, M. S. Nuclear System I - Thermal Hydraulic Fundamentals. Massachusetts Institute of Technology: Taylor & Francis, 1993. 705 p.

- TU, J.; YEOH, G. H.; LIU, C. **Computational Fluid Dynamics: A Practical Approach**. 2. ed. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2013. 459 p.
- VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method**. 2. ed. Harlow: Pearson Educationn, 2007. 503 p.
- WU, C. Y.; FERNG, Y. M.; CHIENF, 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.
- YANG, J.; WANG, J.; BU, S.; ZENG, M.; WANG, Q.; NAKAYAMA, A. Experimental analysis of forced convective heat transfer in novel structured packed beds of particles. **Chemical Engineering Science**, v. 71, p. 126–137, 2012.
- ZHONG, D.; XU, Y. Progress of the HTR-10 project. **Design and Development of Gas Cooled Reactors with Closed Cycle Gas Turbines**, Tsinghua University, Beijing, p. 25–30, 1996.