

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
DEPARTAMENTO DE ENERGIA NUCLEAR
COMISSÃO NACIONAL DE ENERGIA NUCLEAR
CENTRO REGIONAL DE CIÊNCIAS NUCLEARES DO NORDESTE

Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares

LEORLEN YUNIER ROJAS MAZAIRA

**DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO GEOMÉTRICO
DETALHADO PARA A MODELAGEM TERMOIDRÁULICA
DE SISTEMAS NUCLEARES, DO TIPO LEITO DE BOLAS**

Recife

2016

LEORLEN YUNIER ROJAS MAZAIRA

**DESENVOLVIMENTO DE UM MODELO GEOMÉTRICO
DETALHADO PARA A MODELAGEM TERMOIDRÁULICA DE
SISTEMAS NUCLEARES, DO TIPO LEITO DE BOLAS**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em
Tecnologias Energéticas e Nucleares para obtenção
do título de Doutor em Ciências, Área de
Concentração: Engenharia de Reatores.

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

(DEN - UFPE)

Prof. Dr. Carlos Rafael García Hernández

(InSTEC)

Recife

2016

Catálogo na fonte
Bibliotecária Margareth Malta, CRB-4 / 1198

M475d Mazaira, Leorlen Yunier Rojas.
Desenvolvimento de um modelo geométrico detalhado para a modelagem termoidráulica de sistemas nucleares, do tipo leito de bolas / Leorlen Yunier Rojas Mazaira. - 2016.
138 folhas, il., gráfs., tabs.

Orientadores: Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira.
Prof. Dr. Carlos Rafael García Hernández.
Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG.
Programa de Pós-Graduação em Tecnologias Energéticas e Nucleares, 2016.
Inclui Referências.

1. Energia Nuclear. 2. VHTR. 3. CFD. 4. Termoidráulica nuclear. 5. HTR-10. I. Lira, Carlos Alberto Brayner de Oliveira. (Orientador). II. Hernández, Carlos Rafael García. (Orientador). III. Título.

UFPE
621.483 CDD (22. ed.) BCTG/2016-308

Desenvolvimento de um Modelo Geométrico Detalhado para a Modelagem Termoidráulica de Sistemas Nucleares, do Tipo Leito de Bolas

Leorlen Yunier Rojas Mazaira

APROVADA EM: 20.10.2016

**ORIENTADORES: Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira
Prof. Dr. Carlos Rafael Garcia Hernandez**

COMISSÃO EXAMINADORA:

Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira – DEN/UFPE

Prof. Dr. Jair de Lima Bezerra – DEN/UFPE

Prof. Dr. Jorge Recarte Henriquez Guerrero – DEMEC/UFPE

Prof. Dr. Jesús Alberto Rosales Garcia – InSTEC-CUBA

Prof. Dr. Dany Sanchez Dominguez – UESC-BA

Visto e permitida a impressão

Coordenador(a) do PROTEN/DEN/UFPE

A meu bebê e esposa, e minha família.

AGRADECIMENTOS

Aos Prof. Dr. Carlos Brayner e Prof. Dr. Carlos García, pela confiança, ensinamentos e orientações;

Ao Prof. Dany Sanchez, pelo suporte e apoio fornecido para realização de esta tese;

Aos membros da banca de defesa e anteriores apresentações, pela disposição em ler e por seus comentários e críticas sobre este trabalho;

Aos professores do grupo Jair, Mario e Fernando;

Ao Programa de Pós-Graduação em Tecnologia Energéticas e Nucleares (PROTEN), da Universidade Federal de Pernambuco (UFPE), por abrigar meu projeto de pesquisa;

Ao Núcleo de Biologia Computacional e Gestão de Informações Biotecnológicas (NBCGIB) da Universidade Estadual de Santa Cruz (UESC), pela disponibilidade de sua plataforma computacional de alto desempenho para a realização deste trabalho;

Aos colegas e amigos com os quais sempre podia contar, Jesús, Daniel, Abel, Landy, Milián, Lorena, Yelina, Jorge, Dayana, Lino;

Por último (mas os mais importantes, porque são eles quem me incentivam a chegar até aqui e a seguir mais longe), minha família. Meus pais, minha irmã, cunhado, Melissa, Pupy, Verónica, minha sogra, sogro e cunhada, e a toda minha grande família.

E a Zahily, pela sua paciência e por nosso amor, que agora é maior ainda com o nosso bebê.

RESUMO

A tecnologia VHTR (do inglês Very High Temperature Reactor, Reator de Temperatura Muito Elevada) representa o próximo estágio na evolução dos reatores HTGR (do inglês High Temperature Gas-Cooled Reactor, Reator de Alta Temperatura Refrigerado a Gás). Moderados a grafite e refrigerados a hélio, os sistemas VHTRs podem ser usados para a cogeração de calor e de eletricidade com temperaturas de saída entre 700 e 950 °C, e potencialmente com mais de 1.000 °C no futuro. A temperatura do combustível durante toda a operação do reator é um aspecto muito importante para a segurança dos reatores nucleares, no projeto deseja-se que seja menor que um valor limite para garantir a integridade dos materiais do elemento combustível evitando a liberação de produtos de fissão. O TADSEA (Transmutation Advanced Device for Sustainable Energy Applications) é um VHTR do tipo leito de bolas, projetado para atingir uma queima profunda dos elementos transurânicos, a produção colateral de energia e a obtenção de altas temperaturas para produzir hidrogênio. O presente trabalho tem como objetivo o desenvolvimento de uma metodologia para a análises termoidrúlica do núcleo de reatores do tipo leito de bolas de muito alta temperatura, baseada no uso de uma abordagem realística com um código de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD). Inicialmente, usando o modelo realístico da coluna com altura inteira do reator HTR-10 com células FCC e BCC, foram comparados os resultados obtidos com dados experimentais e de simulação para a primeira tarefa de referência do HTR-10 disponibilizados pela IAEA (2013) para validação do modelo. No reator TADSEA, foram comparados resultados dos projetos inicial e atual do núcleo com uma coluna com a altura completa do reator na região de maior potência. A partir dos resultados o projeto inicial não tem margem de segurança suficiente para casos de perda de refrigerante. Nas simulações do projeto atual do TADSEA as temperaturas máximas atingidas foram muito inferiores ao limite. E os resultados de casos de perda de refrigerante mostram que com 45% do fluxo mássico é atingida uma temperatura apenas 30 K abaixo do limite.

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

ABSTRACT

The VHTR (Very High Temperature Reactor) technology represents the next stage in the evolution of reactors HTGR (High Temperature Gas-Cooled Reactor). Moderated by graphite and cooled by helium, VHTRs systems can be used for cogeneration of heat and electricity with outlet temperatures from 700 to 950 °C, and potentially more than 1.000 °C in the future. The fuel temperature during all the reactor operation is a very important issue for the safety of nuclear reactors, in the design is desired that it is smaller than a limit value to ensure the integrity in the materials of the fuel element preventing the release of fission products. The TADSEA (Transmutation Advanced Device for Sustainable Energy Applications) is a VHTR pebble bed type. It is designed to achieve deep burning levels in the fuel, the power generation, and to obtain high temperatures to produce hydrogen. The aim of this study is the development of a methodology for the core termohydraulics analysis of pebble bed reactors with very high temperature based in the use of a realistic approach with a code of Computational Fluid Dynamics (CFD). First, using the realistic approach with an entire column height of HTR-10 reactor using FCC and BCC cells, the results obtained were compared with experimental and simulation data of HTR-10 Benchmark available from IAEA (2013) for model validation. In TADSEA reactor were compared the results of initial and current core designs with a column with the full height of the reactor in the higher power region. From the results of the initial design, it does not have sufficient safety margin in case of coolant loss. In the simulations of the current TADSEA design the maximum temperatures were much lower than the limit. And the results of coolant loss cases show that with 45% of the mass flow is achieved temperatures just 30 K below the limit.

Keywords: VHTR. CFD. Nuclear termohydraulics. HTR-10.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Capacidade de geração da energia nuclear e número de reatores em operação no mundo (1965-2011).	22
Figura 2 – Histórico e demanda mundial prevista de energia primária.....	23
Figura 3 – Emissões diretas e indiretas de gases de efeito estufa para diversos sistemas de geração elétrica.	24
Figura 4 – Projeções de cenários para a produção global de eletricidade	25
Figura 5 – Perfil de emissões de CO ₂ pela queima de combustíveis no Brasil e no mundo em 2013, por segmento.	26
Figura 6 – Gerações de reatores nucleares.	27
Figura 7 – Um VHTR modular para produção de hidrogênio e geração de eletricidade.	29
Figura 8 – Partículas TRISO e tipos de elementos combustíveis mais utilizados em reatores VHTRs.	29
Figura 9 – Disposição cúbica simples (Simple Cubic - SC).	33
Figura 10 – Disposição cúbica centrada nos corpos (Body Centered Cubic - BCC).	33
Figura 11 – Disposição cúbica centrada nas faces (Face Centered Cubic - FCC).	33
Figura 12 – Região da parede num leito empacotado.	35
Figura 13 – Tortuosidade. Esquerda, disposição cúbica simples. Direita, disposição desordenada aleatoriamente.....	41
Figura 14 – Sistema primário do reator HTR-10, incluindo o vaso do reator e o gerador de vapor.	50
Figura 15 – Seção transversal do núcleo e refletor lateral do reator HTR-10.	50
Figura 16 – Vaso de pressão do reator e passagens de escoamento do refrigerante pelo circuito primário.	51
Figura 17 – Estrutura dos elementos combustíveis e das partículas TRISO usadas na operação do HTR-10.	53
Figura 18 – Influência da temperatura na fração de colapso das partículas TRISO.	53
Figura 19 – Regiões do núcleo do reator HTR-10 em sua configuração inicial.	54
Figura 20 – Sistema de monitoramento térmico do reator HTR-10.	55
Figura 21 – Conceito geral do sistema dirigido por um acelerador.....	57
Figura 22 – Esquema do núcleo do PBT.	59
Figura 23 – Esquema do atual projeto do TADSEA (contém as barras absorvedoras inseridas e o projeto da blindagem).	63
Figura 24 – Comparação das distribuições axiais da densidade de potência para a primeira carga e o estado estacionário do TADSEA.	63

Figura 25 – Geometria das células unitárias FCC e BCC adotadas para o leito de bolas do núcleo do HTR-10.....	80
Figura 26 – Modelo geométrico das colunas FCC e BCC do núcleo do reator HTR-10.....	80
Figura 27 – Esquema da malha de uma célula unitária FCC.....	82
Figura 28 – Inflação de malha nas faces das esferas de uma célula unitária FCC.....	83
Figura 29 – Modelo de transferência de calor por condução no núcleo do reator HTR-10.....	84
Figura 30 – Modelo de transferência de calor por convecção no núcleo do reator HTR-10.....	85
Figura 31 – Extensão da coluna FCC para garantir a condição de fluxo desenvolvido na especificação das condições de contorno de saída.....	91
Figura 32 – Especificação das condições de contorno da simulação para a coluna FCC.....	91
Figura 33 – Geometria do núcleo do HTR-10 dividida em anéis utilizada na simulação de meio poroso.....	92
Figura 34 – Malha do núcleo do HTR-10 na simulação de meio poroso.....	93
Figura 35 – Modelo geométrico das colunas FCC e BCC do núcleo do reator TADSEA.....	94
Figura 36 – Malha da coluna FCC do núcleo do reator TADSEA.....	95
Figura 37 – Malha da coluna BCC do núcleo do reator TADSEA.....	96
Figura 38 – Geometria do núcleo do TADSEA dividida em anéis utilizada na simulação de meio poroso.....	98
Figura 39 – Malha do núcleo do TADSEA na simulação de meio poroso.....	99
Figura 40 – Geometria de uma secção do núcleo do TADSEA.....	101
Figura 41 – Anel em que a maior potência por unidade de volume é produzida (P1).....	102
Figura 42 – Anel em que a temperatura mais alta do hélio é atingida (P2).....	102
Figura 43 – Anel em que a potência gerada por unidade de volume e a temperatura de hélio são ambos relativamente elevada (P3).....	102
Figura 44 – Distribuição de temperatura sobre o plano central para os elementos críticos. a) P1 b) P2 c) P3.....	103
Figura 45 – Os perfis de temperatura no interior dos elementos combustíveis críticos obtidos por simulação realista.....	105
Figura 46 – Os perfis de temperatura no interior dos elementos combustíveis críticos obtidos por modelo analítico.....	105
Figura 47 – Perfil de pressão do refrigerante (hélio) no núcleo do HTR-10.....	106
Figura 48 – Distribuição de temperaturas do fluido refrigerante (hélio) no interior do núcleo do HTR-10.....	107
Figura 49 – Geometria da seção crítica na saída com modelo realístico.....	108
Figura 50 – Distribuição de temperatura do refrigerante e do combustível na região crítica do núcleo.....	108

Figura 51 – Distribuição axial de temperaturas na seção central da coluna FCC completa, pelo uso dos modelos $k-\varepsilon$ (à esquerda) e $k-\omega SST$ (à direita)	110
Figura 52 – Distribuição de temperaturas na superfície da última esfera de combustível da coluna FCC usando os modelos $k-\varepsilon$ (à esquerda) e $k-\omega SST$ (à direita)	111
Figura 53 – Contornos de velocidade do fluido no plano central da coluna FCC completa usando os modelos $k-\varepsilon$ (acima) e $k-\omega SST$ (abaixo)	111
Figura 54 – Vetores de velocidade em uma seção transversal da coluna FCC completa usando os modelos $k-\varepsilon$ (a e b) e $k-\omega SST$ (c e d)	112
Figura 55 – Distribuição axial de temperaturas no plano central da coluna BCC completa utilizando os modelos $k-\varepsilon$ (à esquerda) e $k-\omega SST$ (à direita)	114
Figura 56 – Distribuição de temperaturas na superfície da última esfera de combustível usando os modelos $k-\varepsilon$ (à esquerda) e $k-\omega SST$ (à direita).....	114
Figura 57 – Contornos de velocidade axial no plano central da coluna BCC completa com os modelos $k-\varepsilon$ (acima) e $k-\omega SST$ (abaixo)	115
Figura 58 – Vetores de velocidade em uma seção transversal da coluna BCC completa com os modelos $k-\varepsilon$ (a e b) $k-\omega SST$ (c e d)	116
Figura 59 – Perfis de temperatura axial no eixo central ($R = 0$ cm) para as diversas simulações desenvolvidas neste trabalho.	119
Figura 60 – Comparação dos perfis de temperatura axial ($R = 0$ cm) fornecidos pelas simulações com alguns dos resultados do benchmark da (IAEA, 2013).	119
Figura 61 – Distribuição axial de temperaturas na seção central da coluna FCC completa do TADSEA.	121
Figura 62 – Distribuição de temperaturas na superfície da esfera de combustível com maior temperatura da coluna FCC do TADSEA.	122
Figura 63 – Contornos de velocidade do fluido no plano central da coluna FCC completa.	122
Figura 64 – Distribuição axial de temperaturas na seção central da coluna BCC completa do TADSEA.	124
Figura 65 – Distribuição de temperaturas na superfície da esfera de combustível com maior temperatura da coluna BCC do TADSEA.	124
Figura 66 – Contornos de velocidade do fluido no plano central da coluna BCC completa do TADSEA	125
Figura 67 – Temperaturas máximas e potência no combustível.	125
Figura 68 – Perfil de pressão do refrigerante (hélio) no núcleo do projeto atual do TADSEA. ...	126
Figura 69 – Distribuição de temperaturas do fluido refrigerante (hélio) no interior do núcleo do projeto atual do TADSEA	126

Figura 70 – Aumento da temperatura com redução do caudal mássico no projeto atual do TADSEA.

..... 128

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros principais de projeto do reator HTR-10.....	49
Tabela 2 – Massa dos transurânicos no combustível nuclear irradiado nos LWR (40 GWd/ton U, 15 anos de decaimento) e composição do combustível do PBT.....	58
Tabela 3 – Composição do combustível do PBT por bola e por partícula TRISO.....	58
Tabela 4 – Principais características do PBT e da proposta inicial do TADSEA.	61
Tabela 5 – Parâmetros geométricos e materias do atual projeto do TADSEA.....	64
Tabela 6 – Constantes do modelo $k-\varepsilon$ padrão.	72
Tabela 7 – Especificações da geometria da coluna central do núcleo para os arranjos FCC e BCC no reator HTR-10.	81
Tabela 8 – Distribuição da densidade potência gerada no núcleo do reator HTR-10 no início da operação (MW/m^3)	86
Tabela 9 – Distribuição de densidade de potências das esferas nas colunas FCC e BCC da seção central.	87
Tabela 10 – Agrupamento dos elementos combustíveis em camadas para a distribuição efetiva de potências.	87
Tabela 11 – Especificações da geometria dos arranjos FCC e BCC para o TADSEA	94
Tabela 12 – Distribuição de densidade de potências na coluna FCC para o projeto inicial do TADSEA.	97
Tabela 13 – Distribuição de densidade de potências na coluna BCC para o projeto atual do TADSEA.	97
Tabela 14 – Densidade de potência gerada [MW/m^3] nos três casos críticos.	101
Tabela 15 – Temperatura [K] no hélio nos três casos críticos.....	103
Tabela 16 – Comparação das temperaturas máximas fornecidas pelas simulações com os resultados do benchmark da IAEA (2013).	120

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- ADS: Accelerator Driven Systems (Sistemas dirigidos por aceleradores)
- AVR: Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor
- BCC: Body-centered cubic (Disposição cúbica centrada nos corpos)
- BISO Bi-structural-isotropic
- Ciclo I-S: Ciclo de Iodo-Enxofre
- DOE: Department of Energy (Departamento de Energia), United States
- DNS: Direct Numerical Simulation (Simulação numérica direta)
- FCC: Face-centered cubic (Disposição cúbica centrada nas faces)
- HTGR: High Temperature Gas Reactor (Reator de alta temperatura refrigerado a gás)
- HTR-10: High Temperature Reactor of 10 MW
- HTR-PM: High Temperature Reactor Pebble Bed Modules
- HTTR: High Temperature Test Reactor
- IAEA: International Atomic Energy Agency
- INET: Instituto de Energia Nuclear e Tecnologia, Universidade de Tsinghua (China)
- LINAC: Linear Accelerator
- LES: Large Eddy Simulation (Simulação de grandes remoinhos)
- LWR: Light Water Reactor (Reatores de água leve)
- NEA: Nuclear Energy Agency
- PBMR: Pebble Bed Modular Reactor
- TADSEA: Transmutation Advanced Device for Sustainable Energy Applications (Dispositivo Avançado de Transmutação para Aplicações Sustentáveis de Energia)
- THTR: Thorium High Temperature Reactor
- TRISO: Tri-Structural-Isotropic
- TRU: Transuranic elements (Elementos transurânicos)
- VHTR: Very High Temperature Reactor (Reator de temperatura muito elevada)

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	17
1.1 Objetivos.....	21
2. REVISÃO DE LITERATURA	22
2.1 Situação atual da energia nuclear	22
2.2 Reatores VHTRs	27
2.3 Leito empacotado.....	31
2.3.1 Regimes de empacotamento	32
2.3.2 Disposição das bolas.....	32
2.3.2 Razão de aspecto	33
2.3.3 Porosidade	34
2.3.4 Características do leito nos reatores de leito de bolas	35
2.3.5 A física do fluxo em leitos empacotados.....	36
2.3.6 Regimes de escoamento.....	37
2.3.7 Número de Reynolds em leitos empacotados.....	38
2.3.8 Queda de pressão	40
2.4 Simulação termoidráulica de reatores de leito de bolas.....	41
2.4.1 Modelo de meio poroso	42
2.4.2 Modelo realístico	43
2.4.2.1 Grupo Universidade Tsing Hua	43
2.4.2.2 Grupo Universidade de Texas.....	44
2.4.2.3 Nuclear Research and Consultancy Group (NRG)	45
2.4.2.4 Outros trabalhos relevantes	46
3. MATERIAIS E MÉTODOS.....	48
3.1 O reator HTR-10	48
3.1.1 Características do reator	48
3.1.2 Elementos combustíveis	52
3.1.3 Operação e resultados.....	54
3.2 O reator TADSEA	56
3.2.1 ADS	56
3.2.2 Projeto e antecedentes do TADSEA.....	57
3.2.3 A geometria do TADSEA.....	60
3.2.4 Projeto atual do TADSEA	62

3.3	Modelagem matemática	64
3.3.1	Conservação da massa	64
3.3.2	Transporte da quantidade de movimento.....	65
3.3.3	Conservação da energia	65
3.3.4	Turbulência	66
3.3.4.1	Equações de médias de Reynolds (RANS)	67
3.3.4.2	Conceito de viscosidade turbulenta	69
3.3.4.3	Modelo k- ϵ padrão	70
3.3.4.4	Modelo k- ω	72
3.3.4.5	Modelo SST k- ω	74
3.4.4	Modelo de porosidade	75
3.4.4.1	Modelos porosos de perda de momento	76
4.	MODELAGEM TERMOIDRÁULICA	78
4.1	Reator HTR-10	78
4.1.1	Domínio computacional	78
4.1.2	Construção da malha	81
4.1.3	Condições de contorno e parâmetros físicos	84
4.1.4	Modelo de meio poroso para o reator HTR-10.....	92
4.2	Reator TADSEA	93
4.2.1	Domínio computacional	93
4.2.2	Construção da malha	95
4.2.3	Condições de contorno e parâmetros físicos	96
4.2.4	Modelo poroso de meio poroso para o projeto atual do reator TADSEA	98
4.2.5	Casos de perda de refrigerante.....	99
5.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	100
5.1	Comparação com os resultados dos cálculos termoidrúlicos analíticos	100
5.2	Modelagem termoidrúlica do núcleo do reator HTR-10	106
5.2.1	Simulação com abordagem de meio poroso para o núcleo completo.....	106
5.2.1.1	Simulação com abordagem realística da seção crítica na saída	107
5.2.2	Simulação usando o arranjo FCC	109
5.2.3	Simulação usando o arranjo BCC.....	113
5.2.4	Comparação e validação dos resultados	117
5.3	Modelagem termoidrúlica do núcleo do reator TADSEA	120
5.3.1	Simulação do projeto inicial do TADSEA usando o arranjo FCC	120
5.3.2	Simulação do projeto atual do TADSEA usando o arranjo BCC.....	123

5.3.3 Simulação do núcleo completo do projeto atual do TADSEA usando meio poroso....	126
5.3.4 Simulação de casos de perda de refrigerante no TADSEA	127
6. CONCLUSÕES	129
REFERÊNCIAS	132

1. INTRODUÇÃO

Como resultado do desenvolvimento econômico e do crescimento populacional, é esperado um aumento contínuo e significativo da demanda mundial de energia nas próximas décadas. A energia nuclear e o uso do hidrogênio como um vetor energético são alguns candidatos a desempenhar um papel importante no cenário futuro. Com a nova Geração IV de reatores nucleares pretende-se resolver os problemas da utilização da energia nuclear e aumentar as chances de desenvolvimento. Além disso, a utilização da energia nuclear ajuda na solução do problema da emissão de gases de efeito estufa tanto para a produção de eletricidade quanto para a produção de hidrogênio.

O sistema de energia nuclear atual é resultado de 60 anos de desenvolvimento, durante este período a tecnologia atingiu a maturidade industrial e se converteu em uma fonte confiável para satisfazer nossas necessidades de energia elétrica. Grande parte deste desenvolvimento foi concentrada nos conceitos de reatores de água leve (LWR, Light Water Reactor), especificamente nos reatores de água pressurizada (PWR, Pressure Water Reactor), reatores de água fervente (BWR, Boiling Water Reactor) e seus respectivos ciclos de combustível.

Ainda assim, a expansão da energia nuclear nas próximas décadas depende do enfrentamento de várias questões, tais como a plena implementação de planos de gerenciamento de resíduos radioativos, o melhoramento dos níveis de segurança em plantas nucleares e o fortalecimento da aceitação pública da energia nuclear como parte de uma estratégia para o cumprimento de metas energéticas e ambientais.

Em resposta a estas questões, 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: 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). Os primeiros reatores comerciais da Geração IV não são esperados para antes da década de 2030 (OECD/NEA, 2014).

Os reatores SFRs e VHTRs se encontram conceitualmente mais maduros e são os principais candidatos para projetos de demonstração em grande escala. Em particular, os VHTRs são reatores refrigerados com gás hélio e moderados com grafite que podem operar a

uma pressão que varia de 4 MPa a 8 MPa. Devido às altas temperaturas de saída do refrigerante (até 1.000 °C) presentes nestes reatores, eles também podem ser projetados para processos de cogeração do calor e energia. Essa característica permite que eles possam produzir hidrogênio através da eletrólise do vapor ou processos termoquímicos, para fornecer hidrogênio e calor de alta temperatura usado na produção de combustíveis sintéticos do carvão, biomassa ou captura do CO₂. Assim como a produção de reagentes químicos para uma variedade de instalações industriais, incluídas a petroquímica, a produção de fertilizantes e a produção de aço (FÜTTERER et al., 2014).

Um dos conceitos de projeto que está sendo adotado para a construção de reatores VHTRs de testes é o reator PBR (do inglês Pebble Bed Reactor, Reator de Leito de Bolas). Neste tipo de reator, o núcleo é constituído por uma coluna anular alimentada de forma contínua com esferas de combustível no topo do núcleo que são descarregadas na seção inferior. A recarga contínua do combustível reduz a frequência das interrupções de operação do reator e permite operar com um pequeno excesso de reatividade. O hélio circula pelo vazio intersticial existente entre as esferas de combustível, extraindo a energia gerada pela fissão nuclear dos materiais físséis. Como as temperaturas de saída do hélio são bastante elevadas, os materiais do combustível destes reatores devem suportar temperaturas mais elevadas ainda. Entretanto, elas não podem ultrapassar 1.600 °C, sob pena de colapso dos elementos combustíveis e comprometimento do núcleo do reator. Percebe-se claramente que a temperatura do combustível durante a operação do reator constitui um aspecto muito importante em relação à sua segurança.

Neste ínterim, a termoidráulica, desde os anos 1950, tem fornecido contribuições significativas para o projeto, a operação, o desempenho e a segurança das centrais nucleares, de modo a estimar parâmetros de operação que garantem a integridade do material combustível e, por consequência, a não liberação de produtos de fissão. No entanto, novos desafios se apresentam em relação à modelagem termoidráulica dos sistemas conceituais da Geração IV, tais como os reatores VHTRs, que operam com temperaturas superiores que aquelas que são observadas nas plantas nucleares atuais, além da geometria e dos fenômenos termoidráulicos envolvidos serem mais complexos.

Até o presente têm sido construídas e operadas sete usinas nucleares do tipo HTGR (High Temperature Gas Reactor): o reator de teste Dragon de 20 MWt na Inglaterra; as usinas de baixa potência Peach Bottom de 115 MWt nos Estados Unidos e AVR (Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor) de 49 MWt na Alemanha. Estas usinas de baixa potência comprovaram a possibilidade de produzir eletricidade usando um ciclo Rankine de vapor. Em seguida, se

construíram duas usinas de tamanho médio com ciclo de vapor: Fort St. Vrain de 842 MWt nos Estados Unidos e THTR (Thorium High-Temperature Reactor) de 750 MWt na Alemanha. Adicionalmente, hoje operam os reatores de teste HTTR (High-Temperature Test Reactor) de 30 MWt no Japão e o HTR-10 de 10 MWt na China.

Atualmente, está sendo construída na China uma central nuclear com reatores modulares de alta temperatura HTR-PM. Esta planta de demonstração consiste de dois módulos geradores de vapor, cada um composto por um reator modular de leito de bolas, o qual é refrigerado a hélio. Os dois módulos alimentam uma turbina de vapor e um gerador elétrico de 210 MWe.

O Exército Brasileiro, por meio do seu Plano Básico de Ciência e Tecnologia 2007-2010, manifestou seu interesse no domínio de tecnologias relacionadas com os reatores nucleares de altas temperaturas refrigerados a gás (HTGR) (VIDAL, 2010).

Por outro lado, empresas e governos de diversos países buscam a comercialização dos HTGRs, conforme explicado no resumo do (IAEA, 2001), Os HTGR são econômicos e competitivos perante outras fontes de energia elétrica existentes (nucleares e não nucleares), por possuírem as seguintes características:

- Atributos passivos de segurança, que permitem a simplificação das respectivas plantas.
- Eficiência térmica alta.
- Flexibilidade, que possibilita, simultaneamente a produção de energia elétrica, seu uso em aplicações que necessitam do calor industrial, na produção de hidrogênio, na dessalinização da água, entre outras.
- Baixos custos de construção e operação.

Uma das possibilidades do uso de combustível encapsulado tipo TRISO (Tri-Structural-Isotropic), nos VHTR é o uso de combustível não tradicional composto por TRU (Elementos Transurânicos). Trabalhos anteriores propuseram o projeto conceitual de um sistema da família ADS (Sistemas Dirigidos por Aceleradores) com fins de transmutação dos resíduos de longa duração (U.S. NRC., 2004). Estes sistemas proporcionam características competitivas para sua aplicação em transmutação de rejeitos radioativos. Isto foi demonstrado em instalações semelhantes para várias iniciativas da União Europeia (EUROPEAN TECHNICAL WORKING GROUP (ETWG), 2001) e da General Atomics nos Estados Unidos (TALAMO, 2008). Ambas as iniciativas propõem sistemas subcríticos como reatores transmutadores de rejeitos radioativos ou ajustados a ciclos de combustível aberto com níveis elevados de queima.

O ADS do tipo leito de bolas que propomos continuar estudando no presente projeto (GARCÍA et al., 2011; ROSALES, 2015) é um dispositivo para transmutação de rejeitos

nucleares, em particular para a queima de elementos transurânicos, embora possa ser utilizado para queima de combustíveis não-convencionais como as misturas de Urânio/Tório, Urânio/Plutônio e Tório/Plutônio em um ciclo combustível de duas etapas. Adicionalmente, pode ser estudada a possibilidade de utilizar o dispositivo na eliminação de produtos de fissão de vida longa. O ADS proposto, chamado reator TADSEA (Dispositivo Avançado de Transmutação para Aplicações Sustentáveis de Energia), é refrigerado a gás inerte hélio e moderado a grafite. A moderação a grafite apresenta algumas vantagens para o comportamento neutrônico do ADS. Principalmente a flexibilidade do espectro neutrônico que podemos obter, um espectro mais ou menos endurecido em função da relação moderador/combustível utilizada.

Outra vantagem da instalação proposta é a operação em altas temperaturas. A operação em altas temperaturas permite a utilização da fonte térmica para geração de hidrogênio e apresenta uma maior eficiência do ponto de vista termodinâmico (VERFONDERN; VON LENZA, 2005). O ciclo a gás de alta temperatura fornece maior eficiência que os ciclos de vapor saturado presentes nos reatores nucleares de água leve. Adicionalmente, o incremento da eficiência no processo de produção de energia representa uma diminuição na produção de rejeitos.

A extração da energia gerada nos elementos combustíveis realiza-se pela convecção forçada através do fluido refrigerante que no nosso caso é o gás hélio. Levando-se em conta as necessidades energéticas dos processos de produção de hidrogênio mediante o ciclo termoquímico I-S e a eletrólise de alta temperatura, o principal objetivo é a obtenção de uma temperatura do refrigerante na saída do núcleo de 950°C (1223 K) (GARCÍA, 2012).

A temperatura do combustível durante toda a operação do reator é um aspecto muito importante para a segurança dos reatores nucleares; no projeto deseja-se que seja menor que um valor limite para garantir a integridade dos materiais do elemento combustível evitando a liberação de produtos de fissão. Para reatores de leito de bolas, é considerado que a partir de 1600°C (1873 K) a bola combustível começa a deixar escapar os produtos de fissão gasosos (U.S. NRC., 2004).

O desenvolvimento de modelos de previsão da interação das bolas, hidráulica e térmica com a vizinhança, com variações na fração de empacotamento, descreverá a sua influência sobre a queda de pressão e os coeficientes de transferência de calor nas áreas de maior temperatura e potência do leito.

RELAP5, TRACE e TRAC-BF1 têm sido os programas de sistemas termoidráulicos nucleares utilizados para modelar o sistema na análise de Segurança de Reatores Nucleares. Contudo, na última década, tem aumentado a utilização dos programas de dinâmica de fluidos

computacional (CFD, Computational Fluid Dynamics) para prever os fluxos estáveis e transientes em reatores nucleares, porque um grande número de fenômenos não pode ser descrito pelos tradicionais códigos unidimensionais para sistemas nucleares (ROTH; AYDOGAN, 2014).

1.1 Objetivos

Tendo como objeto de estudo a análise termoidráulica dos reatores de leito de bolas, e em especial TADSEA, o principal objetivo deste trabalho constitui desenvolver e validar uma metodologia para a análises termoidráulica do núcleo de sistemas nucleares de muito alta temperatura do tipo leito de bolas, baseada no uso de uma abordagem realística com um código de Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD). A partir da modelagem detalhada da geometria de uma seção do núcleo de um reator de leito de bolas, usando CFD, os objetivos do presente trabalho são:

- Demonstrar a necessidade de usar a simulação realística para alcançar uma maior exatidão nos resultados dos cálculos termoidráulicos dos sistemas nucleares de muito alta temperatura do tipo leito de bolas.
- Demonstrar que os resultados obtidos dos cálculos termoidráulicos usando uma metodologia baseada em meio poroso e o cálculo realístico da seção crítica parcial não garante a exatidão requerida para a simulação de sistemas de muito alta temperatura.
- Estudar a influência nos resultados dos cálculos termoidráulicos, do uso dos arranjos regulares FCC e BCC para os elementos combustíveis na construção dos modelos geométricos do núcleo.
- Comparação dos resultados obtidos com os diferentes modelos usados com dados experimentais e de simulação para a primeira tarefa de referência do HTR-10 disponibilizados pela IAEA (2013) para validação do modelo realístico.
- Avaliar a segurança, usando as distribuições de potência do projeto inicial e atual do núcleo do reator TADSEA na coluna do modelo realístico com a altura inteira do reator.
- Comparar a queda de pressão e a temperatura média na saída do projeto inicial e atual do núcleo do reator TADSEA.
- Analisar casos de perda de circulação forçada (LOFC, Loss of Forced Circulation) no TADSEA.

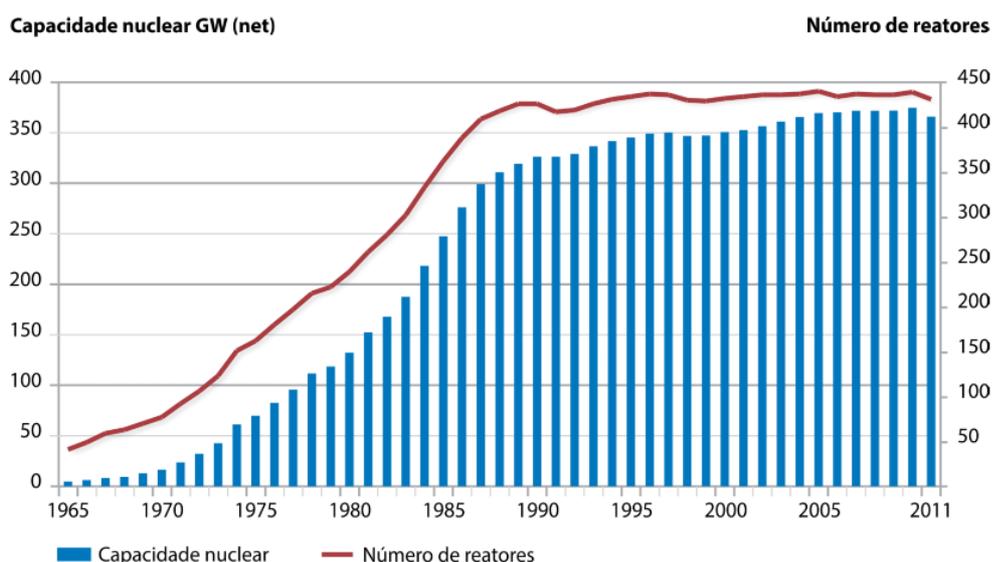
2. REVISÃO DE LITERATURA

2.1 Situação atual da energia nuclear

Atualmente, o uso da energia nuclear responde por aproximadamente a 14% da matriz de geração elétrica mundial. Segundo a IAEA (2015), no fim de 2014 haviam 438 reatores em operação, sendo responsáveis por uma capacidade de geração global de 376,2 GWe; projeções de crescimento a médio e longo prazo estão concentradas na Ásia, onde se encontram 46 dos 70 reatores em construção no momento.

A crise do petróleo ocorrida na década de 1970 se mostrou bastante propícia para a construção de novas centrais nucleares. Entretanto, a recessão econômica e a queda dos preços dos combustíveis fósseis ocorridas ainda no final daquela década, aliados aos acidentes de Three Mile Island (1979) e de Chernobyl (1986), resultaram na desaceleração da expansão do parque de reatores nucleares no final da década de 1980, conforme mostrado na Figura 1. Ainda assim, desde então verifica-se a participação da energia nuclear na produção de eletricidade a nível mundial, isto devido a avanços significativos em relação ao desempenho das plantas nucleares e à extensão da vida útil das centrais que já se encontravam em operação (OECD/NEA, 2012).

Figura 1 – Capacidade de geração da energia nuclear e número de reatores em operação no mundo (1965-2011).

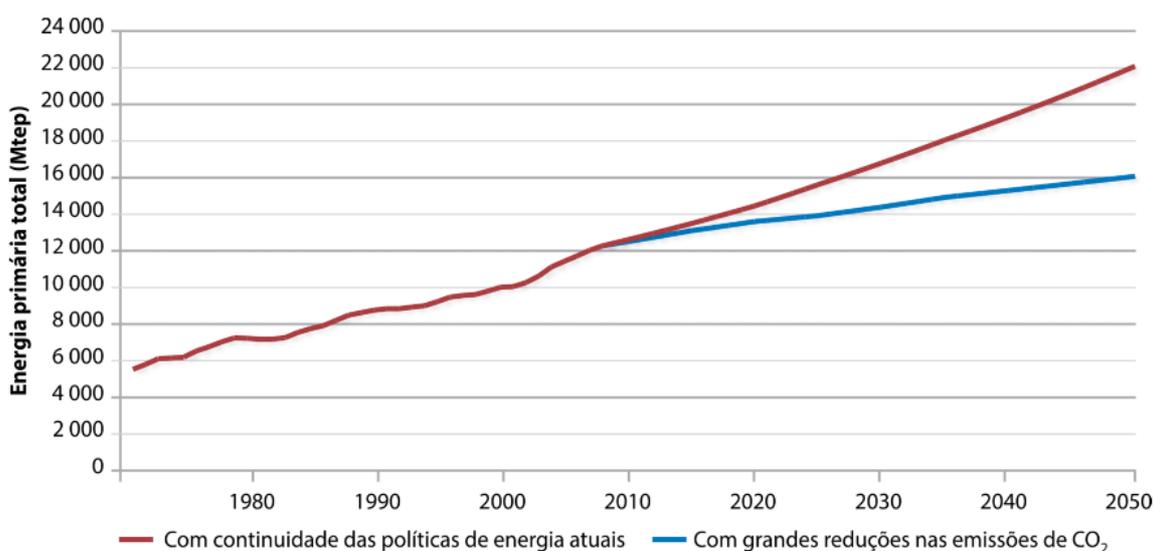


Fonte: (OECD/NEA, 2012).

Nos últimos anos, a energia nuclear voltou a atrair interesses, diante de um cenário de rápido crescimento da demanda energética mundial que apresenta como pano de fundo o aumento das preocupações ambientais com as atividades de geração de energia, especialmente em relação à emissão de dióxido de carbono e ao agravamento do efeito estufa pela queima de combustíveis fósseis.

Em 2010, algumas projeções foram apresentadas pela International Energy Agency (IEA) para o crescimento da demanda de energia nas próximas décadas. Em um cenário mais conservador, era esperado um aumento próximo a 75%, quando comparada com a demanda mundial de energia primária registrada em 2010, se mantidas as atuais políticas energéticas; em um cenário mais ambicioso; tal aumento seria reduzido à 30 %, através da adoção de políticas de melhoramento de eficiência energética, como parte dos esforços para diminuir emissões de dióxido de carbono (vide Figura 2).

Figura 2 – Histórico e demanda mundial prevista de energia primária.

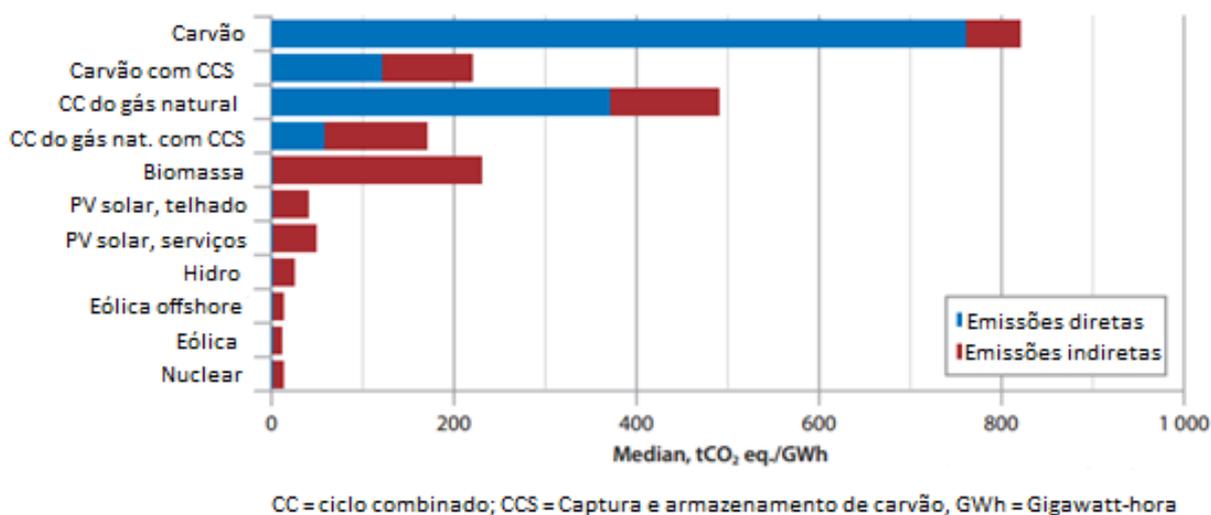


Fonte: (OECD/NEA, 2012).

Em relação à redução das emissões de dióxido de carbono e de outros gases do efeito estufa, sua necessidade já é amplamente reconhecida pela comunidade científica e pela maioria das entidades governamentais, sob pena de implicar em um aquecimento global insustentável. Somente a queima de combustíveis fósseis para a geração de eletricidade responde por 40% do total de emissões no mundo (OECD/NEA, 2012). Neste ínterim, ciclos de geração nuclear não envolvem emissões diretas e as emissões indiretas causadas pela extração e enriquecimento do urânio são bastante inferiores às emissões diretas provocadas pela queima de combustíveis

fósseis, conforme ilustrado na Figura 3; tais níveis de emissão são compatíveis com aqueles observados em ciclos de energias renováveis.

Figura 3 – Emissões diretas e indiretas de gases de efeito estufa para diversos sistemas de geração elétrica.



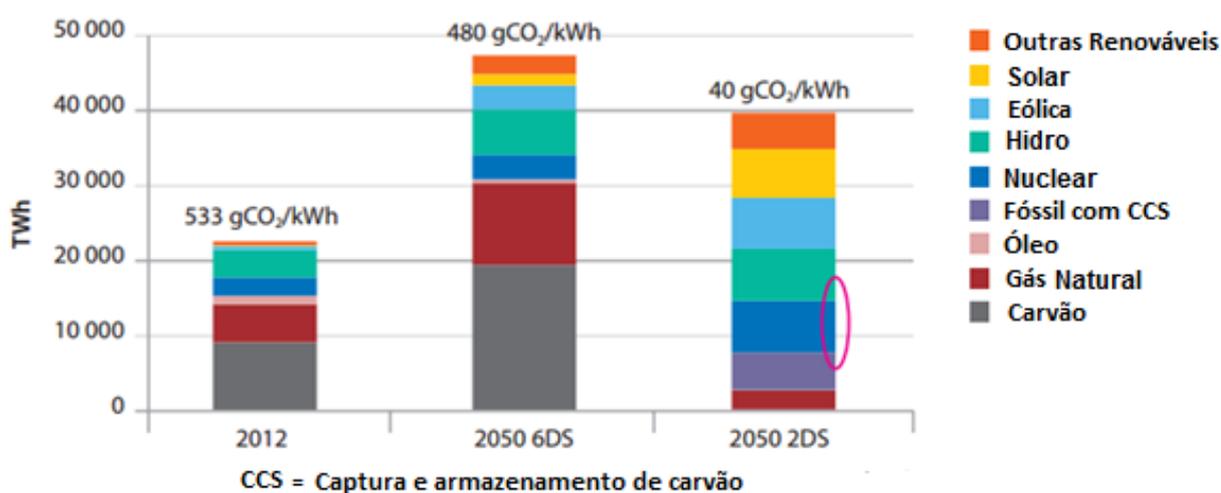
Fonte: (NEA, 2015).

Além disso, uma preocupação recorrente em muitos países está associada à disponibilidade de recursos energéticos adequados a preços razoáveis. No que diz respeito à energia nuclear, ainda que a produção do urânio (seu recurso primário) esteja concentrada em apenas 8 países, estima-se que os recursos estão espalhados em todo o mundo. Acrescenta-se a isso o fato de que a quantidade de combustível requerida em um ciclo de combustão nuclear é bastante inferior, quando comparado com fontes de combustível fósseis. A título de exemplo, a energia gerada a partir de 1 kg de urânio natural usado como combustível é, segundo a OECD (2012), equivalente à energia gerada pela queima de 22.000 kg de carvão, 15.000 kg de óleo ou 14.000 kg de gás natural liquefeito. Com base nestes aspectos, a durabilidade das atuais reservas de urânio, se consideradas as de caráter não convencional, é estimada em 700 anos para reatores térmicos (tecnologia predominante nos reatores em operação atualmente) e em mais de 21.000 anos para os reatores de nêutrons rápidos.

Assim, pode-se concluir que a expansão da energia nuclear representará uma importante contribuição em meio aos esforços empreendidos com o objetivo de promover a "descarbonização" dos sistemas de geração de eletricidade. Cenários apresentados pela IEA, conforme ilustrado na Figura 4, estimam que 90% da produção elétrica, em 2050, será fornecida por fontes de energia de baixo carbono, se forem implementadas políticas para a redução de

50% das emissões de CO₂. Dentre estas fontes de energia, a energia nuclear responderia por quase 25% de toda a matriz elétrica.

Figura 4 – Projeções de cenários para a produção global de eletricidade



Fonte: (NEA, 2015).

Uma maior expansão da indústria nuclear é prevista para as próximas décadas se o desenvolvimento tecnológico de outras fontes de baixo carbono ficar abaixo do esperado ou se seus custos permanecerem relativamente altos. Ainda assim, a IAEA (2013) enumera uma série de questões que deverão ser enfrentadas para que este quadro se consolide:

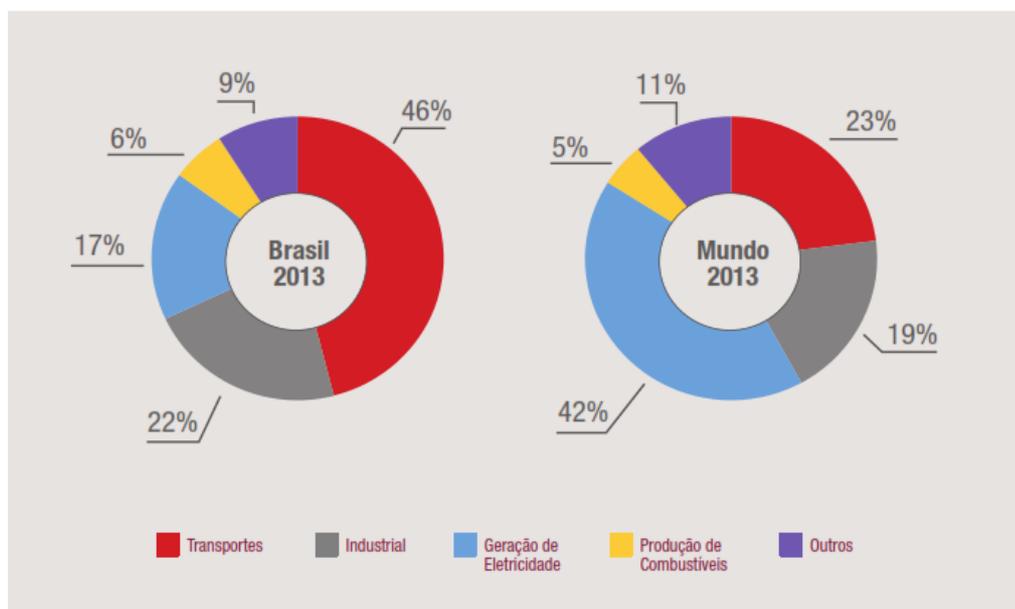
- Disponibilidade de sistemas de fornecimento de urânio adequados, com o aumento da eficiência do uso dos recursos naturais por ele disponíveis;
- Plena implementação de planos de gerenciamento e eliminação de resíduos radioativos;
- Necessidade de tempos de construção e custos de investimentos menores na implantação 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.

O Brasil tem duas usinas nucleares em operação (Angra 1- PWR, 640 MW e Angra 2 PWR, 1350 MW) cuja produção de eletricidade, em 2013, foi de 14,640 TWh ou 2,78% da energia elétrica do país e uma usina em construção (Angra 3 PWR, 1.405 MW) com obras iniciadas em 2010.

O Brasil é eminentemente abastecido por energia hidrelétrica (66,91% de capacidade instalada) cuja geração representou mais de 90% do total em 2012. Espera-se um forte crescimento econômico até 2030, da mesma forma, grande aumento do consumo de energia elétrica. Os planos de expansão da matriz elétrica brasileira (conforme dados da Empresa de Pesquisa Energética - EPE) preveem além da construção de usinas com outras fontes de combustível, a construção de 4 a 8 usinas nucleares num horizonte até 2030, localizadas no nordeste e no sudeste do país (ELETROBRAS, 2014).

No Brasil, 72% das emissões de dióxido de carbono são atribuídas à cadeia do petróleo, sendo que deste total de emissões, 46% são originados pelo óleo usado nos transportes, 22% na indústria, 17% na geração de eletricidade (apesar das hidrelétricas), e 6% para produzir combustíveis (FERREIRA et al., 2016). Na Figura 5 é mostrado que as emissões associadas ao transporte se apresentam relativamente mais importantes no Brasil do que no restante do mundo.

Figura 5 – Perfil de emissões de CO₂ pela queima de combustíveis no Brasil e no mundo em 2013, por segmento.



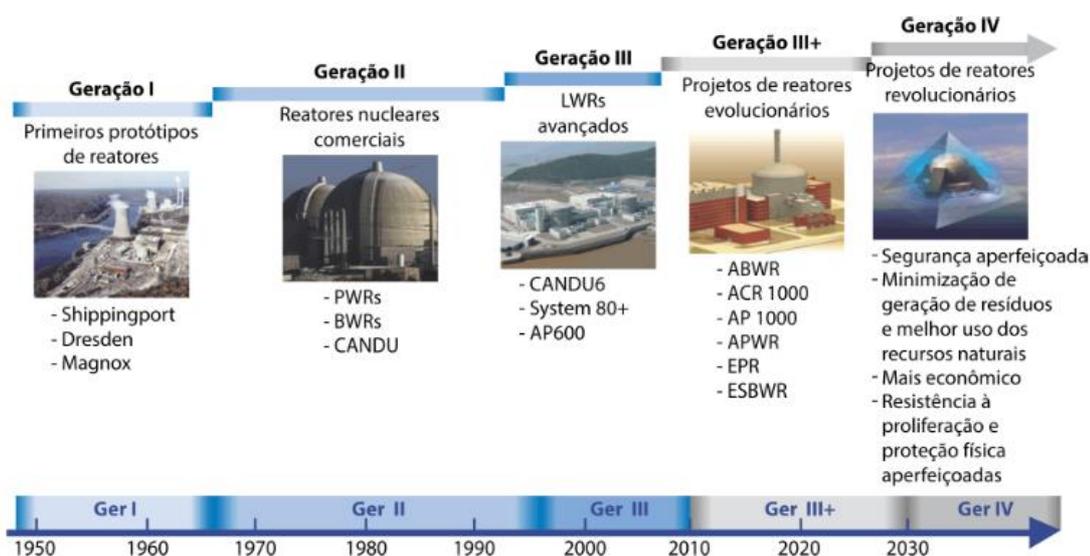
Fonte: (FERREIRA et al., 2016).

Uma das alternativas é uso de hidrogênio como um vetor energético, com o uso células que usem hidrogênio como combustível para o transporte. Apesar dessas tecnologias apresentarem emissão nula, para a produção do hidrogênio é necessário o consumo de alguma outra fonte de energia, e o uso da energia nuclear para produzi-lo permite reduzir o impacto ambiental, associado a este processo.

2.2 Reatores VHTRs

Os mais recentes projetos de reatores nucleares disponíveis comercialmente, conhecidos como reatores da Geração III ou III+, 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. Um quadro ilustrativo da evolução dos reatores nucleares é apresentado na Figura 6.

Figura 6 – Gerações de reatores nucleares.



Fonte: (OECD/NEA, 2012).

No longo prazo, tecnologias de energia nuclear e ciclos de combustível mais inovadores, conhecidos como sistemas da Geração IV, estão sendo desenvolvidos através de fóruns de cooperação internacional. Sendo considerada a mais importante iniciativa para a coordenação das atividades de pesquisa e de desenvolvimento (P&D) em reatores nucleares e ciclos de combustível avançados (IAEA, 2013), o GIF (Generation IV International Forum) conduziu um processo de estudo e de seleção de sistemas nucleares que, ao final de 2002, culminou na

escolha de seis sistemas para os quais dedica-se, desde então, os principais esforços (U.S DOE, 2002). Estes sistemas foram os reatores rápidos refrigerados a sódio (SFR), os reatores de temperatura muito elevada (VHTR), os reatores refrigerados a água supercrítica (SCWR), os reatores rápidos refrigerados a gás (GFR), os reatores rápidos refrigerados a chumbo (LFR) e os reatores de sais fundidos (MSR). Os primeiros reatores comerciais que adotarão conceitos de sistemas da quarta geração são esperados para depois de 2030, quando muitas das centrais nucleares que atualmente se encontram em operação estarão com o tempo de vida útil encerrado ou próximo disso.

Mais conceitualmente maduros, os reatores SFRs e VHTRs são os principais candidatos para a implementação, nos próximos anos, de projetos de demonstração em larga escala de reatores da quarta geração. Em particular, a tecnologia VHTR representa o próximo estágio na evolução dos reatores HTGR (do inglês High Temperature Gas-Cooled Reactor, Reator de Alta Temperatura refrigerados a Gás). Moderados a grafite e refrigerados a hélio, os sistemas VHTRs podem ser usados para a cogeração de calor e de eletricidade com temperaturas de saída entre 700 e 950 °C, e potencialmente com mais de 1.000 °C no futuro.

Para a geração de eletricidade (com alta eficiência, em torno de 50 %), um ciclo direto pode ser adotado, através do uso de uma turbina de gás hélio conectada diretamente ao circuito primário. Para aplicação em processos que requerem altas temperaturas (comuns em refinarias, nas indústrias petroquímica e metalúrgica e na produção de hidrogênio, por exemplo), normalmente é empregado um trocador de calor intermediário. Mais especificamente, a produção de hidrogênio implica o uso de processos termoquímicos e/ou eletrolíticos. Devido à estas características, o VHTR representa uma alternativa bastante atrativa para complexos industriais de larga escala ou para produzir energia elétrica. Um sistema VHTR de cogeração é mostrado na Figura 7.

Base tecnológica para o desenvolvimento dos sistemas VHTRs, os reatores do tipo HTGR utilizam partículas esféricas de combustível encapsuladas. Tais partículas, conhecidas como TRISO (TRIStructural ISOTropic), possuem um núcleo de material físsil envolto em múltiplas camadas de revestimentos refratários. Tais camadas constituem um vaso de pressão em miniatura altamente resistente a corrosão, e essencialmente uma barreira impermeável contra a liberação de produtos radiativos gasosos e metálicos resultantes da fissão do material físsil (KOK, 2009).

A compactação das partículas TRISO para a constituição dos elementos combustíveis representa, segundo KOK (2009), a maior distinção entre os diversos projetos de reatores de alta temperatura sendo classificados em duas categorias: reatores de blocos prismáticos e

reatores de leito de bolas. Uma apresentação da partícula TRISO e dos sistemas de combustível é oferecida na Figura 8.

Figura 7 – Um VHTR modular para produção de hidrogênio e geração de eletricidade.

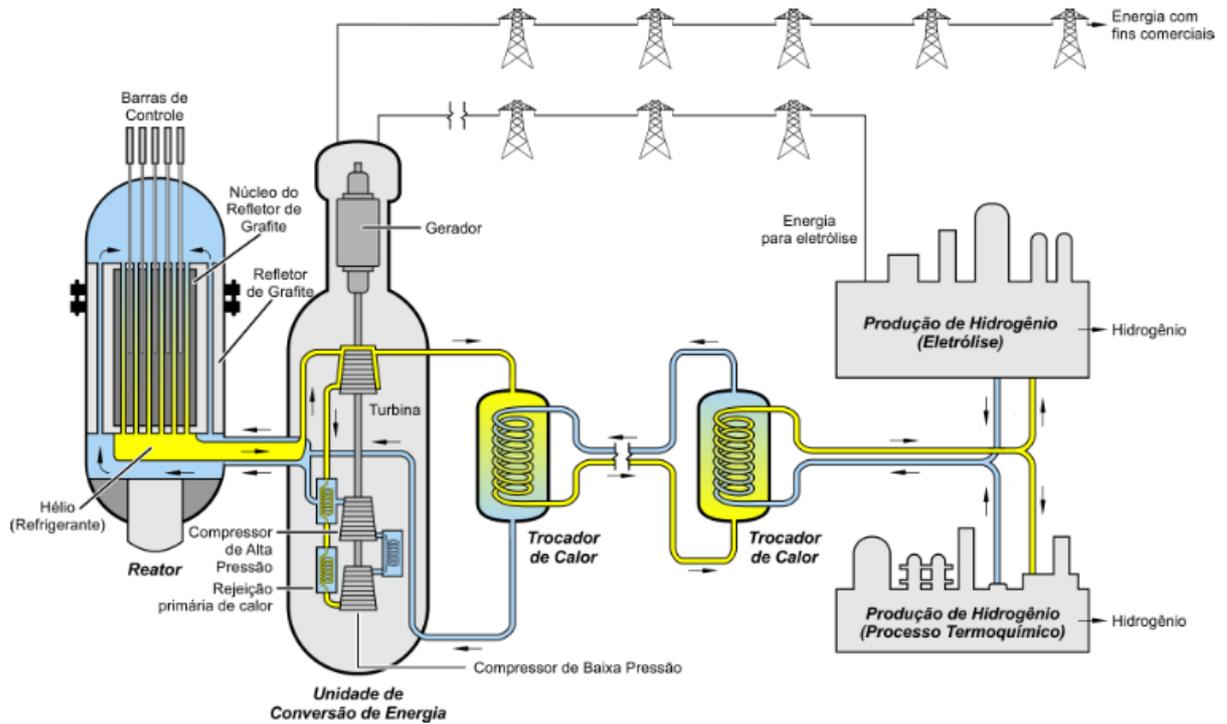
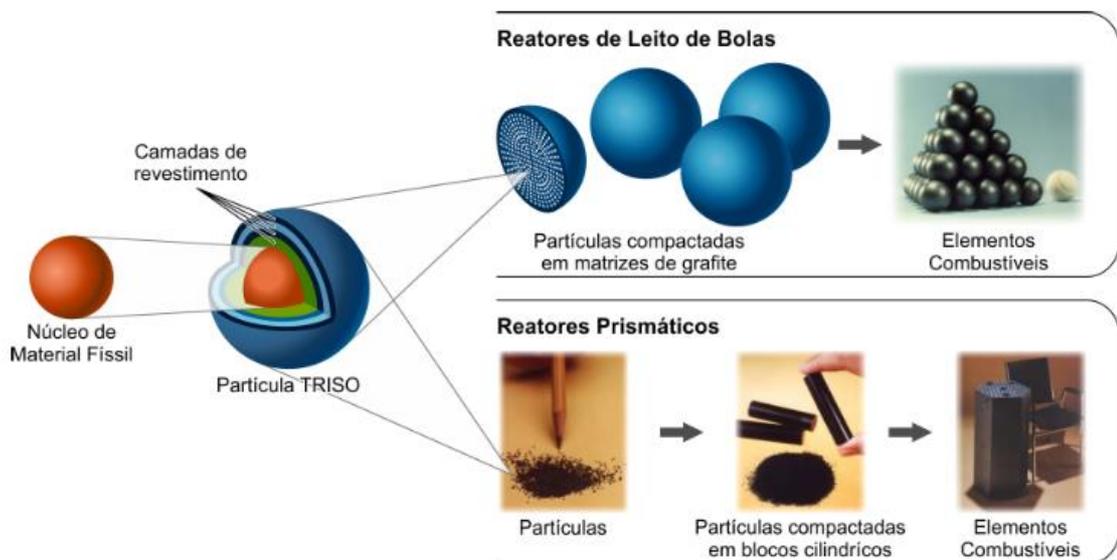


Figura 8 – Partículas TRISO e tipos de elementos combustíveis mais utilizados em reatores VHTRs.



Em um reator prismático, as partículas estão compactadas em matrizes de carbono confinadas na forma de elementos cilíndricos; estes elementos são, por sua vez, carregados em canais de combustível localizados em blocos de grafite de formato hexagonal. O combustível é refrigerado por gás hélio, que flui através de canais de escoamento verticais localizados nos mesmos blocos de grafite. Blocos de combustível gastado são removidos ou substituídos por novos blocos durante interrupções periódicas na operação do reator.

Em reatores de leitos de bolas, as partículas TRISO estão confinadas em elementos esféricos de tamanho equivalente ao das bolas de bilhar. Para a refrigeração, o hélio flui através de um leito empacotado com elementos combustíveis esféricos. Durante a operação do reator, tais elementos são removidos continuamente do núcleo, sendo eles devolvidos ao núcleo ou substituídos por novos elementos combustíveis, a depender das condições de queima do combustível e da configuração do núcleo. Em 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 do que o status global do núcleo pode ser determinado através da medição das temperaturas do combustível inserido naquele núcleo.

Os reatores de leito de bolas são também capazes de utilizar bolas com combustível diferente dentro do mesmo projeto básico do reator (embora talvez não ao mesmo tempo). Outra vantagem é a possibilidade da recarga contínua do combustível: as bolas podem ser removidas da parte inferior do núcleo e inseridas na parte superior, evitando ter que desligar o reator para a recarga do combustível. A recarga contínua impede um excesso de reatividade no núcleo e também permite inspeção contínua das bolas (ABÁNADES; PÉREZ-NAVARRO, 2007; BOER et al., 2009).

Os reatores de leito de bolas têm várias vantagens operacionais e de segurança: por exemplo, alguns projetos 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, o núcleo gera menos potência na medida que aumenta a temperatura. O reator pode ser projetado de modo que, a densidades de potência muito baixas, têm a capacidade de dissipar mais calor através das paredes que aquele gerado no núcleo, permitindo, no caso de acidente, remover o calor residual por métodos passivos.

A tecnologia do reator de leito de bolas foi desenvolvido pela primeira vez na Alemanha com o reator de pesquisa AVR (Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor), destinado a obter experiência operacional com um reator de alta temperatura refrigerado a gás (NICKEL et al.,

2002). O AVR operou por 21 anos (1967-1988) até que foi fechado devido ao desastre de Chernobyl e problemas operacionais. Em 1986, na Alemanha, HKG (Hochtemperatur Kernkraftwerk GmbH) colocou em funcionamento o reator de tório de alta temperatura (THTR), que pela primeira vez utilizou combustível encapsulado de tipo BISO (Bi-structural-isotropic) e trabalhou durante três anos (TALAMO; GUDOWSKI, 2005). Uma tentativa de comercializar um reator de alta temperatura refrigerado a gás com tecnologia de leito de bolas ocorreu na África do Sul com o PBMR (Pebble Bed Modular Reactor), mas foi abandonado em 17 de setembro 2010 (THOMAS, 2011). Atualmente, o maior desenvolvimento desta tecnologia está na China, com protótipo de 10 MW chamado HTR-10 (High Temperature Reactor) sendo investigado para a produção de hidrogênio.

Embora a abordagem inicial para os sistemas VHTRs tenha sido focada na geração de temperaturas de saída muito altas (superiores a 1.000 °C) e na produção de hidrogênio, avaliações de mercado sinalizaram que a cogeração de eletricidade e de calor com temperaturas de saída na faixa de 700 a 850 °C apresentavam grande potencial, resultando no redirecionamento de P&D para projetos que estabeleçam temperaturas de saída menores. A curto prazo, os esforços permanecerão concentrados em projetos do gênero. Além disso, outras demandas de P&D incluem o desenvolvimento de combustíveis e materiais que permitam aumentar as temperaturas de saída do núcleo para valores superiores a 1.000 °C e com os quais possa-se obter queimas de combustível com valores máximos entre 150 e 200 GWd/tHM. Em relação, especificamente, aos elementos combustíveis, é necessário ainda garantir que as temperaturas máximas atingidas, em qualquer regime de operação normal ou em acidentes, estejam dentro de faixas toleráveis para a partícula TRISO. 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. Por fim, são esperados o aperfeiçoamento e a validação de modelos sistêmicos e de dinâmica de fluidos computacional que necessitam avaliar o comportamento termoidráulico do núcleo através de benchmarks teóricos e experimentais (OECD/NEA, 2014).

2.3 Leito empacotado

Nesta tese será estudado o fenômeno do fluxo de gás através de um leito empacotado (packed bed) e como a geometria do leito afeta o fluxo. Um leito empacotado pode ser definido como um número de partículas jogadas em um recipiente. As partículas formam uma matriz

com uma estrutura contendo vazios ou poros em que o fluxo é livre para se infiltrar. Uma coluna empacotada é um caso específico onde o leito empacotado está confinado dentro de um tubo cilíndrico. A coluna empacotada pode ser fixa ou fluidizada. Como o nome indica as partículas do leito fixo estão estáticas e fixos numa posição. Um leito fluidizado é o fenómeno em que as partículas estão em suspensão, determinado pelo fluxo de fluido. Neste trabalho estamos interessados apenas no estudo de leitos fixos, suas características geométricas e sua influência sobre o fluxo.

2.3.1 Regimes de empacotamento

Além da geometria da partícula, a disposição como estas são organizados dentro do leito é muito influente em relação à facilidade com que o fluido pode passar através do meio. No caso de partículas de formas e tamanhos irregulares aleatoriamente, como o caso de partículas de carvão mineral, o regime de empacotamento será sempre aleatório e não estruturado, sem descrição matemática da orientação e da posição das partículas. Os leitos podem ser pouco empacotados ou densamente empacotados, segundo o número de partículas empacotadas em um determinado volume. Também o empacotado pode ser estruturado ou não estruturado. Se o regime de empacotado é considerado estruturado, as coordenadas de cada partícula podem ser descritas matematicamente.

O astrónomo Johannes Kepler (SZPIRO, 2003), estudou o empacotado de partículas esféricas de igual diâmetro, para determinar qual é a forma mais eficiente de empacotá-las. Ele questionou se as esferas devem ser empacotadas diretamente uma por cima da outra, conhecida como disposição cúbica simples (Simple Cubic - SC), ou devem ser colocadas camadas de esferas de modo que as esferas da segunda camada caem nos buracos formados pela primeira camada, conhecida como disposição cúbica centrada nas faces (Face Centered Cubic - FCC). A suposição de Kepler foi que a disposição cúbica centrada nas faces era o cenário mais denso possível de empacotado, mas ele não pôde prová-lo matematicamente. Fato demonstrado por outros matemáticos muitos anos depois.

2.3.2 Disposição das bolas

Além das duas disposições descritas por Kepler existe outra conhecida como disposição cúbica centrada nos corpos (Body Centered Cubic - BCC). A diferença entre esta e a disposição cúbica centrada nas faces é que, a primeira camada superior ocupa a cavidade

formada por quatro esferas, e na segunda ocupa a cavidade formada por três esferas. Nas Figura 9, Figura 10 e Figura 11 as suas características são apresentadas.

Figura 9 – Disposição cúbica simples (Simple Cubic - SC).

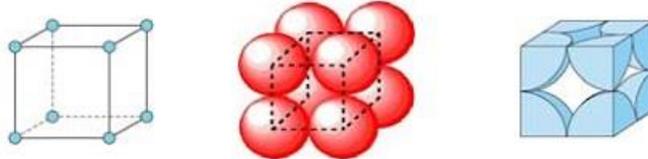


Figura 10 – Disposição cúbica centrada nos corpos (Body Centered Cubic - BCC).

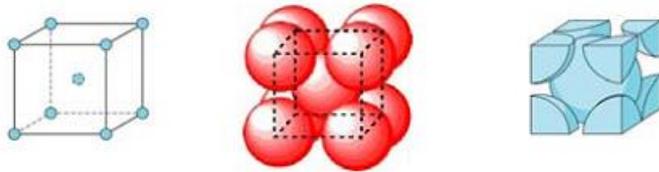
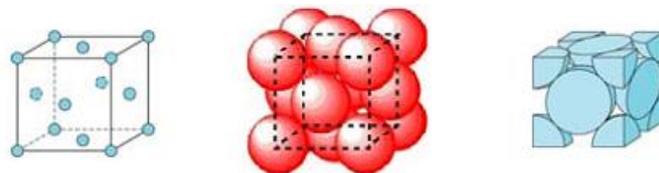


Figura 11 – Disposição cúbica centrada nas faces (Face Centered Cubic - FCC).



A fração de empacotamento caracteriza a eficiência destas disposições e é definida como a razão entre o volume ocupado pelas bolas (V_p) e o volume total (V).

$$f = \frac{V_p}{V} \quad (1)$$

Na disposição cúbica simples é obtida uma fração de empacotamento aproximada de 0,52, na disposição cúbica centrada nos corpos de 0,68 e na disposição cúbica centrada nas faces de 0,74.

2.3.2 Razão de aspecto

Para comparar cenários semelhantes com diferentes valores dimensionais é recomendável o uso de propriedades adimensionais. A propriedade principal adimensional utilizada para caracterizar um leito empacotado é a razão entre o diâmetro do recipiente (D) e das partículas (d_p). Esta é definida como razão de aspecto (Aspect Ratio), dada como:

$$A_r = \frac{D}{d_p} \quad (2)$$

Os leitos empacotados são classificados como de baixa ou alta razão de aspecto. Conforme esperado, o perfil de velocidade através de um leito de alta razão de aspecto seria quase uniforme e pode ser considerado como uma rede pseudo-homogênea de capilares, com um fluxo uniforme. A rede de fluxo através de um leito de baixa razão de aspecto seria altamente desordenada devido à variação local na porosidade. O valor exato em que um leito de baixa razão de aspecto se torna alto não é bem definido. Contudo, $A_r = 50$ normalmente é sugerida como um valor razoável para distinguir entre baixa e alta razão de aspecto.

Além da razão de aspecto, a altura do leito pode ser definida como a razão da altura do leito adimensional, que descreve a relação entre a profundidade do leito (L) e o diâmetro da partícula:

$$H_r = \frac{L}{d_p} \quad (3)$$

2.3.3 Porosidade

Um leito empacotado pode ser descrito como uma restrição ou bloqueio parcial num conduto, que interage de alguma maneira com o fluido. A facilidade com a qual o fluido pode passar no meio é determinada pelo volume do vazio no leito V_v e é regido pela área disponível para a passagem do fluxo. Isto pode ser representado de uma forma adimensional como porosidade média (ε), dada como:

$$\varepsilon = \frac{V_v}{V} \quad (4)$$

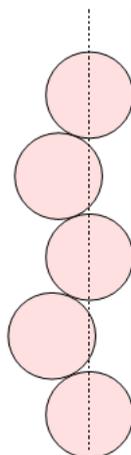
Onde V é o volume total. A relação entre a porosidade média e a fração de empacotamento é dada pela:

$$\varepsilon = 1 - f \quad (5)$$

As partículas diretamente adjacentes à parede confinante não podem ser empacotadas de forma tão eficiente como as restantes no centro do núcleo do leito, devido à superfície plana

do recipiente. Como resultado tem um aumento da porosidade próximo à parede (Figura 12) em comparação com o núcleo do leito. Esta região de maior porosidade é referida como região da parede, enquanto a região não afetada pela parede é considerada região de núcleo do leito.

Figura 12 – Região da parede num leito empacotado.



2.3.4 Características do leito nos reatores de leito de bolas

Em reatores do tipo leito de bolas, o número de bolas que cabem dentro do núcleo dependerá da maneira pela qual são compactadas dentro. Os reatores de leito de bolas na realidade têm uma configuração aleatória do leito, com uma fração de empacotamento entre 0,58 e 0,64. Este é um parâmetro importante para o estudo neutrônico e termoidráulico, uma vez que a razão entre o volume ocupado pelas bolas de combustível e o ocupado pelo gás de refrigeração pode afetar fortemente a constante de multiplicação efetiva e outras propriedades neutrônicas indiretamente, tais como os perfis de potência. Além disso, quanto mais compacto é o leito maior resistência encontrará o refrigerante que passa através do núcleo e maior a queda de pressão experimentada (GARCÍA, 2012).

Para produzir uma determinada potência no reator quanto mais bolas têm o leito, precisará produzir menos energia cada bola e haverá menos risco de que o combustível atinja uma temperatura excessivamente elevada que poderia prejudicar a sua integridade. Em estudos iniciais, no projeto do PBT (Pebble Bed Transmutator) realizado em ABÁNADES; PÉREZ-NAVARRO (2007) e o pré-projeto do TADSEA (Transmutation Advanced Device for Sustainable Energy Applications) realizado em ROSALES (2008), foi considerado um leito de bolas com uma configuração ordenada com uma fração de empacotamento de 0,74, porque este é o valor máximo possível em um meio infinito. Depois, em GARCÍA et al. (2012) foi

redesenhado o núcleo do TADSEA com uma porosidade mais próxima à real dependendo das suas características geométricas, com uma fração de empacotamento de 0,64.

2.3.5 A física do fluxo em leitos empacotados

A natureza do fluxo através de leitos empacotados é complexa e notoriamente difícil de estudar por causa das características complexas do meio. Em um leito de alta razão de aspecto, o fluxo pode ser considerado como estatisticamente homogêneo devido aos poros de tamanho relativamente uniforme. Em um leito de baixa razão de aspecto a estrutura do leito é consideravelmente desordenada e a interligação de poros de grandes dimensões aumenta a velocidade de canalização. Em alguns casos, um caminho de fluxo individual pode ser determinado como a corrente principal, onde a maior parte do fluxo é canalizado, como resultado das heterogeneidades do empacotado. Além disso, a região da parede tem grande influência e complica ainda mais o fluxo. É conhecido que em leitos de baixa razão de aspecto, a porosidade da parede é considerada maior, isso faz que este seja o caminho de menor resistência e há um aumento na canalização.

O transporte de fluido através de um meio poroso obedece às mesmas relações básicas da mecânica dos fluidos. O volume do fluido transportado por unidade de tempo através do leito é descrito pela vazão Q (m^3/s). Este é relativo à velocidade de superfície U_s , dada por:

$$U_s = \frac{Q}{A} \quad (6)$$

Onde A (m^2) é a área da seção transversal do duto. A velocidade de superfície é chamada assim porque é a velocidade que estaria presente na ausência de leito.

Outro termo utilizado para descrever a velocidade é a velocidade intersticial. U_i , que é uma velocidade média entre os poros. Esta leva em conta a porosidade do leito através da relação (BAKER, 2011):

$$U_i = \frac{U_s}{\varepsilon} \quad (7)$$

Esta é uma forma da média da velocidade entre os poros e é obtida a partir da propriedade de porosidade média do leito, devido a que a porosidade não é constante em todo o leito.

2.3.6 Regimes de escoamento

O escoamento de fluido pode ser caracterizado por um conjunto de números adimensionais. O número de Reynolds (REYNOLDS, 1883) é o mais importante para este trabalho e caracteriza a proporção de forças de inércia e viscosas, e é definido como:

$$\text{Re} = \frac{\rho UL}{\mu} \quad (8)$$

Onde ρ é a densidade do fluido (kg/m^3), U é a velocidade (m/s), μ é a viscosidade dinâmica ($\text{Pa}\cdot\text{s}$), e L é o comprimento característico da geometria do fluxo. No caso de tubo é simplesmente o diâmetro, no caso do aerofólio é a meia corda, etc. Hoje em dia são categorizados os modos de fluxo observados por Reynolds como laminar, de transição e turbulento.

O fluxo laminar é o movimento do fluido, em que as camadas de fluido deslizam umas sobre as outras, em forma de lâminas paralelamente dispostas. Os efeitos de viscosidade são dominantes e o fluxo não exhibe instabilidades.

No caso do fluxo em tubulações, os esforços de corte como resultado da interação do fluido com a parede, produzem um perfil de velocidade parabólico. Se o número de Reynolds é aumentado, o fluxo laminar evolui para um regime de transição. O perfil laminar torna-se um comportamento instável e caótico (turbulência), que amortecem os efeitos moleculares. Se o número de Reynolds continua aumentando, o comportamento caótico é cada vez mais frequente, terminando de destruir a estrutura laminar, levando a um regime de fluxo de turbulência completa.

O fluxo turbulento é caótico com flutuações aleatórias na velocidade e formação de vórtices (redemoinhos), que são aleatórios no espaço, tempo e de frequências variáveis. Portanto, o fluxo é altamente rotacional, difusivo e dissipativo e não é possível derivar um modelo completo do fenômeno. A maioria dos vórtices estão associados com as flutuações de baixa frequência em que o tamanho é regido pela geometria do confinamento. Eles ganham sua energia cinética das tensões e deformações da interação dos fluidos com o entorno. Os vórtices maiores são divididos em vórtices menores em que a energia cinética é dissipada, conhecida como cascata de energia.

Os vórtices pequenos são divididos em turbilhões menores possíveis que são dependentes da viscosidade e regulados pela escala de comprimento de Kolmogorov e

representam turbulência de alta frequência. A transição de pequenos vórtices nos vórtices menores possíveis é onde a maior parte da energia cinética é dissipada na forma de calor e em menor escala na forma de energia sonora.

Normalmente se pensa nos vórtices como helicoidais ou espirais no fluxo livre é o caso na maioria das vezes, mas a interação com os fluidos circundantes frequentemente distorce a forma dos vórtices devido a tensão de corte e deformação através da interação do fluido com a parede.

Como a viscosidade é o principal contribuinte ao amortecimento de vórtices no fluxo turbulento, em correntes de fluidos de baixa viscosidade, como o ar, a turbulência é mais frequente. O fluxo laminar é mais comum em fluxos de alta viscosidade, tais como petróleo ou polímeros.

A equação proposta por Reynolds é utilizada para fazer uma aproximação de engenharia para determinar o modo de fluxo do fluido. O número de Reynolds crítico em que a transição de laminar a turbulento ocorre é comumente aceito como $Re_{crit} = 2300$ para o fluxo em um tubo circular com base no seu diâmetro como comprimento característico. Uma abordagem mais realista é assumir como fluxo laminar em um tubo circular aquele com $Re < 2300$, de transição com $2300 < Re < 4000$ e regime totalmente turbulento para $Re > 4000$. Este valor só é aplicável a um tubo circular e não é válido para os canais abertos, dutos quadrados, etc, onde outros valores críticos são definidos experimentalmente.

2.3.7 Número de Reynolds em leitos empacotados

Como o fluxo na tubulação, o fluxo em leitos empacotados pode ser caracterizado pelo número de Reynolds, mas é ainda mais complicado pela presença de múltiplas formas do número de Reynolds, com base em parâmetros e comprimentos característicos diferentes e cada um com valores críticos diferentes para o aparecimento de turbulência.

Em muitas aplicações de leitos empacotados o número de Reynolds é definido como:

$$Re_{dp} = \frac{\rho U d_p}{\mu} \quad (9)$$

Onde o comprimento característico é simplesmente o diâmetro equivalente da partícula, e é conhecido como o número de Reynolds da partícula. Esta equação só depende das propriedades do fluido e do diâmetro da partícula, e não faz qualquer referência à porosidade do leito, ε . Com base nessa equação e no empirismo, um novo conjunto de valores para o fluxo

crítico é levantado, caracterizando o fluxo laminar para $Re_{dp} < 10$, de transição com $10 < Re_{dp} < 300$ ou turbulento para $Re_{dp} > 300$.

No entanto, estes experimentos foram conduzidos primariamente usando jato de tinta, e embora a utilização do jato de tinta seja um método bem estabelecido e preciso para determinar o aparecimento de turbulência nos tubos e canais abertos, quando esta técnica é aplicada a meios porosos, apresentam problemas.

Para fluxo laminar, o fluxo de tinta é mantido ao longo de uma linha de fluxo de corrente. Para um fluxo turbulento a linha de fluxo de corrente quebra devido à formação aleatória de vórtices. Devido à geometria dos leitos empacotados, os pequenos poros amortecem a formação de grandes vórtices no interior do leito.

Em alguns casos, mesmo quando todas as partículas do leito são uniformes em tamanho e forma, o volume de poros pode variar devido a um empacotamento heterogêneo e aleatório. Neste caso, existe uma grande possibilidade de que os três estados de escoamento existam no interior da estrutura. Sabe-se que a facilidade de que o fluxo passe através do meio poroso é altamente dependente da porosidade, em que o número de Reynolds dos leitos empacotados é definido como (KANG, 2010):

$$Re_p = \frac{\rho U d_p}{\mu(1-\varepsilon)} = \frac{\rho U d_p}{\mu f} \quad (10)$$

Que é simplesmente o número de Reynolds da partícula modificado pelo número adimensional de fração de empacotamento e só pode ser usada para leitos empacotados. Esta modificação foi usada pela primeira vez em ERGUN (1952) e a partir daí adoptada para os limites das possíveis correlações. Devido à adição da porosidade ao número de Reynolds de leitos empacotados, ele é particularmente útil para a comparação de leitos com diferentes porosidades.

Quando o número de Reynolds é aplicado em um leito empacotado, deve-se considerar que esta é uma entidade global ou média do leito. Quando o padrão de fluxo do leito e as propriedades geométricas são quase uniformes, em um leito de alta razão de aspecto, o número de Reynolds médio fornece uma representação média realista do fluxo. Por outro lado, para um leito de baixa razão de aspecto com uma geometria desordenada e grande influência da região de parede, o número de Reynolds é susceptível de variar consideravelmente.

Analisando o leito em macroescala nota-se que a porosidade pode variar consideravelmente, especialmente na região próxima da parede. Dependendo da porosidade a velocidade pode variar dentro do leito, devido a canalização do fluxo e mudar os caminhos das principais correntes. Devido a estes efeitos, o número de Reynolds do leito pode variar consideravelmente através do meio. Com base neste pressuposto, o fluxo pode ser laminar em algumas áreas do leito, mas também apresentar turbulência estocástica em outras.

2.3.8 Queda de pressão

Tem sido discutido que uma coluna empacotada pode ser considerada como um bloqueio parcial em uma tubulação. Devido a isto forma-se uma contrapressão ou queda de pressão (ΔP), pela dificuldade com que o fluido passa através do meio, e em unidades SI é dada em Pa.

A queda de pressão pode ser descrita como uma função das propriedades do leito e o fluido como:

$$\Delta P = f(\varepsilon, \tau, d_p, D, L, Re) \quad (11)$$

Correlações teóricas e empíricas têm sido derivadas para relacionar esses parâmetros como uma equação de queda de pressão. Um dos parâmetros mais importantes que influenciam a queda de pressão do leito é a porosidade do leito, ε . Juntamente com isto, tem forte influência o comprimento do leito é a tortuosidade, τ .

A tortuosidade como o seu nome indica é o caminho de uma partícula de fluido a partir da entrada para a saída do leito, e é dada por:

$$\tau = \frac{L_0}{L} \quad (12)$$

Onde L é o comprimento do leito e L_0 é a distância percorrida por uma partícula de fluido. No entanto, determinar um valor preciso da tortuosidade do leito é quase impossível experimentalmente, devido à natureza opaca de um leito empacotado. Um leito pode ter valores geométricos idênticos, tais como a porosidade, razão de aspecto, e diâmetro de partícula, mas pode variar consideravelmente a tortuosidade.

Considere dois cenários (Figura 13) contendo esferas idênticas, com a mesma porosidade e razão de aspecto. No primeiro as esferas no leito estão dispostos em formação cúbica simples e no segundo estão dispostos de forma aleatória e desordenada. No primeiro cenário, há uma resistência pequena ao fluxo, a maior parte das partículas de fluido são

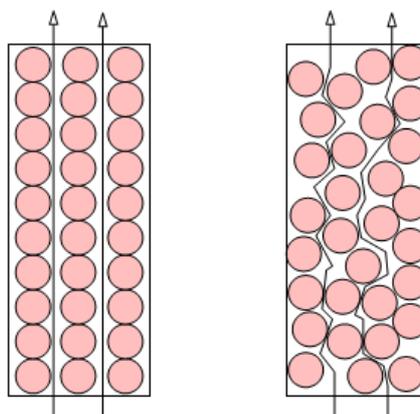
canalizados através dos poros. No segundo cenário as partículas do fluido são bloqueadas pelo meio e não há nenhum caminho direto pelo qual podem viajar. O segundo leito é considerado mais tortuoso do que o primeiro.

Em relação a leitos de alta razão de aspecto, heterogeneidades, tais como os efeitos de parede de confinamento e porosidade local, tem um efeito considerável sobre a queda de pressão.

Em muitas aplicações de leitos empacotados, o efeito de maior importância para os cientistas e engenheiros é a queda de pressão. O modo mais conclusivo de determinar a queda de pressão através de um leito empacotado é a realização de pesquisa experimental para cada caso. Isto envolveria a criação de uma geometria adequada e forçar um fluido através do meio com a utilização de um sistema de bombeamento, com um manômetro colocado nos extremos para medir a queda de pressão.

No caso de reatores nucleares de leito de bolas as correlações mais aceitas para a queda de pressão e outros parâmetros termoidráulicos, estão na Guia de Segurança Alemão para HTGRs (KTA, 1978, 1981, 1983, 1984, 1986).

Figura 13 – Tortuosidade. Esquerda, disposição cúbica simples. Direita, disposição desordenada aleatoriamente.



2.4 Simulação termoidráulica de reatores de leito de bolas

A termoidráulica tem desempenhado um papel vital desde os anos 1950 no projeto, operação, desempenho e segurança de usinas nucleares. Também enfrentam desafios significativos os projetistas de reatores em relação ao projeto e modelagem termoidráulica associada para projetos conceituais de reatores avançados. Os efeitos tridimensionais locais não

são capturados com códigos de sistemas nucleares, usados no projeto e licenciamento dos reatores nucleares até agora (ROTH; AYDOGAN, 2014; SAHA et al., 2013). Devido ao padrão de fluxo complexo no núcleo VHTR e um grande progresso na capacidade computacional, intensificou-se o uso da Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD) para a simulação termoidráulica para este e outros novos conceitos de reatores.

Existem duas abordagens principais para simulação em CFD da geometria de leitos empacotados: abordagem de meio poroso e abordagem realística. Na abordagem de meio poroso, um conceito de porosidade média é aplicado para simular a geometria do leito. Na abordagem realística, é modelada cada bola do leito empacotado de forma realista. Em WU et al. (2010) foram feitas comparações entre as duas abordagens, e os resultados revelaram que a abordagem porosa para o leito empacotado pode razoavelmente capturar as características globais termoidráulicas, incluindo o aumento do gradiente de pressão e temperatura do fluxo de gás através das bolas. No entanto, com a abordagem realística podem-se simular as características anisotrópicas de fluxo dentro dos poros, incluindo a separação do fluxo e formação de vórtices, necessário para compreender a física do mesmo e aumentar a precisão da previsão dos pontos quentes no núcleo, que pode afetar a integridade do combustível. Mas a grande desvantagem é que o tempo de cálculo necessário para a simulação com a aproximação realística é aproximadamente 3000 vezes superior aos necessários para a abordagem do meio poroso.

2.4.1 Modelo de meio poroso

Um dos maiores projetos dedicados ao desenvolvimento da tecnologia VHTR, na forma do Pebble Bed Modular Reactor (PBMR), foi financiado por mais de 10 anos pelo governo da África do Sul em colaboração com a Westinghouse, infelizmente interrompido em 2011 por falta de investidores. Este projeto gerou uma grande quantidade de conhecimento da tecnologia, que em JANSE VAN RENSBURG; KLEINGELD (2011), são publicados os principais resultados das simulações termoidráulicas integrais com CFD deste projeto de reator, usando o modelo de meio poroso do núcleo de mais de 450000 bolas. A utilização desta metodologia permitiu um cálculo completo do núcleo. Parâmetros necessários na análise de segurança exigidos para o licenciamento foram obtidos, como as temperaturas dos componentes e do refrigerante, gradientes de temperatura através de componentes, a queda de pressão através do sistema, e outros resultados importantes. Mais recentemente, PILEHVAR et al. (2013) realizou

uma avaliação da compressibilidade do gás para o PBMR, determinando o seu efeito sobre a queda de pressão no leito.

Outro trabalho, onde o núcleo de outro reator de leito de bolas é simulado com modelo de meio poroso foi apresentado em GARCÍA et al. (2012). Nele foi realizado o projeto conceitual do novo dispositivo com 100 MWth, chamado Dispositivo Avançado de Transmutação para Aplicações Sustentáveis de Energia (TADSEA). Para a nova configuração, cálculos termoidráulicos são realizados para assegurar que a temperatura na saída do núcleo seja suficientemente alta para permitir a produção eficiente de hidrogênio por métodos de alta temperatura. Os perfis de temperatura do refrigerante são obtidos a partir das distribuições de densidade de potência calculadas previamente, axial e radialmente.

2.4.2 Modelo realístico

Destaca-se principalmente três grupos de pesquisa nesta área: o grupo da Universidade National Tsing Hua na China, o grupo da Universidade de Texas em EUA e o Nuclear Research and Consultancy Group (NRG) na Holanda.

2.4.2.1 Grupo Universidade Tsing Hua

Um dos artigos mais importantes sobre o assunto é FERNG; LIN (2013). A maior parte deste artigo investiga os efeitos de dois arranjos diferentes de empacotamento (BCC e FCC) nas características termoidráulicas dentro do núcleo de um PBR, incluindo a aceleração de fluxo, formação de vórtice e separação de fluxo nos poros; variação anisotrópica do número Nusselt e da temperatura sobre a superfície das bolas, etc.

Os resultados sugerem que, devido à estrutura de rede mais compacta, a aceleração do fluxo sobre as esferas num arranjo FCC é maior que no BCC, resultando em uma maior capacidade de transferência de calor e na temperatura mais baixa das bolas. O número de Nusselt médio obtido é reduzido a partir da primeira para a sétima camada de bolas, o que implica que pudesse alcançar uma condição térmica de fluxo totalmente desenvolvido.

Os resultados concordam qualitativa e quantitativamente com os calculados pela correlação KTA (a mais aceita no projeto de reatores de leito de bolas). Além disso, o modelo é avaliado utilizando os dados medidos por YANG et al. (2012), para arranjo BCC mostrando uma boa concordância com estes.

Este grupo tem dois outros trabalhos muito importantes: WU et al. (2010) e KAO et al. (2013). O primeiro discute as vantagens e desvantagens das abordagens meio poroso e modelo realístico, tal como discutido na introdução. O segundo investigou a distribuição do coeficiente de transferência de calor em múltiplas esferas em uma matriz 3-D, usando medidas experimentais e previsões de CFD. Os experimentos foram conduzidos pela passagem de ar quente através de um conjunto de 12 esferas dentro de um canal de fluxo e as simulações de CFD são realizadas com cinco modelos de turbulência. As comparações de distribuições medidas e previstas dos coeficientes de transferência de calor na superfície das esferas, revelam que os modelos de turbulência que melhor prediz em as características de transferência de calor para as esferas em diferentes regiões da matriz são o modelo v2-f, e também o modelo k- ϵ standard.

Logo em KAO et al. (2014), usando o modelo de turbulência v2-f, é feito um estudo da influência dos efeitos de bloqueio para um arranjo de esferas para proporcionar um maior grau de compreensão sobre as interações complexas entre as esferas. Com base nos resultados de simulação, é determinado que existe um valor ótimo para a razão de bloqueio para a obtenção do coeficiente de transferência de calor máxima global para uma matriz de esfera, mas depende do arranjo, o diâmetro das esferas, as propriedades dos fluidos, dentre outros.

2.4.2.2 Grupo Universidade de Texas

Este grupo tem um dos primeiros trabalhos publicados sobre o tema da modelagem realística de leitos empacotados de PBR, que é YESILYURT (2003), onde a simulação de fluxo de uma região do núcleo do PBMR é realizada utilizando diferentes modelos de turbulência. A queda de pressão na região simulada foi calculada teoricamente e comparadas com os resultados da simulação. Notou-se que, na simulação, a queda de pressão no núcleo é superestimada com relação aos resultados teóricos.

Inicialmente em HASSAN (2008), e logo em HASSAN; DOMINGUEZ-ONTIVEROS (2008) foi realizado um trabalho experimental para estudar a estrutura complexa do fluxo através dos poros de um leito empacotado. Informação detalhada qualitativa e quantitativa foi obtida dos campos de velocidade, utilizando velocimetria de rastreamento de partículas e índice de refração de líquido combinado. Os dados obtidos seriam úteis para melhorar a compreensão do fluxo através de um leito empacotado e para ser usados na validação do código de CFD.

Seguindo o estudo experimental desenvolvido pelo grupo, foi construída uma instalação experimental para investigar a queda de pressão em leitos de bola e foi realizada uma

comparação com as correlações existentes, realizado em KANG (2010), onde mostra-se que as correlações da queda de pressão encontrados na literatura, não preveem a queda de pressão corretamente para altos números de Reynolds e baixas razões de diâmetro do leito-partículas. Uma nova correlação da queda de pressão foi desenvolvida para altos números de Reynolds ($20.000 < Re_p < 29.936$) e baixas razões de diâmetro do leito-partículas ($D/d_p < 5$).

Posteriormente, foi realizado um estudo do fluxo em uma região do PBMR (GANDHIR, 2011), usando as configurações SC e BCC, com diferentes modelos de turbulência. A queda de pressão obtida com a geometria SC complementa bem a correlação da KTA e o perfil de fluxo de fluido calculado foi semelhante ao esperado. Por outro lado, no caso de a geometria BCC, apresentaram diferentes resultados dos três modelos de turbulência que foram usados, e foi recomendado o uso do modelo LES (Simulação de grandes remoinhos).

2.4.2.3 Nuclear Research and Consultancy Group (NRG)

Este grupo tem seguido um caminho diferente, orientado à validação de programas de CFD com base nos resultados de uma simulação numérica direta (DNS). Em SHAMS et al. (2012) é feita uma discussão sobre os trabalhos publicados sobre o tema, considerando as limitações na modelagem da turbulência neste problema, convertido em um grande desafio, pois é de grande importância para prever com precisão os detalhes do fluxo. Por isso, propõe-se que uma avaliação detalhada da física do fluxo de leito de bolas precisa ser feita com DNS, porque uma compreensão de um fluxo complexo é difícil de obter a partir de experimentos. Portanto, DNS, é considerada como uma técnica de simulação avançada e precisa e pode servir como uma alternativa para validar os modelos de turbulência.

A fim de obter um domínio computacional otimizado e bem definido que pode servir como referência, foi otimizada a geometria de uma célula unitária FCC, as condições de contorno, e geração de malhas da geometria do leito, com o auxílio de modelagem com RANS.

Logo em SHAMS et al. (2013a) e SHAMS et al. (2013b) foi realizada a simulação quase-DNS da célula unitária FCC otimizada em SHAMS et al. (2012) a fim de gerar uma base de dados de referência de alta qualidade. A base de dados inclui duas seções diferentes, através do domínio para visualização qualitativa do campo de fluxo, e 43 perfis (de diferentes propriedades) em diferentes locais no domínio computacional. Este resultado permitirá comparações quantitativas. A simulação foi realizada no cluster do grupo de NRG, utilizando 60 processadores cada um com uma velocidade de 2,6 GHz, resultando em um tempo total de computação de 6.072 horas (253 dias).

Após este trabalho de validação, foram publicados dois estudos com diferentes níveis de modelagem de turbulência: SHAMS et al. (2013c) e SHAMS et al. (2013d). No primeiro são feitas as simulações numéricas da célula unitária FCC otimizada utilizando o modelo de LES com base em WALE. A partir dos resultados e extensa comparação (qualitativa e quantitativa) com os dados q-DNS disponíveis, uma diferença máxima de 6% foi encontrada, e a simulação foi 6 vezes mais rápida. No segundo artigo, foram realizadas simulações de três variantes diferentes de modelos DES (Detached Eddy Simulation), e os resultados também comparados com q-DNS. Entre eles, o modelo IDDES–SST mostrou melhor correspondência e a simulação foi 14 vezes mais rápida do que q-DNS.

Infelizmente, a maioria destes estudos usam estruturas de empacotados regulares para simplificação. Em PAVLIDIS; LATHOUWERS (2013a) foram apresentados dois modelos para a geração aleatória de leitos empacotados com pequenos números, de menos de 50 esferas. Os modelos são comparados com os dados numéricos de referência de leitos de muitas esferas com boa concordância qualitativa e quantitativa. Em PAVLIDIS; LATHOUWERS (2013b) propõe-se um método novo para a modelagem realista, baseado em uma malha adaptativa, LES e tratamento implícito das fronteiras sólidas. O modelo resultante é capaz de resolver numericamente leitos empacotados aleatoriamente, começando com malhas grossas arbitrárias.

No trabalho SHAMS et al. (2015) também é usado uma geometria com um leito empacotado aleatoriamente e comparados vários modelos de turbulência, e foi indicado que o modelo $k-\varepsilon$ parece ser uma via possível para prosseguir para tal configuração de fluxo complexo.

2.4.2.4 Outros trabalhos relevantes

Um dos primeiros trabalhos sobre o assunto de leitos empacotados com modelo realístico, mas não com as características de um PBR foi realizada por NIJEMEISLAND; DIXON (2001). Foi utilizada uma instalação experimental em uma coluna cheia com 44 esferas e uma parede aquecida. Uma boa concordância quantitativa e qualitativamente foi obtida entre simulação CFD e resultados experimentais.

Um trabalho muito importante, realizado por LEE et al. (2007a), investigou a influência da separação entre as esferas com a simulação do fluxo através de duas esferas a diferentes distâncias umas em relação às outras, usando modelos de turbulência $k-\varepsilon$. Concluiu-se que a abordagem de separações poderia dar informações incorretas sobre os campos de fluxo locais, apesar de suas vantagens (simplificação do cálculo e geração de malha). Resultados mais

precisos foram obtidos quando se utilizou os contatos diretos entre as bolas, mas com um custo computacional ainda maior.

Em GUARDO et al. (2005) e COUSSIRAT et al., (2007) foi também estudada a influência do modelo de turbulência num leito empacotado com uma parede aquecida. Foram comparados os modelos Spalart-Allmaras, modelos RANS de duas equações e RSM (Reynolds Stress Model), sendo o primeiro, o que apresentou melhores resultados para a queda de pressão e transferência de calor. Outro artigo onde os modelos de turbulência são comparados em um leito empacotado, mas agora com as condições de um PBR é LEE et al. (2007b). Para comparar o desempenho da transferência de calor para os vários modelos LES e RANS, uma verificação experimental foi realizado para, finalmente, selecionar o modelo $k-\epsilon$ entre os modelos de turbulência RANS, que foram utilizadas nas configurações BCC e FCC.

Uma análise pormenorizada do fenómeno do fluxo de fluido gasoso através de um leito empacotado e as correlações existentes da queda de pressão no meio, foi discutida em BAKER (2011). Além disso, foram investigados os métodos tradicionais e novos métodos para a geração de leitos empacotados aleatórios. Para análise em CFD foi utilizado o modelo $k-\omega$ SST para a modelagem da turbulência.

Para outros conceitos de reatores também é investigado o uso de elementos de combustível do tipo de bolas, como é o caso do PBWR (Pebble Bed Water Reactor). Em LI et al. (2012), são analisadas as características termoidráulicas do PBWR com diferentes tamanhos de bolas (3 e 6 mm de diâmetro), utilizando a configuração BCC. Foi determinado que com o diâmetro aumentado, a região de alta temperatura e a queda de pressão do refrigerante diminuem, enquanto que a perturbação do fluxo aumenta. Uma menor perturbação do fluxo e queda de pressão do refrigerante são benéficas para o funcionamento seguro do reator, o que significa que são necessárias mais pesquisas sobre o diâmetro ideal dos elementos combustíveis no conceito deste reator.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritas as características dos dois reatores do tipo de leito de bolas, estudados neste trabalho, o reator HTR-10, usado para a validação do modelo computacional desenvolvido e o reator TADSEA, que é objetivo desta pesquisa. Além disso, serão apresentados os métodos numéricos necessários para encontrar a solução do problema de escoamento em questão.

3.1 O reator HTR-10

Lançado pelo governo chinês em 2006, um programa nacional de desenvolvimento da ciência e tecnologia a médio e longo prazo dedicou parte de suas atenções para a intensificação de pesquisas em 16 tecnologias chaves, entre elas a de reatores nucleares de água pressurizada (PWR) e de alta temperatura refrigerados a gás (HTGR). Fruto dos esforços iniciais dedicados para o desenvolvimento, em particular, da tecnologia HTGR, o reator HTR-10 foi concebido com o propósito de verificar e demonstrar características técnicas e de segurança dos reatores modulares VHTR, além de contribuir para a consolidação de uma base experimental para o desenvolvimento de aplicações de calor através de processos nucleares neste tipo de reator (ZHONG; XU, 1996). Os objetivos específicos do projeto 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. A planta nuclear localiza-se nas próprias dependências do INET (Institute of Nuclear Energy Technology), na região noroeste da cidade de Beijing.

3.1.1 Características do reator

A planta do reator HTR-10 inclui edifícios de concreto para alojamento do reator, os geradores de vapor e das turbinas, além de duas torres de resfriamento e um centro de ventilação. Os parâmetros principais de projeto do reator estão listados na Tabela 1.

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

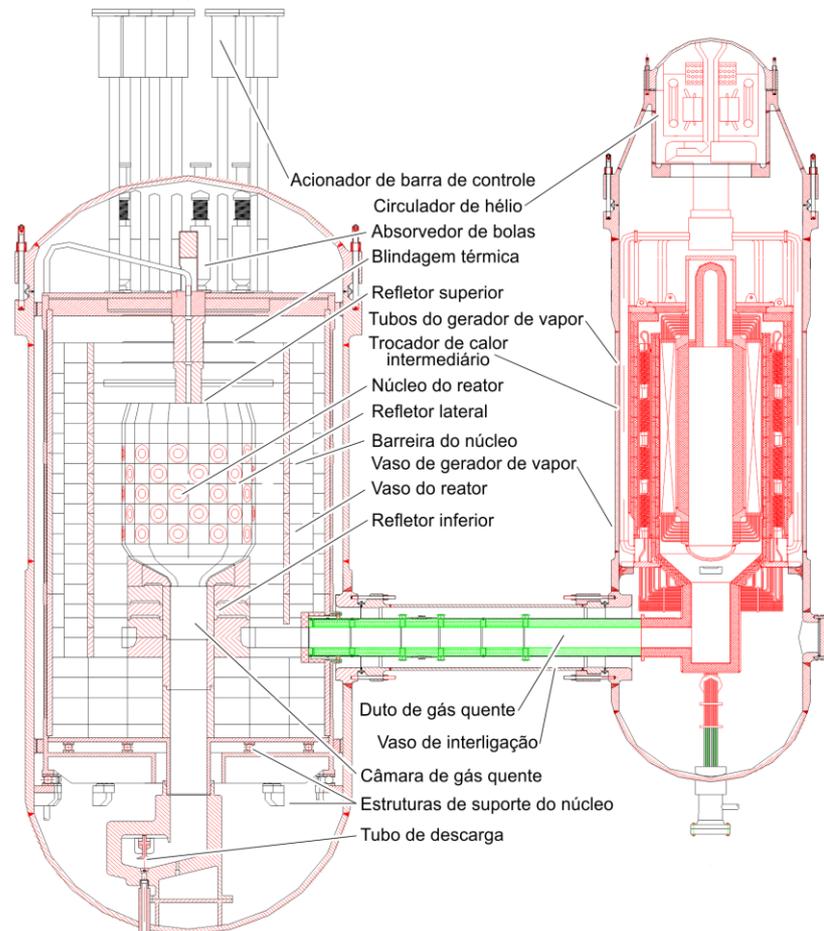
Parâmetro	Valor
Potência térmica	10 MW
Pressão do refrigerante (hélio) no circuito primário	3,0 MPa
Temperatura média de entrada no reator (hélio)	250 °C
Temperatura média de saída no reator (hélio)	700 °C
Taxa de escoamento de massa (hélio) em potência total	4,32 kg/s
Pressão principal na saída do gerador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

Fonte: (IAEA, 2013).

Conforme mostrado na Figura 14, o núcleo do reator e o gerador de vapor do sistema primário estão conectados por um sistema de tubulação concêntrica, com a tubulação mais interna correspondendo ao duto de gás quente. O sistema de confinamento, constituído pelos edifícios de concreto e por outros componentes do circuito primário de pressão, representa, junto ao sistema de ventilação, a última barreira contra o lançamento de radioatividade no meio ambiente. Estando o reator em operação, a pressão no interior do sistema de confinamento se encontra abaixo da pressão atmosférica externa (IAEA, 2013).

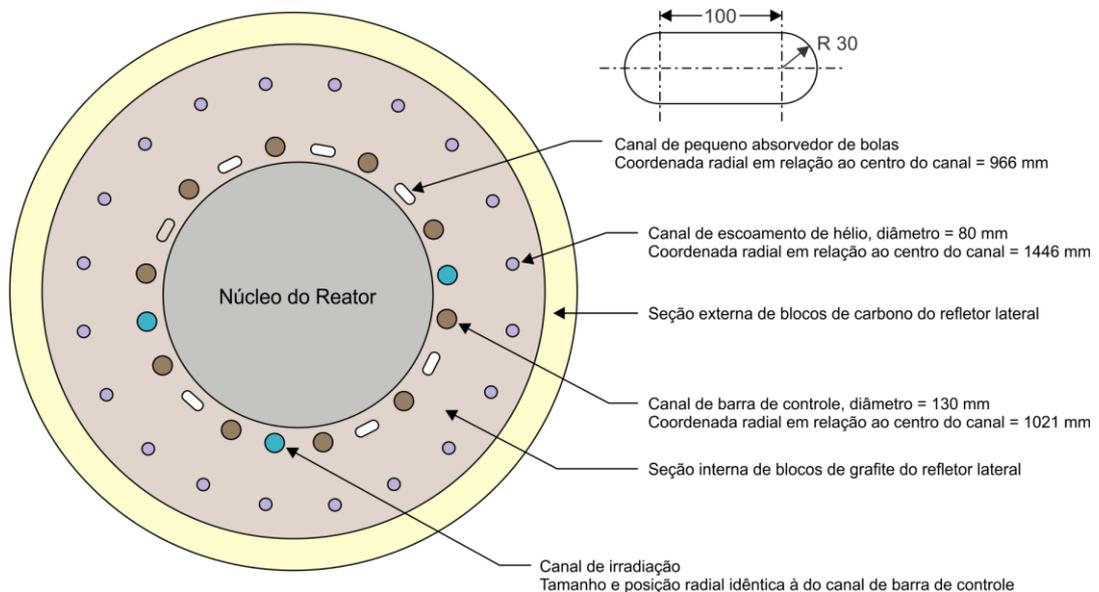
Refletores de grafite estão posicionados ao redor do núcleo do reator, sendo categorizados como refletores superiores, refletores laterais e refletores inferiores. Constituído de múltiplas camadas de blocos de grafite e de carbono, a estrutura de refletores laterais é dividida radialmente em duas seções: uma seção interna de grafite, que atua como um refletor de nêutrons, e uma seção externa de blocos de carbono, que atua como isolador térmico e absorvedor (ou blindagem neutrônica). Neste refletor, há ainda 20 canais próximos à zona ativa do núcleo, incluindo 10 canais de barras de controle, 7 canais de absorvedores de bolas, e 3 canais reservados para irradiação, além de outros 20 canais de escoamento do refrigerante em estado frio (estes últimos posicionados na seção externa dos blocos de grafite do refletor). Uma representação da seção transversal do núcleo e refletor lateral com suas regiões e componentes é apresentada na Figura 15.

Figura 14 – Sistema primário do reator HTR-10, incluindo o vaso do reator e o gerador de vapor.



Adaptado de (IAEA, 2013).

Figura 15 – Seção transversal do núcleo e refletor lateral do reator HTR-10.

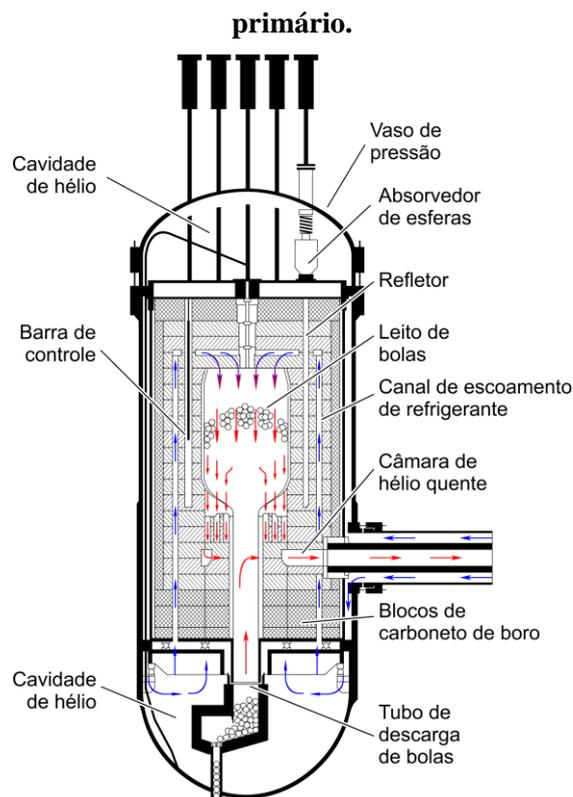


Adaptado de (TERRY et al., 2007).

Como em qualquer sistema HTR, é usado o gás hélio para a refrigeração do núcleo do reator, neste caso a uma taxa de escoamento de massa de 4,32 kg/s. Bombeado para o vaso de pressão do reator (VPR) através de um sistema de circulação, o fluxo principal do gás atravessa o núcleo do reator e os canais de escoamento, alcançando o repositório de gás quente localizado na seção inferior do reator com temperaturas médias de 700 °C.

As passagens de escoamento do refrigerante no interior do vaso de pressão são ilustradas na Figura 16. Em condições normais de operação, o gás frio, uma vez bombeado para o interior do VPR, flui pelo espaço anular existente entre a barreira de contenção do núcleo e o VPR. Na cavidade inferior do VPR, uma pequena porção do hélio flui em direção ao tubo de descarga para se juntar ao repositório de hélio quente. O fluxo principal do gás, por sua vez, atravessa os canais de escoamento de refrigerante para alcançar o repositório de gás frio localizado sobre a seção superior do núcleo do reator. Após isso, o fluido é separado em dois fluxos: uma pequena porção é escoada para os canais das barras de controle, enquanto o fluxo principal flui para baixo, pelo leito de bolas do núcleo, onde é aquecido pelos elementos combustíveis. Já misturado no repositório de gás quente, o hélio deixa o núcleo do reator pelo duto de gás quente em direção ao gerador de vapor, onde é resfriado e, após isso, é bombeado de volta ao vaso do reator pelo compressor de hélio (CHEN et al., 2009).

Figura 16 – Vaso de pressão do reator e passagens de escoamento do refrigerante pelo circuito



3.1.2 Elementos combustíveis

O HTR-10 é um reator do tipo leito de bolas, estando o núcleo constituído, portanto, de uma coluna anular alimentada com esferas de combustível. Na seção superior do vaso do reator, unidades de absorção de bolas são usadas para a inserção dos elementos combustíveis, que são removidos por um tubo de descarga localizado na seção inferior do núcleo (vide Figura 16).

Cada elemento combustível corresponde a uma bola esférica com 60 mm de diâmetro. Revestida por uma camada interna de grafite com 5 mm de espessura, o interior do elemento é constituído por uma matriz de grafite que contém partículas TRISO (Tri-estrutural Isotrópico) distribuídas de forma homogênea (IAEA, 2013). De acordo com AZIZ; REFEAT (2009), estão presentes em cada elemento combustível 8.335 partículas TRISO que contêm, cada uma, 5 g de urânio enriquecido a 17 %. Desenvolvida para diversos projetos de reatores que operam com altas temperaturas de refrigerante ou alto desempenho em relação à queima do combustível, cada partícula TRISO consiste tipicamente de 5 regiões. No centro da partícula, está o núcleo do combustível, que contém o material nuclear enriquecido. Para atenuar colisões provocadas por fragmentos de fissão e acomodar acúmulos de gases internos e alterações nas dimensões da partícula, uma camada de carbono poroso envolve o núcleo. Por último, as camadas externas incluem duas camadas de carbono pirolítico separadas por uma camada de carboneto de silício. Estas últimas camadas atuam como vasos de pressão, como barreiras de difusão (contra a liberação de produtos de fissão) e como protetores de ataques químicos e de gases corrosivos (POWERS; WIRTH, 2010). Uma representação simplificada do elemento combustível e da partícula TRISO são mostradas na Figura 17.

As partículas TRISO podem suportar temperaturas de até 1.600 °C sem sofrer degradação em sua estrutura ou composição. Entre 1.600 °C e 1.800 °C, as barreiras começam a falhar e a liberação de produtos de fissão aumenta rapidamente; em temperaturas acima de 2.000 °C, a decomposição térmica da camada de carboneto de silício é o mecanismo de colapso predominante (U.S. NRC., 2004), levando à fratura do elemento combustível. A relação entre a integridade do elemento combustível e a temperatura é ilustrada na Figura 18.

Para a carga inicial do núcleo, bolas dummy (bolas de grafite sem combustível nuclear) são colocadas no tubo de descarga e na região inferior do núcleo do reator. Em seguida, uma mistura de elementos combustíveis e bolas dummy em proporções de 57% e 43%, respectivamente, é carregada de forma gradual até que seja alcançada a criticalidade do reator (vide Figura 19). Uma vez alcançada a criticalidade, bolas misturadas (dummy e combustível)

na mesma proporção são carregadas para que o leito do núcleo seja preenchido completamente, com o que será permitido ao reator operar em potência máxima (AZIZ; REFEAT, 2009).

Figura 17 – Estrutura dos elementos combustíveis e das partículas TRISO usadas na operação do HTR-10.

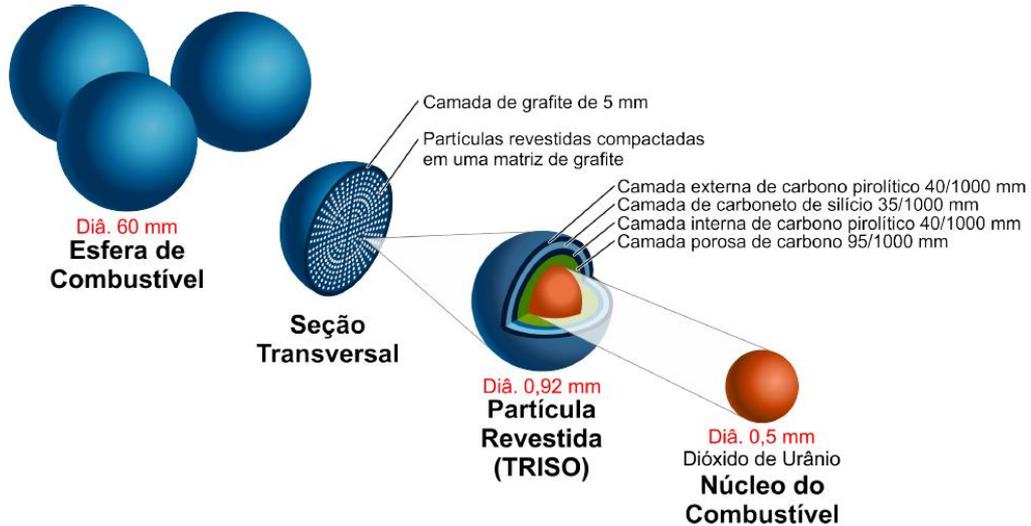
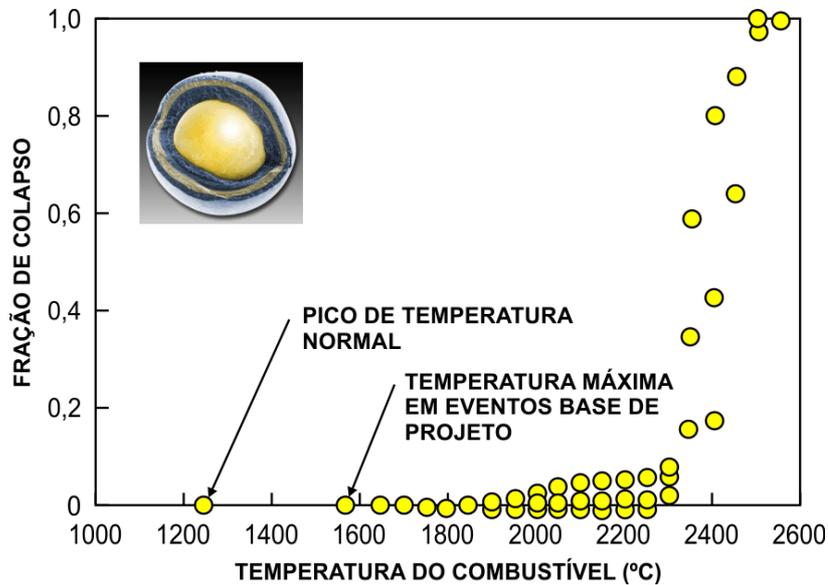
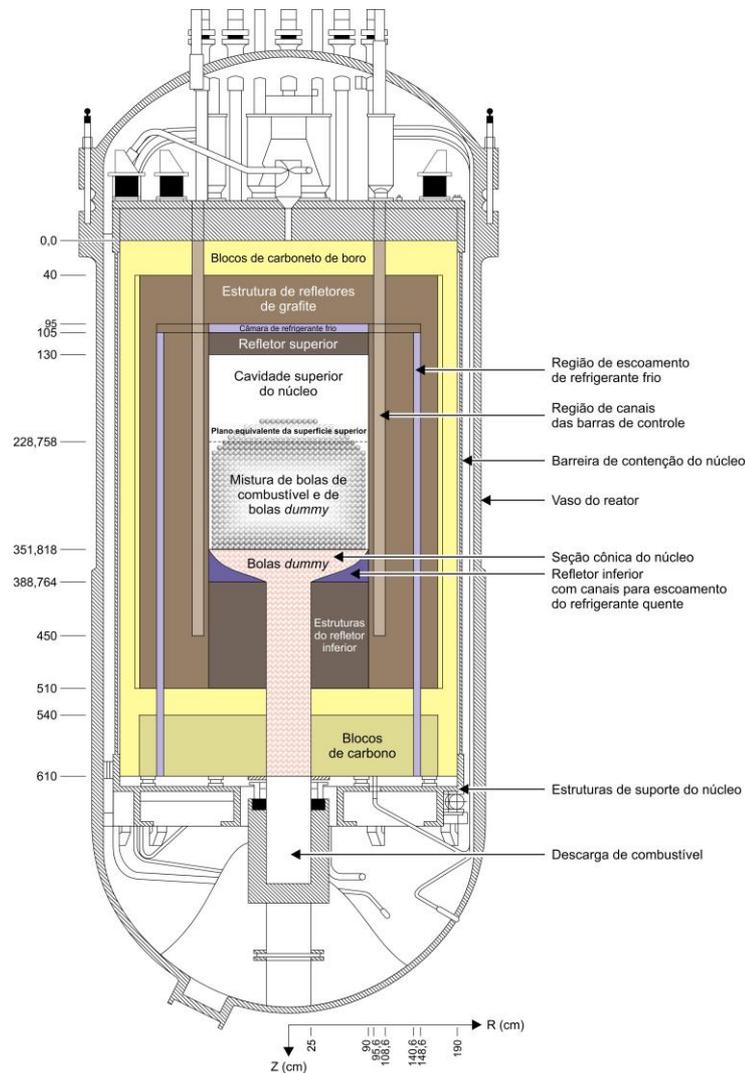


Figura 18 – Influência da temperatura na fração de colapso das partículas TRISO.



Fonte: (KOK, 2009).

Figura 19 – Regiões do núcleo do reator HTR-10 em sua configuração inicial.



Adaptado de (TERRY et al., 2007).

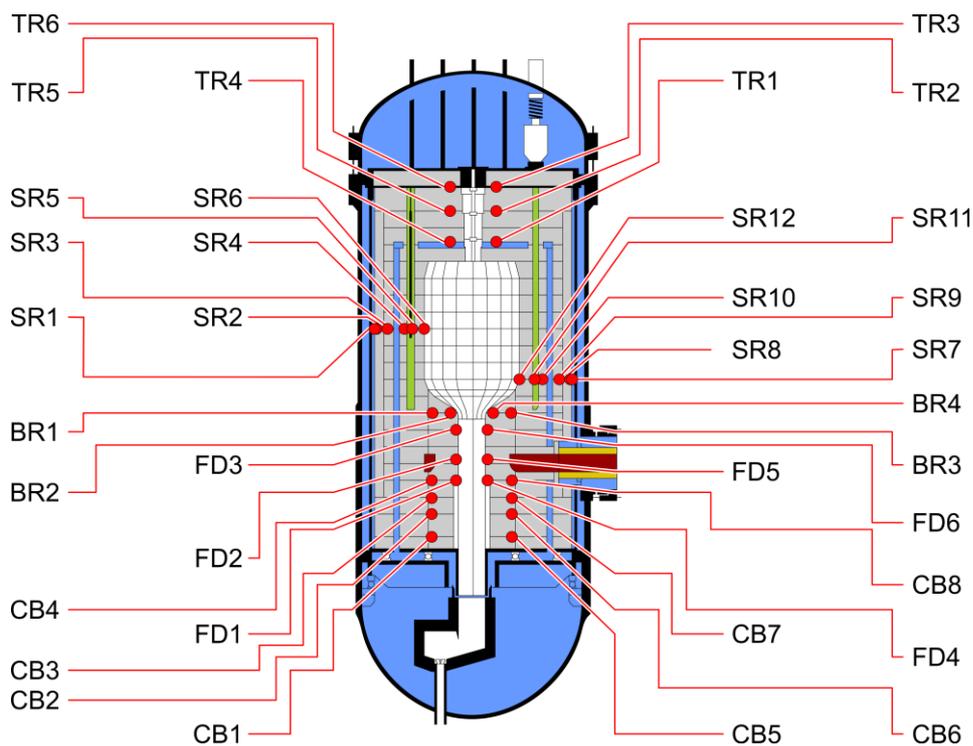
3.1.3 Operação e resultados

O HTR-10 alcançou sua primeira criticalidade ao final do ano 2000. No início de 2003, o reator tornou-se totalmente operacional, operando com potências nominais de 10 MW. Naquele período, viria a ser conectado à rede elétrica do própria INET através de um gerador externo, além de ser usado alguns meses depois com propósitos de aquecimento. Desde então, diversos testes foram realizados com o objetivo de demonstrar as características de segurança inerentes aos reatores do gênero. Segundo HU et al. (2006), dados obtidos com os experimentos também se tornaram úteis para a validação de códigos computacionais implementados com o objetivo de analisar a segurança, e transientes daquele reator, de modo a assegurar que a

temperatura máxima do combustível não excedesse 1.600 °C, bem como as temperaturas dos diversos componentes da planta não ultrapassassem os limites de temperatura dos respectivos materiais empregados na fabricação deles.

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 que cobrem todas as faixas de potência nas quais o reator é operado. Em função de limitações da estrutura interna, não há propriamente passagens de escoamento para acomodar instrumentos de medição de escoamento. No entanto, outros parâmetros cruciais são registrados através de um sistema de monitoramento térmico, composto por termopares distribuídos em diversos pontos localizados no interior do reator, conforme mostrado na Figura 20 (CHEN et al., 2015).

Figura 20 – Sistema de monitoramento térmico do reator HTR-10.



Entre os experimentos de demonstração de segurança, em Hu et al. (2006) mencionam uma série de testes que já foram concluídos, conforme a relação abaixo:

- Perda de escoamento do 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 compressor de hélio sem que houvesse scram do reator (com potências de 3 MW e 10 MW, respectivamente);
- Inserção de reatividade sem que houvesse scram do reator a 3 MW.

Em todos os testes mencionados acima, as temperaturas máximas dos diversos componentes do reator se mostraram inferiores às temperaturas limites.

3.2 O reator TADSEA

3.2.1 ADS

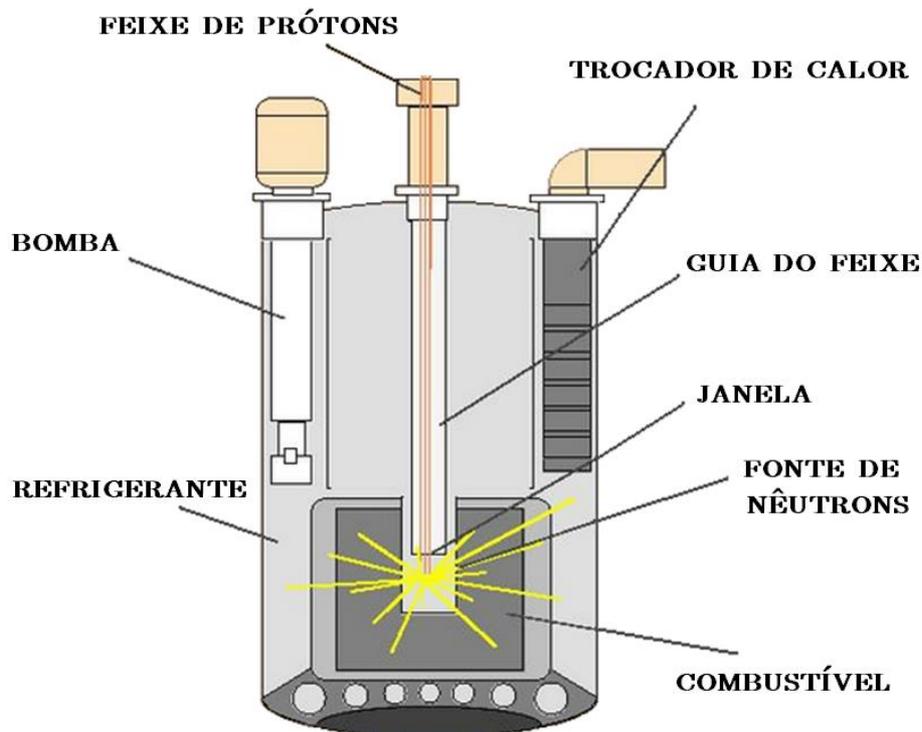
Entre os sistemas escolhidos pela Geração IV de reatores, quatro deles são de espectro rápido. Isso é devido às atrativas vantagens que têm os reatores rápidos na transmutação dos resíduos, a reprodução do combustível, a efetiva utilização das reservas de urânio e a queima dos actínídeos. Apesar de que o projeto dos VHTR está encaminhado à produção de energia e às aplicações de altas temperaturas, existe um amplo estudo da transmutação dos resíduos nucleares usando uma variante desse sistema. Os ADS (Sistemas dirigidos por aceleradores) apresentam vantagens interessantes em termos de transmutação, segurança, possível aceitação social e a obtenção de calor com parâmetros para a posterior produção de hidrogênio.

O primeiro projeto conceitual do ADS foi realizado pelo físico italiano Carlo Rubbia e publicado em CARMINIATI et al. (1993). Os ADS são sistemas nos quais se junta uma fonte de nêutrons, que causa uma reação de espalação, com um núcleo subcrítico. Um ADS é composto por um acelerador de partículas onde são produzidos prótons de altas energias que reagem com os metais pesados do alvo para produzir nêutrons. Esse alvo é situado no centro de um núcleo subcrítico onde podem estar, além do combustível nuclear, produtos de fissão de vida longa, e formando parte do combustível os elementos transurânicos (Figura 21).

Os transurânicos físséis estão dispostos de maneira que a reação em cadeia não se sustenta sem a introdução de uma fonte externa, a qual é dada pela reação de espalação das partículas carregadas aceleradas. Por isso, o transmutador é dirigido pelos nêutrons produzidos quando os prótons acelerados atingem o alvo (chamada também operação subcrítica). Quando o feixe de partículas aceleradas, normalmente prótons, incide sobre o alvo de um material pesado situado na parte central do reator, geram-se, mediante reações de espalação, partículas

carregadas e nêutrons. Esses nêutrons desempenham, em relação ao comportamento cinético do sistema, o mesmo papel que os nêutrons retardados nos reatores críticos, assim, a baixa fração de nêutrons retardados para os combustíveis usados perde importância e pode-se controlar o reator mais facilmente através da fonte e o acelerador. Os nêutrons que vêm do alvo de espalação, multiplicados pelos nêutrons da fissão do combustível nuclear dentro do núcleo subcrítico, mantém um determinado nível de fluxo neutrônico que libera calor e permite transmutar os actínídeos menores de vida longa nos produtos de fissão estáveis e de curta vida. Nesse processo, produz-se calor que pode converter-se em energia elétrica ou ser empregado na produção de hidrogênio (SALVATORES, 2006).

Figura 21 – Conceito geral do sistema dirigido por um acelerador.



3.2.2 Projeto e antecedentes do TADSEA

O principal antecedente de nosso dispositivo é o PBT (ABÁNADES; PÉREZ-NAVARRO, 2007), um ADS do tipo leito de bolas, refrigerado a gás e moderado a grafite, que usa como combustível pequenas quantidades de elementos TRUs em forma de partículas TRISO compactadas em uma matriz de grafite, formando uma configuração do tipo leito de bolas. O PBT foi projetado para a transmutação de resíduos nucleares (especificamente alguns elementos TRUs) das usinas nucleares convencionais de água leve.

A Tabela 2 mostra a composição do combustível nuclear irradiado nos LWR com um grau de queima de 40 GWd/ton U depois de 15 anos de decaimento. O combustível do PBT está formado pelos elementos TRUs da Tabela 2 destacados em negrito. A Tabela 3 mostra a massa dos elementos TRUs que compõem o combustível do PBT, por bola e por partícula TRISO.

Tabela 2 – Massa dos transurânicos no combustível nuclear irradiado nos LWR (40 GWd/ton U, 15 anos de decaimento) e composição do combustível do PBT.

Nuclídeo	Massa (g/ton)	Nuclídeo	Massa (g/ton)
Np ²³⁶	5,3E-04	Am ²⁴²	2,5E+00
Np²³⁷	6,5E+02	Am²⁴³	1,4E+02
Pu²³⁸	2,3E+02	Cm ²⁴²	5,9E-03
Pu²³⁹	5,9E+03	Cm ²⁴³	4,3E-01
Pu²⁴⁰	2,6E+03	Cm²⁴⁴	3,1E+01
Pu²⁴¹	6,8E+02	Cm ²⁴⁵	2,3E+00
Pu²⁴²	6,0E+02	Cm ²⁴⁶	3,2E-01
Pu ²⁴⁴	4,2E-02	Cm ²⁴⁷	3,7E-03
Am²⁴¹	7,7E+02	Cm ²⁴⁸	2,4E-04

Fonte: (EUROPEAN TECHNICAL WORKING GROUP (ETWG), 2001).

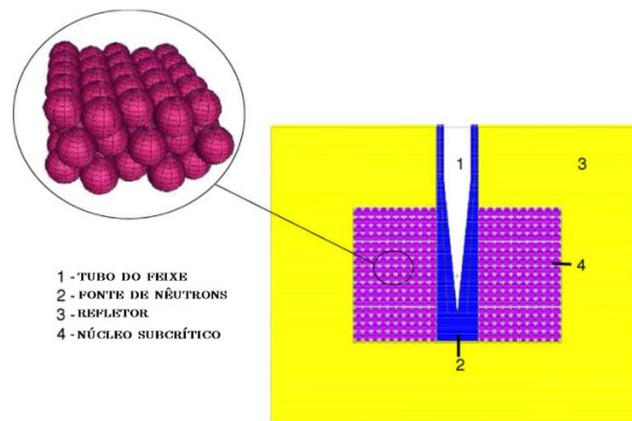
Tabela 3 – Composição do combustível do PBT por bola e por partícula TRISO.

Nuclídeo	Massa dos transurânicos por	
	bola (g)	partícula TRISO (g)
Np ²³⁷	5,92E-02	1,37E-05
Pu ²³⁸	1,84E-02	4,24E-06
Pu ²³⁹	6,79E-01	1,57E-04
Pu ²⁴⁰	3,15E-01	7,26E-05
Pu ²⁴¹	1,05E-01	2,43E-05
Pu ²⁴²	6,45E-02	1,49E-05
Am ²⁴¹	6,80E-02	1,57E-05
Am ²⁴³	1,21E-02	2,80E-06
Cm ²⁴⁴	2,17E-03	5,00E-07

Fonte: (ROSALES, 2015).

O núcleo do PBT está constituído por um cilindro que contém 20 camadas de bolas. As bolas de uma camada são localizadas nos buracos da camada que fica imediatamente embaixo, formando uma estrutura tetraédrica (Figura 22), com uma fração de empacotamento de 0,74 (correspondente ao valor teórico para o FCC). No centro do cilindro se encontra o alvo de espalação, que contém uma liga eutética de chumbo-bismuto. O sistema é mantido por meio do acelerador de prótons, com uma energia do feixe na ordem de 380 MeV, e intensidades perto a 10 mA. A potência térmica do PBT é 10 MWt no estado estacionário. O núcleo tem uma altura de 98 cm, um raio exterior de 75,75 cm, seguido de um refletor de 60 cm de espessura.

Figura 22 – Esquema do núcleo do PBT.



Fonte: (ABÁNADES; PÉREZ-NAVARRO, 2007).

Com o objetivo de utilizar a energia produzida pelas reações nucleares que tem lugar no núcleo de um transmutador como o PBT na geração de hidrogênio, devido à demanda prevista desse vetor em um futuro cenário energético, foi concebido um novo dispositivo chamado TADSEA. O TADSEA, como o PBT, é um ADS de leito de bolas refrigerado a gás, que usa como combustível os elementos transurânicos encapsulados em forma de partículas TRISO (GARCÍA et al., 2011). Para isso, considerou-se aumentar a potência térmica do TADSEA, procurando valores na ordem dos que são requeridos em uma instalação experimental. Na instalação experimental, a potência do núcleo tem de ser suficientemente elevada para representar a potência de um transmutador em escala industrial. Têm sido estudadas potências ótimas para esse tipo de instalação e os valores variam entre 80 MWt e 100 MWt (EUROPEAN TECHNICAL WORKING GROUP (ETWG), 2001), assim, o valor selecionado para a potência térmica do projeto do TADSEA foi 100 MWt.

O acelerador proposto para o TADSEA é um LINAC (Linear accelerator) (GARCÍA, 2012), em lugar do ciclotron que tinha sido escolhido para o projeto conceitual do PBT de 10 MWt (ABÁNADES; PÉREZ-NAVARRO, 2007), devido à necessidade de incrementar a energia e intensidade do feixe de prótons, seguindo as diretivas de projetos de ADS como o projeto europeu PDS-XADS (MUELLER, 2007), que sugere utilizar um acelerador de 1 GeV e 10 mA para os núcleos subcríticos com o fator de multiplicação efetivo, $K_{\text{eff}} < 0,95$. São mantidas as características do projeto do alvo de espalação, o tipo de refrigerante e as características geométricas do projeto dos elementos combustíveis propostas para o PBT (ABÁNADES; PÉREZ-NAVARRO, 2007). Em ABÁNADES et al. (2011) foram publicados os parâmetros básicos propostos para o TADSEA. A potência calculada para o consumo de eletricidade do acelerador proposto foi de 6,82 MWe. Além disso, a potência elétrica de bombeamento para a refrigeração do núcleo foi estabelecida em 5 MWe. Considerando um ciclo Brayton regenerativo com a eficiência proposta de 45%, a produção de eletricidade do TADSEA é 45 MWe.

3.2.3 A geometria do TADSEA

Pretende-se que a razão entre a superfície exterior do reator e o volume do mesmo seja elevada, de forma que o reator possa dissipar a potência residual em caso de acidente por mecanismos de radiação e convecção natural através da superfície exterior do refletor (KOK, 2009). Para atingir a potência térmica desejada de 100 MWt no TADSEA, decidiu-se incrementar as dimensões do núcleo e manter a mesma composição do combustível do PBT na bola (ROSALES, 2008). Do ponto de vista técnico, é possível aumentar a potência incrementando as dimensões do núcleo, mantendo a densidade de potência média em 7 W/cm^3 . Isso foi feito sob a condição de que o incremento fosse de tal forma, que fossem conservadas as capacidades de transmutação do PBT sem afetar os perfis de potência.

Para garantir a segurança do dispositivo, em ROSALES (2008) e em GARCÍA et al. (2011), realiza-se o estudo da dependência entre (K_{eff}) e a largura do refletor. Os resultados indicam que, para as condições mais extremas, uma espessura radial do refletor menor que 70 cm garante um K_{eff} menor que 0,95, e a partir daí, foi escolhida uma largura do refletor de 60 cm. Na Tabela 4 são resumidas as características do PBT e do TADSEA.

A sua capacidade de transmutação foi estudada em ROSALES (2008) e comparada com a do PBT, demonstrando que um dispositivo com essas características é capaz de reduzir a massa e a radiotoxicidade de alguns transurânicos presentes no combustível nuclear irradiado

dos LWR. Em GARCÍA et al. (2012), foi desenvolvido um método geométrico para calcular o número real de bolas que cabem no leito do núcleo do TADSEA, e foi obtido o valor realístico da fração de empacotamento (0,64), valor menor que o assumido no primeiro projeto. Com esse resultado, foi projetado novamente o leito de bolas do TADSEA, com o qual se obteve que, para o valor da massa na bola usado anteriormente (1,5 g) e a largura do refletor de 60 cm, o valor da potência obtida no núcleo está abaixo dos 100 MWt no fim do ciclo estacionário e apenas ultrapassa os 100 MWt no princípio do ciclo estacionário. Esses valores de potência não são adequados, já que o TADSEA deve ser projetado de maneira que, sob qualquer condição, possa gerar os 100 MWt. Para atingir o nível de potência desejado, foram analisadas duas novas opções para o projeto do TADSEA: (1) aumento do refletor radial de 60 cm até 180 cm, (2) variar a massa do combustível na bola entre 0,5 e 6 g. A partir dos resultados foi escolhida uma largura do refletor de 60 cm e o valor da massa na bola de 1,5 g.

Tabela 4 – Principais características do PBT e da proposta inicial do TADSEA.

Grandeza	PBT	TADSEA
Potência do acelerador (MW)	3,8	10
Energia do feixe de prótons (MeV)	380	1000
Intensidade do feixe de prótons (mA)	10	10
Raio interior do núcleo (cm)	15,75	15,50
Raio exterior do núcleo (cm)	75,75	125,75
Altura (cm)	97,98	293,94
Volume total (m ³)	1,69	14,38
Massa de combustível (kg)	14,64	124,50
Número de bolas	11064	94092
Fração de empacotamento	0,74	0,74
K_{eff}	0,84	0,94
Potência térmica (MW)	10	100
Densidade de potência média (W/cm ³)	6	7
Espessura do refletor (cm)	60	60

Fonte: (GARCÍA et al., 2011).

3.2.4 Projeto atual do TADSEA

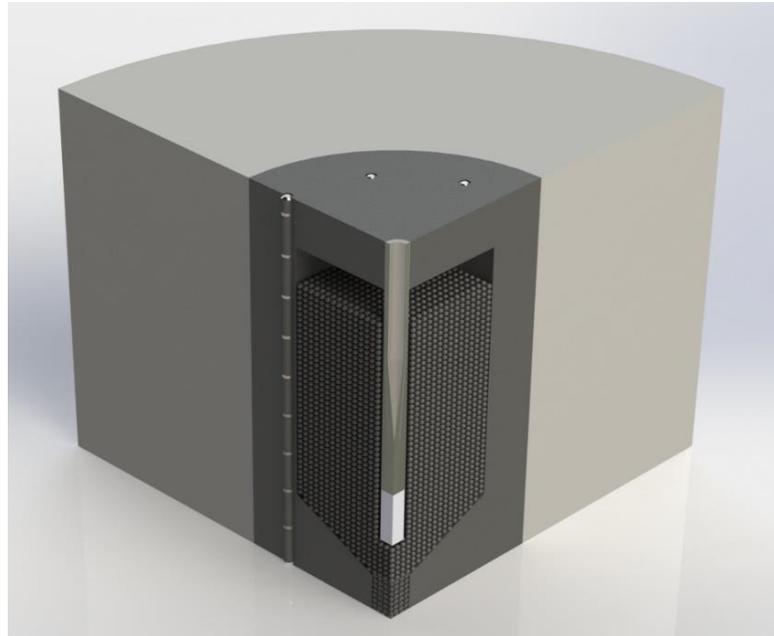
A partir dos estudos de ROSALES (2015), realizou-se o projeto do novo TADSEA, considerando uma modelagem detalhada da geometria do combustível que leva em consideração a dupla heterogeneidade. Para simular a distribuição das partículas TRISO dentro da bola, foi usado o modelo cúbico uniforme, e para a distribuição das bolas no núcleo foi usada a configuração BCC, com uma fração de empacotamento de 0,64.

Com o objetivo de evitar o corte da célula unitária na direção axial com a repetição, diminuiu-se a altura do núcleo original de 293,94 cm até 282,81 cm, fazendo que a altura do núcleo fosse múltipla da célula unitária BCC usada para a distribuição das bolas no núcleo. Ao núcleo foi adicionado um espaço na superfície na parte superior para simular a seção por onde entram as bolas no núcleo, de altura similar à altura do HTR-10 (41 cm). Outro elemento adicionado ao modelo que não era considerado no projeto conceitual do TADSEA foi o cone da descarga das bolas, assim como o tubo da descarga. Esses elementos foram projetados de maneira similar aos do HTR-10, mas foram dimensionados para o TADSEA de maneira que atingiram a parte inferior do reator e que o cone da descarga das bolas fosse geometricamente semelhante ao do HTR-10.

Embora o controle dos ADS seja simples, por ser um sistema subcrítico, adiciona-se ao projeto conceitual um novo elemento de segurança: dez barras absorvedoras, as quais são inseridas no refletor lateral em casos de emergência para garantir uma profunda subcriticalidade do núcleo. No estado estacionário de operação do sistema as barras devem permanecer extraídas. Essas barras absorvedoras foram simuladas no refletor a 30 cm da superfície cilíndrica que delimita o núcleo. A geometria das barras absorvedoras, assim como os materiais e a composição são iguais aos utilizados no HTR-10. Manteve-se a espessura do refletor superior e inferior considerado no projeto original do TADSEA (100 cm). As características do alvo foram mantidas iguais às do projeto inicial do TADSEA, assim como a intensidade e a corrente do feixe de prótons. O combustível usado na nova versão do projeto conceitual do TADSEA é igual ao proposto para o PBT e o TADSEA (Tabela 3) (ROSALES, 2015).

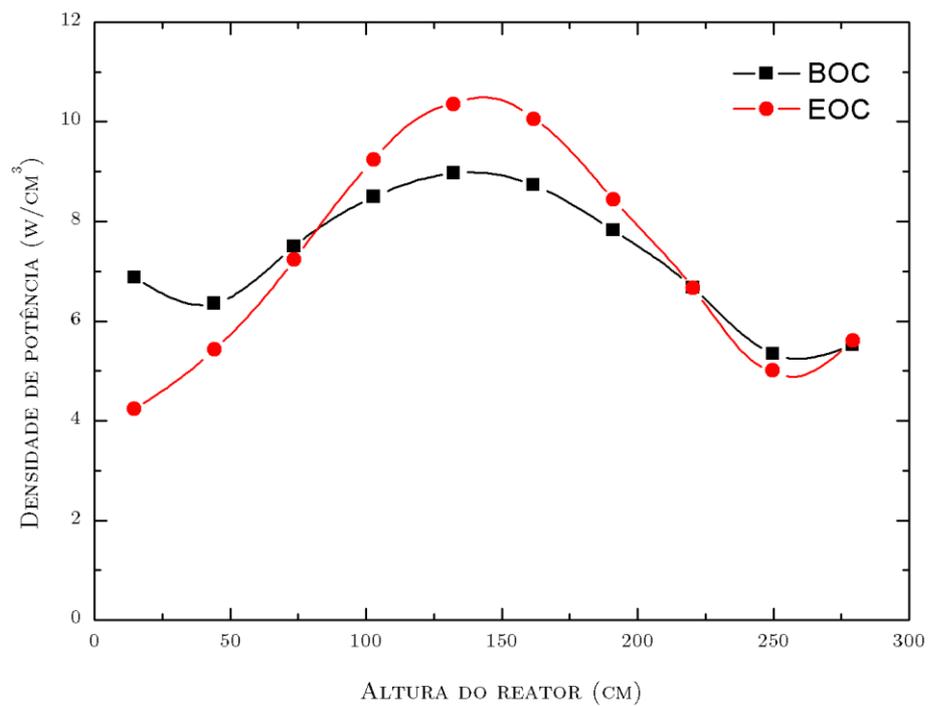
A Figura 23 mostra o esquema da instalação projetada, e os parâmetros geométricos e de operação são resumidos na Tabela 5. A Figura 24 mostra a distribuição axial da densidade de potência por zona em função da altura do TADSEA em vermelho para o estado estacionário (ROSALES, 2015).

Figura 23 – Esquema do atual projeto do TADSEA (contém as barras absorvedoras inseridas e o projeto da blindagem).



Fonte: (ROSALES, 2015).

Figura 24 – Comparação das distribuições axiais da densidade de potência para a primeira carga e o estado estacionário do TADSEA.



Fonte: (ROSALES, 2015).

Tabela 5 – Parâmetros geométricos e materias do atual projeto do TADSEA.

Grandeza	Unidade	Valor
Potência térmica	MW	100
Intensidade do feixe	MeV	1000
Raio do núcleo	cm	125,75
Altura do núcleo	cm	282,81
Altura da cavidade de entrada das bolas	cm	41
Corrente do feixe	mA	10
Espessura do refletor radial	cm	60
Espessura do refletor axial	cm	100
Lado da célula BCC	cm	7,07
Refrigerante		Hélio
Número de barras de controle	-	10

Fonte: (ROSALES, 2015).

3.3 Modelagem matemática

Todo fluido em movimento obedece a três leis físicas que são fundamentais e que regem a fluidodinâmica. Estas três leis básicas fundamentais; Lei da Conservação da Massa, Transporte da Quantidade de Movimento e a Primeira Lei da Termodinâmica, podem ser trabalhadas através de balanços em volumes de controle infinitesimais, de forma a obter a respectiva equação de transporte para cada princípio físico, sendo estas a Equação da Continuidade, do Movimento e da Energia. Estas equações podem ser utilizadas tanto em regime laminar quanto em regime turbulento.

O escoamento de fluidos viscosos é governado pelas equações de Navier-Stokes em sua forma conservativa. As equações serão escritas em notação indicial conforme resolvidas pelo (ANSYS INC., 2011).

3.3.1 Conservação da massa

A equação que representa a conservação da massa, também conhecida como equação da continuidade, pode ser obtida analisando a taxa mássica de escoamento que entra e sai de um elemento infinitesimal de volume:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = 0 \quad (13)$$

onde, u_j representa o vetor velocidade do escoamento, t é o tempo e ρ é a massa específica. Considerando um volume de controle infinitesimal, o acréscimo ou decréscimo temporal da massa específica neste volume é controlado pelo transporte convectivo de massa sobre as fronteiras deste volume de controle.

3.3.2 Transporte da quantidade de movimento

A equação de transporte da quantidade de movimento $u_i \rho$ pode ser formulada como segue:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \rho f_i \quad (14)$$

onde os três termos do lado direito da Eq. (14) representam os x_i componentes das forças devido à pressão P , o tensor viscoso τ_{ij} e as forças de campo f_i respectivamente. Para um fluido newtoniano hipotético, o tensor tensão é dado por:

$$\tau_{ij} = -\mu_b \delta_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_i} - \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (15)$$

em que $\mu_b = \frac{2}{3} \mu$ é a viscosidade bulk, μ é a viscosidade molecular e δ_{ij} representa o delta de Kronecker ($\delta_{ij} = 1$ para $i = j$ e $\delta_{ij} = 0$ para $i \neq j$).

Efeitos da força de campo são importantes quando se modelam escoamentos onde efeitos da força de Coriolis e força centrípeta são relevantes.

3.3.3 Conservação da energia

Além da massa e do movimento, a energia é a terceira propriedade do fluido para a qual uma equação de conservação deve ser formulada de forma a descrever qualquer tipo de escoamento. A formulação apresentada neste trabalho é em função da entalpia total H :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_j H) = \frac{\partial p}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x_i}(u_i \tau_{ij} + q_j) + \rho u_{if_i} \quad (16)$$

Considerando um volume de controle infinitesimal, os dois termos do lado esquerdo desta equação descrevem a taxa de aumento de H e na taxa a qual esta grandeza é transportada por convecção nas fronteiras do volume de controle. O primeiro termo do lado direito da Eq. (16) descreve a influência da pressão na entalpia total. O segundo termo descreve a taxa de trabalho realizado pelo fluido contra a sua tensão viscosa produzida por deformação. O gradiente q_i é o fluxo de energia transferido por condução no volume de controle e o último termo refere-se ao trabalho realizado por forças de campo.

A entalpia total (H) está relacionada à energia total, E é a energia interna, e, a entalpia estática, h , da seguinte maneira:

$$H = E + \frac{p}{\rho} = e + \frac{1}{2} u_i u_j + \frac{p}{\rho} \quad (17)$$

onde:

$$H = h + \frac{1}{2} u_i u_j \quad (18)$$

Para os sólidos o modelo de condução utilizado é o modelo Thermal Energy. A equação de energia para o sólido é:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_s H_s) = \nabla \cdot (k_s \nabla T) + S_E \quad (19)$$

Onde ρ_s , H_s e k_s são densidade, entalpia e condutividade do sólido respectivamente; e S_E é a fonte de calor volumétrica.

3.3.4 Turbulência

Diferentes aproximações são usadas para o entendimento da turbulência em problemas de engenharia. A maneira mais simples é fazer com que a então chamada viscosidade turbulenta ou difusividade turbulenta seja considerada uma propriedade constante. Por muitos anos, o método integral, baseado em velocidade empírica e perfis de temperatura foi adaptado em escoamentos tipo jato, onde não era necessário o conhecimento da turbulência.

Na engenharia é necessário um tratamento mais rigoroso para prever escoamentos turbulentos complexos, tais como escoamentos tridimensionais recirculantes ou giratórios onde

a viscosidade turbulenta não é constante. A aproximação fundamental para estudos de turbulência é DNS (Direct Numerical Simulation) para resolver as equações de Navier-Stokes em tamanho da malha das escalas de Kolmogorov sem usar nenhum modelo de turbulência. Entretanto, o DNS necessita de uma considerável capacidade computacional que ainda é impraticável em problemas práticos da engenharia. Uma alternativa é o LES (Simulação de grandes remoinhos), que resolve as equações em tamanho de grade dos grandes turbilhões, mas ainda necessita modelar as pequenas escalas de turbulência. Atualmente, com a utilização de processamento paralelo o LES vem sendo amplamente utilizado em problemas de engenharia.

Não é necessário resolver os detalhes das flutuações turbulentas para se representar um escoamento na maioria dos problemas práticos de engenharia, sendo somente necessário os efeitos da turbulência no escoamento médio. Utilizam-se para isto os modelos de turbulência estatísticos baseados nas equações da média temporal de Reynolds. Estes modelos, com bases estatísticas, modificam a equação de Navier-Stokes pela introdução da média temporal (Reynolds averaging) produzindo as equações de RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes).

Por outro lado, as equações de RANS introduzem termos desconhecidos que contém produto de quantidades flutuantes que agem como tensores adicionais ao fluido, chamados de tensores de Reynolds. Estes tensores precisam ser modelados por uma equação adicional de quantidade conhecida para obter o fechamento do problema, ou seja, ter um número suficiente de equações para que o problema seja solúvel e determinado. Esta equação adicional é quem define o tipo de modelo de turbulência e é necessária para o fechamento do problema.

Quando se aplica o método da média temporal na equação da continuidade pode-se observar que não há modificações na equação. O mesmo fato não acontece quando se aplica o método da média temporal na equação de movimento e na equação da energia. Nestas duas últimas equações, surgem termos de fluxos turbulentos adicionais ao fluxo difusivo molecular. Estes são os tensores de Reynolds, $\overline{\rho u'_i u'_j}$, referente à equação de transporte de movimento, e o fluxo de Reynolds, $\overline{\rho u'_i \Phi'}$, referente à equação de transporte de escalares.

3.3.4.1 Equações de médias de Reynolds (RANS)

Impondo o conceito da decomposição de Reynolds às equações de Navier Stokes obtém-se as equações para as variáveis médias do escoamento. Esta decomposição propõe que os valores instantâneos das variáveis dos escoamentos turbulentos se comportam como uma

variação randômica em torno dos valores médios. Desta forma, a equação de decomposição de Reynolds da velocidade se torna:

$$u_i = \bar{u}_i + u_i' \quad (20)$$

E a equação de decomposição da pressão fica:

$$p = \bar{p} + p' \quad (21)$$

Para uma variável genérica a equação seria:

$$\phi = \bar{\phi} + \phi' \quad (22)$$

A barra sobre a variável denota o valor médio e a aspa denota a flutuação instantânea em torno da média. A expressão do operador de média é determinada por:

$$\bar{\phi} = \frac{1}{\Delta t} \int_{\Delta t} \phi dt \quad (23)$$

Pela própria definição da decomposição de Reynolds anteriormente descrita, pode-se afirmar que a média das flutuações é nula, logo,

$$\bar{\phi}' = 0 \quad (24)$$

As equações de Navier-Stokes com média de Reynolds, igualmente conhecidas na literatura como RANS - Reynolds Averaged Navier-Stokes, são conseguidas através das equações de Navier-Stokes, Eq. (13) e Eq. (14), fazendo a permuta dos valores instantâneos das variáveis pelos seus respectivos valores médios mais suas flutuações e considerando as médias temporais das equações. Conseqüentemente, as equações resultantes para a modelagem RANS da continuidade e quantidade de movimento linear são as seguintes:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{u}_j) = 0 \quad (25)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \overline{u_i u_j}) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right] + \rho f_i \quad (26)$$

As equações do método RANS, Eq. (25) e Eq. (26), são similares às equações de Navier-Stokes, Eq. (13) e Eq. (14). Uma distinção entre estas equações se verifica entre as variáveis a serem resolvidas nas equações RANS são a pressão média e as velocidades médias, no lugar das variáveis instantâneas da Eq. (13) e Eq. (14). Mais uma desigualdade é o surgimento do termo $\overline{u_i' u_j'}$, denominado como tensão de Reynolds, que expressa os efeitos das flutuações da turbulência no escoamento médio. Com o advento do tensor de Reynolds, e assim como não existe mais qualquer equação suplementar no sistema, existem menos equações do que variáveis a serem calculadas, motivando o denominado problema de fechamento matemático

da turbulência. Desta forma, para a resolução deste problema é necessário inserir uma série de modelos para avaliar o tensor de Reynolds.

3.3.4.2 Conceito de viscosidade turbulenta

Boussinesq em 1877 (TU et al., 2013), propôs, estabelecendo uma analogia com o modelo de Stokes para as tensões viscosas moleculares o seguinte modelo de fechamento para o tensor de Reynolds:

$$-\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (27)$$

Onde:

$$k = \frac{1}{2} \overline{(u'_i u'_i)} = \frac{1}{2} (\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2}) \quad (28)$$

é a energia cinética turbulenta. O termo envolvendo o delta de Kronecker δ_{ij} surge devido à necessidade de compatibilizar a definição de k acima com a soma do traço do tensor de Reynolds modelado através da hipótese de Boussinesq. De fato, fazendo $i=j$ tem-se que:

$$-\rho \overline{u'_i u'_i} = 2\mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} = -2k \Rightarrow k = \frac{1}{2} \overline{(u'_i u'_i)} \quad (29)$$

Ressalta-se que μ_t é a viscosidade turbulenta, uma propriedade do escoamento e não do fluido como a viscosidade molecular. Esta característica implica numa maior dificuldade de avaliação desta propriedade uma vez que ela depende da natureza do próprio escoamento, constituindo-se uma forte não linearidade na solução das equações. Trata-se de uma propriedade que depende do espaço e do tempo.

A energia cinética turbulenta k também aparece no modelo de fechamento proposto por Boussinesq. No entanto, como ela depende apenas do traço do tensor de Reynolds, ela tem uma natureza semelhante à pressão e pode ser incorporada a ela.

Um modelo de turbulência é o procedimento computacional utilizado que permite resolver as equações de média temporal (equações de RANS). Para a maioria dos problemas de engenharia não é necessário resolver os detalhes das flutuações turbulentas. Somente os efeitos

da turbulência no escoamento médio são suficientes, em particular, para expressar os tensores de Reynolds e o transporte de fluxo turbulento de escalares conhecidos como fluxos de Reynolds.

Neste trabalho, serão utilizados os modelos baseados nas equações de Reynolds (média temporal - RANS) de duas equações: k - ε padrão e SST k - ω . Em seguida serão explicados, e também o modelo k - ω por ser parte do modelo SST k - ω .

3.3.4.3 Modelo k - ε padrão

O modelo k - ε padrão baseado na hipótese de Boussinesq, que também é conhecido como modelo de dissipação viscosa (Eddy Viscosity Models), apresenta um comportamento isotrópico dos tensores de Reynolds. Este modelo sugere que a turbulência consiste em pequenos turbilhões que são continuamente formados e dissipados, e na qual os tensores de Reynolds são assumidos proporcionais à média dos gradientes de velocidade.

Modelos que utilizam a suposição da viscosidade dissipativa relacionam os tensores de Reynolds e os fluxos turbulentos (fluxos de Reynolds) às variáveis médias do escoamento. Estes modelos usam a hipótese do gradiente difusivo para relacionar os tensores de Reynolds aos gradientes da velocidade média e a viscosidade turbulenta, conforme mostra a Eq. (27).

O fluxo de energia turbulento por sua vez, é modelado usando a suposição da difusividade dissipativa que pode ser expresso através da equação:

$$\overline{-\rho u'_j h'} = \frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial \bar{h}}{\partial x_j} \quad (30)$$

Onde Pr_t é o número de Prandtl turbulento. As flutuações dos termos do trabalho viscoso, para turbulência isotrópica homogênea, são aproximadas pela equação:

$$\frac{\partial \overline{u'_i \tau'_{ij}}}{\partial x_j} \approx \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\overline{\mu \frac{\partial k}{\partial x_j}} \right) \quad (31)$$

O modelo de turbulência k - ε é capaz de fornecer estas variáveis através da solução de duas equações de transporte, sendo uma para k e outra para ε , para posteriormente calcular a viscosidade turbulenta. A primeira derivação para este modelo foi para escoamentos incompressíveis, nos quais as flutuações de massa específica podem ser ignoradas. A mesma formulação é utilizada para escoamentos compressíveis, com a exceção de um termo que possui formulação distinta para este tipo de escoamento.

A viscosidade turbulenta, μ_t , é modelada como o produto de uma escala turbulenta de velocidade, V_t , e um comprimento de escala turbulenta, l_t , conforme proposto por Prandtl e Kolmogorov. Introduzindo uma constante de proporcionalidade, chega-se a:

$$\mu_t = \rho C_\mu l_t V_t \quad (32)$$

A escala de velocidade turbulenta é igual à raiz quadrada da energia cinética turbulenta, k , sendo que esta é determinada via equação de transporte. No modelo de duas equações k - ε assume-se que o comprimento de escala é um comprimento de escala de dissipação e quando as escalas dissipativas turbulentas são isotrópicas, Kolmogorov determinou que:

$$\varepsilon = \frac{k^{\frac{3}{2}}}{l_t} \quad (33)$$

na qual ε é a taxa de dissipação turbulenta de energia cinética. Caso k , ε ou l_t sejam conhecidos, a viscosidade turbulenta é determinada a partir da Eq. (32) e os tensores de Reynolds podem ser calculados a partir da Eq. (27), fechando assim as equações turbulentas do transporte de movimento. A tarefa restante é determinar equações para k e ε e condições de contorno apropriadas. Portanto, a viscosidade dissipativa, μ_t , é calculada à partir do produto de uma escala turbulenta de velocidade e um comprimento de escala turbulenta, como segue:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (34)$$

em que ε é a taxa de dissipação de k (o montante de k por massa e tempo convertidos em energia interna de fluido por ação viscosa) e C_μ é uma constante do modelo.

As equações de transporte do modelo para a obtenção local dos valores de k e ε são:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + P_k - \rho \varepsilon \quad (35)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_E \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \frac{\varepsilon}{k} (C_{E_1} P_k - \rho C_{E_2} \varepsilon) \quad (36)$$

em que os coeficientes difusivos são dados por:

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \quad (37)$$

$$\Gamma_E = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_E} \quad (38)$$

A taxa de produção da energia cinética turbulenta é dada por:

$$P_k = -\rho \overline{\mu'_i \mu'_j} \frac{\partial \overline{u'_i}}{\partial x_j} \quad (39)$$

Todas as constantes existentes no equacionamento do modelo k - ε estão apresentadas na Tabela 6.

Tabela 6 – Constantes do modelo k - ε padrão.

Pr_t	C_μ	C_{E1}	C_{E2}	σ_k	σ_E
0,90	0,09	1,44	1,92	1,00	1,30

Este modelo tem dado bons resultados para uma vasta gama de escoamentos simples. No entanto, devido à sua ampla utilização, as suas deficiências são bem conhecidas. A mais evidente delas é que o modelo k - ε padrão é impreciso nas proximidades de gradientes de pressão adversos (WILCOX, 1998).

3.3.4.4 Modelo k - ω

No modelo k - ω a equação modelada de k é resolvida juntamente com uma equação para a taxa específica de dissipação da energia cinética turbulenta, $\omega = \varepsilon/k$. Comumente ω é visto como a frequência característica do processo de decaimento da turbulência sendo que o inverso de ω é a escala de tempo em que dissipação da energia turbulenta ocorre. Embora a dissipação ocorra em nível molecular, a sua taxa real é definida pela taxa de transferência de energia ao longo do espectro de comprimentos e, portanto, ω é definida pelas grandes escalas de movimentos e está intimamente relacionada com as propriedades do escoamento médio.

O modelo k - ω mais popular é o de (WILCOX, 1998) que é comumente referido como modelo k - ω padrão, que possui as seguintes equações:

- Viscosidade turbulenta cinemática (ν_t)

$$l_t \approx k^{1/2} / \varepsilon; \quad \varepsilon \approx \omega k \quad e \quad \nu_t = k / \omega \quad (40)$$

- Energia cinética turbulenta

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\overline{u_j k}) = -\overline{u'_i u'_j} \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\nu + \sigma^* \nu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) - \beta^* k \omega \quad (41)$$

- Taxa de dissipação específica

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_j \omega) = -\overline{u'_i u'_j} \alpha \frac{\omega}{k} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left((v + \sigma v_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) - \beta \omega^2 \quad (42)$$

- Relações complementares e constantes de fechamento

$$\alpha = \frac{13}{25}; \quad \beta = \beta_0 f_\beta; \quad \beta^* = \beta_0^* f_{\beta^*}; \quad \sigma = \sigma^* = \frac{1}{2}; \quad \beta_0 = \frac{9}{125} \quad (43)$$

$$f_\beta = \frac{1+70\chi_\omega}{1+80\chi_\omega}; \quad \chi_\omega \equiv \left| \frac{\Omega_{ij} \Omega_{jk} S_{ki}}{(\beta_0^* \omega)^3} \right|; \quad \beta_0^* = \frac{9}{100} \quad (44)$$

$$f_{\beta^*} = \begin{cases} 1 & \text{se } \chi_k \leq 0 \\ \frac{1+680\chi_k^2}{1+400\chi_k^2} & \text{se } \chi_k > 0 \end{cases}; \quad \chi_k \equiv \frac{1}{\omega^3} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (45)$$

Avalia-se também a dissipação viscosa e o comprimento característico:

$$\varepsilon = \beta^* \omega k \quad (46)$$

$$l_t = \frac{k^{1/2}}{\omega} \quad (47)$$

Nas equações acima aparecem os tensores rotação média e taxa de deformação média, definidos abaixo:

$$\Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (48)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (49)$$

O modelo $k-\omega$, ao contrário do $k-\varepsilon$, é mais preciso na região próxima a paredes, mas continua falhando em escoamentos com separação. Além disso, a equação de ω possui sensibilidade aos valores da frequência de turbulência fora da camada limite. Esta sensibilidade impede o seu uso em substituição ao modelo $k-\varepsilon$ mesmo com seu desempenho superior na região próxima à parede.

3.3.4.5 Modelo SST k- ω

O fato de cada um desses dois modelos anteriores apresentar vantagens importantes motivou o desenvolvimento de novos modelos de fechamento, entre eles o modelo SST (MENTER et al., 2003), também conhecido como k- ω SST. Este modelo é uma mistura dos modelos k- ϵ e k- ω e nasceu da necessidade de melhoramento no cálculo de modelos aeronáuticos com gradientes adversos de pressão e separação da camada limite.

Este modelo possui um fator de mistura entre os modelos k- ω (mais aplicável às regiões próximas às paredes) e o modelo k- ϵ (mais aplicável às regiões distantes das superfícies). Esta formulação não é configurável, sendo intrínseca ao modelo, e este zoneamento é feito através de um fator F_1 que pode variar desde de um para volumes próximos a paredes a zero para volumes distantes da mesma (MENTER et al., 2003).

Neste modelo a energia cinética turbulenta, k , pode ser obtida da seguinte equação:

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \overline{u_j} \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} \right) + \frac{P_k}{\rho} - \beta k \omega \quad (50)$$

Na qual ω é a frequência de turbulência e P_k é definido como a produção de k , calculada por:

$$P_k = \rho \nu_t \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} \left(\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_i} \right) \rightarrow P_k = \min(P_k, 10\beta \cdot \rho k \omega) \quad (51)$$

Já a frequência de turbulência pode ser modelada por:

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \overline{u_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\nu + \sigma_\omega \nu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + a_a S^2 - \beta \omega^2 + 2(1 - F_1) \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \quad (52)$$

na qual o coeficiente a_a é uma variável do modelo que depende da função de interpolação e F_1 é uma função de mistura, calculada através da equação:

$$F_1 = \tanh \left\{ \left[\min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4\rho\sigma_{\omega 2} k}{CD_{k\omega} y^2} \right] \right]^4 \right\} \quad (53)$$

na qual y é a distância da parede mais próxima e $CD_{k\omega}$ calculado por:

$$CD_{k\omega} = \max \left(2\rho\sigma_{\omega 2} k \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_i} \frac{\partial \omega}{\partial x_i}, 10^{-10} \right) \quad (54)$$

Neste modelo a viscosidade turbulenta, ν_t , pode ser calculada por:

$$v_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, S F_2)} \quad (55)$$

na qual S o tensor taxa de deformação e F_2 , uma segunda função de mistura definida por:

$$F_2 = \tanh \left\{ \left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right) \right]^2 \right\} \quad (56)$$

As demais constantes das equações do modelo são oriundas dos modelos de origem, com alguns ajustes e são determinadas como descrito por (MENTER et al., 2003): $\beta^*=0,09$; $a_1=5/9$; $\beta_1=3/40$; $\sigma_{k1}=0,85$; $\sigma_{\omega 1}=0,5$; $\beta_2=0,0828$; $\sigma_{k2}=1$; $\sigma_{\omega 2}=0,856$.

Através das funções de mistura F_1 e F_2 variando de zero a um, o modelo altera a formulação das equações de transporte. F_1 é responsável pela variação entre as equações de transporte e F_2 provoca a variação entre as equações de viscosidade turbulenta.

3.4.4 Modelo de porosidade

A porosidade modifica todos os termos nas equações governantes, bem como o termo de perda de pressão. Como um resultado disso, esta formulação pode ser chamada o “modelo poroso completo”. Este método suporta modelos sólidos e modelos para a interação entre as partes líquidas e sólidas do domínio.

O modelo poroso completo é tanto uma generalização das equações de Navier-Stokes quanto da lei de Darcy, utilizada para o escoamento nas regiões porosas. Ele pode ser utilizado para modelar o fluxo onde a geometria é muito complexa.

Para obter as equações do domínio contínuo, se assume que os volumes de controle infinitesimal e as superfícies são grandes em relação com o espaço intersticial do meio poroso, mas pequeno em relação com as escalas que deseja resolver. Assim, dadas as superfícies de controle se assume que contém regiões de sólidos e fluidos.

A porosidade do volume em um ponto, γ , es a razão entre o volume disponível para fluir ao redor de um volume de controle infinitesimal, V' e o volume físico que envolve o ponto, V .

Por tanto:

$$V' = \gamma V \quad (57)$$

Supõe-se que o vetor área disponível para fluir, A' , através de uma superfície de controle plana infinitesimal de vetor área A é dada por:

$$A' = K \cdot A \quad (58)$$

Onde: $K = (K^{ij})$ é um tensor de segunda ordem simétrico, chamado tensor de porosidade de área. O produto escalar de um tensor de segunda ordem simétrico com um vetor é o vetor: $\mathbf{K} \cdot \mathbf{A}^i = K^{ij} A_j$; $\mathbf{K} \cdot \mathbf{A}^i = K^{ij} A_j$. ANSYS CFX só permite que K seja isotrópico; quer dizer, $K^{ij} = \gamma \delta^{ij} K^{ij} = \gamma \delta^{ij}$. A equação escalar geral de advecção-difusão em um meio poroso torna-se:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\gamma \rho \phi) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{K} \cdot \mathbf{U} \phi) - \nabla \cdot (\Gamma \mathbf{K} \cdot \nabla \phi) = \gamma S_t \quad (59)$$

Onde ϕ é uma variável adicional (escalar). Além dos termos de produção e de dissipação usuais, o termo fonte S_t , contém termos de transferência desde o fluido para as partes sólidas do meio poroso. Em especial, as equações de conservação da massa e do momento são:

$$\frac{\partial}{\partial t} \gamma \rho + \nabla \cdot (\rho \mathbf{K} \cdot \mathbf{U}) = 0 \quad (60)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\gamma \rho \mathbf{U}) + \nabla \cdot (\rho (\mathbf{K} \cdot \mathbf{U}) \otimes \mathbf{U}) - \nabla \cdot \left(\mu_e \mathbf{K} \cdot \left(\nabla \mathbf{U} + (\nabla \mathbf{U})^T - \frac{2}{3} \delta \nabla \cdot \mathbf{U} \right) \right) = \gamma S_M - \gamma \nabla p \quad (61)$$

Onde \mathbf{U} é a velocidade real, μ_e é a viscosidade efetiva, seja a viscosidade laminar ou uma quantidade turbulenta e S_M é uma fonte de momento. Isto é, em geral, um tensor simétrico positivo de segunda ordem, definido com o fim de ter em conta possíveis anisotropias na resistência (ANSYS INC., 2011).

3.4.4.1 Modelos porosos de perda de momento

Os modelos de perda de momento disponíveis para domínios porosos são idênticos aos modelos de perda disponíveis com a formulação da velocidade superficial. A fonte de momento através de uma região porosa anisotrópica pode ser modelada usando o modelo de perda direcional. Com este modelo, a direção do sentido do fluxo pode ser especificada. As perdas de momento nestas direções são:

$$S_{M,x'} = -\frac{\mu}{K_{perm}^S} U_{x'} - K_{loss}^S \frac{\rho}{2} |U| U_{x'} \quad (62)$$

$$S_{M,y'} = -\frac{\mu}{K_{perm}^T} U_{y'} - K_{loss}^T \frac{\rho}{2} |U| U_{y'} \quad (63)$$

$$S_{M,z'} = -\frac{\mu}{K_{perm}^T} U_{z'} - K_{loss}^T \frac{\rho}{2} |U| U_{z'} \quad (64)$$

Onde K_{perm}^S e K_{perm}^T são as permeabilidades no sentido da corrente e transversal, K_{loss}^S e K_{loss}^T são os coeficientes de perdas quadráticas no sentido da corrente e transversal. Estas quantidades podem também ser expressadas em termos dos coeficientes de resistência linear e quadrática (ANSYS INC., 2011).

4. MODELAGEM TERMOIDRÁULICA

Os procedimentos citados neste capítulo foram desenvolvidos com o auxílio do software Ansys CFX 14 (ANSYS INC., 2011). É 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 em engenharia. O software é constituído de quatro módulos que, a partir da entrada de uma geometria e de uma malha, permitem realizar uma simulação CFD: os módulos de pré-processamento e pós-processamento (Ansys CFX-Pre e Ansys CFD-Post, respectivamente), o próprio solver CFD (Ansys CFX-Solver) é uma ferramenta de gerenciamento de submissão de simulações para a realização dos cálculos (CFD Job Manager). Para a construção da geometria e da malha, são usados dois outros aplicativos integrados ao Ansys CFX, o Ansys DesignerModeler e o Ansys Meshing.

O Ansys CFX-Solver, em particular, oferece recursos para a submissão de cálculos em modo serial ou em modo paralelo. No modo de submissão serial (modo de submissão padrão do solver), todos os cálculos são realizados por um único processo que é executado em um único processador. No modo de submissão paralelo, os cálculos são realizados, de forma dividida, por dois ou mais processos que poderão ser executados em uma única CPU (processamento paralelo local) ou em mais de uma CPU (processamento paralelo distribuído). Para comunicação entre os processos criados pelo solver em um modo de execução paralelo, são empregadas versões das bibliotecas MPI (do inglês Message Passing Interface, Interface de Passagem de Mensagens) e PVM (do inglês Parallel Virtual Machine, Máquina Paralela Virtual), com as quais é possível usar redes de computadores homogêneas e heterogêneas, respectivamente. Independentemente da biblioteca usada, a implementação paralela incorporada ao solver é baseada em um modelo SPMD (do inglês Single Program, Multiple Data, Único Programa, Múltiplos Dados), em que versões idênticas do mesmo código são executadas em dois ou mais processos.

4.1 Reator HTR-10

4.1.1 Domínio computacional

No presente trabalho, de simulação do comportamento termoidrúlico do núcleo do HTR-10 os elementos combustíveis usados naquele reator possuem formato esférico. Mais

especificamente, cada elemento combustível apresenta 6 cm de diâmetro, com a definição, também, de uma camada interna com espessura de 0,5 cm, tratando-se de uma camada de grafite que envolve uma matriz de grafite na qual as partículas TRISO estão dispersas. Com este diâmetro para a esfera, chega-se a um raio r de 3 cm e, por consequência, a um volume equivalente de $1,131E+2 \text{ cm}^3$, obtido pela expressão

$$V_{Esfera} = \frac{4}{3} \pi r^3 \quad (65)$$

Neste trabalho, dois tipos de arranjos estruturados são empregados: FCC (do inglês Face Center Cubic, Cúbico Centrado na Face) e BCC (do inglês Body Center Cubic, Cúbico Centrado no Corpo).

Como ocorre em qualquer estrutura cúbica, a definição das dimensões das células unitárias FCC e BCC se resume ao comprimento da aresta a . A partir da fração de empacotamento, também expressa pela relação entre o volume ocupado pelas esferas e o volume total, combinada com a definição de volume da célula cúbica, se chega ao comprimento da aresta da célula unitária na fórmula

$$a = \sqrt[3]{\frac{n \cdot V_{esfera}}{f}} \quad (66)$$

onde n é a quantidade de esferas equivalentes que ocupam a célula unitária. O volume ocupado pelos elementos na célula unitária FCC, conforme já visto anteriormente, corresponde ao volume ocupado por quatro ($n = 4$) esferas (Figura 11). Na célula BCC, o volume ocupado é reduzido à duas ($n = 2$) esferas (Figura 10). Para o valor da fração de empacotamento (f), são considerados parâmetros de projeto apresentados no benchmark elaborado pela (IAEA, 2013) para o HTR-10 e outros reatores de alta temperatura refrigerados a gás, sendo $f = 0,61$. Com o uso destes dados na Eq. (66), são obtidos os comprimentos de aresta nas células FCC e BCC, sendo $a = 9,052 \text{ cm}$ e $7,184 \text{ cm}$, respectivamente. A geometria das células unitárias é mostrada na Figura 25.

Em função do 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, que é a região de maior potência, gerada a partir da replicação na direção vertical de células FCC e BCC em quantidade equivalente à altura do núcleo (estimada em 187 cm, conforme apontado em dados extraídos da (IAEA, 2013)). Dessa forma, para o arranjo FCC, a coluna é fornecida por 22 células unitárias e, para o arranjo BCC, por 27 células. Em relação às células das extremidades da coluna, não são considerados outros elementos além daqueles que estão posicionados nos vértices da face adjacente ao restante da coluna ou localizados no centro

daquela face. Além disso, uma extensão do escoamento foi acrescentada após a última célula em cada arranjo para garantir que as condições de desenvolvimento do escoamento do fluido fossem plenamente alcançadas. Detalhes adicionais das geometrias estão descritos na Tabela 7, além de estarem ilustradas na Figura 26.

Figura 25 – Geometria das células unitárias FCC e BCC adotadas para o leito de bolas do núcleo do HTR-10.

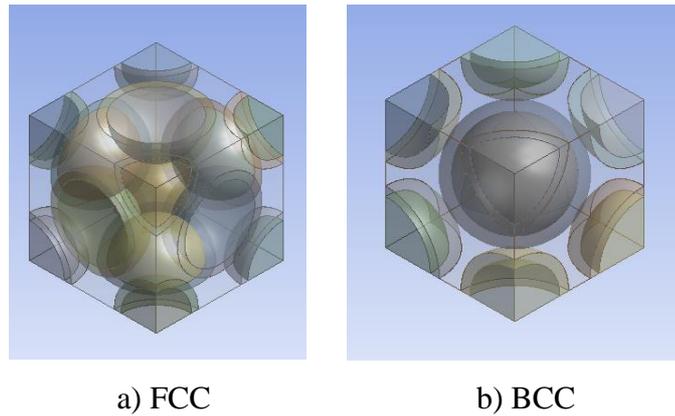


Figura 26 – Modelo geométrico das colunas FCC e BCC do núcleo do reator HTR-10.

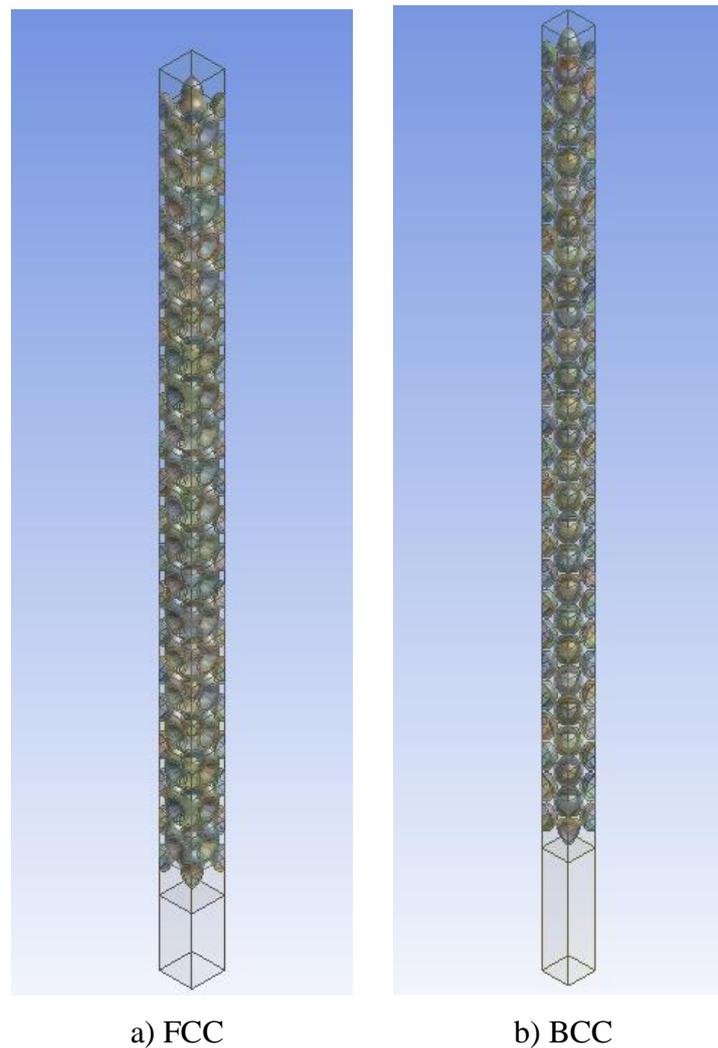


Tabela 7 – Especificações da geometria da coluna central do núcleo para os arranjos FCC e BCC no reator HTR-10.

TIPO DE ELEMENTO	COLUNA FCC		COLUNA BCC	
	Número de elementos	Esferas correspondentes	Número de elementos	Esferas correspondentes
1/8 DO VOLUME	168	21	208	26
METADE DO VOLUME	122	61	-	-
VOLUME COMPLETO	-	-	25	25
TOTAL	290	82	233	51

4.1.2 Construção da malha

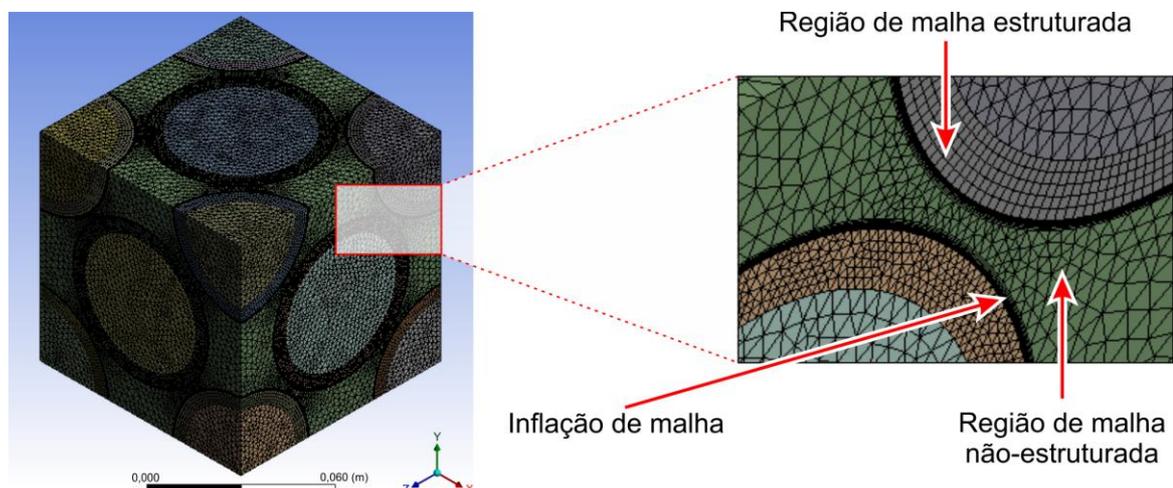
Após a geração da geometria, o processo de construção da malha constitui a etapa seguinte da modelagem em qualquer abordagem CFD. Em linhas gerais, este processo consiste em discretizar o volume ocupado pelo domínio computacional em uma série de pequenos volumes ou elementos. Entre outros fatores, a precisão de uma solução CFD é fortemente influenciada pela quantidade e formato das células usadas na discretização do domínio. Não é de surpreender, portanto, que grande parte do tempo gasto em uma análise de CFD seja usualmente dedicado à geração de malhas apropriadas, conforme alerta (TU et al., 2013).

Além de formas cúbicas, elementos tetraédricos ou poliédricos podem ser encontrados na constituição da malha, dependendo da geometria do domínio computacional. Em relação à estrutura da malha, ela pode ser tratada como estruturada ou não estruturada, com a distinção entre uma e outra se resumindo à distribuição regular ou não dos elementos ao longo do volume discretizado. Embora não haja diferenças de acurácia entre malhas não estruturadas e estruturadas, estas últimas demandam um custo computacional menor. Indicadas para geometrias mais simples, malhas estruturadas não se mostram apropriadas para leitos de bolas com regime de empacotamento aleatório, devido à complexidade da geometria destes leitos. Também não é incomum a combinação de malhas estruturadas com malhas não estruturadas, próprias, segundo (BAKER, 2011), para domínios que alternam regiões de espaço aberto com áreas que apresentam restrições geométricas complexas. A maioria dos pacotes profissionais de software de CFD oferecem recursos para a geração e a manipulação de ambos os tipos de malhas.

Outro aspecto relevante, com respeito da construção da malha, é a densidade de elementos por unidade de volume. Malhas de maior densidade implicam um custo computacional maior. Devido a isto, em um 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 da 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 de malha disponibilizados pelo Ansys Meshing, como a geração de uma maior quantidade de volumes nos poros existentes entre os elementos combustíveis e a gradação entre volumes mínimos e máximos com base em taxas de variação específicas. Em particular, o uso de malhas mais densas nas regiões de maior proximidade entre as esferas se explica pelo alto grau de turbulência esperado naquelas regiões. Além disso, tais malhas se apresentam como não estruturadas devido ao alto grau de curvatura observado naquelas regiões do domínio computacional, com o emprego, por consequência, de células tetraédricas. Por sua vez, a discretização do espaço ocupado pelas esferas conta com a aplicação de malhas sem variação de densidade, devido à uma menor complexidade da geometria destas regiões. 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, estas últimas constituídas por células hexaédricas. Todos estes aspectos estão ilustrados na Figura 27.

Figura 27 – Esquema da malha de uma célula unitária FCC.

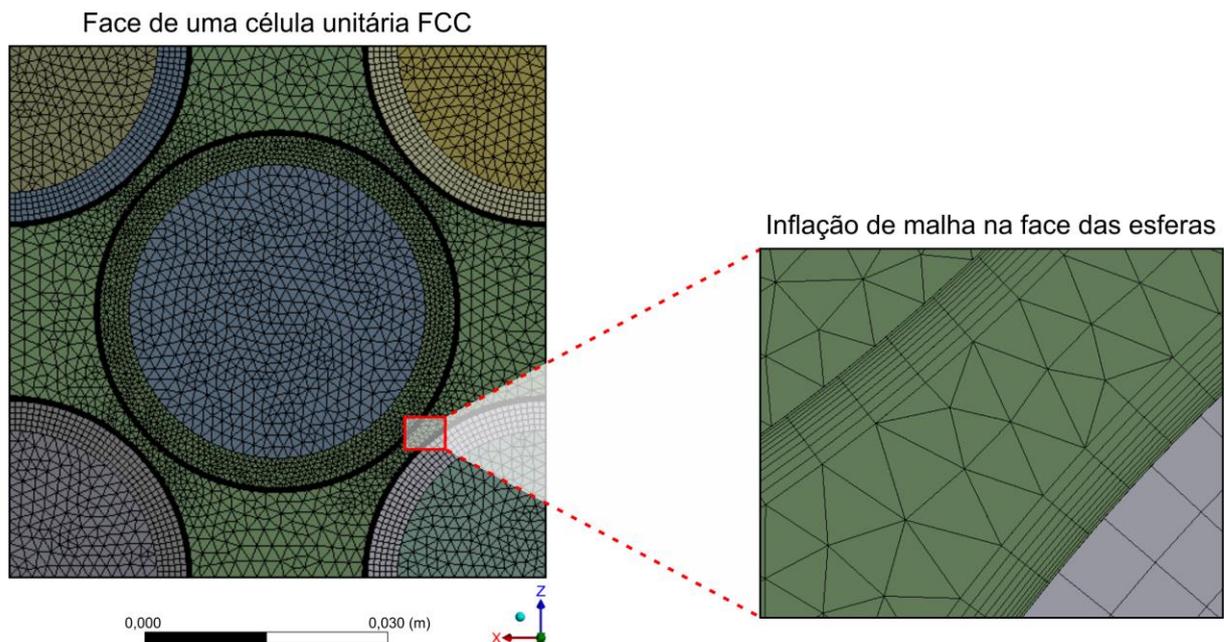


Outro mecanismo de refinamento empregado envolve o uso de configurações locais da malha em regiões específicas da geometria. Estas configurações se sobrepõem àquelas definidas globalmente. Para tal, as diversas regiões do domínio computacional são agrupadas em três subdomínios (técnica conhecida como de múltiplos domínios).

Para os dois primeiros subdomínios, correspondentes às regiões internas das esferas e às camadas de grafite, respectivamente, as configurações locais aplicadas incluem a redefinição do volume máximo dos elementos de controle.

No último subdomínio, correspondente aos espaçamentos existentes entre os elementos combustíveis, uma configuração de malha local envolve a seleção das faces das esferas, resultando em um grau de refinamento de malha mais elevado, para permitir uma melhor captura do fenômeno de transferência de calor para o fluido de trabalho na região da parede. Nesta configuração, uma inflação da malha é estabelecida junto às faces das esferas, com a definição de 10 camadas de células hexaédricas. A espessura das camadas não é constante (conforme mostrado na Figura 28), devido ao uso de uma taxa de variação de 20% da camada anterior para a camada seguinte. Também é possível estabelecer a espessura total da camada de inflação em valores correspondentes ao grau de refinamento desejado para a malha naquela região. Uma vez estabelecidas as configurações globais e locais da malha, ela pode ser gerada pelo pacote Ansys CFX.

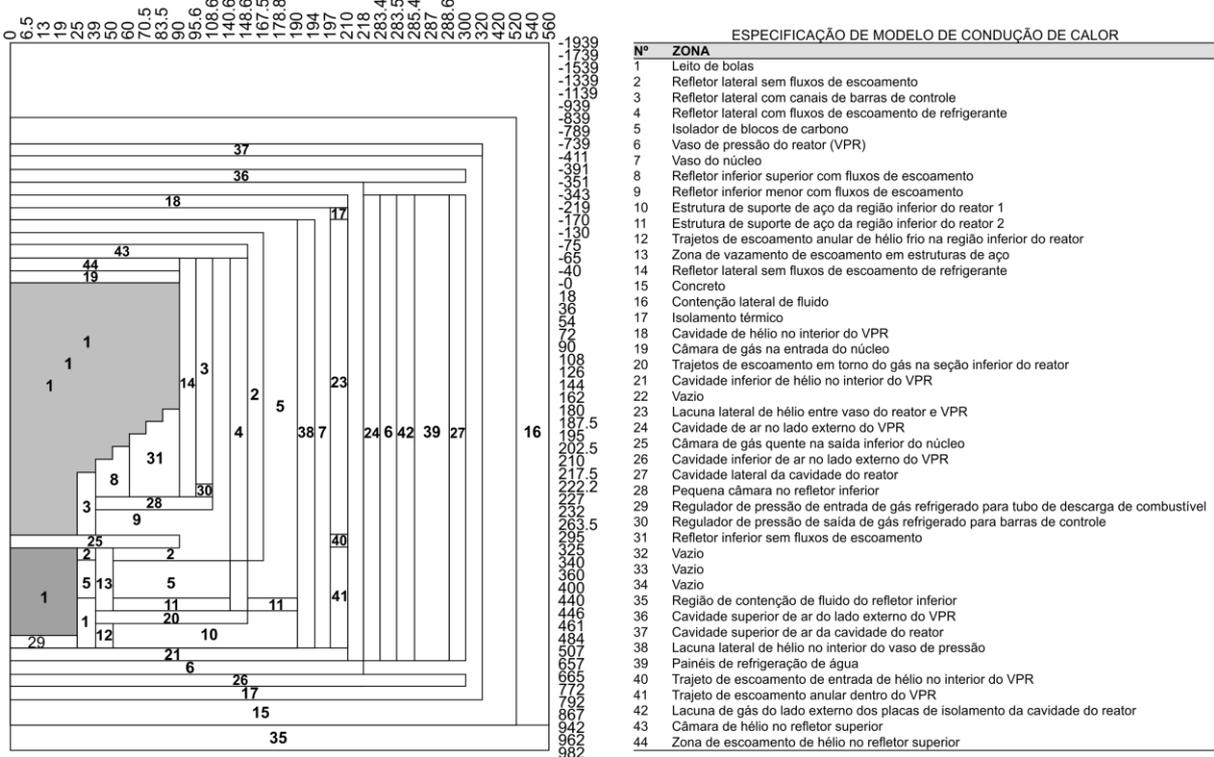
Figura 28 – Inflação de malha nas faces das esferas de uma célula unitária FCC.



4.1.3 Condições de contorno e parâmetros físicos

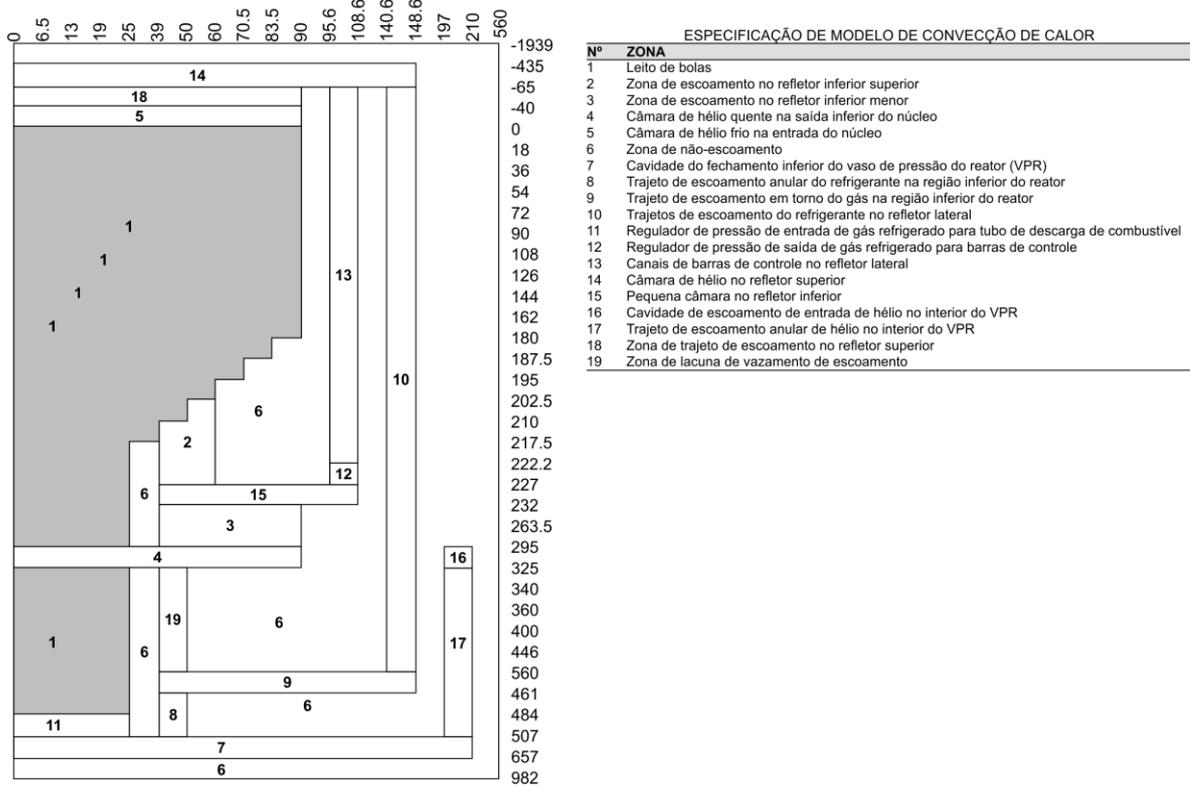
Para a análise termoidráulica do núcleo do HTR-10, a transferência de calor constitui, certamente, um dos principais fenômenos envolvidos na simulação. Estando o reator em operação normal, o calor gerado pelas reações nucleares é absorvido em quase sua totalidade pelo fluxo de hélio. Uma pequena quantidade 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 da parede de concreto da cavidade do reator, respectivamente. No modelo termoidráulico apresentado no Benchmark (IAEA, 2013) e ilustrado nas Figura 29 e Figura 30, a transferência de calor por condução no interior dos elementos combustíveis, e por convecção na interface entre o refrigerante e o combustível são os fenômenos esperados na região de interesse da presente simulação (o leito de bolas). O modelo termoidráulico em questão usa um sistema de coordenadas R-Z (expressas em centímetros) em que a direção R corresponde ao eixo horizontal e a direção Z corresponde ao 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.

Figura 29 – Modelo de transferência de calor por condução no núcleo do reator HTR-10.



Adaptado de (IAEA, 2013).

Figura 30 – Modelo de transferência de calor por convecção no núcleo do reator HTR-10.



Adaptado de (IAEA, 2013).

Para o cálculo da distribuição de geração de calor do núcleo inicial, é usada uma distribuição de potência extraída do Benchmark (IAEA, 2013), mostrada na Tabela 8. Nesta distribuição também é empregado o mesmo sistema de coordenadas R-Z adotado para os modelos de transferência de calor apresentados nas Figura 29 e Figura 30.

Obviamente, como o domínio computacional usado nesta simulação corresponde à coluna central do leito de bolas do HTR-10, são considerados apenas os valores de potência definidos no centro do núcleo ($0 \leq R \leq 6,5$ cm). Adicionalmente, para a definição das potências efetivas geradas no material físsil presente na região interna à camada de grafite dos elementos combustíveis, são feitas outras considerações. Inicialmente, é obtido o volume de cada esfera sem a camada de grafite (com o que temos, portanto, bolas com raio de 0,025 m), chegando-se a $V_{Esferasemgrafite} = 6,545E-5 \text{ m}^3$.

Em seguida, é calculada a relação entre os volumes das esferas sem e com a camada de grafite. O volume da esfera com a camada de grafite, conforme já citado anteriormente, é obtido da Eq. (65). Com isto, a relação entre os volumes é dada por

$$R_{volumes} = \frac{V_{esferasemgrafite}}{V_{esfera}} = 0,587 \quad (67)$$

Tabela 8 – Distribuição da densidade potência gerada no núcleo do reator HTR-10 no início da operação (MW/m³)

Z\R(cm)	6.5	13	19	25	39	50	60	70.5	83.5	90
18	1,79	1,79	1,79	1,78	1,75	1,71	1,68	1,65	1,63	1,65
36	2,12	2,11	2,10	2,08	2,06	2,01	2,46	1,89	1,86	1,89
54	2,46	2,45	2,44	2,41	2,35	2,26	2,18	2,10	2,07	2,09
72	2,61	2,60	2,58	2,56	2,49	2,43	2,33	2,27	2,22	2,22
90	2,78	2,77	2,75	2,72	2,65	2,56	2,46	2,39	2,30	2,30
108	2,84	2,84	2,82	2,79	2,71	2,55	2,45	2,33	2,26	2,26
126	2,66	2,65	2,63	2,60	2,56	2,49	2,38	2,29	2,22	2,21
144	2,49	2,49	2,47	2,44	2,37	2,29	2,19	2,08	2,01	2,00
162	2,36	2,35	2,33	2,30	2,22	2,11	2,02	1,93	1,85	1,82
180	2,33	2,32	2,29	2,25	2,16	2,02	1,93	1,83	1,73	1,66
187	1,53	1,53	1,51	1,48	1,42	1,33	1,27	1,21	1,13	0,00

Fonte: (IAEA, 2013).

Por fim, usando a fração de empacotamento do leito de bolas (0,61), da relação de potências ($P_{benchmark}$) na seção central do leito de bolas (vide Tabela 8) e da relação entre os volumes, calculada na Eq. (67), chega-se à potência efetiva gerada pelo material físsil das esferas de combustível (sem a camada de grafite), sendo ela expressa por

$$P_{Esfera} = \frac{P_{benchmark}}{0,61 \cdot R_{volumes}} \quad (68)$$

As potências efetivas, com base na Eq. (68), estão listadas na Tabela 9. Para a identificação das esferas sobre as quais cada potência será aplicada, as camadas de esferas das colunas FCC e BCC são agrupadas em 11 grupos. A distribuição dos grupos de camadas de potência na coluna FCC e BCC é mostrado na Tabela 10.

O Ansys CFX fornece um ambiente de interface gráfica próprio para a seleção dos fenômenos físicos mencionados acima. Além disso, são disponibilizadas ferramentas para a definição das propriedades do refrigerante e dos materiais usados nos elementos combustíveis. Neste ponto, são seguidas as recomendações apontadas no benchmark da (IAEA, 2013). Para o hélio, considera-se que a capacidade de calor específico por volume constante corresponde a 5195 J/kg K e que a massa molar é de 4 kg/kmol; já a viscosidade (ν_{helio}), a densidade (ρ_{helio}) e a condutividade (k_{helio}) são dependentes da temperatura T (K) e da pressão P (bar), sendo expressos pelas Eqs. (69), (70) e (71), respectivamente.

Tabela 9 – Distribuição de densidade de potências das esferas nas colunas FCC e BCC da seção central.

Z (cm)	Densidade de potências na seção central do núcleo extraídas do benchmark	Densidade de potência em cada esfera (divisão por fração de porosidade)	Densidade de Potência em cada esfera (sem a camada de grafite)
	(MW/m³)	(MW/m³)	(MW/m³)
0-18	1,79	2,934	5,071
18-36	2,12	3,475	6,006
36-54	2,46	4,032	6,969
54-72	2,61	4,279	7,394
72-90	2,78	4,557	7,875
90-108	2,84	4,656	8,045
108-126	2,66	4,361	7,535
126-144	2,49	4,082	7,054
144-162	2,36	3,869	6,685
162-180	2,33	3,820	6,600
180-187	1,53	2,508	4,334

Tabela 10 – Agrupamento dos elementos combustíveis em camadas para a distribuição efetiva de potências.

Camadas	FCC	BCC
	Número de camadas	Número de camadas
	(Número total de elementos combustíveis)	(Número total de elementos combustíveis)
Grupo de Camadas 1	3(6)	4(4)
Grupo de Camadas 2	3(6)	4(4)
Grupo de Camadas 3	3(6)	4(4)
Grupo de Camadas 4	4(8)	4(4)
Grupo de Camadas 5	4(8)	5(5)
Grupo de Camadas 6	4(8)	5(5)
Grupo de Camadas 7	4(8)	5(5)
Grupo de Camadas 8	4(8)	5(5)
Grupo de Camadas 9	4(8)	5(5)
Grupo de Camadas 10	4(8)	5(5)
Grupo de Camadas 11	4(8)	5(5)

$$v_{helio} = 3,674 \times 10^{-7} \cdot T^{0,7} \quad (69)$$

$$\rho_{helio} = 48,14 \frac{P}{T} \left(1 + 0,4446 \frac{P}{T^{1,2}} \right)^{-1} \quad (70)$$

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

As recomendações apontadas no benchmark para as propriedades do hélio são basados em um padrão de segurança sobre reatores de alta temperatura refrigerados à gás publicado pela agência alemã KTA (Kerntechnischen Ausschusses) e dividido em 5 seções, com destaque para a seção que trata do cálculo das propriedades materiais do hélio (KTA, 1978). Este padrão, por sua vez, se utilizou de estimativas realizadas por Petersen em 1970 (KTA, 1978), que considera faixas de pressão (0,1 a 10 MPa) e de temperatura (até 1.527 °C) que são aplicáveis a projetos de reatores daquele tipo. Naquele trabalho, devido ao propósito de se obter expressões de cálculo das propriedades materiais com um grau de acurácia maior, as equações são formuladas a partir da introdução de um fator de compressibilidade na lei dos gases ideais, sendo este último determinado por uma equação de estado.

Por sua vez, a densidade da zona combustível (ρ_c) é de 1.720 kg/m³; considerando novamente que T é a temperatura (em °C), sua capacidade de calor, C_c , é descrita por uma aproximação cúbica obtida por correlação com a capacidade de calor volumétrico, da forma

$$C_c = 1,75 \left(0,645 + 3,14 \times 10^{-4} T - 2,809 \times 10^{-6} T^2 + 0,959 \times 10^{-9} T^3 \right) \quad (72)$$

Tal formulação é usada em trabalhos correlatos, como o de LEE et al. (2007a). Por último, aqui é considerado um método proposto em KATZ; MELESE (1984), para determinar a condutividade dos elementos combustíveis, k_c , sendo dada por

$$k_c = 1.2768 \left(\frac{-0.3906 \times 10^{-4} T + 0.06829}{\text{DOSIS} + 1.931 \times 10^{-4} T + 0.105} + 1.228 \times 10^{-4} T + 0.042 \right) \quad (73)$$

onde T é a temperatura (com a ressalva de que, se T for igual ou menor a 450 °C, T é considerado 450 °C) 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, que é o caso mais desfavorável.

No âmbito da abordagem CFD, são normalmente adotados dois tipos de condições de contorno: Dirichlet e Neumann. 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. No presente trabalho, são consideradas condições de contorno para as regiões de entrada e de saída de escoamento, além de condições de contorno simétricas e de parede.

Em particular, a caracterização das condições de contorno de entrada envolve a definição de diversas propriedades. Em relação ao regime de escoamento, assume-se que a velocidade é subsônica (velocidades de escoamento abaixo da velocidade do som) e que a direção do fluxo é normal ao plano de entrada do fluxo. Como a intensidade da turbulência é desconhecida naquela região do domínio, é adotada uma recomendação apontada por (ANSYS INC., 2011), com a definição de 5 % de intensidade e uma taxa de viscosidade equivalente a 10. Um estudo feito da intensidade da turbulência aponta que o aumento pode variar os resultados em menos de 2%. Dois dos principais parâmetros de projeto do HTR-10 também são considerados aqui: a temperatura média do refrigerante na entrada do núcleo (250 °C) e a taxa de escoamento de massa do gás hélio estando o reator em plena potência (4,32 kg/s).

Para a taxa de escoamento de massa do gás hélio, fazemos algumas considerações complementares. Cálculos termodrúlicos disponíveis no Benchmark (IAEA, 2013) sugerem que uma parte do refrigerante é escoada para outras regiões distintas da zona do leito de bolas. São elas: o tubo de descarga de combustível, os canais das barras de controle e os espaços existentes entre os blocos de grafite dos refletores, com taxas de escoamento em patamares correspondentes, respectivamente, a 1%, 2% e 10% da taxa de escoamento de 4,32 kg/s. Assim, a taxa de escoamento que flui através do leito de bolas para efetivamente refrigerar os elementos combustíveis carregados no núcleo é reduzida a 87%, com o que se tem

$$m_{\text{núcleo}} = 3,77 \text{ kg / s} \quad (74)$$

Como a geometria do leito de bolas simulada neste trabalho é restrita a uma coluna da seção central do núcleo do HTR-10, calcula-se uma taxa de escoamento proporcional à taxa de escoamento expressa na equação acima. Para isto, usa-se a relação entre a área total de entrada do núcleo e a área de entrada da coluna. A área de entrada do núcleo corresponde a uma base circular com 0,9 m de raio; para a coluna da seção central do núcleo, é considerada a área da face de entrada da coluna FCC/BCC, determinada em função do comprimento da aresta da

célula unitária, sendo este obtido, por sua vez, pela Eq. (66). Combinado com a Eq. (74), as taxas de escoamento de entrada de refrigerante são obtidas pela equação

$$m_{entrada} = \frac{a^2}{\pi \cdot (0,9)^2} \times m_{núcleo} \quad (75)$$

Com base nesta última equação, as taxas de escoamento nas colunas FCC e BCC são 1,214E-2 kg/s e 7,647E-3 kg/s, respectivamente.

Para as condições de contorno na saída, é bastante apropriado que elas sejam selecionadas com base no princípio de que o fluxo que se encontra acima da região de saída do escoamento exerça pouca influência sobre as especificações daquelas condições de contorno. Para que isto seja possível, é recomendável que a área de saída do domínio computacional seja posta em algum local distante 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. Conforme já citado anteriormente, para que este propósito seja alcançado, uma extensão da coluna da seção central do núcleo do reator HTR-10 é acrescentada após a última célula unitária de elementos combustíveis na presente simulação. Detalhes sobre a extensão da coluna FCC são mostrados na Figura 31.

Outro tipo de condição de contorno empregada 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. De fato, as geometrias geradas neste trabalho correspondem a menos de 0,5% do volume real do núcleo do HTR-10 (5 m³). Os planos simétricos são constituídos pelas faces laterais das células unitárias FCC e BCC, de modo que dois requisitos devem ser satisfeitos em cada plano: a velocidade normal é nula e os gradientes normais para todas as propriedades de transporte são nulos (TU et al., 2013).

Por fim, condições de contorno de paredes são consideradas nas regiões de contato entre o refrigerante e a superfície dos elementos combustíveis. Para estas paredes sólidas, de caráter estacionário, assume-se uma condição de não deslizamento, o que implica velocidades nulas de escoamento sobre as superfícies sólidas das esferas, conforme indicado por TU et al. (2013), de tal modo que $u = v = w = 0$ na superfície.

Além disso, as paredes são tratadas como lisas, sem a existência, portanto, de superfícies ásperas. Para efeito de ilustração, na Figura 32 são resumidas as condições de contorno consideradas para a coluna FCC do núcleo do HTR-10. A pressão de operação do reator é 3Mpa, como foi mostrado na Tabela 1.

Figura 31 – Extensão da coluna FCC para garantir a condição de fluxo desenvolvido na especificação das condições de contorno de saída.

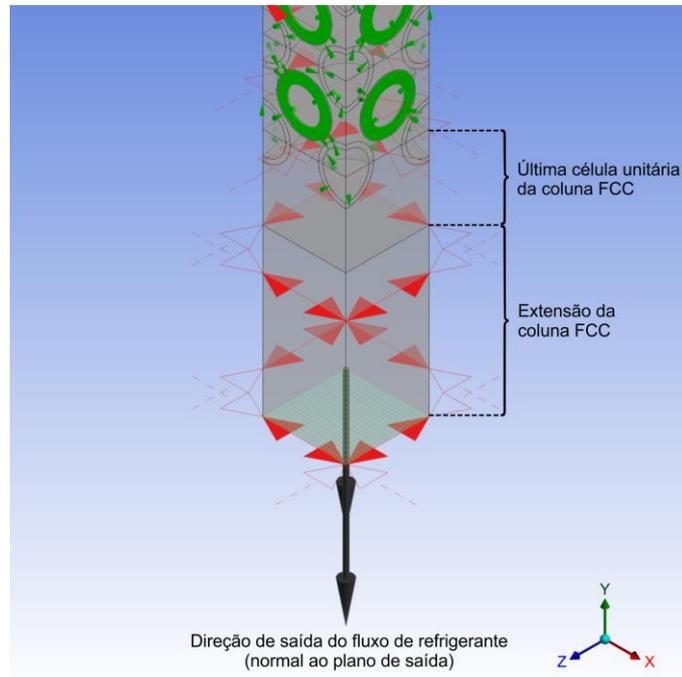
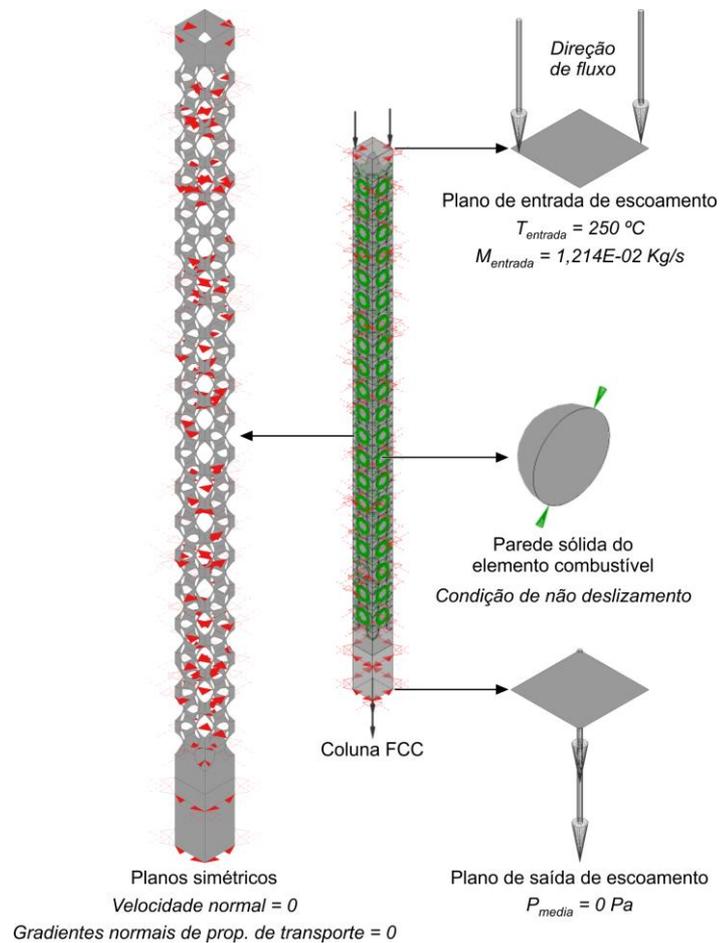


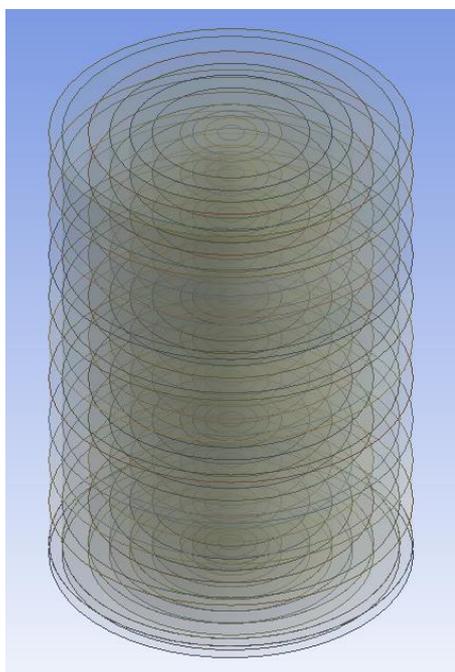
Figura 32 – Especificação das condições de contorno da simulação para a coluna FCC.



4.1.4 Modelo de meio poroso para o reator HTR-10

Neste trabalho estudamos também o comportamento do fluido refrigerante que passa através do núcleo completo do reator HTR-10. A partir dos valores de densidade de potência considerados no CFX (vide Tabela 8). A geometria do núcleo é um cilindro que está dividido em anéis (axiais e radiais) que definem as zonas de potência conforme a Figura 33.

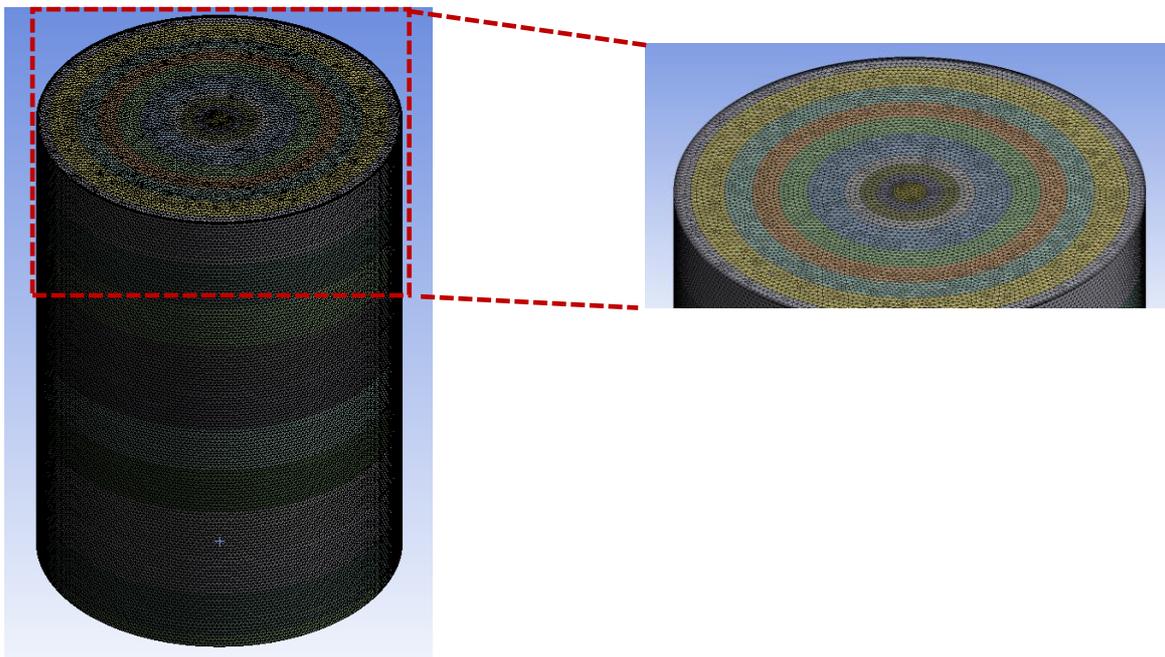
Figura 33 – Geometria do núcleo do HTR-10 dividida em anéis utilizada na simulação de meio poroso.



Esta geometria é mais simples e também a malha, mostrada na Figura 34. O tamanho máximo do elemento é 2 cm e o número de elementos da malha final é 7 664 337. A malha usada foi não estruturada com uma inflação de 10 camadas na parede. As condições de contorno usadas foram de entrada no topo, saída no fundo e parede nas laterais. O domínio é um meio poroso com porosidade de 0,61, com escoamento de hélio com taxa de escoamento 3,77 kg/s e pressão de 3 MPa.

A partir destas simulações é possível obter a temperatura média na saída do núcleo e a queda de pressão no núcleo do reator. Estes parâmetros são impossíveis de obter com a simulação de uma pequena seção do núcleo do reator com modelo realístico.

Figura 34 – Malha do núcleo do HTR-10 na simulação de meio poroso.



4.2 Reator TADSEA

4.2.1 Domínio computacional

Para o estudo do reator TADSEA também são empregados os arranjos estruturados FCC e BCC. Para o valor da fração de empacotamento (f), são considerados os resultados do trabalho GARCÍA et al. (2012), que calculam a fração de empacotamento considerando a geometria anelar do núcleo, sendo $f = 0,64$. O arranjo FCC foi usado para o estudo do projeto inicial do TADSEA (GARCÍA, 2012), com uma altura de 293,8 cm (Tabela 4), e o arranjo BCC foi usado para o estudo do projeto atual (ROSALES, 2015), com uma altura de 282,81 cm (Tabela 5) conforme foi usado para os cálculos neutrônicos.

Com o uso destes dados na Eq. (66), são obtidos os comprimentos da aresta nas células FCC e BCC, sendo $a = 8,9$ cm ou $7,07$ cm, respectivamente. A geometria das colunas é mostrada na Figura 35.

A geometria final corresponde a uma coluna da seção do núcleo de maior potência, igualmente gerada a partir da replicação na direção vertical de células FCC e BCC em quantidade equivalente à altura do núcleo. Dessa forma, para o arranjo FCC, a coluna é fornecida por 32 células unitárias e, para o arranjo BCC, por 40 células. Usando o mesmo

modelo descrito do HTR-10, nas células das extremidades da coluna, não são considerados outros elementos além daqueles que estão posicionados nos vértices da face adjacente ao restante da coluna ou localizados no centro daquela face. Além disso, uma extensão do escoamento foi acrescentada após a última célula em cada arranjo para garantir que as condições de desenvolvimento do escoamento do fluido fossem plenamente alcançadas. Detalhes adicionais das geometrias estão descritos na Tabela 11.

Figura 35 – Modelo geométrico das colunas FCC e BCC do núcleo do reator TADSEA.

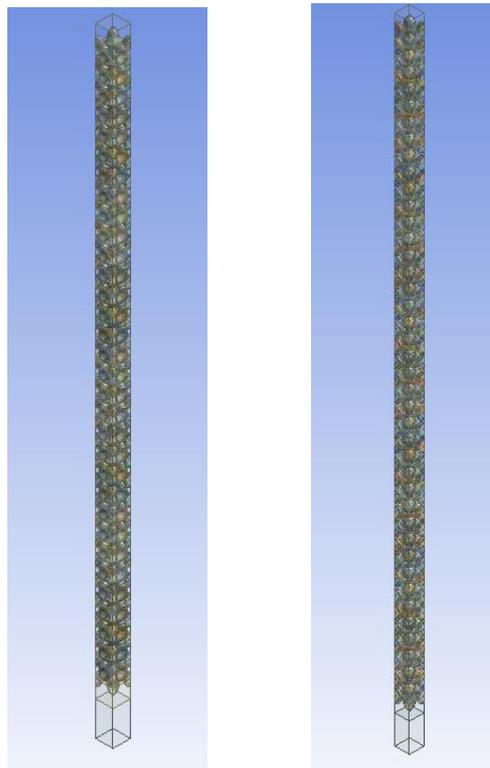


Tabela 11 – Especificações da geometria dos arranjos FCC e BCC para o TADSEA

TIPO DE ELEMENTO	COLUNA FCC		COLUNA BCC	
	Número de elementos	Esferas correspondentes	Número de elementos	Esferas correspondentes
1/8 DO VOLUME	264	33	328	41
METADE DO VOLUME	194	97	-	-
VOLUME COMPLETO	-	-	40	40
TOTAL	458	130	368	81

4.2.2 Construção da malha

Para a construção da malha dos arranjos FCC e BCC do TADSEA foi usado o mesmo procedimento usado para o HTR-10 que foi o modelo usado para avaliação. O uso de malhas mais densas nas regiões de maior proximidade entre as esferas com o emprego, por consequência, de células tetraédricas. Uma inflação da malha é estabelecida junto às faces das esferas, com a definição de 10 camadas de células hexaédricas, com o uso de uma taxa de variação de 20% da camada anterior para a camada seguinte.

A Figura 36 mostra toda a geometria com uma célula aumentada para o arranjo FCC e na Figura 37 mostra estes elementos para o arranjo BCC.

Figura 36 – Malha da coluna FCC do núcleo do reator TADSEA.

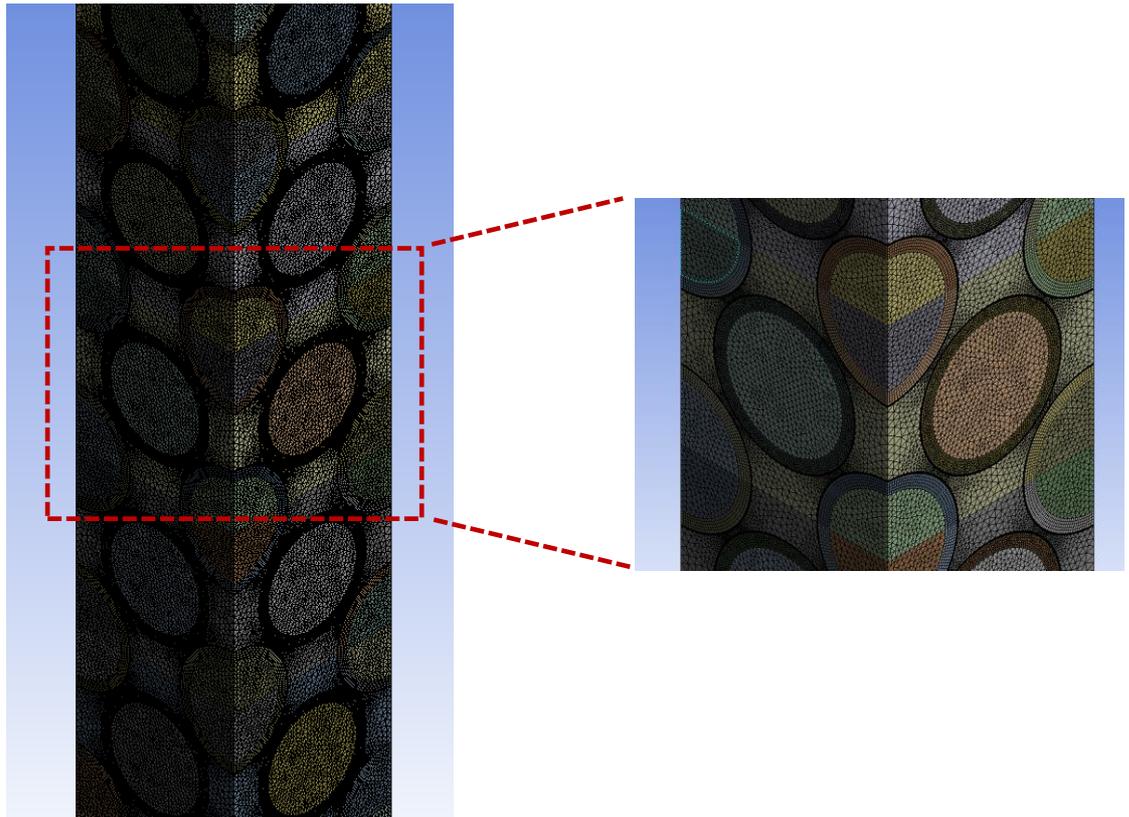
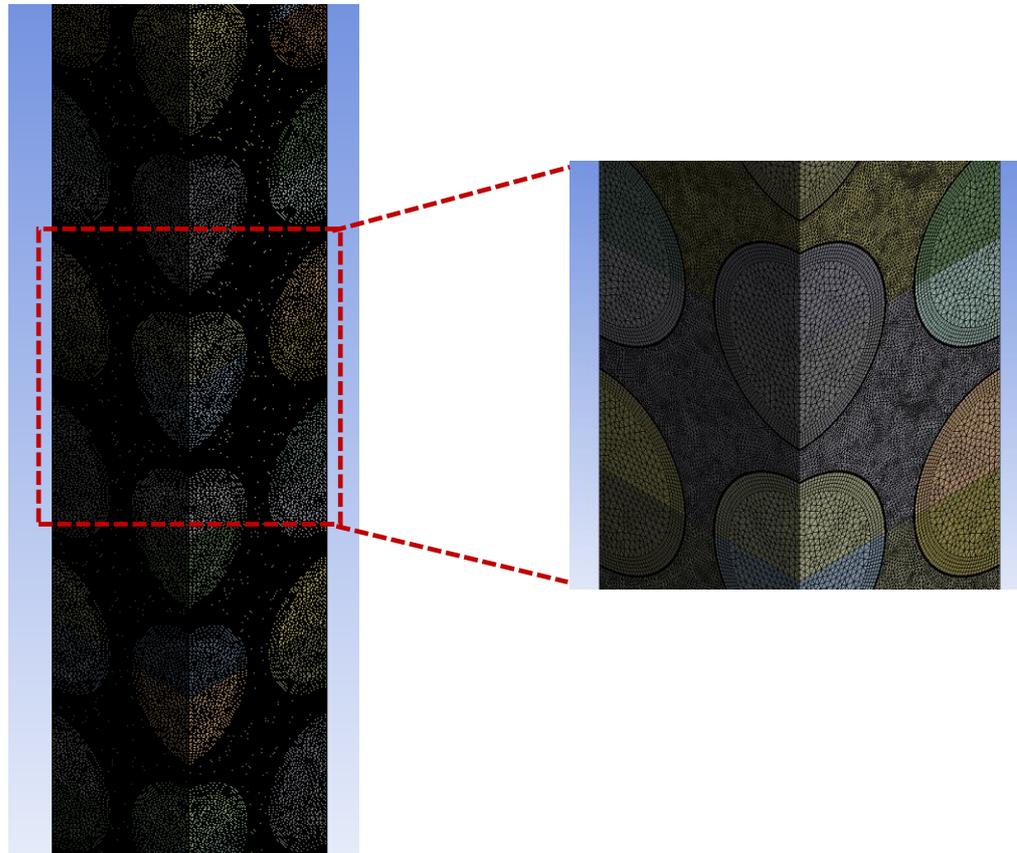


Figura 37 – Malha da coluna BCC do núcleo do reator TADSEA



4.2.3 Condições de contorno e parâmetros físicos

Para o cálculo da distribuição de temperaturas na região do núcleo no projeto inicial do TADSEA, é usada a distribuição de potência axial do estado EOC (End of Cycle) o fim do estado estacionário (GARCÍA, 2012) mostrada na Tabela 12 e para o projeto atual o fim do estado estacionário recalculado (ROSALES, 2015), mostrado na Tabela 13.

Para as propriedades do refrigerante e dos materiais usados nos elementos combustíveis, igualmente ao reator HTR-10, são seguidas as recomendações apontadas no benchmark da (IAEA, 2013).

As condições de contorno consideradas seguem o mesmo procedimento que o mostrado na Figura 32, condições de entrada de temperatura e vazão do hélio, pressão constante na saída, condições de simetria e parede. Os principais parâmetros de projeto do TADSEA são: a temperatura média do refrigerante na entrada do núcleo (590 °C), a taxa de escoamento de

massa do gás hélio estando o reator em plena potência (53,3 kg/s) e pressão do refrigerante no circuito primário (7 MPa).

Tabela 12 – Distribuição de densidade de potências na coluna FCC para o projeto inicial do TADSEA.

Z (cm)	Densidade de potências na seção crítica do núcleo extraídas do (GARCÍA, 2012) (MW/m³)	Densidade de potência em cada esfera (considerada porosidade) (MW/m³)	Densidade de potência em cada esfera (sem a camada de grafite) (MW/m³)
0- 29,39	11,373	17,771	19,653
29,39-58,79	12,287	19,198	21,231
58,79-88,18	18,992	29,676	32,819
88,18-117,57	27,517	42,996	47,550
117,57-146,97	34,622	54,098	59,828
146,97-176,36	32,982	51,536	56,994
176,36-205,75	22,800	35,625	39,398
205,75-235,15	11,530	18,016	19,924
235,15-264,54	4,777	7,4638	8,254
264,54-293,94	2,228	3,481	3,850

Tabela 13 – Distribuição de densidade de potências na coluna BCC para o projeto atual do TADSEA.

Z (cm)	Densidade de potências na seção crítica do núcleo extraídas do (ROSALES, 2015) (MW/m³)	Densidade de potência em cada esfera (considerada porosidade) (MW/m³)	Densidade de potência em cada esfera (sem a camada de grafite) (MW/m³)
0- 28,28	4,235	6,617	11,435
28,28- 56,56	5,437	8,496	14,681
56,56- 84,84	7,229	11,296	19,519
84,84- 113,12	9,243	14,443	24,957
113,12- 141,41	10,356	16,181	27,961
141,41- 169,69	10,052	15,706	27,141
169,69- 197,97	8,439	13,186	22,785
197,97-226,25	6,666	10,415	17,997
226,25- 254,53	5,007	7,823	13,519
254,53- 282,81	5,610	8,766	15,147

Para a coluna considerada, com base na Eq. (75), as taxas de escoamento nas colunas FCC e BCC são $8,622E-2$ kg/s e $5,441E-2$ kg/s, respectivamente.

4.2.4 Modelo poroso de meio poroso para o projeto atual do reator TADSEA

Para obter a temperatura média na saída do núcleo e a queda de pressão no núcleo do projeto atual de reator TADSEA também foi realizada a simulação com modelo do meio poroso. A partir dos valores de densidade de potência considerados no CFX (vide Tabela 12 e Tabela 13). A geometria do núcleo é um cilindro que está dividido em anéis (axiais) que definem as zonas de potência conforme a Figura 38. O tamanho máximo do elemento é 2 cm e o número de elementos da malha final é 19 454 423 e a malha é mostrada na Figura 39.

Seguindo as mesmas características da simulação de meio poroso do HTR-10, a malha usada foi não estruturada com uma inflação de 10 camadas na parede. As condições de contorno usadas foram de entrada no topo, saída no fundo e parede nas laterais. O domínio é um meio poroso com porosidade de 0,64, com escoamento de hélio com taxa de escoamento 53,3 kg/s e pressão de 7 MPa.

Figura 38 – Geometria do núcleo do TADSEA dividida em anéis utilizada na simulação de meio poroso.

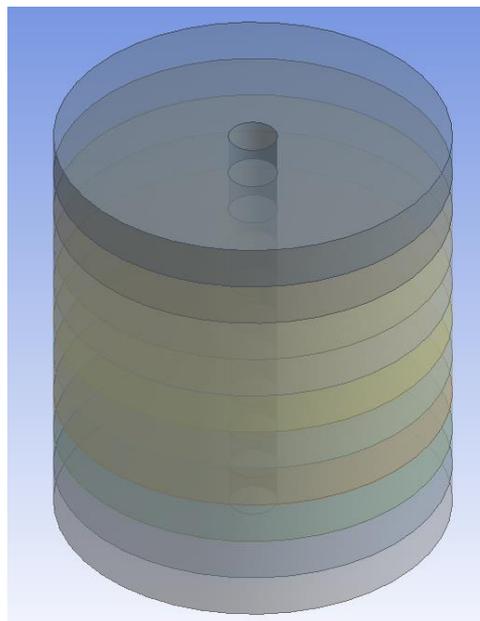
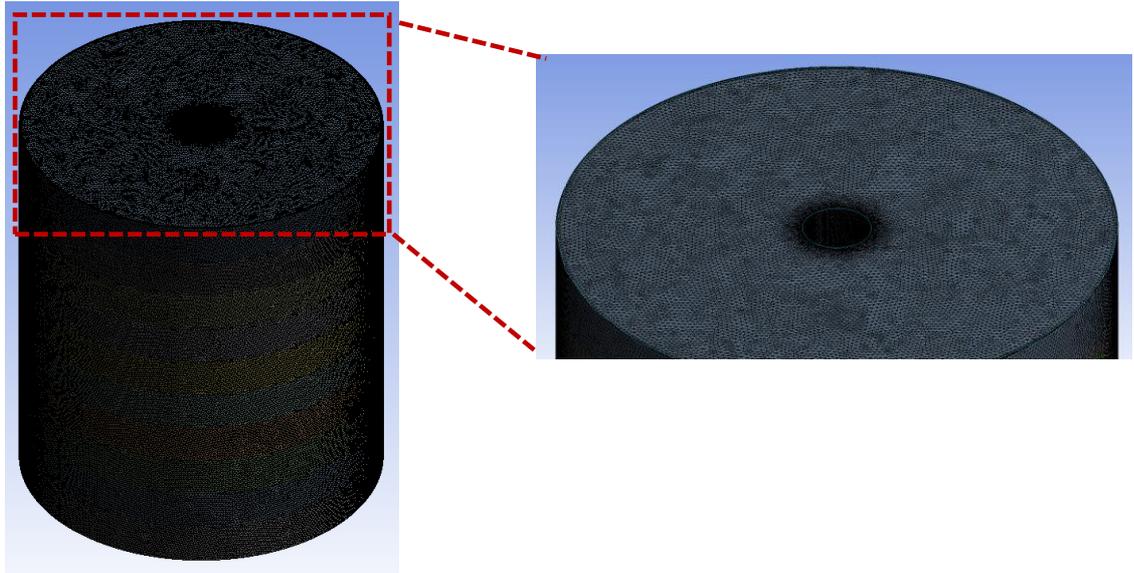


Figura 39 – Malha do núcleo do TADSEA na simulação de meio poroso.



4.2.5 Casos de perda de refrigerante

É muito importante conhecer a evolução da distribuição de temperatura durante transientes com redução parcial da taxa de escoamento do fluido refrigerante ou de perda da refrigeração forçada em casos extremos. O seja, em que não têm em conta os sistemas de controle automático de temperatura e potência do reator, ou características de segurança inerentes neste tipo de reator, devido à alargamento Doppler.

No caso de estudo é assumido que os circuladores de gás passam o hélio através do núcleo do reator são desligados e demora um certo tempo em parar, dependendo da sua inércia. Durante este tempo, o fluxo de massa de hélio diminui e, portanto, a temperatura dos elementos de combustível aumenta gradualmente. O hélio, ao passar com menor velocidade a través dos elementos combustíveis, vai a aquecer também. O objetivo deste estudo es conhecer quanto pode diminuir o escoamento do hélio para atingir a temperatura máxima permissível para os elementos de combustível a partir de desligar os circuladores.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados das simulações CFD realizadas neste trabalho. Na seção 5.1 são mostrados resultados preliminares associados a uma geometria simplificada, onde se considerou uma coluna com só uma camada de elementos combustíveis do núcleo do TADSEA; tais simulações visavam comparar o modelo realístico com o modelo analítico usado em trabalhos anteriores para calcular a temperatura máxima nos elementos combustíveis. Depois é usada a mesma metodologia com o HTR-10. Em seguida, são oferecidos os resultados para as colunas completas considerando arranjos do tipo FCC e BCC no HTR-10, e os resultados para os dois tipos de arranjo são comparados entre si, e com os valores de referência apontados em IAEA (2013). Finalmente, são apresentados os resultados para as colunas completas do projeto inicial e do projeto atual do TADSEA, considerando também casos de perda de refrigerante.

Para a realização dos cálculos que levaram aos resultados das simulações, empregou-se um cluster localizado nas dependências do Núcleo de Biologia Computacional e Gestão de Informações Biotecnológicas (NBCGIB), na Universidade Estadual de Santa Cruz (UESC), do estado da Bahia. O cluster, chamado de CACAU (Centro de Armazenamento de dados e Computação Avançada da UESC), dispõe de 23 nós de processamento. Os 3 (três) nós alocados para a realização dos cálculos deste trabalho estão equipados cada um com 2 processadores Intel Xeon E5-2440 de 2,40 GHz (6 núcleos de processamento por CPU), 48 GB de RAM e 2 GPUs NVIDIA Tesla K20. As simulações iniciais foram feitas em um cluster próprio, não dedicado, do Grupo de Engenharia de Reatores do Departamento de Energia Nuclear da Universidade Federal de Pernambuco, que dispõe de 7 processadores Intel i7-3770 de 3,4 GHz (8 núcleos de processamento e 16GB de RAM por CPU).

5.1 Comparação com os resultados dos cálculos termoidráulicos analíticos

A validação do modelo realístico de uma coluna axial completa do núcleo do reator HTR-10 foi precedida da realização de simulações de uma coluna parcial do núcleo do TADSEA, com o objetivo de avaliar a necessidade de usar um modelo de tão alto custo computacional para avaliar a segurança dos elementos combustíveis no TADSEA.

Em estudos anteriores (GARCÍA et al., 2012), a simulação de todo o núcleo do TADSEA foi feita usando a abordagem de meio poroso. Logo, a transferência de calor no

interior dos elementos combustíveis críticos foi estudada. Nesta seção foi feita uma comparação dos resultados de um modelo analítico da transferência de calor em um elemento combustível com o modelo realístico de uma coluna com só uma camada de elementos combustíveis (ROJAS et al., 2015b).

Este primeiro modelo realístico foi mais simples que os descritos no capítulo anterior. A geometria (Figura 40) dos elementos combustíveis são esferas homogêneas que incluem a matriz de grafite com as partículas TRISO e a camada de grafite externa. A partir dos cálculos neutrônicos relatados em GARCÍA et al. (2012), obteve-se a potência gerada em cada um dos cem anéis. A partir destes dados, a potência gerada por unidade de volume em cada anel foi calculada para IL (primeira carga), BOC (início do ciclo estacionário) e EOC (fim do estado estacionário). Foram identificados três casos críticos na simulação de meio poroso no projeto inicial do reator TADSEA, o anel em que a maior potência por unidade de volume é produzida (P1, Figura 41), o anel em que a temperatura mais alta do hélio é atingida (P2, Figura 42) e o anel em que a potência gerada por unidade de volume e a temperatura do hélio são ambas relativamente elevadas (P3, Figura 43). A potência gerada por unidade de volume para os anéis P1, P2 e P3 é mostrado na Tabela 14.

Tabela 14 – Densidade de potência gerada [MW/m³] nos três casos críticos.

P1	P2	P3
34,6	22,3	13,5

Figura 40 – Geometria de uma seção do núcleo do TADSEA.

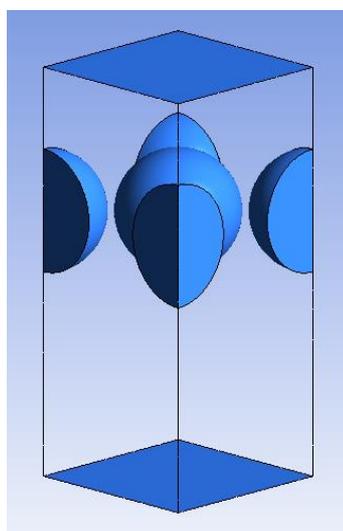


Figura 41 – Anel em que a maior potência por unidade de volume é produzida (P1).

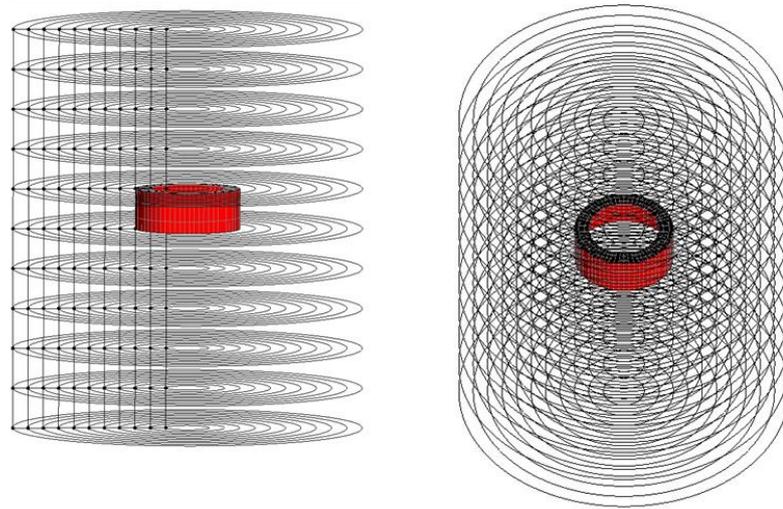


Figura 42 – Anel em que a temperatura mais alta do hélio é atingida (P2).

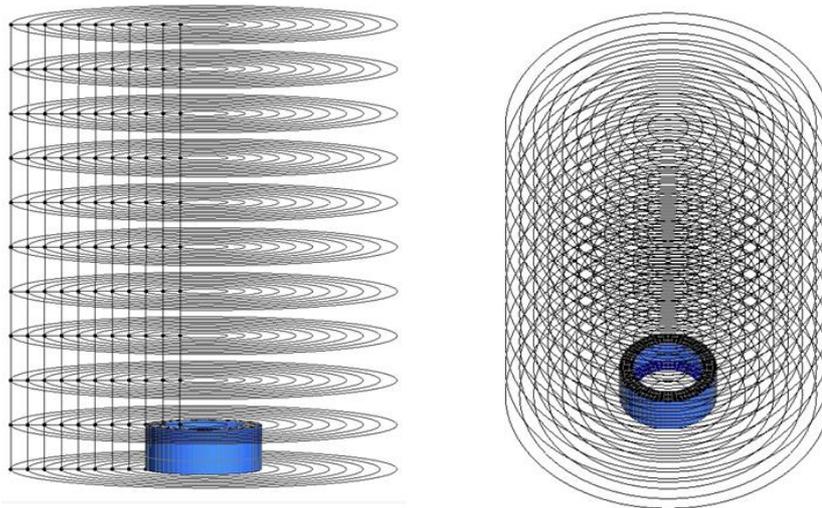
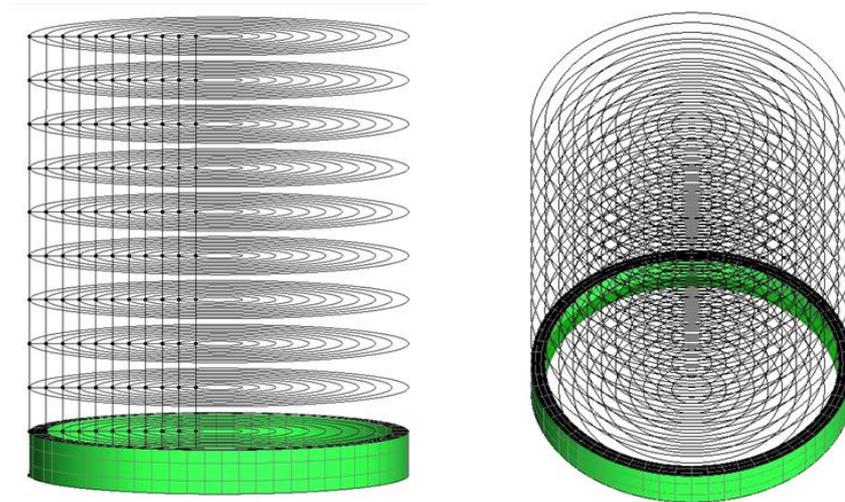


Figura 43 – Anel em que a potência gerada por unidade de volume e a temperatura de hélio são ambos relativamente elevada (P3).



As propriedades dos materiais foram as mesmas descritas no capítulo anterior, exceto a condutividade do combustível que foi assumida como constante com um valor de $k = 24,7 \text{ W/m}\cdot\text{K}$, que é um valor médio considerando os materiais presentes no elemento no elemento combustível. Nas condições de contorno só foram mudadas as temperaturas do hélio na entrada para cada caso, as mesmas são mostradas na Tabela 15, e foram obtidas de (GARCÍA et al., 2012). O modelo de turbulência usado foi o modelo SST $k-\omega$. Na próxima seção será feita uma comparação dos resultados dos modelos SST $k-\omega$ e $k-\epsilon$.

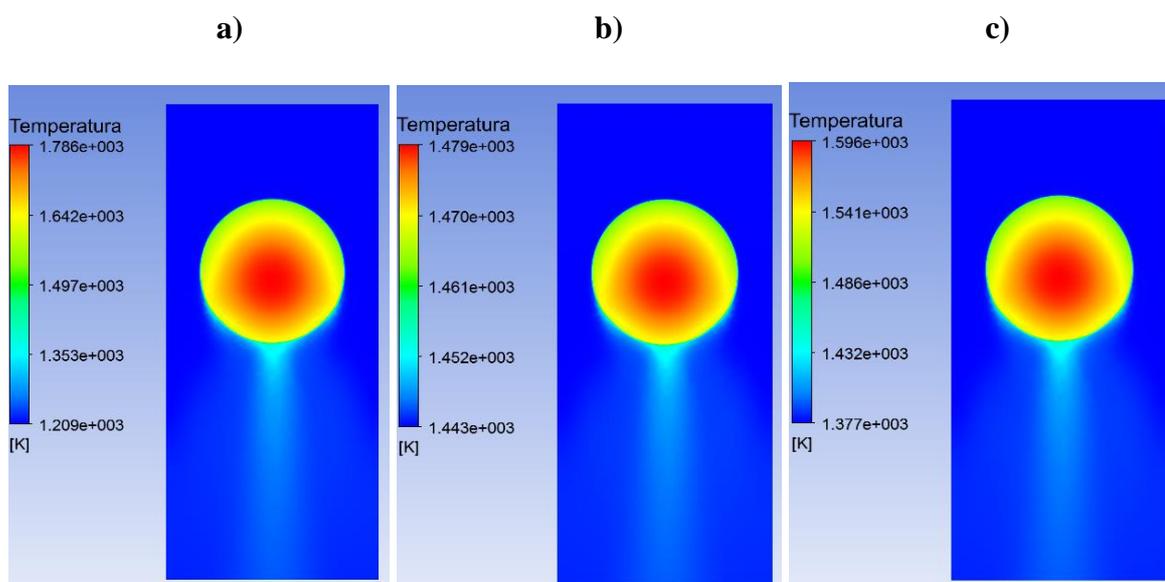
Tabela 15 – Temperatura [K] no hélio nos três casos críticos.

P1	P2	P3
1209	1443	1377

Cálculos da dependência da malha também são realizados para verificar se os resultados das simulações apresentadas a seguir são independentes da malha. Os últimos números diferentes de malha a comparar eram 658583 e 1160391 elementos. O desvio máximo da temperatura máxima é inferior a 0,5% simulados com diferentes tamanhos de malha para esses casos.

A distribuição de temperatura no plano central da seção considerada para P1, P2 e P3 é mostrada na Figura 44, incluindo a temperatura do hélio circundante.

Figura 44 – Distribuição de temperatura sobre o plano central para os elementos críticos. a) P1 b) P2 c) P3.



Os valores máximos de temperatura obtidos com o modelo CFD realístico são mais elevados do que os obtidos com o modelo homogêneo analítico. O perfil de temperatura no interior dos elementos combustíveis é mostrado nas Figura 45 e Figura 46, no modelo CFD realístico e no modelo homogêneo analítico. Há uma grande variação de temperatura dentro P1, atingindo 1786 K no seu centro, e 1537 K na sua superfície. O perfil de temperatura em P2 é bastante plano, tem uma variação de 17 K, a partir do valor máximo da temperatura no centro de 1479 K a 1462 K na sua superfície. Em P3, a temperatura varia de 1594 K a 1498 K do centro para a superfície.

Os valores máximos atingidos com o modelo realístico ainda não excedem o limite de temperatura para este tipo de combustível, mas excedem o limite de operação. A maior variação é 250K dentro P1, portanto gera a maior densidade de potência devido à não uniformidade do campo de energia. Estes resultados foram obtidos a partir de uma distribuição de potência axial no núcleo do TADSEA onde não foi simulada uma recarga contínua do combustível, senão uma recarga parcial do combustível. Um novo projeto foi desenvolvido para o núcleo do TADSEA (ROSALES, 2015), onde é considerado uma distribuição axial mais real da potência, que considera uma composição do combustível em estado estacionário que simula a recarga contínua.

Com estes resultados, foi mostrado que os efeitos da turbulência, as flutuações locais da temperatura, as propriedades do hélio e outros efeitos considerados em CFD com um modelo realista, podem afetar a transferência de calor em geral, que é subestimada mediante o uso de modelos analíticos. Portanto, considera-se necessário o uso do modelo realístico para avaliar de forma mais precisa a segurança de reatores do tipo leito de bolas.

Figura 45 – Os perfis de temperatura no interior dos elementos combustíveis críticos obtidos por simulação realista

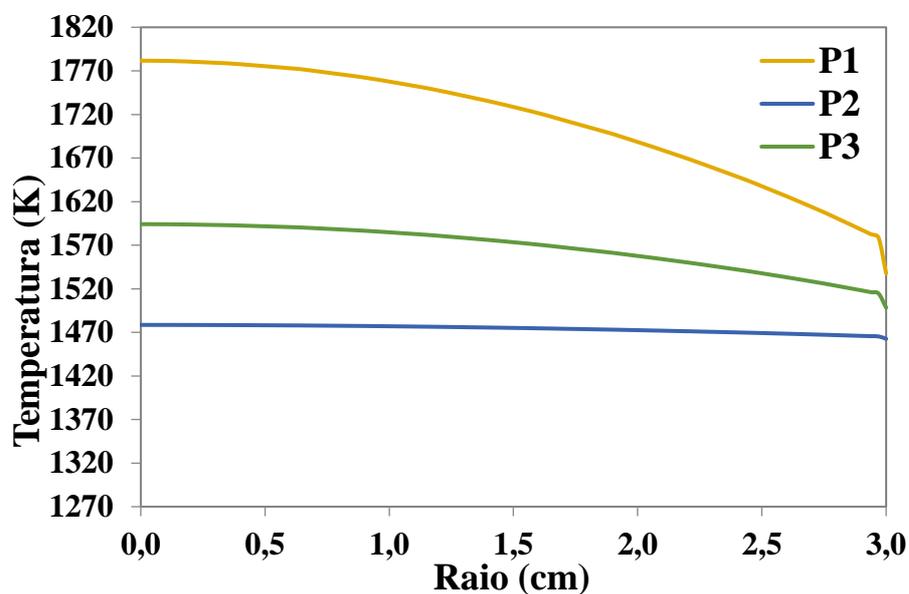
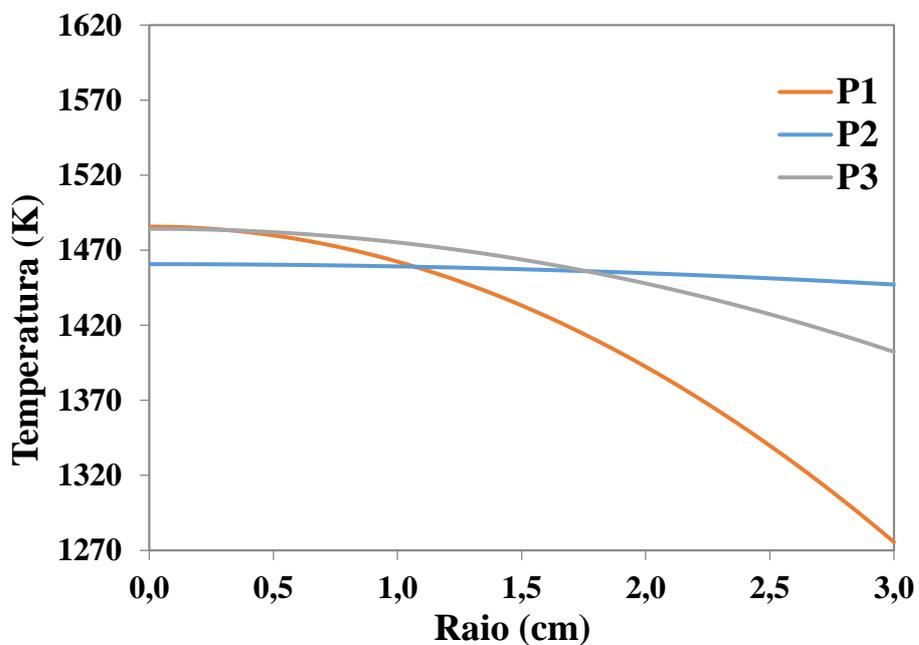


Figura 46 – Os perfis de temperatura no interior dos elementos combustíveis críticos obtidos por modelo analítico.



Fonte: (GARCÍA, 2012).

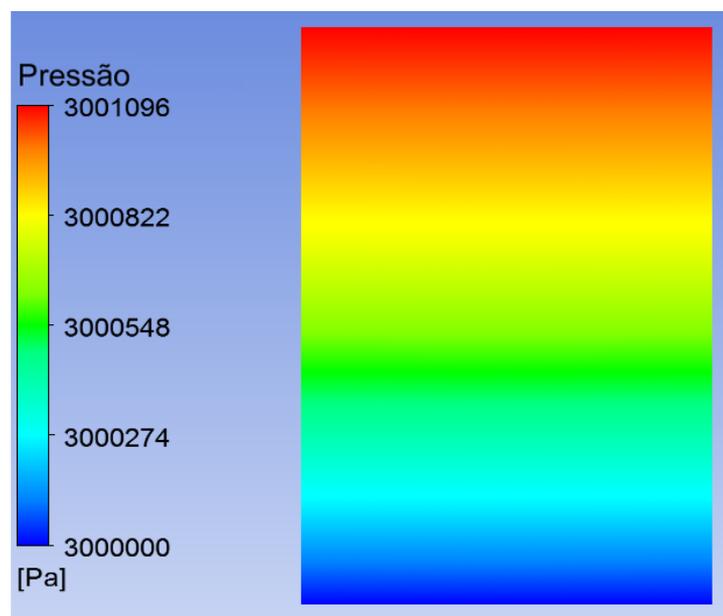
5.2 Modelagem termoidráulica do núcleo do reator HTR-10

5.2.1 Simulação com abordagem de meio poroso para o núcleo completo

Com o objetivo de avaliar os resultados usando a metodologia proposta neste trabalho de simular com a abordagem meio poroso o reator completo e com a abordagem realística as seções críticas, foi escolhido o reator HTR-10. Esta escolha se justifica na existência de um Benchmark (IAEA, 2013), onde são apresentados resultados do cálculo de parâmetros termoidráulicos, entre estes, a temperatura máxima atingida pelo combustível no centro e na superfície. Nesta seção, estudaremos se são congruentes os resultados de uma pequena seção na saída do núcleo com uma simulação realística com os resultados do Benchmark (IAEA, 2013).

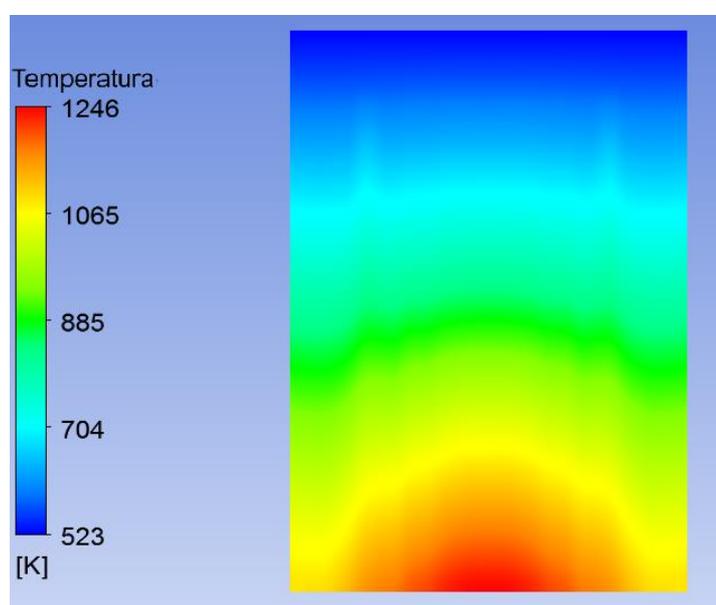
Para o cálculo da queda de pressão do fluido refrigerante que passa através do núcleo foi implementada a correlação presente em (KTA, 1981). A correlação foi usada como valor de entrada para determinar a queda de pressão no modelo Directional Loss para meios porosos presente no CFX. Para comparação, a queda de pressão do refrigerante obtida a partir da simulação no CFX foi de 1096 Pa. A queda de pressão considerando o núcleo e o refletor inferior reportada por GAO; SHI (2002) é de 1300 Pa. Na Figura 47 se mostra o perfil de pressão no interior do núcleo.

Figura 47 – Perfil de pressão do refrigerante (hélio) no núcleo do HTR-10.



Na Figura 48 mostramos a distribuição de temperaturas do hélio no núcleo, podemos observar que a temperatura varia de 523 K na entrada, até 1246 K na saída, ademais a temperatura média na saída é de 1141 K (868 °C), muito maior do que os 700 °C que são obtidos no reator real, e ainda o fluxo vai ter outras perdas de calor no caminho na saída do vaso do reator.

Figura 48 – Distribuição de temperaturas do fluido refrigerante (hélio) no interior do núcleo do HTR-10.



Este modelo poroso do núcleo do HTR- 10 é muito simplificado, uma vez que considera as paredes como adiabáticas e não é considerada a perda de calor por condução com as paredes, que também estão refrigeradas. Portanto a temperatura do hélio é superestimada.

5.2.1.1 Simulação com abordagem realística da seção crítica na saída

Com a temperatura obtida com o modelo poroso na saída como condição de entrada, foi realizada a simulação de uma seção com 3 camadas de elementos combustíveis homogêneos dispostos no arranjo FCC (Figura 49). O fluxo de massa de entrada para esta simulação é calculado de forma proporcional ao fluxo de massa total de refrigerante no núcleo. Considera-se um fluxo de calor volumétrico de 2,508 MW/m³.

Foi possível obter a distribuição de temperaturas no interior dos elementos combustíveis, visando determinar se não é ultrapassado o limite de temperatura recomendado para manter a integridade do elemento. Na Figura 50 mostramos a distribuição de temperaturas no plano central das bolas, o valor máximo obtido com a simulação foi de 1320 K, consideravelmente inferior ao limite de 1500 K recomendado no projeto do HTR-10 para o elemento combustível tipo TRISO (ROJAS et al., 2015a).

Figura 49 – Geometria da seção crítica na saída com modelo realístico.

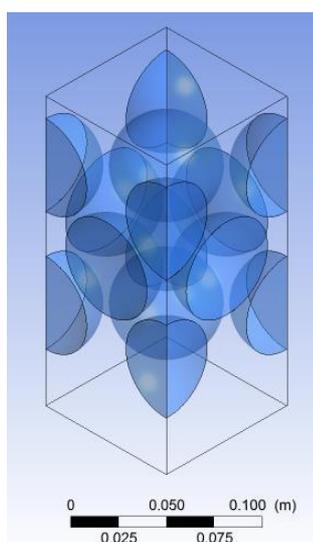
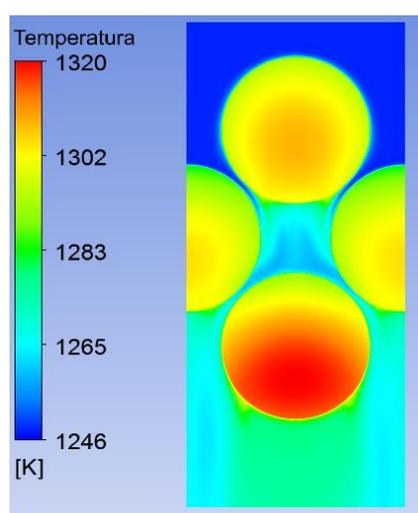


Figura 50 – Distribuição de temperatura do refrigerante e do combustível na região crítica do núcleo.



Mas esta metodologia superestima os valores de temperatura máxima no combustível, quando comparado com a simulação da coluna completa do reator e os cálculos apresentados

no Benchmark (IAEA, 2013). A temperatura máxima atingida de 1320 K (1047°C), ultrapassa os 1026 °C que foram os resultados do grupo da Turquia, já considerados muito elevados. Portanto, é necessário construir um modelo realístico da coluna completa para comparar com o Benchmark (IAEA, 2013).

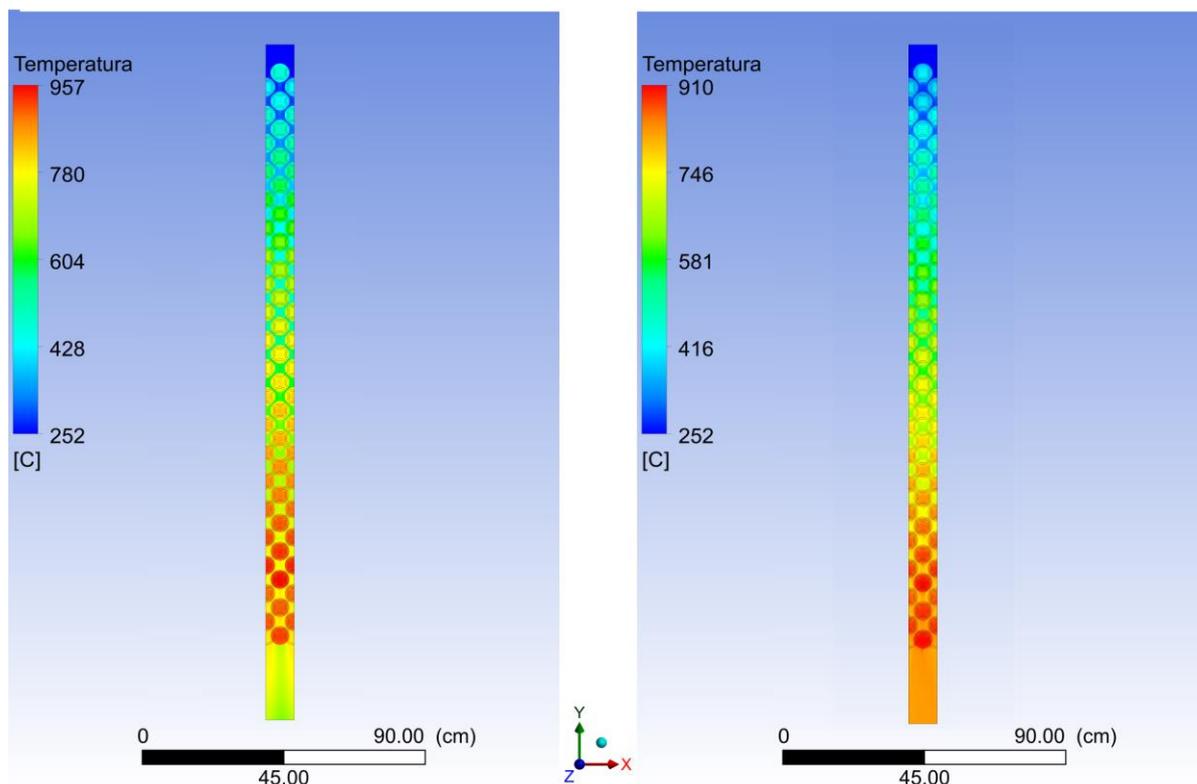
5.2.2 Simulação usando o arranjo FCC

Para validar o modelo realístico com uma coluna com a altura inteira do reator que vai ser usado para avaliar a segurança do reator TADSEA, foi aplicado ao reator HTR-10 e logo comparado com os resultados apresentados no Benchmark (IAEA, 2013). Foram construídos dois modelos geométricos da coluna central do núcleo com os arranjos FCC e BCC, e foram feitas simulações com os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ padrão e $k-\omega$ SST, os quais são os mais relevantes, como foi explicado em seções anteriores. Estes quatro casos serão comparados com os resultados apresentados no Benchmark (IAEA, 2013).

Na Figura 51, é mostrada a distribuição das temperaturas ao longo do plano axial central da coluna FCC completa, utilizando os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ (à esquerda) e $k-\omega$ SST (à direita). Os resultados apontam para o aumento gradativo da temperatura ao longo da direção axial, com picos de temperatura significativamente maiores pouco antes da saída. Os picos são registrados em locais próximos ao centro do elemento combustível da 37ª camada; 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 9. No entanto, as temperaturas máximas atingidas no combustível são maiores com a simulação realizada com modelo $k-\varepsilon$ (957 °C), quando comparadas com a simulação realizada com o modelo $k-\omega$ SST (910 °C).

Em relação ao modelo $k-\omega$ SST usado na obtenção dos perfis de temperatura e dos demais resultados desta seção, no que toca à convergência, foi considerado o que sugere o ANSYS INC. (2011), se os resíduos forem pequenos e permanecerem estáveis após um elevado número de iterações, caso as grandezas de interesse não sofram mudanças significativas, pode-se considerar que a simulação CFD converge. A grandeza de interesse no nosso caso é a temperatura máxima. Após 300 iterações são observadas poucas variações nos resíduos e a temperatura máxima atinge um valor estável (o processamento da solução numérica foi encerrado após a execução de 1.000 iterações).

Figura 51 – Distribuição axial de temperaturas na seção central da coluna FCC completa, pelo uso dos modelos $k-\varepsilon$ (à esquerda) e $k-\omega SST$ (à direita)



As distribuições de temperatura na superfície das esferas de combustíveis também confirmam tendências já apontadas com os resultados em outros trabalhos correlatos (FERNG; LIN, 2013; LEE et al., 2007a). 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. No entanto, as diferenças de temperatura entre as regiões frontais e traseiras da esfera é quase duas vezes maior na simulação realizada com o modelo $k-\omega SST$, conforme mostrado na Figura 52.

Os contornos de velocidade do fluido em diferentes regiões do plano axial central são apresentados na Figura 53. Observa-se claramente uma aceleração do fluxo de gás nas regiões de maior proximidade entre os elementos combustíveis, devendo-se isso, essencialmente, à redução da área de escoamento naquelas regiões, conforme apontado por WU et al. (2010). Regiões de estagnação de fluxo (ou próximo disso) são identificadas, por sua vez, abaixo das esferas. Os picos de velocidade são alcançados nas lacunas próximas à região de saída do escoamento. No entanto, valores escalares maiores são obtidos com o modelo $k-\omega SST$, quando comparados com aqueles fornecidos pela simulação realizada com o modelo $k-\varepsilon$. Além disso, uma maior intensidade das características anisotrópicas do fluxo junto às paredes das esferas é

revelada pelo modelo $k-\omega$ SST, o que guarda relação direta com o melhor tratamento do escoamento junto à parede que aquele modelo oferece.

Figura 52 – Distribuição de temperaturas na superfície da última esfera de combustível da coluna FCC usando os modelos $k-\epsilon$ (à esquerda) e $k-\omega$ SST (à direita)

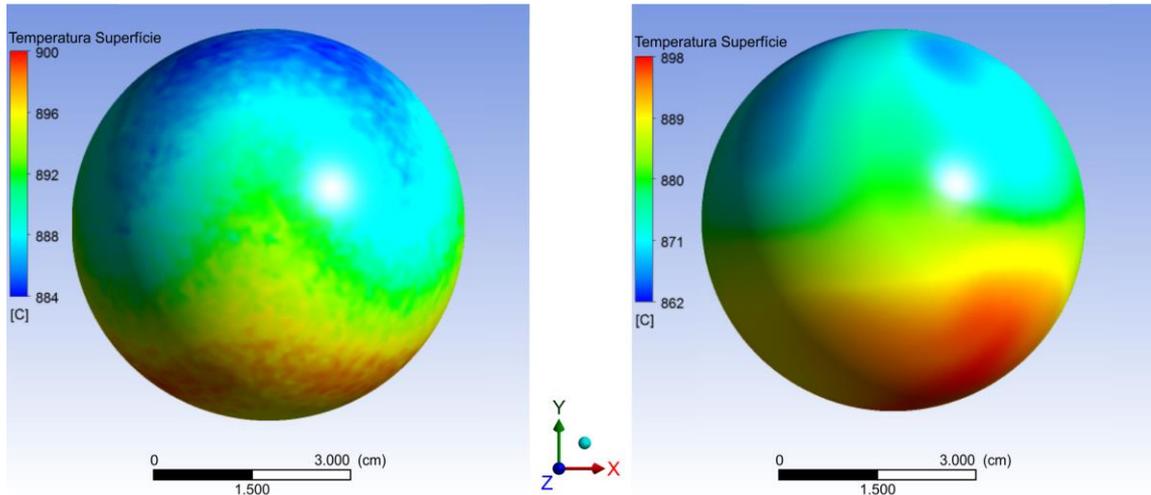
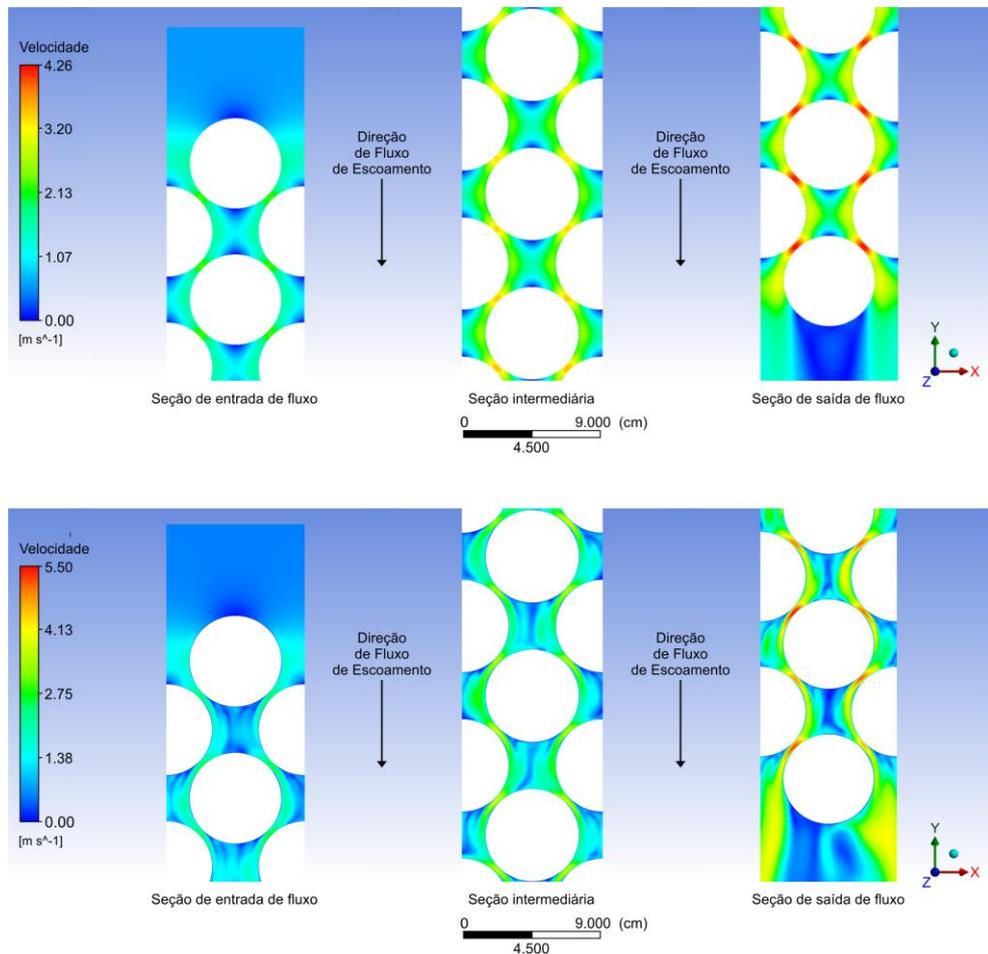
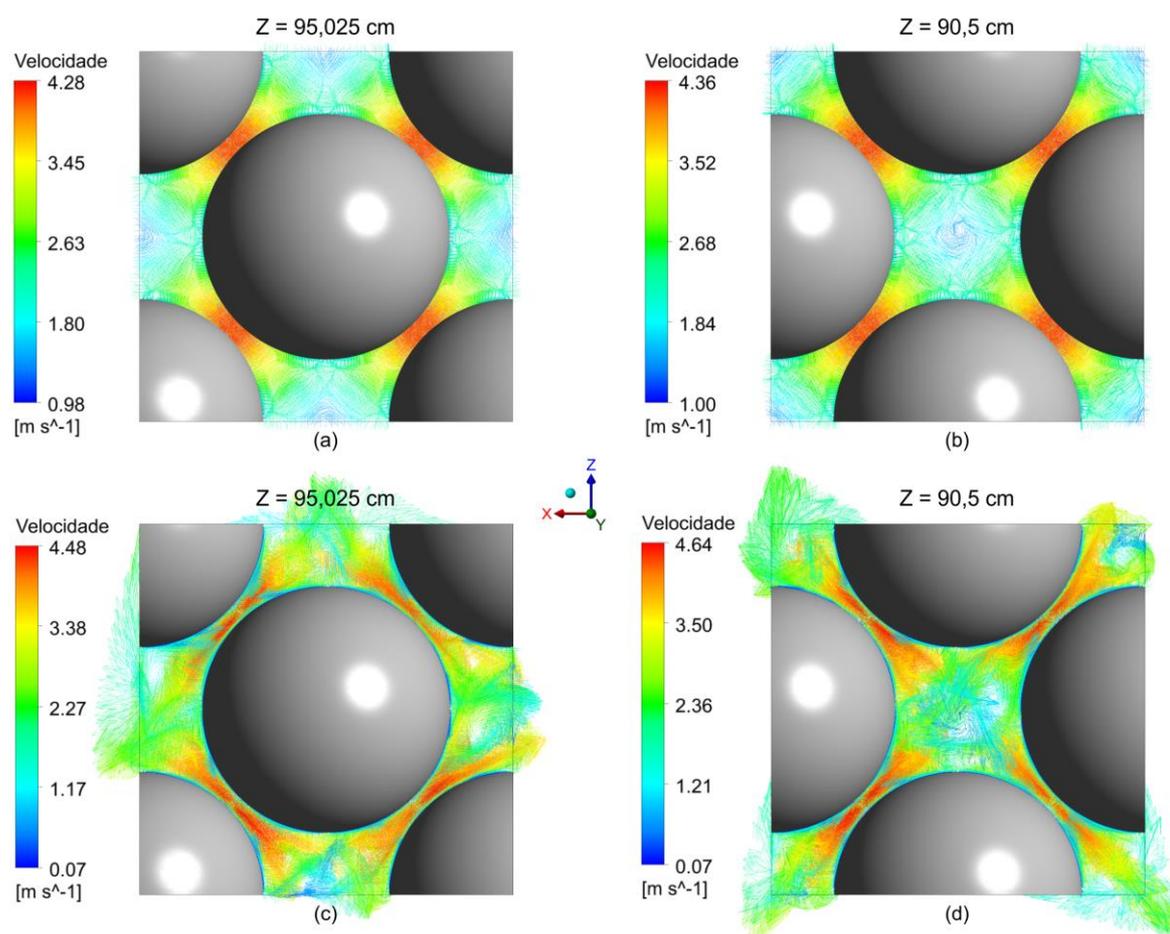


Figura 53 – Contornos de velocidade do fluido no plano central da coluna FCC completa usando os modelos $k-\epsilon$ (acima) e $k-\omega$ SST (abaixo)



Para melhor compreensão do fenômeno de turbulência, distribuições de vetores de escoamento são mostrados na Figura 54, em seções transversais localizadas no centro e na extremidade superior da 11a célula unitária FCC. Os resultados sugerem a formação de vórtices nas regiões traseiras das esferas, nas quais elas se encontram mais afastadas entre si. Porém, é perceptível que os vórtices estão delineados de forma menos irregular na simulação realizada com o modelo $k-\varepsilon$. Na simulação realizada com o modelo $k-\omega SST$, a turbulência se mostra mais caótica, havendo, inclusive, aparente formação de um par de vórtices (ao invés de um único vórtice) no canto inferior direito da seção transversal do centro da célula unitária (Figura 54d).

Figura 54 – Vetores de velocidade em uma seção transversal da coluna FCC completa usando os modelos $k-\varepsilon$ (a e b) e $k-\omega SST$ (c e d)



Cálculos de independência de malha também foram realizados para confirmar a independência dos resultados das simulações em relação à malha. Dois casos finais com 51.995.823 e 75.941.593 de elementos foram comparados, com os desvios máximos nas temperaturas máximas atingidas no combustível, sendo inferiores à 1,0 %. Para a realização dos cálculos com a malha mais fina, foram usados os três nós do cluster CACAU equipados com GPUs, com alocação de até 120 GB de memória.

5.2.3 Simulação usando o arranjo BCC

Um modelo geométrico para a coluna completa da seção central do núcleo com o uso do arranjo BCC também foi construído para a realização de simulações. Os cálculos de simulação com os modelos de turbulência $k-\varepsilon$ e $k-\omega SST$ foram igualmente precedidos pela construção da malha e pela especificação de fenômenos, parâmetros de materiais e condições de contorno.

Dos resultados apresentados na Figura 55, conclui-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 da coluna FCC. As maiores temperaturas também são registradas no centro da camada dos elementos combustíveis que se encontra acima das últimas 5 camadas. Novamente se observa um decaimento da temperatura após esta camada. No entanto, os valores escalares dos picos de temperatura estão em patamares bastante diferentes, de modo que os valores maiores são obtidos com o modelo $k-\varepsilon$, da mesma forma como observado na simulação da coluna FCC. Entre todas as simulações realizadas, as maiores temperaturas são obtidas com a coluna BCC e o modelo $k-\varepsilon$ (978 °C). No arranjo BCC o fluxo tem caminhos preferenciais, e a tortuosidade é menor, portanto tem uma menor eficiência transferência de calor e uma maior temperatura. Porém, com o modelo $k-\omega SST$ são encontrados menores picos de temperatura, quando comparados com os demais casos de simulação.

De igual forma ao apontado na simulação realizada com a coluna FCC, é sinalizada uma maior variação de temperatura ao longo da superfície do elemento combustível que se encontra mais próximo da região de saída do escoamento ao se usar o modelo de turbulência $k-\omega SST$, conforme mostrado na Figura 56. No entanto, apesar da menor variação térmica, maiores temperaturas na superfície da esfera são registradas com o modelo $k-\varepsilon$, em aparente reflexo direto dos maiores picos de temperatura obtidos com esta simulação, entre todas as simulações realizadas.

No que diz respeito ao campo de velocidade de escoamento, gráficos de contornos de diferentes regiões do plano axial central são apresentados na Figura 57.

Figura 55 – Distribuição axial de temperaturas no plano central da coluna BCC completa utilizando os modelos $k-\varepsilon$ (à esquerda) e $k-\omega SST$ (à direita)

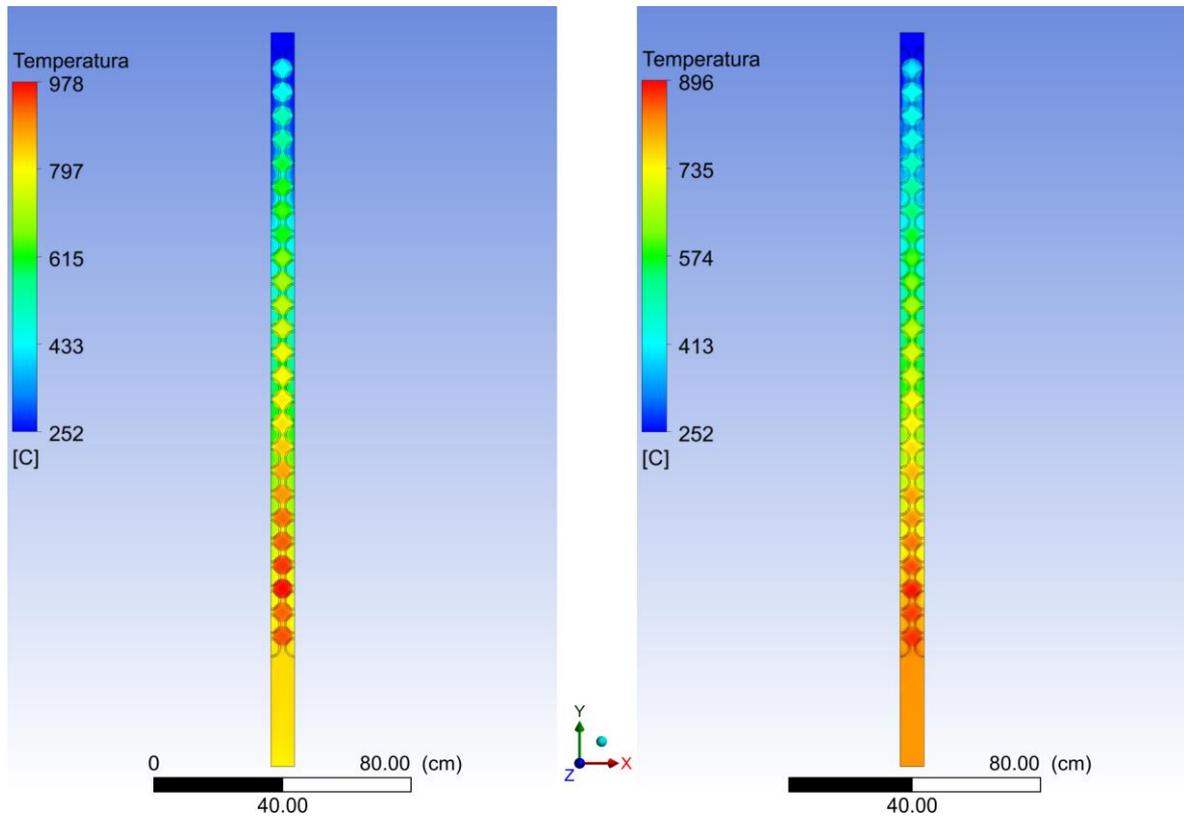
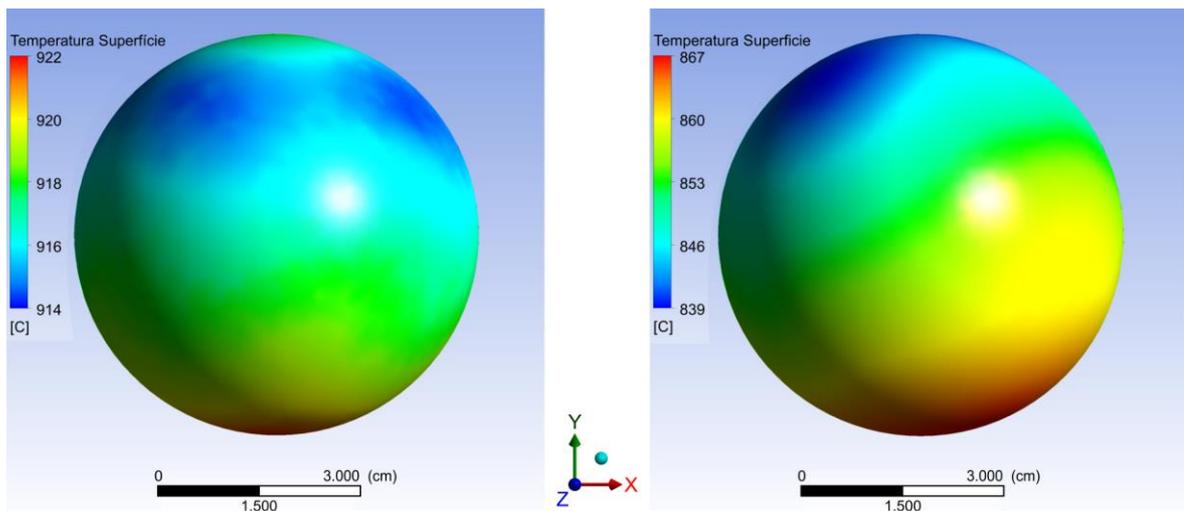


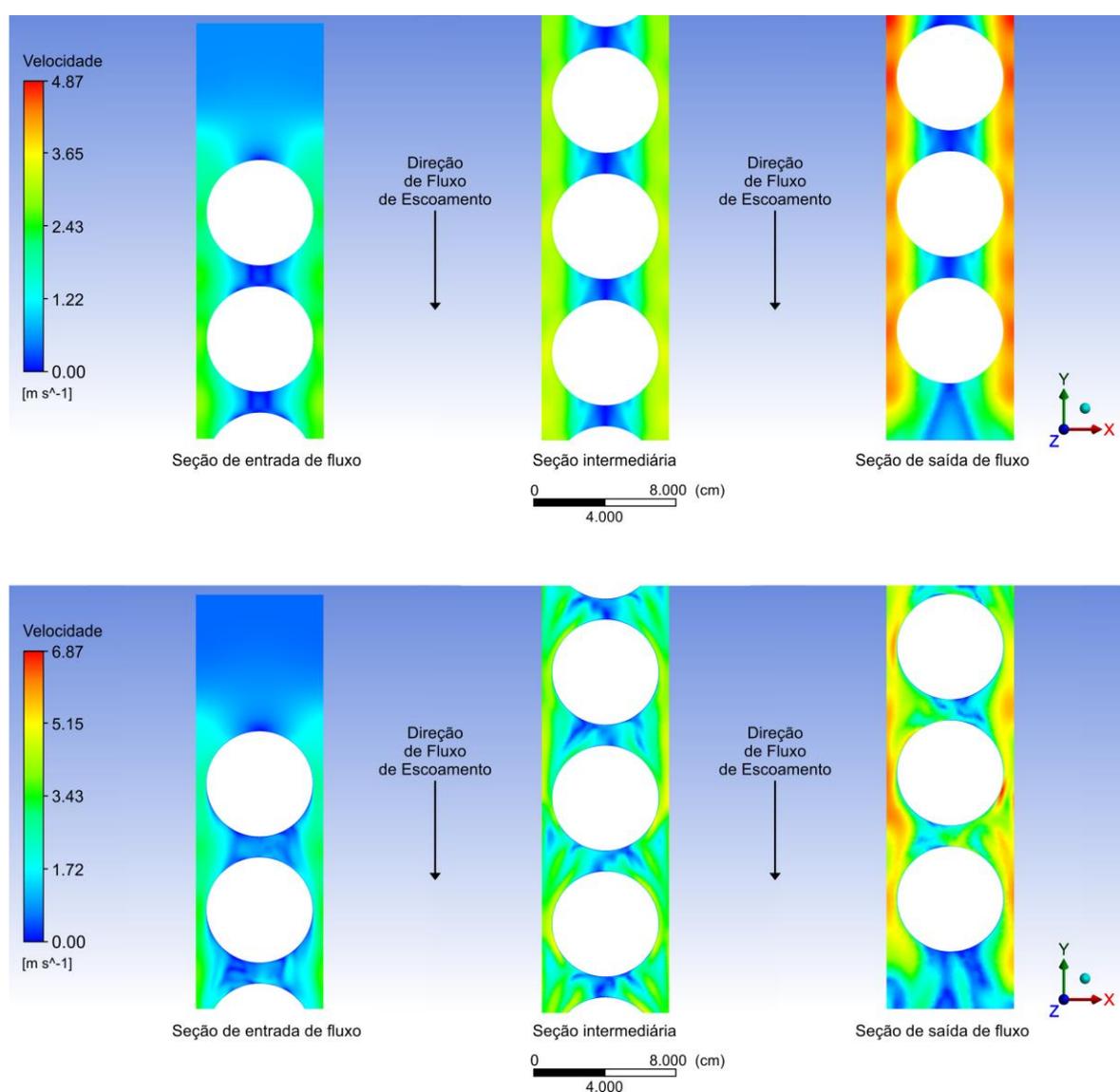
Figura 56 – Distribuição de temperaturas na superfície da última esfera de combustível usando os modelos $k-\varepsilon$ (à esquerda) e $k-\omega SST$ (à direita)



Novamente, se observa uma aceleração do fluxo em regiões de maior proximidade entre as esferas (situadas em locais próximos aos planos simétricos do domínio computacional). Zonas de estagnação de escoamento também se formam abaixo das esferas. Estes dados, são

comparados com os resultados obtidos para a geometria FCC, sugerem variações menores na velocidade do fluxo de hélio para a coluna BCC, resultando em um cenário de mistura turbulenta menor. Estes resultados concordam com os obtidos por FERNG; LIN (2013), e é explicado pelo fato da geometria dos arranjos BCC apresentar menor grau de compactação, com o que se tem maiores zonas de circulação de fluxo. Ao comparar os resultados obtidos com o uso de cada modelo de turbulência, características anisotrópicas de fluxo junto às paredes das esferas também são apontadas com maior intensidade com o modelo $k-\omega SST$.

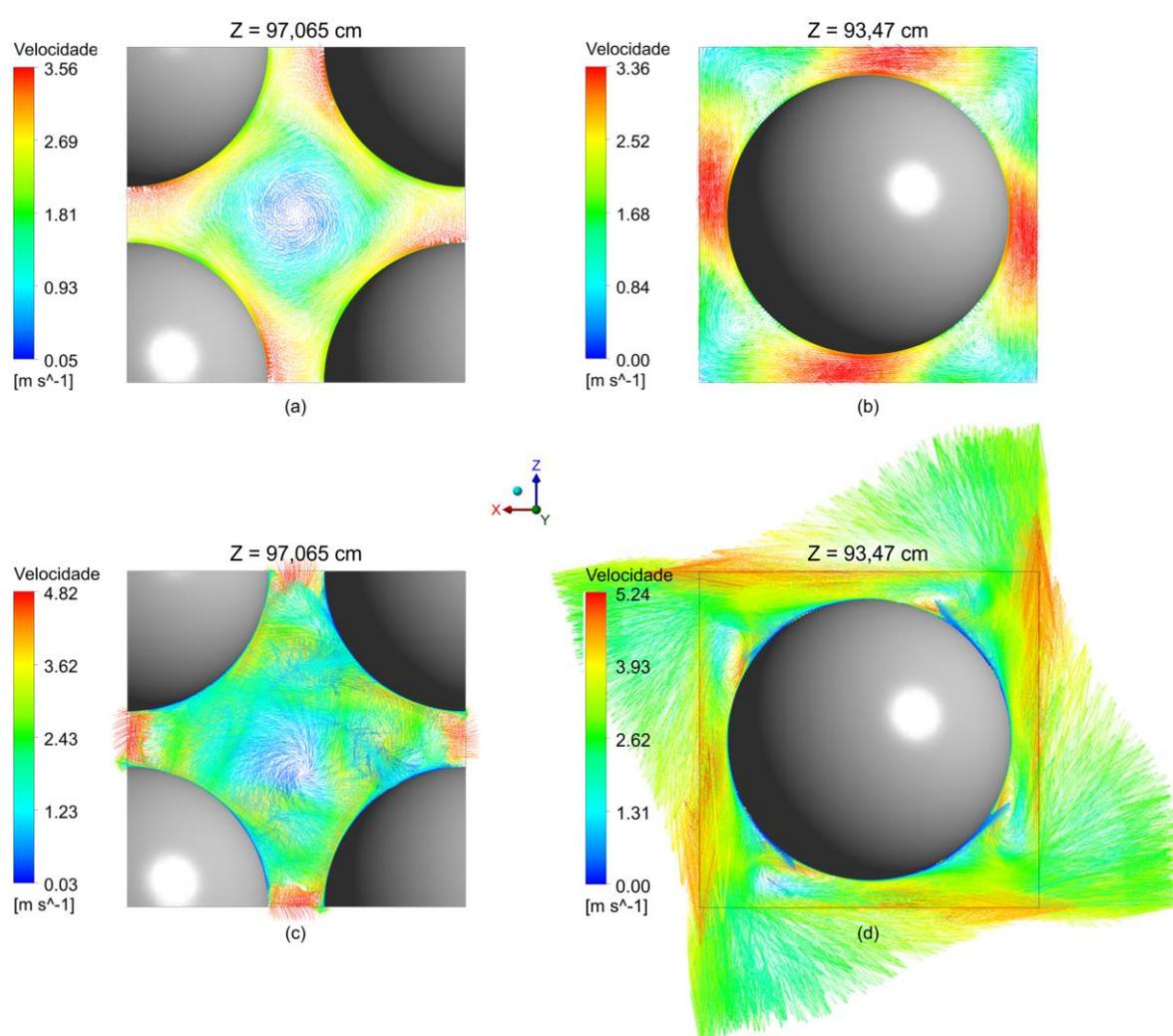
Figura 57 – Contornos de velocidade axial no plano central da coluna BCC completa com os modelos $k-\varepsilon$ (acima) e $k-\omega SST$ (abaixo)



O cenário de menor mistura turbulenta fica mais óbvio ao se deparar com a distribuição de vetores de velocidade. Aqui, para este propósito, são consideradas seções transversais localizadas no centro e na extremidade superior da 14ª célula unitária BCC, levando aos

gráficos de vetores de velocidade mostrados na Figura 58. Da distribuição de vetores, é possível inferir a formação de vórtices na região central limítrofe entre duas células adjacentes (Figura 58a e Figura 58c), bem como nos cantos de cada esfera (Figura 58b e 58d). Tais vórtices estão delineados de forma mais regular, quando comparados com aqueles que são identificados na simulação da geometria FCC. Há menos cruzamentos de linhas de escoamento, levando a um cenário de turbulência menos caótico.

Figura 58 – Vetores de velocidade em uma seção transversal da coluna BCC completa com os modelos $k-\varepsilon$ (a e b) $k-\omega SST$ (c e d)



Simulações com diferentes tamanhos de malha também foram realizadas para garantir a independência dos resultados. Os casos finais de simulação com os quais são apresentados os resultados desta seção possuem 33.041.727 e 44.031.557 elementos. A menor quantidade de elementos, ao se comparar com as malhas geradas para as geometrias de arranjos FCC, é justificada pelo fato dos elementos combustíveis dispostos na coluna BCC apresentarem menor

grau de compactação, resultando em uma geometria menos complexa. Por consequência, isso se reflete na menor alocação de memória para a realização dos cálculos de simulação (de até 56 GB de RAM), com o uso dos três nós do cluster equipados com unidades de processamento gráfico. Assim como observado com as simulações realizadas com o arranjo FCC e o modelo $k-\varepsilon$, a convergência também é alcançada rapidamente com este modelo de turbulência e a coluna BCC (49 iterações e com menos de 2 horas de processamento).

5.2.4 Comparação e validação dos resultados

Nas seções 5.2.2 e 5.2.3, foram discutidos os resultados da simulação CFD para a coluna completa no centro do núcleo do reator HTR-10. Foram apresentadas distribuições de temperatura e parâmetros de fluxos turbulentos usando arranjos FCC e BCC. Esta seção é dedicada à comparação dos resultados entre os dois tipos de arranjo, além de validá-los em relação aos valores de referência do Benchmark (IAEA, 2013).

De acordo com os dados apresentados nas duas seções anteriores, é possível concluir que há regularidade, em certa medida, 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). Em relação à temperatura de saída do hélio, uma caracterização anisotrópica maior é registrada com a coluna FCC e o modelo $k-\varepsilon$, ao compará-la com as demais simulações.

No que toca ao regime turbulento do hélio no interior do leito de bolas, misturas turbulentas de fluxo ocorrem com maior intensidade na coluna FCC, devido à maior compactação fornecida pelos arranjos FCC. Isso resulta na formação de vórtices de menor regularidade, quando comparados com aqueles identificados na coluna BCC.

Conforme já mencionado em seções anteriores, valores de referência para a distribuição de temperatura do reator HTR-10 em operação, sob potência total, estão compiladas em (IAEA, 2013). Os resultados de investigação deste problema de Benchmark foram fornecidos por um consórcio de instituições de 7 países (África do Sul, China, Coreia do Sul, Estados Unidos, França, Holanda, Inglaterra e Turquia). Nestes trabalhos foram usados modelos bidimensionais. Em relação aos softwares empregados na realização dos cálculos, alguns participantes optaram por pacotes de propósito específico (a exemplo do THERMIX, de uso do INET, da China) 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 pelos participantes 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. As temperaturas máximas obtidas pelos participantes, se considerada a combinação da distribuição de potência axial e a direção de escoamento do hélio, são registradas em posições axiais localizadas entre 170 e 190 cm (esta região corresponde à seção inferior da parte cilíndrica do leito de bolas). A queda de temperatura no núcleo após alcançar seu pico é explicada pelo fato de não existir elementos combustíveis na região cônica do leito de bolas e no tubo de descarga do combustível.

Os resultados obtidos neste trabalho apresentam boa concordância com os resultados do benchmark. Os picos de temperatura obtidos com a coluna FCC e com a coluna BCC são registrados nas posições axiais de 162 cm, aproximadamente. Em relação à evolução da temperatura axial no centro do leito de bolas, a semelhança é evidente ao sintetizar os resultados do trabalho em um gráfico de perfil de temperatura, conforme mostrado na Figura 59, onde a altura igual a zero é considerada na parte superior no leito. Para construir o gráfico, foram usadas amostras de temperaturas calculadas nos centros dos elementos combustíveis de cada coluna, onde é esperada a ocorrência das maiores temperaturas. Para o tratamento da turbulência, foram usados os mesmos modelos empregados na simulação das colunas completas ($k-\varepsilon$ e $k-\omega SST$).

No gráfico da Figura 60, são incluídos os valores de referência disponibilizados por 4 participantes do consórcio para a geração do Benchmark (África do Sul, China, USA e Turquia). Neste segundo gráfico, percebe-se que os resultados obtidos com a simulação da coluna BCC e o modelo $k-\varepsilon$ são aqueles que maior temperatura atingem. As outras simulações forneceram resultados semelhantes, mas um pouco menores.

Em relação aos centros dos elementos combustíveis, os picos de temperatura calculados pelos diversos participantes do benchmark variam entre 880,80 °C e 1025,60 °C. Nos resultados obtidos por este trabalho, as temperaturas máximas se encontram dentro desta faixa (os resultados extraídos se situam entre 896 °C e 978 °C). Outro dado selecionado, para efeito de comparação, é a temperatura máxima alcançada na superfície dos elementos combustíveis; mais uma vez, os picos de temperatura obtidos se encontram em patamares próximos, quando comparados com aqueles fornecidos pelos participantes. Neste trabalho, estes picos de temperatura variam de 882 °C a 951 °C, dependendo da simulação realizada. Uma tabela comparativa com as temperaturas máximas no centro e na superfície do combustível é apresentada na Tabela 16.

Figura 59 – Perfis de temperatura axial no eixo central ($R = 0$ cm) para as diversas simulações desenvolvidas neste trabalho.

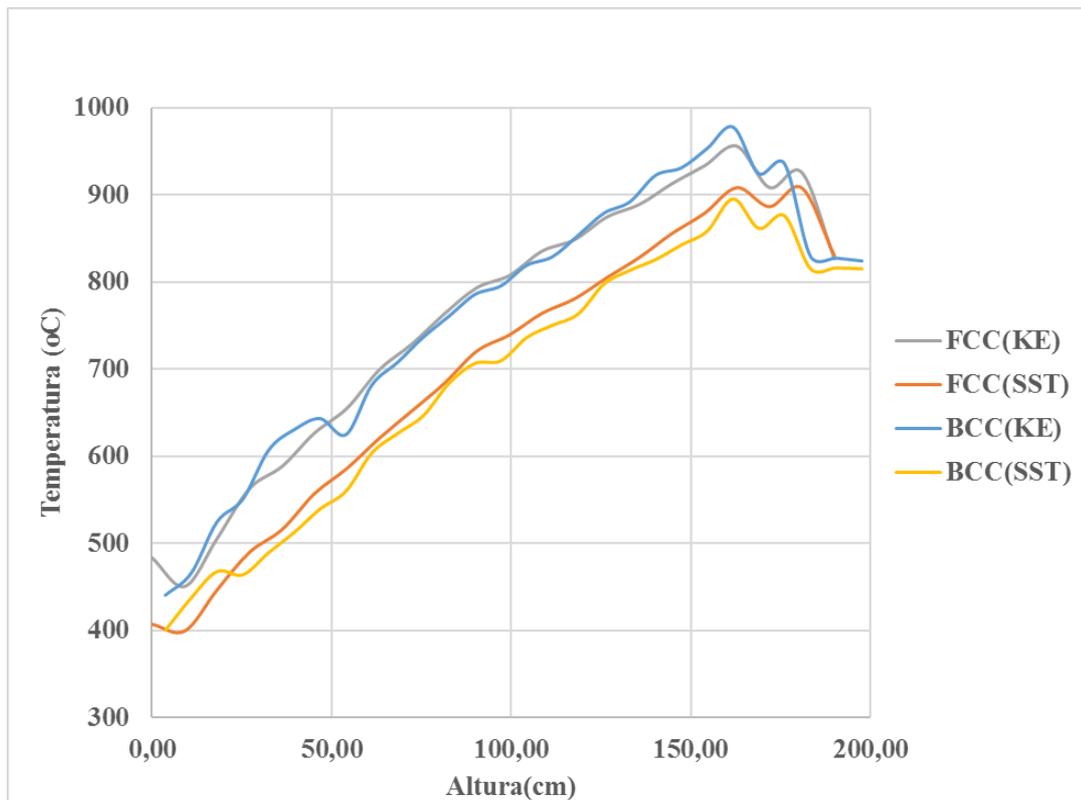
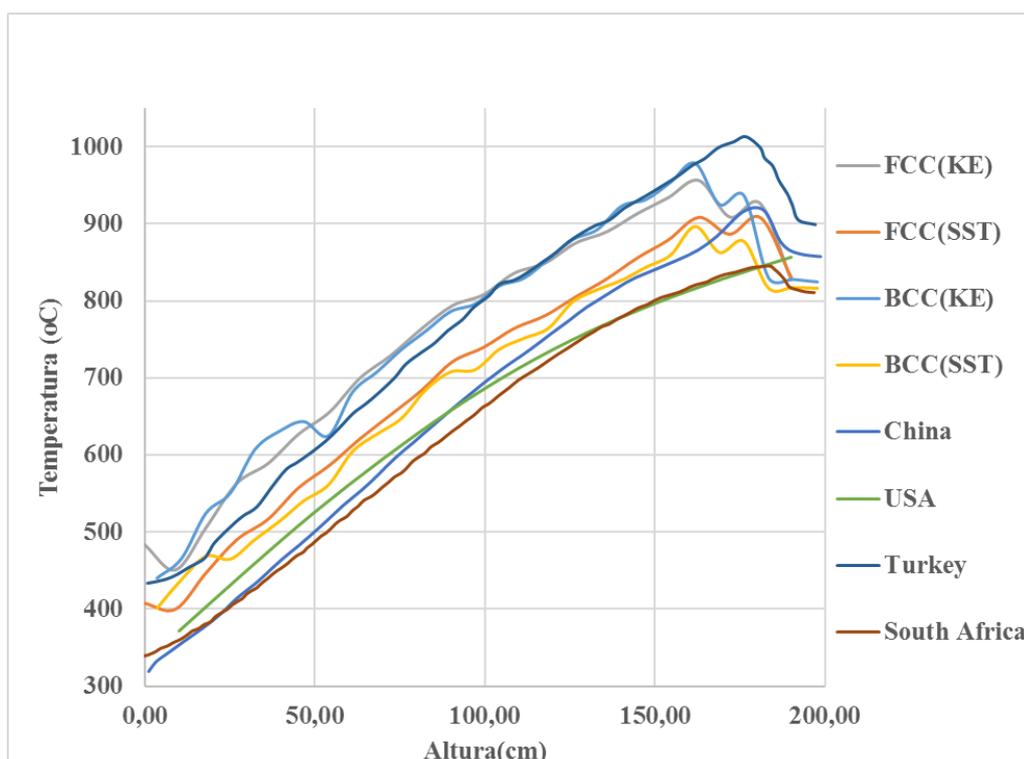


Figura 60 – Comparação dos perfis de temperatura axial ($R = 0$ cm) fornecidos pelas simulações com alguns dos resultados do benchmark da (IAEA, 2013).



Em relação às características de segurança do reator HTR-10, as temperaturas máximas alcançadas pelo combustível no presente trabalho e nos estudos apresentados no Benchmark (IAEA, 2013), apresentam valores bem abaixo do limite recomendado para manter a integridade das partículas TRISO (1.600 °C) e do limite para o projeto do HTR-10 que é 1230°C. O maior pico de temperatura obtido é inferior a 1000 °C (aproximadamente 978 °C) com o arranjo BCC e modelo $k-\varepsilon$, por tanto consideramos este o mais conservador para avaliar a segurança dos elementos combustíveis do TADSEA.

Tabela 16 – Comparação das temperaturas máximas fornecidas pelas simulações com os resultados do benchmark da IAEA (2013).

	Ch.	Fr.	Hol	Cor.	AS	Tur	USA	FCC (KE)	FCC (SST)	BCC (KE)	BCC (SST)
Temperatura Centro	988	889	973	935	905	1026	951	957	910	978	896
Temperatura Superfície	925	865	903	893	845	1008	893	900	898	922	867

5.3 Modelagem termoidráulica do núcleo do reator TADSEA

5.3.1 Simulação do projeto inicial do TADSEA usando o arranjo FCC

Como foi descrito em seções anteriores, o projeto inicial do TADSEA (GARCÍA, 2012), foi construído com uma altura de 293,8 cm e considerando-se um arranjo FCC. A partir dos resultados das simulações do HTR-10 foi escolhido o modelo de turbulência $k-\varepsilon$.

Na Figura 61, é mostrada a distribuição das temperaturas ao longo do plano axial central da coluna FCC completa. Os resultados apontam para o aumento gradativo da temperatura ao longo da direção axial, com picos de temperatura significativamente maiores no meio do canal. Os picos são registrados em locais próximos ao centro do elemento combustível da 37ª camada; 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 12. As temperaturas máximas atingidas de 1828 K não superam

o limite máximo permitido de 1873 K, no entanto, são muito maiores que o limite de operação (1500K).

As distribuições de temperatura na superfície das esferas de combustíveis de maior temperatura, também confirmam tendências já apontadas com os resultados anteriores, mostrado na Figura 62. Temperaturas menores são observadas nas regiões frontais dos elementos combustíveis, quando comparadas com aquelas apresentadas nas regiões traseiras. No entanto, as diferenças de temperatura entre as regiões frontais e traseiras da esfera são menores que 75 K.

Figura 61 – Distribuição axial de temperaturas na seção central da coluna FCC completa do TADSEA.

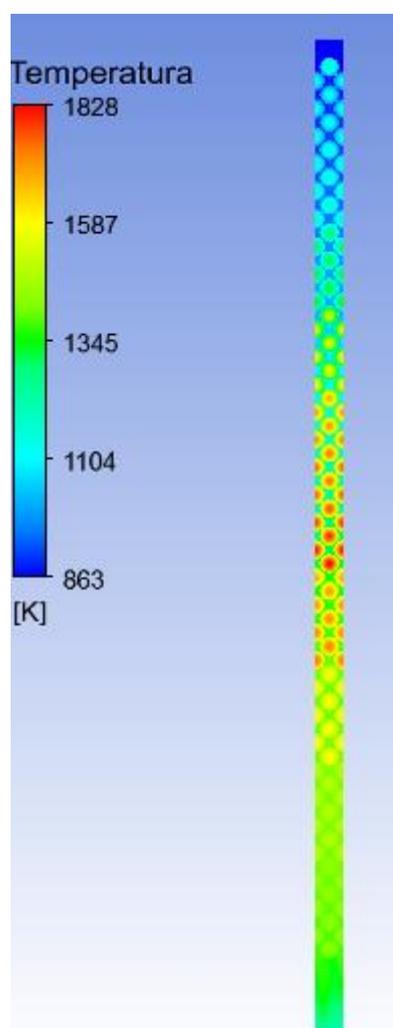
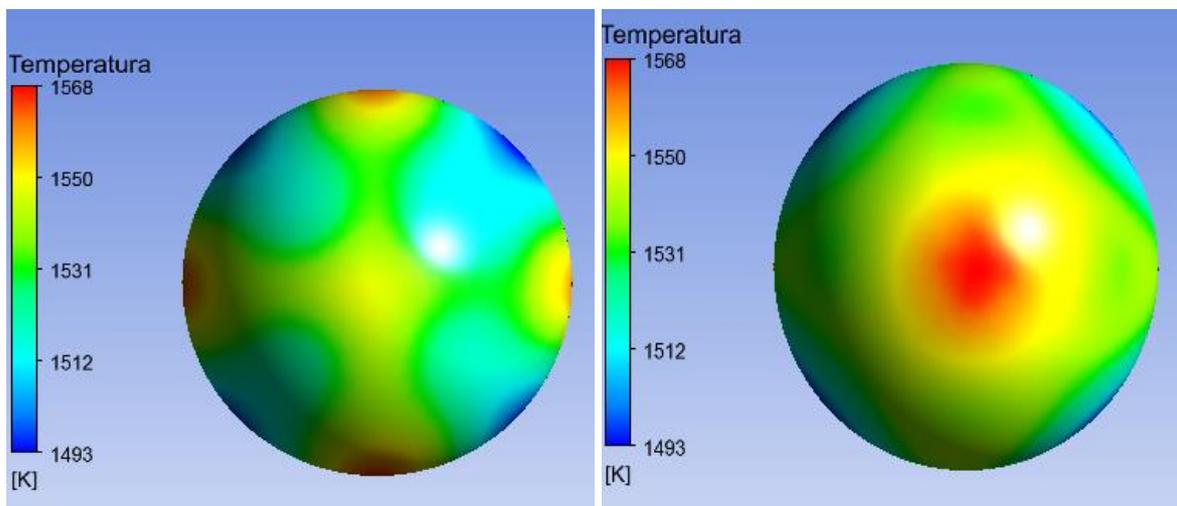


Figura 62 – Distribuição de temperaturas na superfície da esfera de combustível com maior temperatura da coluna FCC do TADSEA.

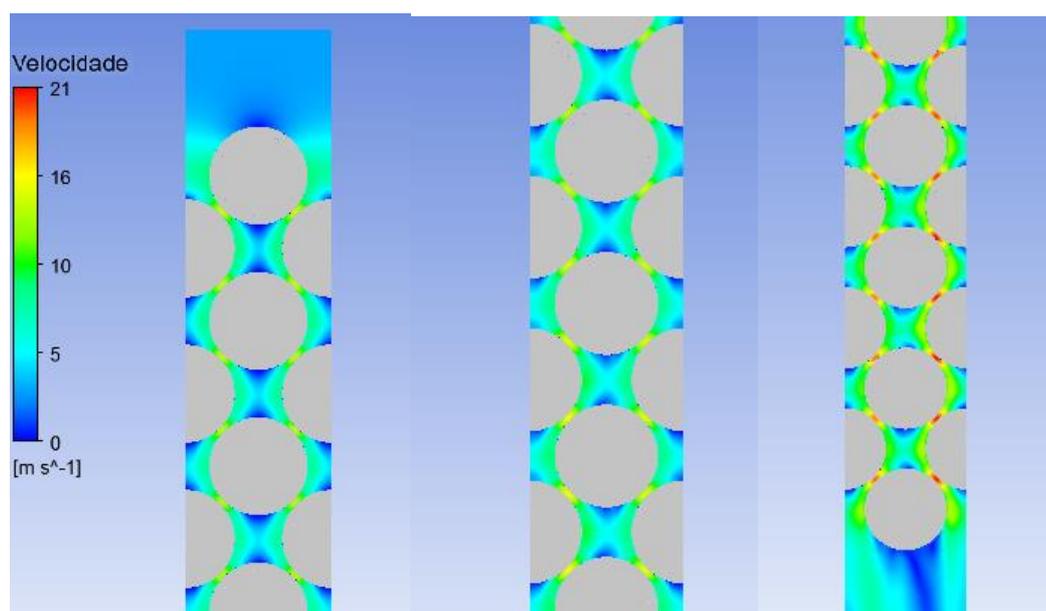


a) Região Frontal

b) Região Traseira

Os contornos de velocidade do fluido em diferentes regiões do plano axial central são apresentados na Figura 63. Igualmente a resultados anteriores, observa-se claramente uma aceleração do fluxo de gás nas regiões de maior proximidade entre os elementos combustíveis. Regiões de estagnação de fluxo (ou próximo disso) são identificadas, por sua vez, abaixo das esferas. Os picos de velocidade de 21 m/s são alcançados nas lacunas próximas à região de saída do escoamento.

Figura 63 – Contornos de velocidade do fluido no plano central da coluna FCC completa.



Os resultados mostrados na Figura 61, onde a temperatura máxima é superior ao limite, implicam que este projeto não tem margem de segurança suficiente para casos de perda de refrigerante.

5.3.2 Simulação do projeto atual do TADSEA usando o arranjo BCC

No projeto atual do TADSEA (ROSALES, 2015), onde foi obtida uma composição do núcleo de fim de estado estacionário de maneira que simule um esquema multipasse das bolas pelo núcleo (de até dez passes), a distribuição da potência obtida é mais homogênea, mostrada na Tabela 13. Foi construído o modelo geométrico da coluna com uma altura de 282,81 cm e considerando-se um arranjo BCC. O modelo de turbulência $k-\varepsilon$ foi usado também para estas simulações.

Na Figura 64 é mostrada a distribuição das temperaturas ao longo do plano axial central da coluna BCC completa. A diferença dos resultados com o modelo do projeto inicial do TADSEA, estes mostra o aumento gradativo da temperatura ao longo da direção axial, com os picos de temperatura maiores na saída do canal. Estes resultados são semelhantes aos obtidos com as simulações do HTR-10. As temperaturas máximas atingidas de 1365 K não excedem o limite de operação (1500 K), permitindo que o reator trabalhe com segurança no estado estacionário.

Na Figura 65 mostram-se as distribuições de temperatura na superfície das esferas de combustíveis de maior temperatura. Neste caso a distribuição da temperatura não é homogênea devido a maior turbulência presente no final do canal. Entretanto, a mesma relação entre as temperaturas menores nas regiões frontais dos elementos combustíveis, quando comparadas com aquelas apresentadas nas regiões traseiras é observada. Neste caso, as diferenças de temperatura entre as regiões frontais e traseiras da esfera são menores de 40 K. Este é mais um resultado que garante a segurança do TADSEA, devido que grandes gradientes de temperaturas no interior e superfície das esferas de combustíveis podem influir também na sua integridade.

Os contornos de velocidade do fluido em diferentes regiões do plano axial central são apresentados na Figura 66. Os picos de velocidade de 22 m/s são alcançados nas lacunas próximas à região de saída do escoamento. Similar aos picos de velocidade de 21 m/s obtidos com a simulação do arranjo FCC no projeto inicial do TADSEA, mas no BCC mostrasse um caminho preferencial do escoamento com menor tortuosidade quando comparado com o FCC.

Figura 64 – Distribuição axial de temperaturas na seção central da coluna BCC completa do TADSEA.

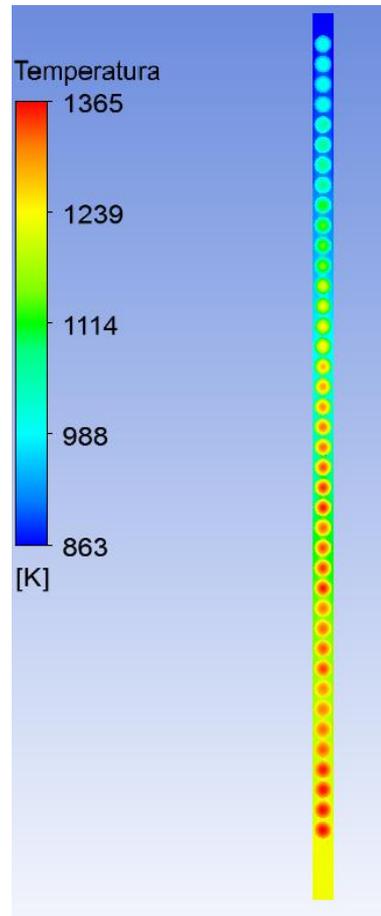
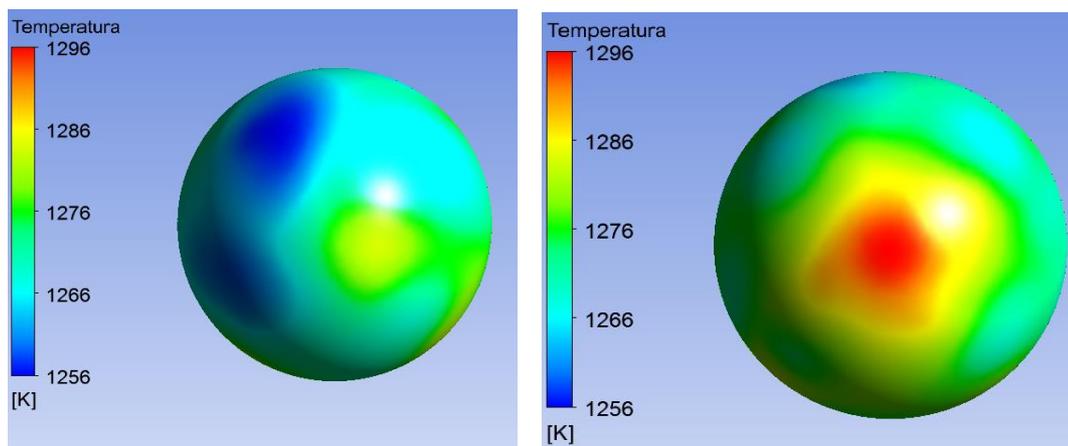


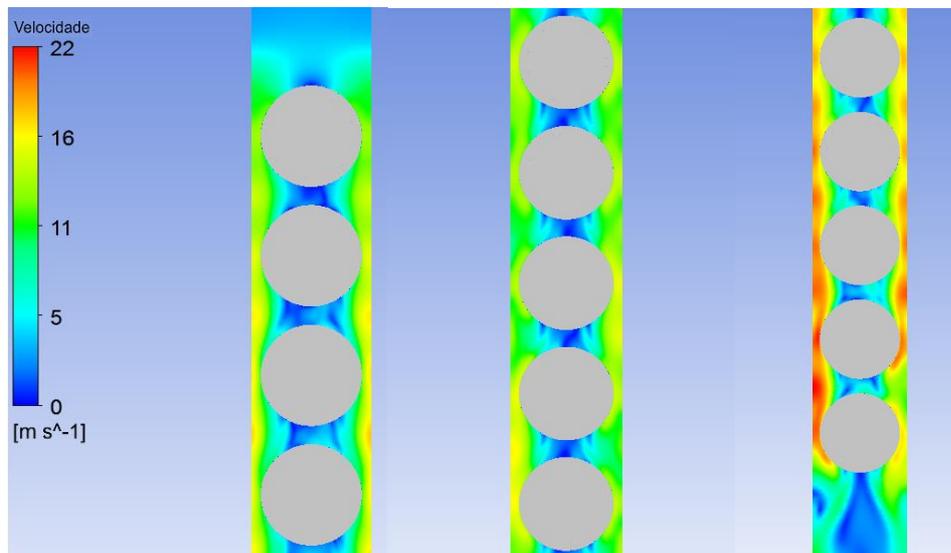
Figura 65 – Distribuição de temperaturas na superfície da esfera de combustível com maior temperatura da coluna BCC do TADSEA.



a) Região Frontal

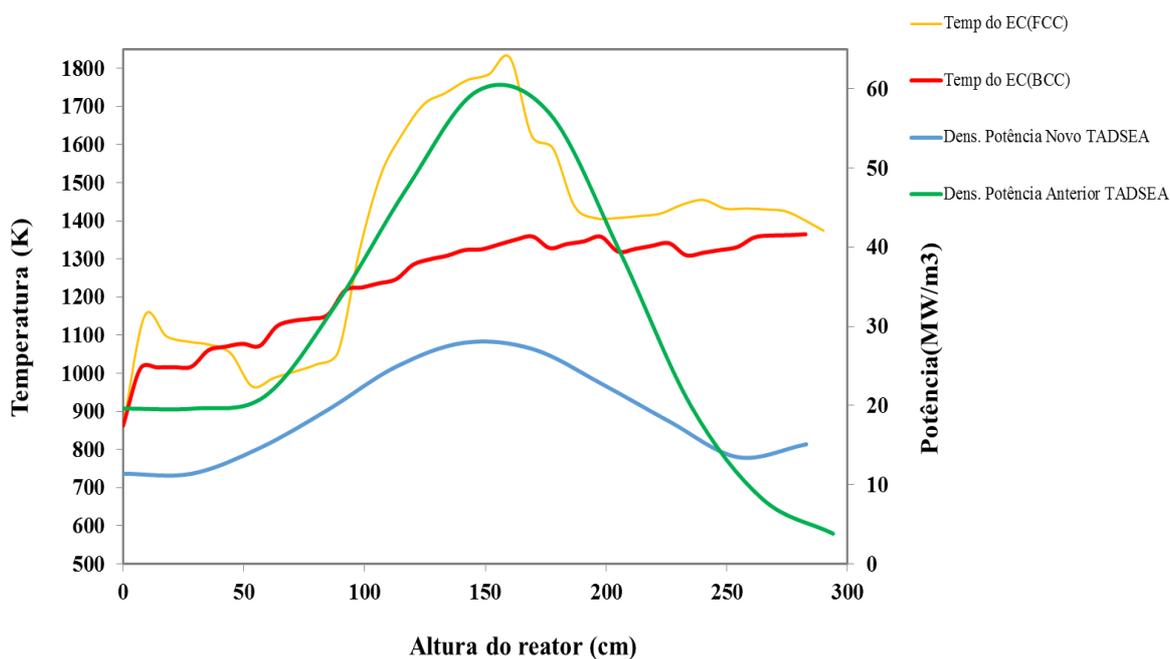
b) Região Traseira

Figura 66 – Contornos de velocidade do fluido no plano central da coluna BCC completa do TADSEA



Para fins de mostrar a diferença entre as máximas temperaturas atingidas pelos dois projetos do TADSEA que aqui são estudados, na Figura 67 se mostra o gráfico da temperatura no centro dos elementos combustíveis (EC) em relação à potência gerada nestes. Os resultados mostram que no projeto inicial do TADSEA tem um aumento, muito grande da potência no centro, o que contribui para que as máximas temperaturas sejam atingidas nos elementos do centro e não na saída como acontece com o HTR-10 e também no projeto atual do TADSEA. Do ponto de vista da segurança é uma grande melhora e resta conhecer se isto não afeta a temperatura na saída do reator e com isto seu desempenho.

Figura 67 – Temperaturas máximas e potência no combustível.



5.3.3 Simulação do núcleo completo do projeto atual do TADSEA usando meio poroso

Foi realizada a simulação usando o modelo de meio poroso do projeto atual do TADSEA para conferir que a temperatura atingida na saída fora a planejada e obter a queda de pressão do refrigerante, parâmetros que não podem ser obtidos com o modelo realístico. A queda de pressão obtida a partir da simulação em CFX foi de 471 kPa. A queda de pressão reportada por (GARCÍA et al., 2012) do projeto inicial do TADSEA foi 452 kPa, muito similares. Na .

Figura 68 se mostra o perfil de pressão no interior do núcleo.

Na Figura 69 mostra-se a distribuição de temperaturas do hélio no núcleo, pode-se observar que a temperatura varia de 863 K na entrada, até 1226 K na saída, além da temperatura média na saída ser igual a 1225 K, superior aos 1223 K que são necessários no reator para a produção de hidrogênio, mostrando que o projeto atual do TADSEA apresenta as condições operacionais para as que foi projetado.

Figura 68 – Perfil de pressão do refrigerante (hélio) no núcleo do projeto atual do TADSEA.

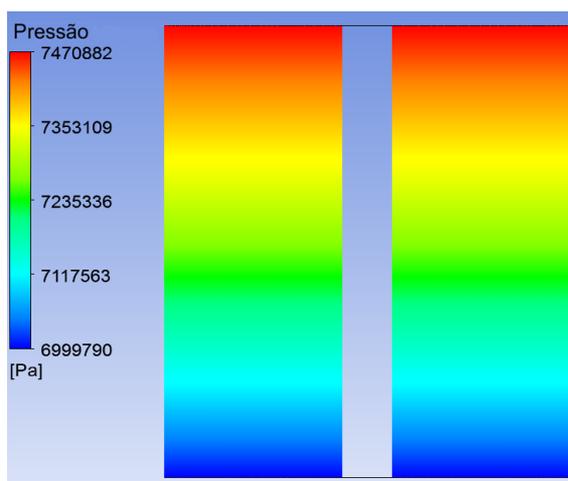
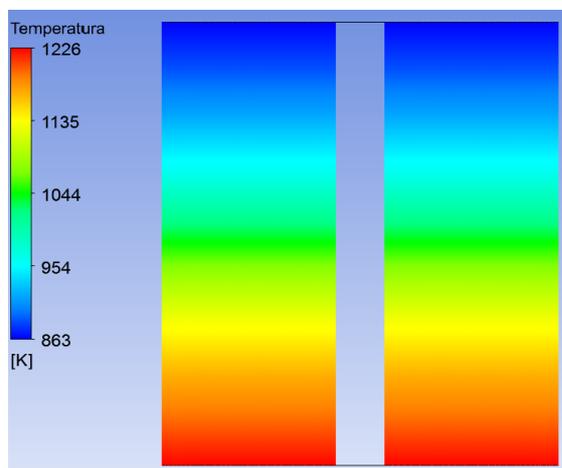


Figura 69 – Distribuição de temperaturas do fluido refrigerante (hélio) no interior do núcleo do projeto atual do TADSEA



5.3.4 Simulação de casos de perda de refrigerante no TADSEA

Com os resultados da simulação termoidráulica do projeto inicial do TADSEA no estado estacionário foi demonstrada sua segurança. Mas, é preciso analisar que pode acontecer em casos de eventos transitórios.

Para a análise de eventos transitórios serão feitos testes de redução de fluxo mássico de refrigerante do sistema de refrigeração principal, sem desligamento do reator e sem considerar as características de segurança inerentes a este tipo de reator. Neste caso para o teste de redução parcial do fluxo mássico de refrigerante, considera-se que o fluxo mássico de hélio é subitamente reduzido pelo sistema de controle e a potência gerada será mantida em 100MW.

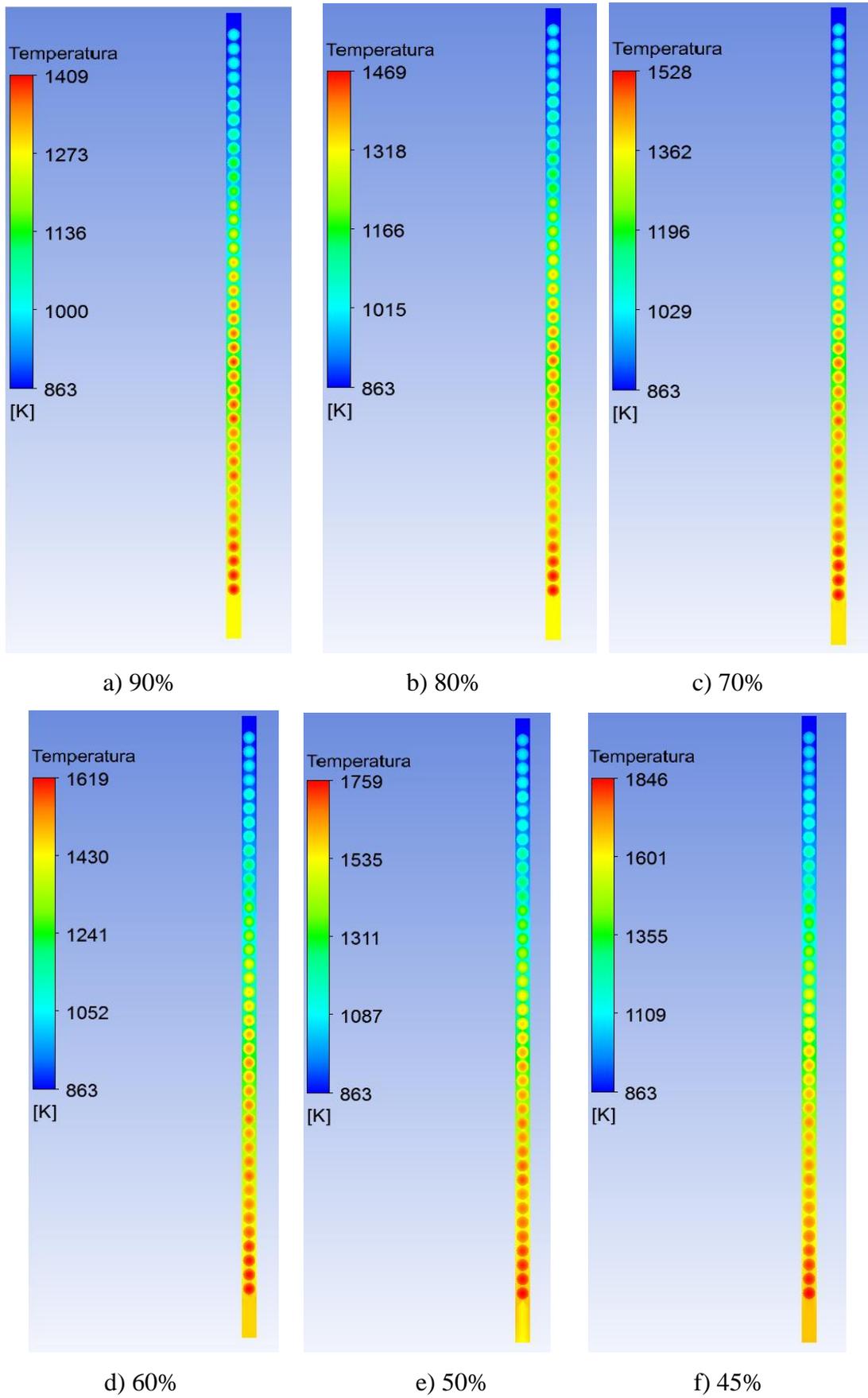
Primeiro, o fluxo mássico é reduzido para 90%, isto é, de 53,33 para 48 kg/m³, a fim de se conhecer a temperatura máxima que atinge o combustível pela redução de 10% do fluxo mássico. Em seguida, analisar qual é o valor limite que pode reduzir subitamente o fluxo mássico, sem o combustível exceder o seu limite de temperatura, a fim de conhecer o valor limite de redução fluxo mássico.

Note-se que estes não são testes de perda de refrigerante em que o hélio é removido do circuito refrigerante primário e enviado para tanques de armazenamento, causando depressurização do núcleo. Nesse caso a pressão do núcleo é mantida constante, porque o hélio permanece no circuito de refrigerante primário.

Ao reduzir o fluxo mássico em 10%, as bolas vão aumentar a sua temperatura para chegar a um novo estado de equilíbrio. Na Figura 70 é mostrado os casos estudados de perda de refrigerante. Para o primeiro caso (Figura 70a), com 90% do fluxo mássico a temperatura máxima atingida pelo combustível é de 1409 K, ainda suficientemente abaixo do limite de operação (1500K).

Como é mostrado na Figura 70, logo foram feitas as simulações com 80% (42,66 kg/m³), 70% (37,33 kg/m³), 60% (32 kg/m³), 50% (26,67 kg/m³) e 45% (24 kg/m³) do fluxo mássico. Com a redução de 70% o combustível atinge 1528 K e já ultrapassa ligeiramente o limite de operação. Nas simulações continuou-se reduzindo em 10% até chegar a 40% onde foi excedido o limite de segurança do combustível TRISO de 1870 K. Na Figura 70f mostra-se os resultados com 45% do fluxo mássico onde é atingida a temperatura de 1846 K, apenas um pouco abaixo do limite, de modo que este seria o valor mínimo do fluxo mássico no qual o reator TADSEA pode operar com segurança, sem considerar outros mecanismos de refrigeração do núcleo.

Figura 70 – Aumento da temperatura com redução do caudal mássico no projeto atual do TADSEA.



6. CONCLUSÕES

Neste trabalho, foi realizada uma investigação sobre as condições termoidráulicas de reatores de alta temperatura do tipo leito de bolas. Como caso de estudo, é considerado, o reator experimental de 10MW conhecido como HTR-10, de responsabilidade do INET, em Beijing, China, para avaliação do modelo. E logo com este modelo se avalia a segurança dos elementos combustíveis no reator TADSEA.

Para a realização da simulação, optou-se por uma abordagem realística baseada em CFD. Trata-se de uma técnica empregada no estudo de escoamentos de fluidos e na influência deles em diversos fenômenos físicos, como a transferência de calor. Recentemente, tem se observado um crescente interesse da indústria ou mesmo da academia nesta abordagem, resultando no desenvolvimento de diversos softwares de CFD de propósito geral. Neste trabalho em particular, optou-se pelo uso do Ansys CFX, um dos inúmeros pacotes que se encontram disponíveis comercialmente.

A definição do domínio computacional constituiu a primeira etapa da abordagem. Neste ínterim, a geometria extremamente complexa do núcleo do reator em estudo representou um complicador adicional para a construção do modelo geométrico, sendo agravado pela distribuição aleatória das esferas de combustível no interior do leito de bolas. Na maioria dos trabalhos correlatos em que se considera a modelagem realística de cada elemento combustível, são usados arranjos regulares. Neste trabalho, são adotados arranjos cúbicos centrados na face (FCC) e centrados no corpo (BCC) para a construção de uma coluna localizada na seção central do núcleo. Após a discretização do domínio computacional e a definição das condições de contorno nas regiões de interface com o ambiente externo com base em características de projeto do reator, prosseguiu-se com a resolução numérica das equações de governança no domínio discretizado. Para o tratamento numérico do regime de turbulência esperado no leito de bolas, foram usados dois modelos recomendados na literatura: o modelo $k-\varepsilon$ e o modelo $k-\omega$ SST. Devido ao volume de dados de discretização, foram empregados recursos computacionais de processamento paralelo.

Os resultados obtidos ratificam a viabilidade da abordagem CFD na solução das condições termoidráulicas de reatores de leitos de bolas. Eles também reforçam a ampla aceitação que o Ansys CFX tem recebido por parte de inúmeros pesquisadores, no que toca à sua aplicação em problemas de simulação em diversas áreas de engenharia.

Primeiramente, foram comparados os resultados da geometria realística de uma pequena seção na saída do núcleo do projeto inicial do reator TADSEA com os resultados de um modelo analítico usado para avaliar a segurança dos elementos combustíveis. A partir dos resultados foi demonstrado da insuficiência do modelo analítico, devido a uma diferença de mais de 200 K com os resultados do modelo realístico em CFD. Foi usada a metodologia de primeiro simular o núcleo completo com o modelo poroso e logo uma seção crítica na saída com o modelo realístico para o reator HTR-10. Os resultados quando comparados com os resultados apresentados no Benchmark (IAEA, 2013), são muito elevados. Portanto esta metodologia superestima os valores de temperatura máxima, o que mostra que é necessário a simulação da coluna completa do reator.

No caso dos resultados do modelo realístico da coluna completa do núcleo do HTR-10, quando comparados os resultados obtidos com ambas as geometrias, os perfis de evolução da temperatura no eixo central da coluna se mostram semelhantes, com o registro de picos de temperatura em posição axial próxima à 162 cm; a partir desta posição, é observado uma queda da temperatura (em direção à região de saída do escoamento). As comparações com estudos correlatos compilados no Benchmark da IAEA (2013) também indicam que os resultados são satisfatórios. Quando comparadas as temperaturas máximas no centro e na superfície dos elementos combustíveis, os resultados são bastante próximos um com o outro. As localizações dos picos de temperatura em relação ao eixo axial também guardam semelhanças com os valores de referência apontados pelo benchmark. De modo geral, conclui-se, portanto, que os resultados da simulação são coerentes.

Por fim, no que diz respeito às características de segurança do reator HTR10, as temperaturas máximas alcançadas pelo combustível no presente trabalho (978 °C para o arranjo BCC com o modelo $k-\epsilon$), estão bem abaixo do limite recomendado para as partículas TRISO (1.600 °C).

No reator TADSEA, foram comparados resultados dos projetos inicial e atual do núcleo com uma coluna com a altura completa do reator na região de maior potência. Para o projeto inicial foi usada uma geometria com arranjo FCC e para o projeto atual uma geometria com arranjo BCC conforme foi usado para os cálculos neutrônicos.

No projeto inicial os resultados mostram temperaturas máximas muito elevadas (1828 K) perto do limite recomendado para este tipo de combustível, maior que os 1786 K atingidos quando foi usado os valores da simulação do modelo poroso para simular as seções críticas. Mas a diferença é que na simulação da coluna completa foi usado o modelo do

combustível considerando a camada exterior de grafite. A partir dos resultados este projeto inicial não tem margem de segurança suficiente para casos de perda de refrigerante.

Nas simulações do projeto atual do TADSEA as temperaturas máximas atingidas foram inferiores (1365 K) quando comparado com o projeto inicial, e também inferiores ao limite de operação recomendado para estes reatores (1500 K), portanto cumpre com os critérios de segurança. Para conhecer a queda de pressão e temperatura média na saída do novo projeto do TADSEA foi necessário fazer a simulação do núcleo completo usando o modelo poroso. A temperatura média na saída atingida foi de 1225 K, superior aos 1223 K que são necessários no reator para a produção de hidrogênio com o ciclo I-S. A queda de pressão obtida a partir da simulação em CFX foi de 471 kPa, muito similar a queda de pressão reportada por (GARCÍA et al., 2012) do projeto inicial do TADSEA que foi 452 kPa.

Para considerar eventos transitórios foram feitos testes de redução de fluxo mássico de refrigerante do sistema de refrigeração principal, sem desligamento do reator e sem considerar as características de segurança inerentes a este tipo de reator. Foi considerado que o fluxo mássico de hélio é subitamente reduzido pelo sistema de controle, a potência gerada será mantida em 100MW. Os resultados mostram que com 45% do fluxo mássico é atingida a temperatura de 1846 K, apenas 24 K abaixo do limite, de modo que este seria o valor mínimo do fluxo mássico com que pode operar com segurança o reator TADSEA, sem considerar outros mecanismos de refrigeração do núcleo.

Os resultados obtidos permitem, dessa forma, apoiar o desenvolvimento de reatores de leitos de bolas, enquanto alternativa em um futuro próximo, em resposta ao aumento da demanda energética mundial.

Em relação aos trabalhos futuros, pode se sugerir aqui a simulação de geometrias com arranjos irregulares, considerar diferentes relações de contato entre os elementos combustíveis e simulações em regime transitório para estudar LOCAs (do inglês Loss of Circulation Accident, Acidente com Perda de Refrigerante). Também considerar-se a variação da temperatura do refrigerante na entrada para analisar sua influência. No caso do HTR-10 é possível considerar a presença das bolas dummy o qual obriga a distribuir a mesma potência do reator em menos volume de combustível, com um aumento significativo da temperatura.

REFERÊNCIAS

ABÁNADES, A.; GARCÍA, C.; GARCÍA, L.; ESCRIVÁ, A.; PÉREZ-NAVARRO, A.; ROSALES, J. Application of gas-cooled Accelerator Driven System (ADS) transmutation devices to sustainable nuclear energy development. **Nuclear Engineering and Design**, v. 241, n. 6, p. 2288–2294, 2011.

ABÁNADES, A.; PÉREZ-NAVARRO, A. Engineering design studies for the transmutation of nuclear wastes with a gas-cooled pebble-bed ADS. **Nuclear Engineering and Design**, v. 237, n. 3, p. 325–333, 2007.

ANSYS INC. **CFX R14 Solver Modeling Guide**. Canonsburg: ANSYS Inc., 2011.

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

BAKER, M. J. **CFD simulation of flow through packed beds using the finite volume technique**. 2011. 208 p. (Doutorado) - University of Exeter, UK, 2011.

BOER, B.; KLOOSTERMAN, J. L.; LATHOUWERS, D.; VAN DER HAGEN, T. H. J. J. In-core fuel management optimization of pebble-bed reactors. **Annals of Nuclear Energy**, v. 36, n. 8, p. 1049–1058, 2009.

CARMINIATI, F.; KLAPISCH, R.; REVOL, J. P.; ROCHE, C.; RUBIO, J. A.; RUBBIA, C. **An energy amplifier for cleaner and inexhaustible nuclear energy production driven by a particle beam accelerator**. Geneva: CERN, 1993. 1-72 p.

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.; 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.

COUSSIRAT, M.; GUARDO, A.; MATEOS, B.; EGUSQUIZA, E. Performance of stress-transport models in the prediction of particle-to-fluid heat transfer in packed beds. **Chemical Engineering Science**, v. 62, p. 6897–6907, 2007.

ELETROBRAS. **Panorama da Energia Nuclear no Mundo**. Rio de Janeiro: Eletrobras, 2014. 165 p.

ERGUN, S. Flow through packed columns. **Chemical Engineering Progress**, v. 48, n. 2, p. 89, 1952.

EUROPEAN TECHNICAL WORKING GROUP (ETWG). **A European Roadmap for Developing Accelerator Driven Systems (ADS) for Nuclear Waste Incineration April 2001 The European Technical Working Group on ADS**. [s.l: s.n.]2001.

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.

FERREIRA, A. L.; TSAI, D. S.; VISCONDI, G. DE F.; CUNHA, K. B. DA; CREMER, M. DOS S. **Emissões de GEE do setor de energia, processos industriais e uso de produtos**. Brasil: Instituto de Energia e Meio Ambiente, 2016. 48 p.

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

GANDHIR, A. **Computational analysis of fluid flow in pebble bed modular reactor**. 2011. (Mestrado) - Texas A&M University, Texas, USA, 2011.

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

GARCÍA, C.; ROSALES, J.; GARCÍA, L.; PÉREZ-NAVARRO, A.; ESCRIVÁ, A.; ABÁNADES, A. Performance of a transmutation advanced device for sustainable energy application. **Progress in Nuclear Energy**, v. 53, n. 8, p. 1151–1158, 2011.

GARCÍA, L. **Diseño conceptual de un sistema controlado por un acelerador para transmutación de residuos nucleares y aplicaciones energéticas**. 2012. (Doutorado) - Universidad Politécnica de Valencia, Valencia, España, 2012.

GARCÍA, L.; PÉREZ, J.; GARCÍA, C.; ESCRIVÁ, A.; ROSALES, J.; ABÁNADES, A. Calculation of the packing fraction in a pebble-bed ADS and redesigning of the Transmutation Advanced Device for Sustainable Energy Applications (TADSEA). **Nuclear Engineering and Design**, v. 253, p. 142–152, 2012.

GUARDO, A.; COUSSIRAT, M.; LARRAYOZ, M. A.; RECASENS, F.; EGUSQUIZA, E. Influence of the turbulence model in CFD modeling of wall-to-fluid heat transfer in packed beds. **Chemical Engineering Science**, v. 60, p. 1733–1742, 2005.

HASSAN, Y. A. Large eddy simulation in pebble bed gas cooled core reactors. **Nuclear Engineering and Design**, v. 238, p. 530–537, 2008.

HASSAN, Y. A.; DOMINGUEZ-ONTIVEROS, E. E. Flow visualization in a pebble bed reactor experiment using PIV and refractive index matching techniques. **Nuclear Engineering and Design**, v. 238, p. 3080–3085, 2008.

HU, S.; LIANG, X.; WEI, L. **Commissioning and operation experience and safety experiments on HTR-10**. In: Proceedings of the 3rd International Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology (HTR '06). **Anais...** Johannesburg, South Africa: 2006.

IAEA. **Safety related design and economic aspects of HTGRs**. Vienna, Austria: IAEA-TECDOC-1210, 2001. 247 p.

IAEA. **Evaluation of High Temperature Gas Cooled Reactor Performance: Benchmark Analysis Related to the PBMR-400, PBMM, GT-MHR, HTR-10 and the ASTRA Critical Facility**. Vienna, Austria: IAEA-TECDOC-1694, 2013. 679 p.

IAEA. **Nuclear Technology Review**. Vienna, Austria: IAEA GC(59)/INF/2, 2015. 52 p.

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

KANG, C. **Pressure Drop in a pebble bed reactor**. 2010. (Mestrado) - Texas A&M University, Texas, USA, 2010.

KAO, M. T.; TUNG, Y. H.; FERNG, Y. M.; CHIENG, C. C. Investigating effects of sphere blockage ratio on the characteristics of flow and heat transfer in a sphere array. **Energy Conversion and Management**, v. 81, p. 455–464, 2014.

KAO, M. T.; TUNG, Y. H.; FERNG, Y. M.; CHIENG, C. C.; CHYU, M. K. 3D measurements and numerical computations of heat transfer coefficients on spheres in an array. **International Journal of Thermal Sciences**, v. 68, p. 110–118, 2013.

KATZ, R.; MELESE, G. B. **Thermal and Flow Design of Helium-Cooled Reactors**. American Nuclear Society, 1984. 410 p.

KOK, K. D. **Nuclear Engineering Handbook**. CRC Press, 2009. 786 p.

KTA. **Reactor Core Design for High-Temperature Gas-Cooled Reactor Part 1: Calculation of the Material Properties of Helium**. Salzgitter, Germany: Geschäftsstelle des Kerntechnischen Ausschusses, 1978.

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

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

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

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

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, p. 2183–2196, 2007a.

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, p. 985–996, 2007b.

LI, H.; QIU, S.; ZHANG, Y.; SU, G.; TIAN, W. Thermal hydraulic investigations with different fuel diameters of pebble bed water cooled reactor in CFD simulation. **Annals of Nuclear Energy**, v. 42, p. 135–147, 2012.

MENTER, F. R.; KUNTZ, M.; LANGTRY, R. **Ten Years of Industrial Experience with the SST Turbulence Model**. Begell House, Inc, 2003.

MUELLER, A. C. **Accelerators for ADS : Science , Technology and Design**. Trieste, Italy: ICTP, 2007. 30 p.

NEA. 2015 NEA Annual Report. 2015.

NICKEL, H.; NABIELEK, H.; POTT, G.; MEHNER, A. W. Long time experience with the development of HTR fuel elements in Germany. **Nuclear Engineering and Design**, v. 217, n. 1–2, p. 141–151, 2002.

NIJEMEISLAND, M.; DIXON, A. G. Comparison of CFD simulations to experiment for convective heat transfer in a gas-solid fixed bed. **Chemical Engineering Journal**, v. 82, p. 231–246, 2001.

OECD/NEA. **Nuclear Energy Today**. Issy-les-Moulineaux, France: Nuclear Energy Agency, v. 2. 2012. 123 p.

OECD/NEA. **Technology Roadmap Update for Generation IV Nuclear Energy Systems**. Issy-les-Moulineaux, France: Nuclear Energy Agency, 2014. 66 p.

PAVLIDIS, D.; LATHOUWERS, D. Realistic packed bed generation using small numbers of spheres. **Nuclear Engineering and Design**, v. 263, p. 172–178, 2013a.

PAVLIDIS, D.; LATHOUWERS, D. Fluid flow and heat transfer investigation of pebble bed reactors using mesh-adaptive LES. **Nuclear Engineering and Design**, v. 264, p. 161–167, 2013b.

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

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

REYNOLDS, O. An experimental investigation of the circumstances which determine whether the motion of water shall be direct or sinous, and of the law of the resistance in parallel channels. **Philosophical Transactions of the Royal Society of London**, v. 174, n. 1883, p. 935–982, 1883.

ROJAS, L.; CÓRDOBA, Y.; GARCÍA, C.; GÁMEZ, A.; DOMINGUEZ, D.; BRAYNER, C. Calculos termoidráulicos do núcleo do reator de tipo leito de bolas HTR-10 usando CFD. **REUCP**, v. 9, p. 1–12, 2015a.

ROJAS, L. Y.; GARCÍA, L.; GARCÍA, C. R.; ESCRIVÁ, F. A.; BRAYNER, C. A. Thermal-hydraulic studies of a transmutation advanced device for sustainable energy applications. **Int. J. Nuclear Energy Science and Technology**, v. 9, n. 4, p. 293–318, 2015b.

ROSALES, J. **Diseño conceptual de un Sistema Manejado por un Acelerador, refrigerado por gas, que emplea combustible TRISO, para la transmutación de desechos nucleares y la producción de energía.** 2008. (Graduação) - Instituto Superior de Tecnologías y Ciencias Aplicadas, La Habana, Cuba, 2008.

ROSALES, J. **Modelagem detalhada de sistemas nucleares avançados do tipo leito de bolas com combustível encapsulado.** 2015. 127 p. (Doutorado) - Univesidade Federal de Pernambuco, Recife, Brasil, 2015.

ROTH, G. A.; AYDOGAN, F. Theory and implementation of nuclear safety system codes – Part II: System code closure relations, validation, and limitations. **Progress in Nuclear Energy**, v. 76, p. 55–72, 2014.

SAHA, P.; AKSAN, N.; ANDERSEN, J.; YAN, 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.

SALVATORES, M. Fuel cycle strategies for the sustainable development of nuclear energy: The role of accelerator driven systems. **Nuclear Instruments and Methods in Physics Research, Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment**, v. 562, n. 2, p. 578–584, 2006.

SHAMS, A.; ROELOFS, F.; KOMEN, E. M. J.; BAGLIETTO, E. Optimization of a pebble bed configuration for quasi-direct numerical simulation. **Nuclear Engineering and Design**, v. 242, p. 331–340, 2012.

SHAMS, A.; ROELOFS, F.; KOMEN, E. M. J.; BAGLIETTO, E. Quasi-direct numerical simulation of a pebble bed configuration. Part I: Flow (velocity) field analysis. **Nuclear Engineering and Design**, v. 263, p. 473–489, 2013a.

SHAMS, A.; ROELOFS, F.; KOMEN, E. M. J.; BAGLIETTO, E. Quasi-direct numerical simulation of a pebble bed configuration, Part-II: Temperature field analysis. **Nuclear Engineering and Design**, v. 263, p. 490–499, 2013b.

SHAMS, A.; ROELOFS, F.; KOMEN, E. M. J.; BAGLIETTO, E. Large eddy simulation of a nuclear pebble bed configuration. **Nuclear Engineering and Design**, v. 261, p. 10–19, 2013c.

SHAMS, A.; ROELOFS, F.; KOMEN, E. M. J.; BAGLIETTO, E. Numerical simulations of a pebble bed configuration using hybrid (RANS–LES) methods. **Nuclear Engineering and Design**, v. 261, p. 201–211, 2013d.

SHAMS, A.; ROELOFS, F.; KOMEN, E. M. J.; BAGLIETTO, E. Numerical simulation of nuclear pebble bed configurations. **Nuclear Engineering and Design**, v. 290, p. 51–64, 2015.

SZPIRO, G. G. **Kepler 's Conjecture**. New Jersey: John Wiley & Sons, 2003. 306 p.

TALAMO, A. Prediction of TRISO coated particle performances for a one-pass deep burn. **Journal of Nuclear Materials**, v. 373, n. 1–3, p. 407–414, 2008.

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

TERRY, W. K.; KIM, S.-S.; BRIGGS, J. B.; SUN, Y.; TIAWO, T. **Evaluation of the Initial Critical Configuration of the HTR-10 Pebble-Bed Reactor**. Tsinghua, China: Tsinghua University, 2007.

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

TU, J.; YEOH, G. H.; LIU, C. **Computational Fluid Dynamics**. Oxford, UK: Elsevier Ltd., 2013. 1-441 p.

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

U.S DOE. **A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems**. GIF-002-00, 2002.

VERFONDERN, K.; VON LENZA, W. Past and present research in europe on the production of nuclear hydrogen with HTGR. **Progress in Nuclear Energy**, v. 47, n. 1–4, p. 472–483, 2005.

VIDAL, C. **Modelos de parámetros concentrados e distribuídos para análise térmica de elementos combustíveis particulados**. 2010. (Doutorado) - Universidade Federal de Río de Janeiro, Río de Janeiro, Brasil, 2010.

WILCOX, D. **Turbulence Modeling for CFD**. 3 ed ed. California: DCW Industries, 1998. 522 p.

WU, C. Y.; FERNG, Y. M.; CHIENG, C. C.; LIU, C. C. Investigating the advantages and disadvantages of realistic approach and porous approach for closely packed pebbles in CFD simulation. **Nuclear Engineering and Design**, v. 240, n. 5, p. 1151–1159, 2010.

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. 85–96, 2012.

YESILYURT, G. **Numerical simulation of flow distribution for pebble bed high temperature gas cooled reactors**. 2003. (Mestrado) - Texas A&M University, Texas, USA, 2003.

ZHONG, D.; XU, Y. **Progress of the HTR-10 project**. Beijing, China: IAEA, 1996. 25-30 p.