



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

ESCOLA DE ENGENHARIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA NUCLEAR

PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES

MARIO CERROGRANDE RAMOS

AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E DE
SEGURANÇA DE UM REATOR DE ALTA TEMPERATURA

BELO HORIZONTE

2022

MARIO CERROGRANDE RAMOS

AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E DE
SEGURANÇA DE UM REATOR DE ALTA TEMPERATURA

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Ciências e Técnicas Nucleares como requisito parcial à obtenção do Título de Doutor em Ciências e Técnicas Nucleares.

Área de Concentração: Engenharia Nuclear e da Energia

Orientadora: Dra. Antonella Lombardi Costa

Coorientador: Dr. Vitor Vasconcelos Araújo Silva

BELO HORIZONTE

2022

R175a Ramos, Mario Cerrogrande.
Avaliação do comportamento térmico e de segurança de um reator de alta temperatura [recurso eletrônico] / Mario Cerrogrande Ramos. - 2022.
1 recurso online (297 f. : il., color.) : pdf.
Orientadora: Antonella Lombardi Costa.
Coorientador: Vitor Vasconcelos Araújo Silva.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Anexos: f. 296-297.

Bibliografia: f. 280-295.
Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia nuclear - Teses. 2. Reatores nucleares - Teses.
I. Costa, Antonella Lombardi. II. Silva, Vitor Vasconcelos Araújo.
III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia.
IV. Título.

CDU: 621.039(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES




FOLHA DE APROVAÇÃO

AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E DE SEGURANÇA DE UM REATOR DE ALTA TEMPERATURA


MARIO CERROGRANDE RAMOS

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES, como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor em CIÊNCIAS E TÉCNICAS NUCLEARES, área de concentração ENGENHARIA NUCLEAR E DA ENERGIA.


Aprovada em 12 de agosto de 2022, pela banca constituída pelos membros:



Prof. Antonella Lombardi Costa - Orientadora
Departamento de Engenharia Nuclear - UFMG


Dr. Vitor Vasconcelos Araújo Silva - Coorientador
JSC - Jülich Supercomputing Centre /FZJ - Forschungszentrum Jülich


Dra. Maritza Rodriguez Gual
Amazônia Azul Tecnologias de Defesa S.A


Prof. Mário Augusto Bezerra da Silva
Departamento de Energia Nuclear - UFPE


Profa. Cláudia Pereira Bezerra Lima
Departamento de Engenharia Nuclear - UFMG


Profa. Maria Auxiliadora Fortini Veloso
Departamento de Engenharia Nuclear - UFMG

Belo Horizonte, 12 de agosto de 2022.

*A minha querida esposa pelo amor e o apoio
incondicional que me dedica*

Agradecimentos

Gostaria de expressar minha humilde gratidão a Isidora, minha mãe, que me ensinou o amor incondicional, me ensinou que a vida é emprestada e que temos que vivê-la cada dia como se fosse o último; a Rene Isidoro, meu pai, que me ensinou a disciplina, perseverança e o mais importante de encontrar em um momento da vida um equilíbrio nas coisas da vida.

Agradeço especialmente a minha querida esposa uma das grandes mestres da minha vida, sempre esteve me apoiando nos momentos mais difíceis, acreditou e confiou nos meus sonhos e decisões, tornou cada dia da minha vida nos momentos mais felizes e foi minha fonte de inspiração e força.

À minha orientadora Antonella Lombardi Costa pela amizade, apoio, dedicação, confiança e compreensão durante todos esses anos.

Ao meu coorientador Vitor Vasconcelos Araújo pela colaboração.

Especial agradecimento à CNEN (Comissão Nacional de Energia Nuclear) pelo auxílio financeiro concedido durante o doutorado e a toda a equipe de professores e funcionários do Departamento de Engenharia Nuclear da Universidade Federal de Minas Gerais, que através de seus conhecimentos e ensinamentos me acolheram e possibilitaram a realização dessa importante etapa de minha vida.

Às agências de fomento brasileiras: CAPES, CNPq e FAPEMIG por apoiarem direta ou indiretamente essa pesquisa.

A todos os colegas que ingressaram comigo no curso de mestrado e doutorado e a todos que participaram no período das disciplinas, pela amizade e carinho durante essa fase.

Enfim, a todos que de alguma maneira participaram do meu trabalho e da minha vida durante esta experiência.

Resumo

Os reatores de quarta geração (GEN-IV) operam com temperaturas muito elevadas em relação aos reatores de terceira geração e são candidatos da próxima geração de reatores nucleares, de acordo com a IAEA. Prever o desempenho termo-hidráulico de reatores de alta temperatura é uma contribuição importante para o desenvolvimento da tecnologia. Portanto, atenção especial é voltada para o comportamento dos materiais e transferência de calor nesses reatores. Dessa forma, a investigação e avaliação dos aspectos operacionais e de segurança dos reatores GEN-IV têm sido objeto de numerosos estudos pela comunidade internacional e também no Brasil. Neste trabalho, propõe-se uma metodologia para o estudo termo-hidráulico de reatores VHTR (*Very High Temperature Reactor*) do tipo prismáticos a partir de modelagens termo-hidráulicas por meio de estudos paramétricos alterando-se o modelo de turbulência, o perfil de geração de energia nos blocos combustíveis e a influência de modificações na própria geometria seja em regime de operação estacionário e em situações de transitório. Duas análises foram realizadas, sendo uma para o núcleo completo utilizando o código de análise termo-hidráulica RELAP5-3D para avaliar os parâmetros globais e outra para uma parte do núcleo do reator para a análise mais detalhada dos parâmetros locais com ferramentas de dinâmica dos fluidos computacional (CFD). Na metodologia do núcleo completo do reator VHTR são apresentadas modelagens e simulações com o código RELAP5-3D, bem como suas verificações para cálculos estacionários, considerando núcleos de reatores de alta temperatura refrigerados com hélio e sal líquido, e para cálculos transitórios de perda de vazão considerando o efeito das aberturas de desvio (*gap*). Por outro lado, a metodologia para a análise tridimensional com ferramentas de CFD foi dividida em 4 partes: (1) análise termo-hidráulica de um só canal de refrigeração; (2) análises de alguns aspectos da transferência de calor no elemento combustível consistindo de uma célula unitária; (3) avaliação de um método de linha de base para o fenômeno de escoamento e transferência de calor de um setor equivalente a 1/12 de uma coluna de blocos combustíveis padrão e (4) avaliação de um método para investigar o fluxo *bypass* em 1/12 de uma coluna de blocos combustíveis padrão e especialmente como é afetado por vários parâmetros.

Foi comprovada a capacidade de predição dos principais parâmetros termo-hidráulicos a partir de diferentes modelos computacionais com a metodologia do núcleo completo em condições de estado estacionário e de transitório para o reator selecionado. As análises dos principais parâmetros termo-hidráulicos: temperatura dos elementos combustíveis, do refrigerante, dos elementos estruturais, velocidades e pressões foram realizadas com a metodologia CFD a partir de estudos comparativos com correlações semi-empíricas. A predição dos parâmetros termo-hidráulicos dos modelos computacionais do canal quente em 2D, 3D e da célula unitária, apresentam uma menor utilização de recursos computacionais, e junto a 1/12 da seção do bloco prismático permitem obter uma descrição aceitável da termo-hidráulica do reator VHTR. No estudo, a temperatura nos combustíveis compactos permanece sempre abaixo dos limites do projeto do reator de 1250°C em operação normal e sem atingir as temperaturas limites (1600°C). Destaca-se como principal resultado que as metodologias apresentadas nesse trabalho podem ser adotadas para simular qualquer tipo de reator nuclear prismático de alta temperatura.

Palavras-chave: Análise Termo-Hidráulica, RELAP5-3D, Reatores GEN IV, CFD.

Abstract

Fourth-generation reactors (GEN-IV) operate at much higher temperatures than third-generation reactors and are candidates for the next generation of nuclear reactors, according to the IAEA. Predicting the thermo-hydraulic performance of high temperature reactors is an important contribution to the development of technology. Therefore, special attention is paid to the behavior of materials and heat transfer in these reactors. In this way, the investigation and evaluation of the operational and safety aspects of the GEN-IV reactors have been the object of numerous studies by the international community and also in Brazil. In this work, a methodology is proposed for the thermo-hydraulic study of prismatic VHTR (Very High Temperature Reactor) reactors from thermo-hydraulic modeling through parametric studies, changing the turbulence model, the generation profile of energy in the fuel blocks and the influence of changes in the geometry itself, both in stationary operation and in transient situations. Two analyzes were performed, one for the complete core using the RELAP5-3D thermo-hydraulic analysis code to evaluate global parameters and another for a part of the reactor core for a more detailed analysis of local parameters with computational fluid dynamics tools (CFD). In the methodology of the complete core of the VHTR reactor, modeling and simulations with the code RELAP5-3D are presented, as well as their verifications for stationary calculations, considering cores of high temperature reactors cooled with helium and liquid salt, and for transient calculations of flow loss considering the effect of the gap (interstitial spaces between fuel elements). On the other hand, the methodology for the three-dimensional analysis with CFD tools was divided into 4 parts: (1) thermo-hydraulic analysis of a single cooling channel; (2) analysis of some aspects of heat transfer in the fuel element consisting of a unit cell; (3) evaluation of a baseline method for the phenomenon of flow and heat transfer of a sector equivalent to 1/12 of a standard fuel block column and (4) evaluation of a method to investigate bypass flow in 1 /12 of a standard fuel block column and especially how it is affected by various parameters.

The ability to predict the main thermo-hydraulic parameters from different computational models with the complete core methodology under steady-state and transient conditions for the selected reactor was proven. The analyzes of the main thermo-hydraulic parameters:

temperature of the fuel elements, of the coolant, of the structural elements, speeds and pressures were carried out with the CFD methodology from comparative studies with semi-empirical correlations. The prediction of the thermo-hydraulic parameters of the computational models of the hot channel in 2D, 3D and of the unit cell, present a lower use of computational resources, and together with 1/12 of the section of the prismatic block, it allows to obtain an acceptable description of the thermo-hydraulics of the VHTR reactor. In the study, the temperature in compact fuels always remains below the reactor design limits of 1250°C in normal operation and without reaching the limit temperatures (1600°C). The main result is that the methodologies presented in this work can be adopted to simulate any type of high temperature prismatic nuclear reactor.

Keywords: Thermal Hydraulic Analysis, RELAP5-3D, GEN IV Reactors, CFD.

Lista de Figuras

Figura 1-1 Consumo mundial total por tipo de combustível.	26
Figura 2-1 Linha do tempo da tecnologia HTGR.	36
Figura 2-2 Representação do MHR como mudança fundamental no design e na filosofia de segurança do HTGR.	37
Figura 2-3 Esboço do Módulo do MHTGR.	38
Figura 2-4 Diagrama simplificado do escoamento no MHTGR.	39
Figura 2-5 Sistema de Refrigeração da Cavidade do Reator (RCCS).	40
Figura 2-6 Núcleos MHTGR de acordo com a potência térmica.	42
Figura 2-7 Tipos de elementos combustíveis.	44
Figura 2-8 Vista transversal do elemento combustível padrão.	44
Figura 2-9 Vista transversal do elemento combustível de controle.	45
Figura 2-10 Tipos de elementos refletores.	46
Figura 2-11 Esquema do empilhamento dos refletores axiais.	47
Figura 2-12 Esquema do empilhamento dos combustíveis compactos no canal combustível.	49
Figura 2-13 Partículas Triso imersas no combustível compacto no MHTGR.	51
Figura 2-14 Esquema do módulo do reator GT-MHR.	52
Figura 2-15 Comparação da eficiência das plantas	54
Figura 2-16 Diagrama do NGNP para a geração de eletricidade e calor de processos.	56
Figura 2-17 Esquema do AHTR.	60
Figura 2-18 Esquema do LS-VHTR.	60
Figura 2-19 Vista transversal do núcleo de AHTR.	61
Figura 2-20 Vista transversal do núcleo do reator AHTR (esquerda) e LS-VHTR (direita).	62
Figura 2-21 Vista transversal do elemento combustível padrão.	64
Figura 2-22 Condutividade térmica das camadas do Triso.	70
Figura 2-23 Calor específico das camadas do Triso.	71
Figura 2-24 Condutividade térmica do grafite H-451 em função da irradiação.	75
Figura 2-25 Calor específico do grafite H-451.	76
Figura 3-1 Estrutura do código RELAP5-3D.	82
Figura 3-2 Distribuição de energia das flutuações de um sinal de velocidade em escoamento turbulento.	89
Figura 3-3 Visualização do espectro de energia na camada limite mostrando as regiões distintas: entrada de energia (A), subintervalo inercial (B) e a região de dissipação (C).	90
Figura 3-4 Modelos do escoamento turbulento em diferentes escalas.	92
Figura 3-5 Estrutura de um código CFD comercial.	93
Figura 4-1 Vazão ao longo dos blocos combustíveis.	97
Figura 4-2 Modelo inicial para representar o núcleo do reator LS-VHTR.	98

Figura 4-3 Modelo referencial para representar o núcleo do reator LS-VHTR.....	99
Figura 4-4 Modelo utilizado no RELAP5-3D para representar o núcleo do reator, a) célula unitária hexagonal e b) homogeneizada.....	100
Figura 4-5 Perfis de potência axial e radial no núcleo do reator.....	102
Figura 4-6 Distribuição radial de potência no núcleo do reator MHTGR, GT-MHR e NGNP.....	103
Figura 4-7 Distribuição radial de potência no núcleo do reator AHTR.....	103
Figura 4-8 Distribuição radial de potência no núcleo do reator LS-VHTR 9 para anéis.....	104
Figura 4-9 Distribuição radial de potência no núcleo do reator LS-VHTR para 10 anéis.....	104
Figura 4-10 Distribuição de potência axial ao longo do núcleo do reator MHTGR.....	105
Figura 4-11 Distribuição de potência axial ao longo do núcleo do reator GT-MHR e NGNP.....	105
Figura 4-12 Distribuição de potência axial ao longo do núcleo do reator AHTR e LS-VHTR.....	106
Figura 4-13 Representação no RELAP5-3D - configuração anelar com o modelo homogêneo do combustível compacto.....	108
Figura 4-14 Representação da divisão das três regiões no núcleo dos reatores refrigerados com hélio.....	109
Figura 4-15 Nodalização para o modelo de 3 canais correspondentes aos anéis de cada núcleo nos reatores refrigerados por hélio.....	110
Figura 4-16 Representação da divisão do núcleo do reator AHTR.....	111
Figura 4-17 Representação da divisão do núcleo do reator LS-VHTR.....	112
Figura 4-18 Nodalização para o modelo de 7 canais correspondentes aos 7 anéis do núcleo do reator AHTR.....	113
Figura 4-19 Nodalização para o modelo do núcleo do reator LS-VHTR com 9 anéis.....	114
Figura 4-20 Nodalização para o modelo do núcleo do reator LS-VHTR com dez anéis.....	114
Figura 4-21 Vista transversal do núcleo do reator MHTGR350.....	116
Figura 4-22 Vista lateral do núcleo do reator MHTGR350 e vazão.....	117
Figura 4-23 Nodalização para o modelo do núcleo do reator MHTGR350 considerando as aberturas de desvio, os componentes 160, 161 e 162 (com suas respectivas estrutura de calor) representam o região ativa.....	118
Figura 4-24 Reatividade versus tempo durante o SCRAM.....	120
Figura 4-25 Potência de decaimento depois do SCRAM.....	121
Figura 5-1 Transferência de calor ao longo do sistemas VHTR.....	123
Figura 5-2 Condições de contorno impostas no domínio da metade do canal.....	129
Figura 5-3 Estrutura da malha: ortogonal e uniforme em uma direção, empregada para a análise laminar.....	131
Figura 5-4 Propriedades termo-físicas do refrigerante hélio.....	136
Figura 5-5 Núcleo GT-MHR de referência para a análise turbulenta.....	137
Figura 5-6 condições de contorno no domínio do canal 2D-simétrico.....	138
Figura 5-7 Fluxo de calor na parede do canal em função da profundidade axial para os canais quente e médio.....	140
Figura 5-8 Malha não estruturada, ortogonal, empregada para a análise turbulenta.....	140
Figura 5-9 Geometria modelada na análise do canal 3D.....	144
Figura 5-10 Condições de contorno no domínio do canal 3D.....	144
Figura 5-11 Estruturas de malha empregadas no domínio computacional 3D, com elementos do tipo: a) tetraédricos, b) hexaédricos e c) poliédricos.....	145
Figura 5-12 Propriedades termo-físicas do grafite H-451.....	155

Figura 5-13 Propriedades termo-físicas do combustível compacto.	155
Figura 5-14 Geometria modelada na análise da célula unitária.	157
Figura 5-15 Célula unitária hexagonal.	158
Figura 5-16 Condições de contorno na célula hexagonal.	159
Figura 5-17 Seção transversal do núcleo do reator.	163
Figura 5-18 Ilustração do corte transversal do 1/12 da seção bloco de combustível padrão.	164
Figura 5-19 Domínio computacional do 1/12 da seção bloco de combustível padrão	165
Figura 5-20 Condições de contorno para 1/12 da seção bloco de combustível padrão, onde a) para a análise sem gap e b) para a análise com gap.	166
Figura 5-21 Geometria do 1/12 da coluna de elementos combustíveis sem considerar o gap.	167
Figura 5-22 Geometria do 1/12 da coluna de elementos combustíveis considerando o gap.	168
Figura 5-23 Vista transversal da malha CFD para o setor de 1/12 da coluna de blocos combustíveis padrão sem considerar o gap.	169
Figura 5-24 Vista transversal da malha CFD para o setor de 1/12 da coluna de blocos combustíveis padrão considerando o gap	169
Figura 6-1 Comportamento dos parâmetros: temperaturas de entrada e saída do refrigerante (em laranja e azul), temperatura máxima do combustível (vinho) e vazão ao longo do núcleo MHTGR 350.	172
Figura 6-2 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo hidráulico do MHTGR350.	172
Figura 6-3 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo MHTGR 450.	173
Figura 6-4 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do MHTGR450.	173
Figura 6-5 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo MHTGR 600.	173
Figura 6-6 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do MHTGR600.	174
Figura 6-7 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo GT-MHR.	175
Figura 6-8 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo hidráulico do GT-MHR.	175
Figura 6-9 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo NGNP600.	176
Figura 6-10 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do NGNP600.	176
Figura 6-11 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo NGNP720.	176
Figura 6-12 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do NGNP720.	177
Figura 6-13 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo NGNP840.	177
Figura 6-14 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do NGNP840.	177
Figura 6-15 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo AHTR.	178
Figura 6-16 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do AHTR.	179
Figura 6-17 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo LS-VHTR - 9 Anéis.	179
Figura 6-18 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do LS-VHTR - 9 Anéis.	180
Figura 6-19 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo LS-VHTR - 10 Anéis.	180
Figura 6-20 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do LS-VHTR - 10 Anéis.	180
Figura 6-21 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo MHTGR 350 com by-pass.	182
Figura 6-22 Distribuição de temperatura axial ao longo dos canais termo-hidráulicos.	183
Figura 6-23 Comportamento da pressão ao longo de um dos canais termo-hidráulicos.	184

Figura 6-24 Taxa da vazão durante a perda da vazão.....	185
Figura 6-25 Aumento de temperatura se não houver SCRAM.....	185
Figura 6-26 Temperatura máxima do combustível durante a perda de vazão	186
Figura 6-27 Comportamento da Pressão ao longo do núcleo.	186
Figura 7-1 Malhas projetadas para a análise laminar onde a) 19x142 b) 38x284 e c) 76x568.....	188
Figura 7-2 Perfis de velocidade axial para as malhas projetadas.....	189
Figura 7-3 Perfis de velocidade axial para diferentes tolerâncias de convergência.....	190
Figura 7-4 Perfis de velocidade ao longo do escoamento laminar no canal.	191
Figura 7-5 Perfis de velocidade ao longo do canal.....	192
Figura 7-6 Tensão de cisalhamento ao longo do canal.....	192
Figura 7-7 Queda pressão ao longo do canal que diminui linearmente na região totalmente desenvolvida.....	193
Figura 7-8 Estudo das malhas na análise turbulenta 2D, onde a) malha 1, b) malha 2a, c) malha 2b e d) malha 3.	194
Figura 7-9 y^+ ao longo do canal.....	195
Figura 7-10 Tensão de cisalhamento ao longo do canal.....	196
Figura 7-11 Queda de pressão ao longo do canal.....	198
Figura 7-12 Tensão de cisalhamento para os diferentes modelos de turbulência estudados.....	200
Figura 7-13 Distância adimensional y^+ para os modelos de turbulência estudados.....	202
Figura 7-14 Queda de pressão ao longo do canal.....	203
Figura 7-15 y^+ ao longo do canal para as quedas de pressão de 4, 5 e 6 psi.....	204
Figura 7-16 Queda de pressão ao longo do canal.....	205
Figura 7-17 Perfis de velocidade ao longo do canal para as diferentes quedas de pressão.....	206
Figura 7-18 Temperatura ao longo do eixo do canal para as três quedas pressão de 4, 5 e 6 psi.....	207
Figura 7-19 Comportamento da temperatura a uma distância desde entrada do canal.....	208
Figura 7-20 Tensão de cisalhamento ao longo do canal para as três distribuições de temperatura.....	209
Figura 7-21 y^+ ao longo do canal para as três distribuições de calor.....	210
Figura 7-22 Comportamento da queda de pressão ao longo do canal para as três distribuições de temperatura.....	211
Figura 7-23 Perfis de velocidade ao longo do canal para as três distribuições de temperatura.....	212
Figura 7-24 Temperatura ao longo do eixo do canal para as três distribuições de temperatura.....	213
Figura 7-25 Comportamento da temperatura a diferentes distâncias da entrada do canal.....	214
Figura 7-26 Distribuição do número de Reynolds para os canais médios e quentes para os casos da queda de pressão de 4, 5 e 6 psi na região ativa núcleo.....	216
Figura 7-27 As temperaturas de saída do canal médio e quente assumindo as mesmas taxas de vazão mais os resultados do canal quente calculados com o FLUENT. Os casos FLUENT são para quedas de pressão de 4, 5 e 6 psi (da esquerda para a direita).....	218
Figura 7-28 Malhas com elementos do mesmo tamanho.....	221
Figura 7-29 Malhas com variação axial.....	221
Figura 7-30 Elementos e nós para as malhas analisadas.....	222
Figura 7-31 Tensão de cisalhamento na parede do canal para o análise 1.....	223
Figura 7-32 Distância adimensional y^+ na parede do canal para o análise 1.....	224

Figura 7-33 Fluxo de calor na parede do canal para os modelos 3D e 2D.	225
Figura 7-34 Temperatura ao longo da parede do canal para a análise 1.	225
Figura 7-35 Temperatura do refrigerante ao longo do eixo do canal para a análise 1.	226
Figura 7-36 Temperatura radial ao longo do canal em diferentes comprimentos para a análise 1.	227
Figura 7-37 Perfis da velocidade ao longo do canal em diferentes comprimentos para a análise 1.	228
Figura 7-38 Queda de pressão ao longo do eixo do canal para a análise 1.	228
Figura 7-39 Tensão de cisalhamento e distância dimensional y^+ na parede do canal para a análise 2.	229
Figura 7-40 Temperatura e pressão do refrigerante ao longo do eixo do canal para a análise 2.	230
Figura 7-41 Perfis da temperatura e da velocidade em diferentes comprimentos do canal para a análise 2.	230
Figura 7-42 Fluxo de calor e temperatura na parede do canal para a análise 2.	231
Figura 7-43 Temperatura no refrigerante no eixo do canal e na parede para as três distribuições de calor.	233
Figura 7-44 Distribuição da temperatura na parede canal refrigerante para: a) canal quente, b) canal médio e c) canal uniforme.	234
Figura 7-45 Perfis da velocidade ao longo do canal em diferentes comprimentos para o canal quente, médio e uniforme.	235
Figura 7-46 Velocidade ao longo do canal refrigerante para: a) canal quente, b) canal médio e c) canal uniforme.	235
Figura 7-47 Validação da tensão de cisalhamento na parede do canal com correlações empíricas.	236
Figura 7-48 a) Malha utilizada para estudo da transferência de calor e b) malha refinada para verificar a independência da malha.	239
Figura 7-49 Tensão de cisalhamento ao longo da parede do canal da célula unitária.	241
Figura 7-50 Distância adimensional y^+ ao longo da parede do canal da célula unitária.	242
Figura 7-51 Fluxo de calor total na superfície do canal na célula unitária.	243
Figura 7-52 Distribuição da temperatura ao longo do canal devido a transferência de calor dos combustíveis compactos.	243
Figura 7-53 Comportamento da temperatura no eixo e na parede do canal devido ao fluxo total de calor.	244
Figura 7-54 Distribuição da temperatura para diferentes comprimentos do canal.	245
Figura 7-55 Perfil da temperatura na direção radial na célula unitária para diferentes comprimentos do canal.	245
Figura 7-56 Perfis da velocidade para diferentes comprimentos ao longo do canal para a célula unitária.	246
Figura 7-57 Distribuição da velocidade ao longo dos diferentes comprimentos do canal na célula unitária.	246
Figura 7-58 Queda da pressão ao longo do eixo do canal na célula unitária.	247
Figura 7-59 Validação da tensão de cisalhamento com correlações empíricas.	248
Figura 7-60 Fluxo de calor ao longo do canal de refrigeração e o canal combustível na célula unitária.	249
Figura 7-61 Distribuição da temperatura: a) no combustível, b) na matriz de grafite e blocos refletores e c) no canal de refrigeração.	250
Figura 7-62 Perfil da temperatura ao longo do eixo e da parede para o combustível e canal refrigerante.	250
Figura 7-63 Perfil da temperatura entre a distância A-A, de um vértice para outro na célula unitária, em diferentes comprimentos.	251
Figura 7-64 Distribuição da temperatura em diferentes comprimentos da célula unitária.	252

Figura 7-65 Número de Nusselt determinado no cálculo CFD comparado com as diferentes correlações semi-empíricas.....	254
Figura 7-66 Malha utilizada para 1/12 de colunas de elementos combustíveis sem <i>gap</i>	258
Figura 7-67 Distância adimensional y^+ para o escoamento turbulento ao longo dos 13 canais de refrigeração (COOL).....	259
Figura 7-68 Distribuição da temperatura: a) nos combustíveis compactos, b) na matriz de grafite e blocos refletoras e c) nos canais de refrigeração.	260
Figura 7-69 Perfis de temperatura ao longo dos eixos dos combustíveis compactos (FUEL) em 1/12 da seção.	261
Figura 7-70 Perfis de temperatura ao longo dos eixos dos 13 canais de refrigeração (COOL).	261
Figura 7-71 Queda da pressão ao longo dos diferentes canais de refrigeração (COOL).	262
Figura 7-72 Distribuição da temperatura no 1/12 da seção em diferentes posições axiais.	263
Figura 7-73 Perfis das temperaturas ao longo das distâncias A-A e B-B nos diferentes comprimentos axiais...	264
Figura 7-74 Perfis das velocidades ao longo das distâncias A-A e B-B nos diferentes comprimentos axiais.....	265
Figura 7-75 Temperatura média e vazão na saída dos canais de refrigeração no 1/12 da seção.	266
Figura 7-76 Malha utilizada para 1/12 de colunas de elementos combustíveis considerando o <i>gap</i> de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.	268
Figura 7-77 Perfis de temperatura ao longo dos eixos dos combustíveis compactos em 1/12 da seção para larguras do <i>gap</i> de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.	270
Figura 7-78 Perfis de temperatura ao longo dos eixos dos canais de refrigeração em 1/12 da seção para larguras do <i>gap</i> de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.	271
Figura 7-79 Perfis das temperaturas ao longo das distâncias A-A em 1/12 da seção para larguras do <i>gap</i> de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.....	273
Figura 7-80 Perfis das temperaturas ao longo das distâncias B-B em 1/12 da seção para larguras do <i>gap</i> de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.....	274
Figura 7-81 Temperaturas médias e taxas de vazão na saída dos canais de refrigeração e no canal do <i>gap</i> para a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.....	275

Lista de Tabelas

Tabela 1-1 Vantagens e desvantagens das principais formas de geração de energia.....	27
Tabela 2-1 Características da Planta MHTGR.	40
Tabela 2-2 Características principais do núcleo MHGTR.	43
Tabela 2-3 Características do elemento combustível.	45
Tabela 2-4 Características do combustível compacto.	48
Tabela 2-5 Propriedades da partícula Triso no MHTGR.....	51
Tabela 2-6 Características principais do GT-MHR e NGNP.	56
Tabela 2-7 Características principais do núcleo AHTR e LS-VHTR.....	63
Tabela 2-8 Características do elemento combustível.	64
Tabela 2-9 Propriedades do combustível compacto e partícula Triso.	65
Tabela 2-10 Propriedades termo-físicas do Hélio do KTA.	66
Tabela 2-11 Propriedades termo-físicas do Hélio do NIST.....	67
Tabela 2-12 Propriedades termo-físicas dos refrigerantes convencionais e de sais líquidos.....	68
Tabela 2-13 Propriedades termo-físicas do Flibe.	69
Tabela 2-14 Correlações das condutividades térmicas das camadas da Triso.	70
Tabela 2-15 Correlações dos calores específicos das camadas da Triso.	71
Tabela 2-16 Modelos para determinar a condutividade térmica para materiais de duas fases.	73
Tabela 2-17 Metodologia para determinar as propriedades termo-físicas.....	74
Tabela 2-18 Propriedades termo-físicas do combustível compacto reportado pela NIST.....	74
Tabela 2-19 Correlações da condutividade térmica e do calor específico do grafite H-451.	76
Tabela 2-20 propriedades do Grafite H-45 reportadas pela NIST.....	76
Tabela 4-1 Parâmetros importantes utilizados nos modelos para os reatores refrigerados por hélio.....	110
Tabela 4-2 Parâmetros importantes utilizados nos modelos para os reatores refrigerados por sal líquido.....	115
Tabela 4-3 Parâmetros importantes utilizados no modelo do MHGTR350.....	119
Tabela 5-1 Equações teóricas utilizadas na análise laminar 2D.	127
Tabela 5-2 Parâmetros para a análise laminar do canal em 2D.	128
Tabela 5-3 Condições de contorno designadas no FLUENT.....	129
Tabela 5-4 Malhas utilizadas na modelagem.....	131
Tabela 5-5 Correlações fator de atrito.....	133
Tabela 5-6 Características principais GT-MHR.....	137
Tabela 5-7 Malhas utilizadas na modelagem.....	141
Tabela 5-8 Características principais GT-MHR para o estudo de transferência de calor.....	154
Tabela 6-1 Resumo dos principais resultados modelados para o MHTGR.	174
Tabela 6-2 Resumo dos principais resultados modelados para o GT-MHR e NGNPs.....	178
Tabela 6-3 Resumo dos principais resultados modelados para o AHTR e LS-VHTR.	181

Tabela 7-1 Resultados principais do estudo 3D de um único canal de refrigeração, para uma queda de pressão de 5 psi e três distribuições de calor	237
Tabela 7-2 Resultados principais para o canal quente na célula unitária, para uma queda de pressão de 5 psi...	256

Lista de Abreviaturas e Siglas

AHTR	<i>Advanced High-Temperature Reactor</i>
AVR	<i>Arbeitsgemeinschaft Versuchs Reaktor</i>
BISO	<i>Bistuctural Isotropic Particle</i>
ETC	<i>Effective Thermal Conductivity</i>
FSV	<i>Fort Saint Vrain</i>
GA	<i>General Atomic General</i>
GCR	<i>Gas Cooled Reactor</i>
GEN-IV	<i>Generation IV Reactor</i>
GIF	<i>Generation IV International Forum</i>
GT-MHR	<i>Gas Turbine Modular Helium Reactor</i>
HEU	<i>High Enriched Uranium</i>
HTGR	<i>High Temperature Gas Reactor</i>
HTR-10	<i>High Temperature Gas-Cooled Reactor-Test Module</i>
HTTR	<i>High-Temperature Engineering Test Reactor</i>
IAEA	<i>International Atomic Energy Agency</i>
FHR	<i>Fluoride Salt-Cooled High-Temperature Reactor</i>
LMFR	<i>Liquid metal cooled reactor</i>
LOFC	<i>Loss of Forced Coolant</i>
LS-VHTR	<i>Liquid Salt - Very High Temperature Reactor</i>
LWR	<i>Ligh Water Reactor</i>
LEU	<i>Low Enriched Uranium</i>
MCNP	<i>Monte Carlo N-Particle Code</i>
MHTGR	<i>Modular High Temperature Gas - Cooled Reactor</i>
MSR	<i>Molten Salt Reactor</i>
NIST	<i>National Institute of Standards and Technology</i>
NGNP	<i>Next Generation Nuclear Plant</i>
ORNL	<i>Oak Ridge National Laboratory</i>
PBMR	<i>Pebble Bed Modular Reactor</i>
PWR	<i>Pressurized Water Reactor</i>

RCCS
RELAP5-3D *Reactor Excursion and Leak Analysis Program*
RVACS *Reactor Vessel Auxiliary Cooling System*
SFR *Sodium-Cooled Fast Reactor*
TRISO *Tristuctural Isotropic particle*
THTR *Thorium High Temperature Reactor*
VHTR *Very High Temperature Reactor*

Lista de Símbolos

Símbolo	Descrição	Unidade SI
ρ	Densidade	kg/m ³
C_p	Calor Específico	J/kg K
K	Condutividade Térmica	W/m K
K_{eff}	Condutividade Térmica Efetiva	W/m K
ϕ	Fração de Empacotamento	-
k_m	Condutividade Térmica da Fase Contínua	W/m K
k_p	Condutividade Térmica da Fase Dispersa	W/m K
T	Temperatura	K
P	Pressão	Pa

Sumário

Capítulo 1 Introdução	26
1.1 Justificativa.....	31
1.2 Objetivo do trabalho e Ineditismo	33
1.3 Organização do trabalho	34
Capítulo 2 Projeto e configuração dos reatores estudados	36
2.1 Reator modular refrigerado a Hélio (MHR)	36
2.1.1 Reator modular de alta temperatura resfriado a gás (MHTGR)	36
2.1.1.1 Descrição da planta MHTGR	37
2.1.1.2 Descrição do núcleo MHTGR	41
2.1.1.3 Características dos elementos combustíveis do MHTGR	43
2.1.1.3.1 Elementos Combustíveis	43
2.1.1.3.2 Elementos Refletores	46
2.1.1.4 Características do combustível compacto do MHTGR	47
2.1.1.5 Características da partícula Triso do MHTGR	49
2.1.2 Reator modular de hélio que utiliza uma turbina a gás (GT-MHR)	51
2.1.3 Planta nuclear de última geração (NGNP)	54
2.2 Reator de alta temperatura refrigerado a sal fluoretado (FHR)	57
2.2.1 Descrição dos conceitos AHTR e LS-VHTR	59
2.2.2 Descrição do núcleo do reator	61
2.2.3 Características dos elementos combustíveis e refletores	63
2.2.4 Características do combustível	65
2.3 Propriedades termo-físicas dos refrigerantes utilizados	65
2.3.1 Propriedades termo-físicas do hélio	66

2.3.2 Propriedades termo físicas do sal líquido	67
2.4 Propriedades termo-físicas dos materiais	69
2.4.1 Partícula Triso	69
2.4.2 Combustível compacto	72
2.4.3 Blocos combustíveis	75
Capítulo 3 Códigos utilizados para a análise termo-hidráulica	78
3.1 Códigos de Planta	78
3.1.1 Código RELAP5	79
3.1.2 Características do código RELAP5-3D	80
3.1.3 Modelo termo-hidráulico do código RELAP5-3D	81
3.1.4 Organizações do código RELAP5-3D	82
3.1.5 Processamento da entrada do RELAP5	82
3.1.6 Unidades básicas para a modelagem com RELAP5-3D	83
3.2 Códigos CFD	84
3.2.1 Equações Gerais de Dinâmica dos Fluidos	85
3.2.2 Resolução das Equações que Compõem o Modelo	85
3.2.3 Geração da Malha	86
3.2.4 Modelagem da Turbulência	88
3.2.5 Estrutura dos códigos CFD	92
3.2.5.1 Pré-processamento	93
3.2.5.2 Solver (Solucionador)	94
3.2.5.3 Pós-processamento	95
Capítulo 4 Metodologia com o Código RELAP5-3D	96
4.1 Considerações sobre a modelagem da geometria do núcleo do reator	97
4.2 Considerações em relação às distribuições de potência do núcleo do reator na modelagem	100
4.3 Descrição da modelagem em condição de estado estacionário (operação normal)	107

4.3.1	Descrição da modelagem sem considerar as aberturas desvio	107
4.3.2	Descrição da modelagem considerando as aberturas de desvio	115
	Capítulo 5 Metodologia para o Código CFD	122
5.1	Metodologia para um canal	124
5.1.1	Estudo em 2D para escoamento laminar e turbulento	126
5.1.2	Estudo 3D para escoamento turbulento com três diferentes malhas	141
5.2	Metodologia para o estudo da transferência de calor	147
5.2.1	Estudo teórico	150
5.2.2	Geometria e condições de contorno.....	153
5.2.2.1	Parâmetros e propriedades utilizadas	153
5.2.2.2	Geometria e condições de contorno.....	155
5.2.3	Detalhes da modelagem e detalhes numéricos	159
5.3	Metodologia para 1/12 do bloco combustível	160
	Capítulo 6 Resultados e discussões RELAP5-3D	171
6.1	Resultados dos modelos sem considerar as aberturas desvio	171
6.2	Resultado do modelo considerando as aberturas de desvio.....	181
	Capítulo 7 Resultados e discussões CFD	188
7.1	Estudo em 2D para escoamento laminar e turbulento	188
7.1.1	Estudo laminar.....	188
7.1.2	Estudo turbulento.....	193
7.2	Estudo em 3D	219
7.2.1	Análise da Malha.....	220
7.2.2	Influência da Malha.....	222
7.2.3	Estudo distribuição de calor	232
7.3	Estudo da transferência de calor	238
7.3.1	Análise do escoamento	240
7.3.2	Análise da transferência de calor.....	248

7.4 Estudo para 1/12 do bloco combustível.....	257
7.4.1 Análise sem <i>gap</i>	258
7.4.2 Análise com <i>gap</i>	267
Capítulo 8 Conclusões.....	277
Referências	280
Anexos.....	296

Capítulo 1

Introdução

A eletricidade é essencial para uma sociedade em desenvolvimento. Atualmente, a demanda de energia elétrica nos países desenvolvidos é cada vez maior, e nos países em desenvolvimento esse crescimento é mais acentuado. O esgotamento dos combustíveis fósseis e os problemas associados à emissão de gases de efeito estufa são algumas das razões pelas quais a sociedade procura melhorar as tecnologias de produção de energia existentes, de modo a diminuir ou eliminar os aspectos negativos associados a essas.

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

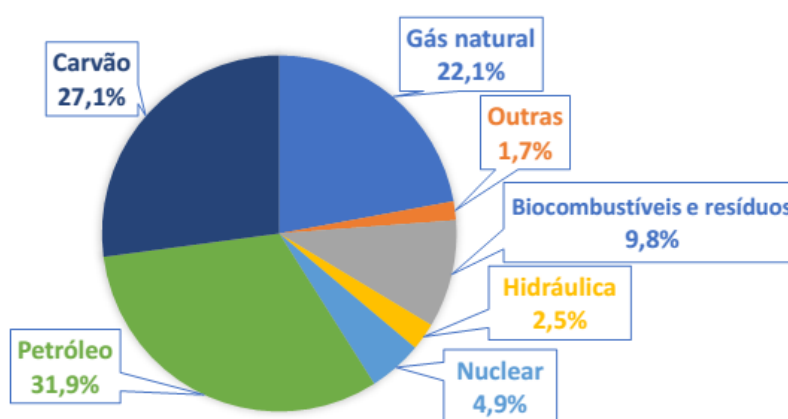


Figura 1-1 Consumo mundial total por tipo de combustível.
Fonte: Adaptado de (IEA, 2018)

O uso de energias renováveis, como solar, eólica e geotérmica é desejável; no entanto, a sua capacidade e disponibilidade no presente e no futuro imediato são limitadas (IRENA, 2017). Dessa forma, não se espera que a energia renovável seja capaz de suprir todas ou uma proporção significativamente grande das necessidades energéticas mundiais. Isso ocorre principalmente porque elas são sazonais e são relativamente caras em comparação com outras

fontes disponíveis. Uma exceção é a hidroeletricidade, mas essa também é sazonal. A alternativa mais favorável é a diversificação das fontes de energia utilizadas atualmente dentro de qualquer matriz energética e o aumento do uso das tecnologias conhecidas de formas mais eficientes e seguras. Por outro lado, a energia nuclear pode gerar eletricidade sem emitir dióxido de carbono ou outros gases de efeito estufa e tem a capacidade de produzir grandes quantidades de energia em uma escala global (IAEA, 2018).

O uso da energia nuclear conjuntamente com energia renovável pode ser um caminho a seguir para atender a demanda de energia no futuro. A escolha sobre em qual tipo de geração um governo deve investir deve ser cuidadosamente analisada. Na Tabela 1.1 são apresentadas algumas vantagens e desvantagens das principais fontes de geração de energia.

Tabela 1-1 Vantagens e desvantagens das principais formas de geração de energia.

Tipo de Usina	Vantagem	Desvantagem
Nuclear	Baixo custo de operação; Não poluente.	Alto custo de construção; Armazenamento de rejeitos.
Carvão	Baixo custo de operação;	Altíssimo índice de poluição;
Gás Natural	Baixo custo de construção;	Emissão de gases de efeito estufa.
Eólica	Funcionamento limpo;	Inviável produção em alta escala; Alta poluição sonora.
Hidrelétrica	Combustível renovável; Não poluente.	Imenso impacto ambiental
Solar	Combustível Renovável; Não poluente.	Alto custo de produção; Inviável produção em alta escala.

Fonte: (NYSERDA, 2009).

Segundo Penner (2006) a chamada “economia do hidrogênio” aparece como uma alternativa promissora para consumir energia sem emissão de gases responsáveis pelo efeito estufa para a atmosfera. Entretanto, o hidrogênio não é uma fonte primária de energia, ele deve ser produzido utilizando fontes massivas de energia. Por não emitir gases que contribuem para o efeito estufa, a energia nuclear é colocada como uma das fontes térmicas que podem ser utilizadas para produzir hidrogênio (DE OLIVEIRA MARQUES, 2021).

Para isso, reatores que operem a temperaturas elevadas devem ser estudados e projetados. Paralelamente, os elementos negativos associados à exploração da energia nuclear devem ser superados como o aumento da segurança durante a operação do reator, o combate à proliferação de armas nucleares e a diminuição dos inventários de rejeitos radioativos de longa vida (TALAMO e GUDOWSKI, 2007). Os sistemas de energia nucleares de 4ª geração irão minimizar estes elementos negativos ao gerenciar e reduzir notavelmente os rejeitos

radioativos de longa vida, além de aumentar a segurança física e a resistência à proliferação (U.S. DOE, 2002).

Os projetos dos reatores da 4ª geração (Gen-IV) que estão atualmente sendo investigados poderiam fornecer uma segura e econômica fonte de eletricidade e de calor para uso industrial em 2030-2050 (SOUTHWORTH, MACDONALD, *et al.*, 2003). Um desses conceitos de sistemas nucleares, o reator nuclear de temperatura muito alta VHTR (*Very High Temperature Reactor*), é excepcionalmente adequado para atender aos requisitos de alta temperatura de saída do refrigerante (~1.000 °C), ao mesmo tempo em que apresenta eficiência térmica bem mais elevada do que os reatores refrigerados a água leve; além de gerar eletricidade, produzir hidrogênio sem o consumo de combustível fóssil ou emissão de gases de efeito estufa usando processos termoquímicos (como o processo de enxofre-iodo (SI) ou o processo híbrido de enxofre), eletrólise ou reforma a vapor (MACDONALD, BAYLESS, *et al.*, 2004).

Os conceitos VHTRs têm três aplicações fundamentais: produção de energia elétrica, produção de calor e produção de hidrogênio; este último, vetor energético do futuro. Por outro lado, a tecnologia dos VHTR tem como antecessores a construção e operação desde a década dos anos 60 de quatro reatores experimentais, do tipo HTGR-*High Temperature Gas Reactor*: Dragon (Reino Unido, 1964-1975), AVR- *Arbeitsgemeinschaft Versuchs Reaktor* (República Federativa da Alemanha, 1967-1988), HTTR- *High-Temperature Engineering Test Reactor* (Japão, 1998 até o momento), HTR-10 (China, ano 2000 até o momento) e três reatores comerciais: Peach Bottom 1 (Estados Unidos da América, 1966-1989), THTR- Thorium High Temperature Reactor (República Federativa da Alemanha, 1985-1991) e Fort St. Vrain (Estados Unidos da América, 1976-1989). Estes reatores forneceram conhecimentos muito valiosos para o atual desenvolvimento das tecnologias de VHTRs.

Os VHTRs são refrigerados pelo gás inerte hélio ou por sais líquidos em conceitos AHTRs- *Advanced High-Temperature Reactor* com características e tecnologias dos VHTRs (BEHAR, 2014). A refrigeração com gás hélio traz inúmeras vantagens para os reatores do tipo VHTR. Além de ser um gás pouco reativo com as estruturas da planta e com o combustível nuclear, apresenta propriedades físicas estáveis em uma larga faixa de pressões e temperaturas. O refrigerante de sal líquido também tem um bom desempenho neutrônico e térmico, permite operação à baixa pressão e a alta temperatura, levando a uma alta eficiência

termodinâmica da planta, que potencializa a produção de calor (U.S. DOE, 2002; PIORO, 2016).

Os VHTRs são moderados a grafite, utilizam combustível cerâmico com encapsulamento em partículas TRISO. A matriz cerâmica do combustível TRISO permite alcançar níveis profundos de queima e garante o isolamento do material. A moderação por grafite apresenta algumas vantagens do ponto de vista neutrônico, principalmente a flexibilidade do espectro de nêutrons obtido (rápido na ausência de moderador, térmico ou epitérmico em função da relação moderador/combustível utilizada) (PIORO, 2016).

Os ciclos de potência em reatores refrigerados a gás ou sais líquidos que operam a alta temperatura fornecem maior eficiência que os ciclos de vapor saturado presentes nos reatores nucleares de água leve, devido à sua maior densidade de potência e a maturidade tecnológica em relação a outros ciclos de potência. Adicionalmente, o incremento da eficiência no processo de produção de energia representa uma diminuição na produção de rejeitos. No entanto os custos de capital para ciclo de potência de elevada temperatura (Ciclos de Brayton) podem ser mais baixos do que sistemas comparáveis a ciclo vapor (HERRANZ, LINARES e MORATILLA, 2009; ZHAO e PETERSON, 2007; FORSBERG, 2005).

Esforços têm sido voltados no desenvolvimento de reatores VHTR que são um conjunto de projetos teóricos de reatores nucleares que estão sendo pesquisados atualmente e que serão mais seguros, mais econômicos e gerarão menos resíduos radioativos. Tendo em vista toda essa inovação que os reatores VHTR trazem, é fundamental que estudemos cada vez mais essas tecnologias (JOSHI e NAYAK, 2019).

Segundo Behar (2014) os reatores VHTR precisam de mais pesquisas e testes de viabilidade no combustível, materiais estruturais e outros componentes para atingir, em um futuro próximo, a fase de demonstração e de construção. Para o desenvolvimento do VHTR, de modo a permitir sua futura instalação, há a necessidade de utilização de ferramentas computacionais eficientes para a análise de aspectos de modelagem, operação e segurança. O uso das novas tecnologias computacionais é uma das alternativas mais viáveis para atingir um maior rigor onde os estudos anteriores falharam ou simplesmente obter maior precisão nos estudos de segurança dos reatores nucleares.

Por outro lado, os processos físicos que ocorrem nestes reatores nucleares são variados e abrangem muitas áreas da ciência e engenharia. Estas são áreas tais como a física de nêutrons, a dinâmica de fluidos monofásicos e bifásicos, a transferência de calor, o comportamento mecânico das estruturas, etc. No entanto, devido às consequências de um mau funcionamento, é crucial ter o conhecimento mais preciso desses fenômenos. Nesse sentido, a análise termo-hidráulica é fundamental para garantir que a temperatura do núcleo permaneça em níveis seguros, a fim de evitar acidentes severos e, conseqüentemente, a liberação de radiação (JOSHI e NAYAK, 2019).

Uma variedade de programas de computador, ou códigos nucleares, tem sido desenvolvida ao longo dos anos para a análise termo-hidráulica para prever o comportamento de diferentes parâmetros. Estes códigos incluem uma ampla variedade de aplicações, dependendo dos fenômenos e sistemas de usinas a serem modelados.

Os códigos para reatores nucleares como, por exemplo, RELAP5, MELCOR, TRACE, são normalmente utilizados para simulações termo-hidráulicas. Em princípio, todos estes códigos foram desenvolvidos e aprimorados para estudar principalmente as tecnologias de reatores nucleares de gerações II, III e III+, sendo que eles vêm sendo aperfeiçoados para responder às exigências dos futuros reatores da geração IV. No entanto, nos últimos 10 anos, é possível encontrar vários estudos na literatura de aplicação desses códigos por diferentes instituições em reatores da Geração III e IV como se pode comprovar para os seguintes reatores: MHTGR (STRYDOM e BOSTELMANN, 2015; STRYDOM, ORTENSI, *et al.*, 2013), GT-MHR- *Gas Turbine Modular Helium Reactor* (COHEME, 2004; REZA, 2010), HTR-10 (SCARI, COSTA, *et al.*, 2016; EKARIANSYAH, WIDODO, *et al.*, 2018), LMFR - *Liquid Metal Fast Reactor* (SUMNER, 2010), PB-AHTR (GRIVEAU, 2007), AHTR (AVIGNI, 2012), LS-VHTR (CLIFF e GRANT, 2006; GROS, 2012).

As três últimas décadas foram marcadas por avanços computacionais surpreendentes principalmente em relação à velocidade de processamento dos programas e à capacidade de armazenamento de dados. Esses melhoramentos tiveram impacto direto nos trabalhos de simulação nuclear os quais utilizam uma infinidade de códigos computacionais, possibilitando inclusive o acoplamento simultâneo de dois ou mais códigos para cálculos mais reais do comportamento dos reatores nucleares de pesquisa e de potência.

Entretanto, o desenvolvimento de uma nova geração de reatores nucleares aumenta os requisitos de simulação até um nível mais elevado. O uso de códigos de dinâmica dos fluidos computacional (CFD - *Computational Fluid Dynamics*) em grande escala está ganhando aceitação na indústria nuclear (D'AURIA, MISAK e ROYEN, 2003). Portanto, o processo de desenvolvimento da nova geração de reatores nucleares deverá aproveitar as vantagens das capacidades multidimensionais do CFD principalmente para os estudos termofluidodinâmicos de reatores inovadores (reatores da Geração III+ e IV). Códigos CFD como OPENFOAM, ANSYS CFX, ANSYS FLUENT, COMSOL, têm sido usados e estudados por instituições de pesquisa como se pode comprovar, por exemplo: IAEA (2013), Clifford et al. (2011), Tak et al. (2014), Beveridge e Schultz (2018).

1.1 Justificativa

Diversas organizações mundiais possuem projetos para selecionar futuras tecnologias de reatores nucleares de quarta geração, levando em consideração principalmente a versatilidade do sistema, segurança e caráter não-proliferante de seu ciclo. Entre estes projetos destacamos a GIF IV (Fórum Internacional para Geração IV) que apoia a inovação institucional em todo o mundo, através do compartilhamento eficaz de padrões internacionais de segurança, definindo diretrizes e critérios do design de segurança para o projeto de reatores de quarta geração em parceria com diferentes instituições e grupos de pesquisa (U.S. DOE, 2002; BEHAR, 2014).

No Brasil, o Instituto Nacional de Ciência e Tecnologia- INCT de Reatores Nucleares Inovadores (2009-2016) surgiu em resposta aos desafios propostos pelos sistemas nucleares inovadores, coordenando os esforços para oferecer à sociedade brasileira pesquisa de alta qualidade sobre estudos de projetos e sistemas de reatores de nova geração (INCT, 2019).

Devido à necessidade de mais pesquisas e testes de viabilidade no combustível, materiais estruturais e outros componentes para atingir em um futuro próximo a fase de demonstração e de construção dos VHTR (BEHAR, 2014), em fevereiro de 2009, o Grupo de Trabalho Técnico sobre Reatores Refrigerados a Gás (TWG-GCR) da Agência Internacional de Energia Atômica (IAEA – *International Atomic Energy Agency*) recomendou a implementação do Programa de Pesquisa Coordenada (CRP).

Este CRP é uma continuação das atividades internacionais anteriores da IAEE da Organização para Cooperação e Desenvolvimento Econômico (OCDE) / Agência de Energia

Nuclear dos EUA (NEA) sobre Verificação e Validação (V&V) de recursos analíticos disponíveis para simulação HTGR para avaliações de projeto e segurança. No âmbito dessas atividades foram realizados diferentes problemas de referência numérica e experimental através da cooperação internacional entre diferentes instituições de pesquisa, universidades e centros de convênio, quando se obteve uma visão sobre fenômenos físicos específicos e a adequação dos métodos de análise Phase I, Phase II e Phase III (STRYDOM, BOSTELMANN e YOON, 2015), os quais ajudaram na implementação e metodologia deste trabalho para comparar métodos e ferramentas de simulação do núcleo e análise termo hidráulica.

O Departamento de Engenharia Nuclear da Universidade Federal de Minas Gerais (DEN/UFMG) foi membro do INCT de Reatores Nucleares Inovadores, e desde então vem estudando e investigando reatores de quarta geração sob o ponto de vista do comportamento neutrônico utilizando vários códigos nucleares (FORTINI, 2014; FORTINI, MONTEIRO, *et al.*, 2015; SILVA, 2008; SILVA, 2012; SILVA, 2009; SOUZA, FORTINI, *et al.*, 2013)

A partir de 2015, iniciaram-se estudos para verificar a possibilidade de realizar modelagens sob o ponto de vista termo-hidráulico em reatores de IV geração utilizando o código RELAP5-3D (SCARI, COSTA, *et al.*, 2016; SCARI, COSTA, *et al.*, 2015b; SCARI, COSTA, *et al.*, 2013; RAMOS, SCARI, *et al.*, 2018; RAMOS, SCARI, *et al.*, 2019). Também têm sido estudadas, no DEN/UFMG, modelagens termo-hidráulicas de reatores nucleares de geração III utilizando o código RELAP5 e o acoplamento deste com códigos de análise neutrônica, como o PARCS (REIS, 2013; SOARES, REIS, *et al.*, 2008) visando a possibilidade de realizar acoplamentos entre códigos neutrônicos e termo-hidráulicos em reatores de IV geração.

Para avançar nas pesquisas, nos últimos cinco anos no DEN/UFMG, têm sido utilizadas também ferramentas de CFD para análises do comportamento dos reatores seja em análises termofluidodinâmicas dos mesmos, seja na análise térmica de repositório de rejeito das usinas (VASCONCELOS, 2016; VASCONCELOS, SANTOS, *et al.*, 2018; GODINO, CORZO, *et al.*, 2018; FARIA, GODINO, *et al.*, 2019)

Dessa forma, no presente trabalho, pretende-se modelar reatores GEN-IV, utilizando os códigos nucleares disponíveis no DEN/UFMG e os dados disponíveis na literatura, principalmente dados de materiais e suas propriedades. Tendo estas perspectivas, deu-se

início a esta tese, com a finalidade de realizar uma avaliação do comportamento termo-hidráulico do núcleo e dos sistemas de refrigeração de um ou mais reatores VHTR, para realizar uma análise mais detalhada do comportamento dos reatores avançados de geração IV seja em regime de operação estacionário e em situações de transitórios de potência.

A filosofia de segurança desses reatores visa a probabilidade mínima de ocorrência de um acidente severo pela ação do sistema de remoção passiva de calor que deve garantir que o núcleo não atingirá temperaturas acima dos limites aceitáveis, isto é, acima de 1600°C (IAEA, 2003).

1.2 Objetivo do trabalho e Ineditismo

O objetivo geral deste trabalho é desenvolver uma metodologia para o estudo termo-hidráulico de reatores VHTR do tipo prismáticos a partir de modelagem termo-hidráulica computacional, por meio de estudos paramétricos, alterando-se modelo de turbulência, perfil de geração de energia nos blocos combustíveis e a influência de modificações na própria geometria, utilizando códigos de planta para avaliar parâmetros globais do núcleo e ferramentas de dinâmica dos fluidos computacional (CFD) para uma análise mais detalhada dos parâmetros locais do núcleo. Com a metodologia desenvolvida será possível analisar o comportamento do reator frente à alteração de alguns parâmetros entre os sistemas analisados para, entre outros motivos, avaliar a segurança dos elementos combustíveis.

Entre os objetivos específicos estão:

- Identificar as características tecnológicas dos reatores nucleares de temperatura muito alta refrigerados com hélio (VHTR) e a sal fluoretado (FHR) que permitem sua utilização para suprir as necessidades energéticas do futuro;
- Estudar as capacidades dos códigos de planta como o RELAP5-3D, frente aos códigos de dinâmica de fluidos computacional, como o ANSYS-FLUENT, para a modelagem dos VHTRs e FHRs (*Fluoride Salt-Cooled High-Temperature Reactor*) investigados;
- Desenvolver uma metodologia para a modelagem termo-hidráulica dos estados estacionários e transitórios dos VHTRs e FHRs investigados utilizando o código RELAP5-3D com a finalidade de analisar o comportamento do núcleo frente à alteração de alguns parâmetros como a geometria e dimensões do núcleo, tipo de refrigerante, vazão, potência e materiais estruturais;

- Implementar e avaliar a metodologia para a modelagem computacional dos estados estacionários especificamente a um dos VHTRs investigados, utilizando códigos de dinâmica de fluidos computacional como o FLUENT.
- Determinar as máximas temperaturas atingidas nos elementos combustíveis e nos materiais estruturais dos VHTRs e FHRs investigados;
- Avaliar a metodologia para a predição dos parâmetros termo-hidráulicos no estado estacionário dos VHTRs e FHRs investigados.

1.3 Organização do trabalho

A tese será organizada da seguinte forma:

Capítulo 1: Apresenta-se uma breve introdução sobre a energia nuclear, a justificativa e objetivos deste trabalho.

Capítulo 2: Descrevem-se os projetos e configuração dos reatores estudados, as características de funcionamento e o sistema de segurança; além disso, é apresentada a descrição do núcleo e configuração, tipos de elementos combustíveis e as propriedades termo-físicas dos materiais destes reatores.

Capítulo 3: É apresentada uma descrição do código de análise termo-hidráulica que foi utilizado na modelagem e seus principais atributos.

Capítulo 4: É descrita a metodologia que foi desenvolvida para realizar a modelagem termo-hidráulica dos núcleos dos reatores modulares com tecnologias VHTR refrigerados com hélio como MHTGR (*Modular High Temperature Gas-Cooled Reactor*), GT-MHR, NGNP (Next Generation Nuclear Plant); e dos reatores que utilizam a mesma tecnologia VHTR refrigerados com sais líquidos como AHTR e LS-VHTR utilizando o código RELAP5-3D.

Capítulo 5: É descrita a metodologia que foi desenvolvida para realizar a modelagem termo-hidráulica do núcleo GT-MHR utilizando o código CFD ANSYS FLUENT.

Capítulo 6: São apresentados os principais resultados obtidos das modelagens utilizando o código RELAP5-3D.

Capítulo 7: São apresentados os principais resultados obtidos das modelagens utilizando o código de CFD ANSYS FLUENT.

Capítulo 8: São apresentadas as conclusões mais relevantes para este trabalho, bem como sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Projeto e configuração dos reatores estudados

2.1 Reator modular refrigerado a Hélio (MHR)

Os reatores MHR estudados no presente trabalho são mostrados na Figura 2.1, onde observa-se a linha do tempo da tecnologia HTGR com uma perspectiva da tecnologia VHTR antes do desenvolvimento formalizado dos projetos MHRs. Uma visão geral mais detalhada da especificação para esses projetos de reatores estudados pode ser encontrada nas subseções a seguir; estes podem ser usados como um guia na comparação da aplicabilidade dos VHTRs do tipo prismático.

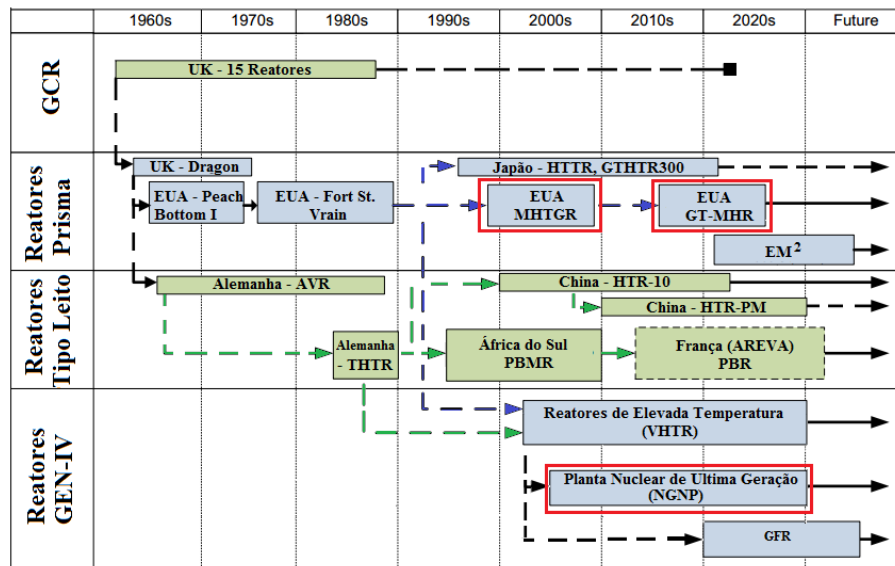


Figura 2-1 Linha do tempo da tecnologia HTGR.
Fonte: Adaptado de (BECK e PINCOCK, 2011)

2.1.1 Reator modular de alta temperatura resfriado a gás (MHTGR)

O projeto padrão do MHTGR foi desenvolvido por diferentes instituições associadas ao Departamento de Energia dos Estados Unidos (U.S. DOE) e foi baseado substancialmente na tecnologia e experiência operacional derivada do projeto e operação de outras plantas HTGR, como Peach Bottom I e Fort St. Vrain, representando uma mudança fundamental no design do reator e na filosofia de segurança (Figura 2.2). O padrão MHTGR compartilha uma série de características do design com seus predecessores, especialmente o uso de partículas

de combustível revestidas de grafite, o hélio pressurizado como refrigerante e a experiência adquirida dos ciclos de vapor nessa época (U.S. DOE, 1986a).

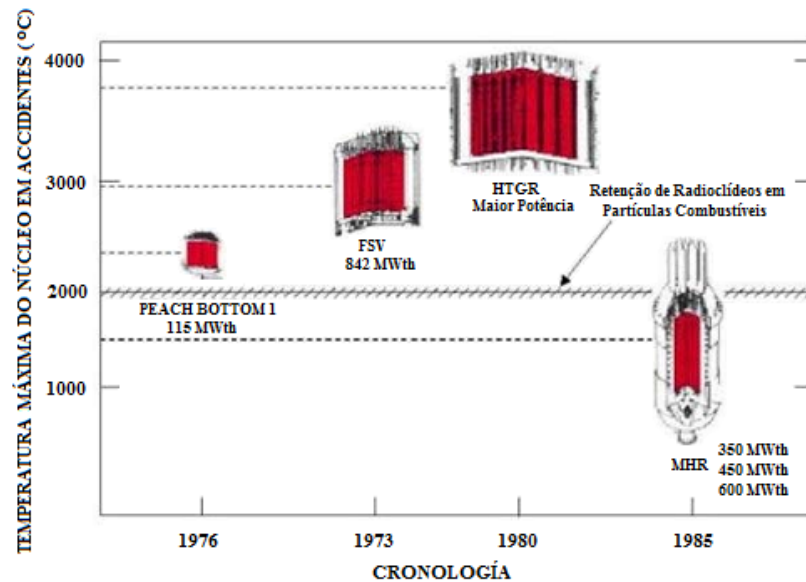


Figura 2-2 Representação do MHR como mudança fundamental no design e na filosofia de segurança do HTGR.
Fonte: Adaptado de (LABAR, SHENOY, *et al.*, 2010)

2.1.1.1 Descrição da planta MHTGR

O arranjo da planta MHTGR consiste de quatro módulos de reator com instalações de suporte comuns, controlados desde uma única sala de controle. Os quatro módulos são conectados a duas turbinas que operam em paralelo para fornecer potência elétrica a um nível determinado. Cada módulo do reator é instalado em um recipiente cilíndrico de concreto reforçado e totalmente integrado ao solo como é possível observar na Figura 2.3. Os quatro módulos estão adjacentes e localizados separadamente abaixo do nível do solo e delimitados por uma sala de manutenção comum.

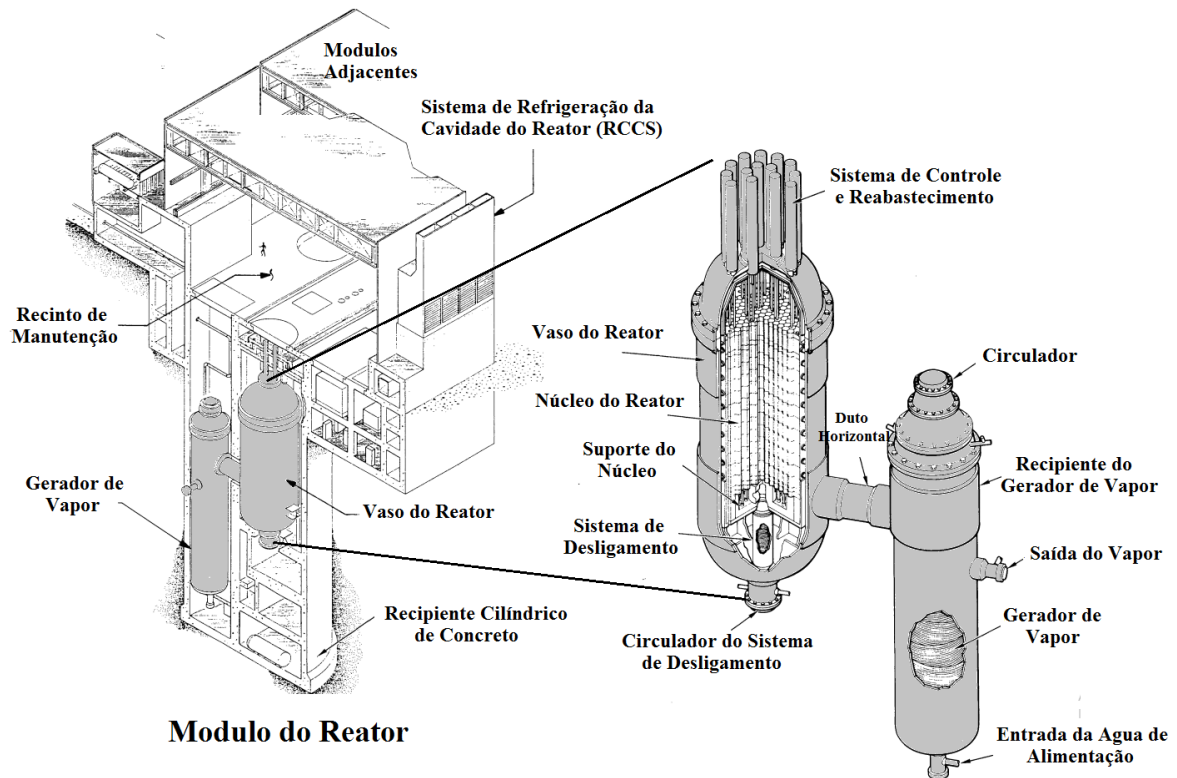


Figura 2-3 Esboço do Módulo do MHTGR.
Fonte: Adaptado de (U.S. DOE, 1986a)

Cada módulo consiste do vaso do reator conectado ao recipiente do gerador de vapor através de um ducto transversal; os componentes foram construídos em aço e projetados usando a tecnologia existente. O vaso contém o núcleo, além das estruturas de suporte deste, sistemas de controle e sistema de desligamento. O gerador de vapor abriga um conjunto de gerador de vapor de forma helicoidal e um circulador acionado por um motor.

O calor gerado pelo combustível no núcleo do reator é removido pelo refrigerante primário, o hélio, que flui desde a região superior do núcleo (*upper plenum*) até a região inferior do núcleo (*lower plenum*) através da região anelar ativa do núcleo. Depois, é canalizado através da região central do ducto transversal; o hélio que sai do ducto flui para baixo através do gerador de vapor e volta pela região anelar ao redor do gerador de vapor até chegar ao circulador, que canaliza o hélio de volta ao ducto transversal. Dentro do vaso do reator, o hélio flui para cima através do espaço anelar entre o recipiente de contenção do núcleo e o vaso do reator, até atingir o *lower plenum*. Na Figura 2.4 é apresentado o diagrama simplificado do escoamento no MHTGR.

No lado do refrigerante secundário, a água de alimentação ingressa pela parte inferior do recipiente do gerador de vapor e flui através de um feixe de tubos de forma helicoidal. O calor transferido pelo refrigerante primário (hélio) para o feixe helicoidal aquece a água até produzir vapor superaquecido que sai pela parte superior e flui através de turbinas para produzir eletricidade.

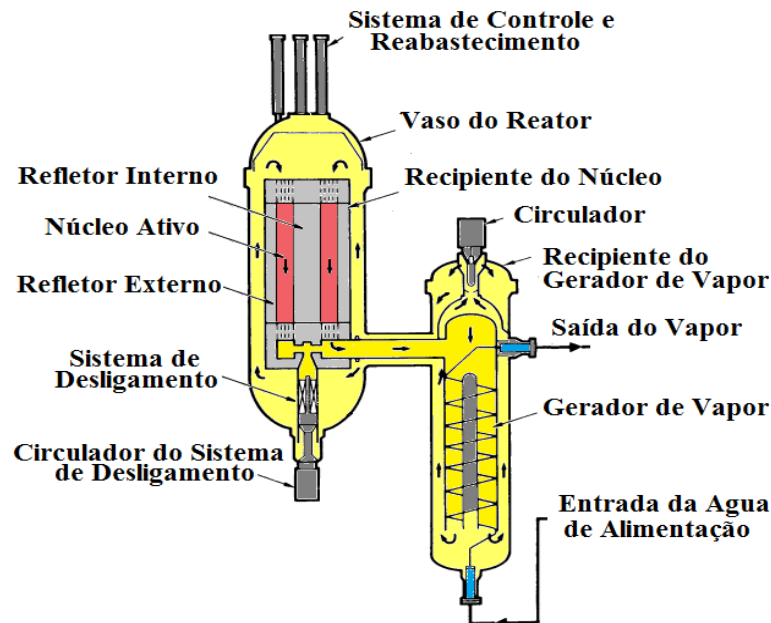


Figura 2-4 Diagrama simplificado do escoamento no MHTGR.
Fonte: Adaptado do (U.S. DOE, 1986a)

Cada módulo do MHTGR tem um Sistema de Refrigeração da Cavidade do Reator (RCCS) que é esquematizado na Figura 2.5, que remove o calor da cavidade do reator de maneira passiva pela convecção natural do ar através dos painéis de resfriamento localizados na cavidade do reator. Os painéis de resfriamento e os dutos coletam o calor transferido do vaso do reator (não isolado termicamente) por radiação e convecção natural. Os painéis protegem as paredes da cavidade do superaquecimento durante a operação normal e fornecem um meio alternativo de remoção de calor de decaimento, no caso de perda do sistema de refrigeração forçada e da refrigeração do sistema de desligamento.

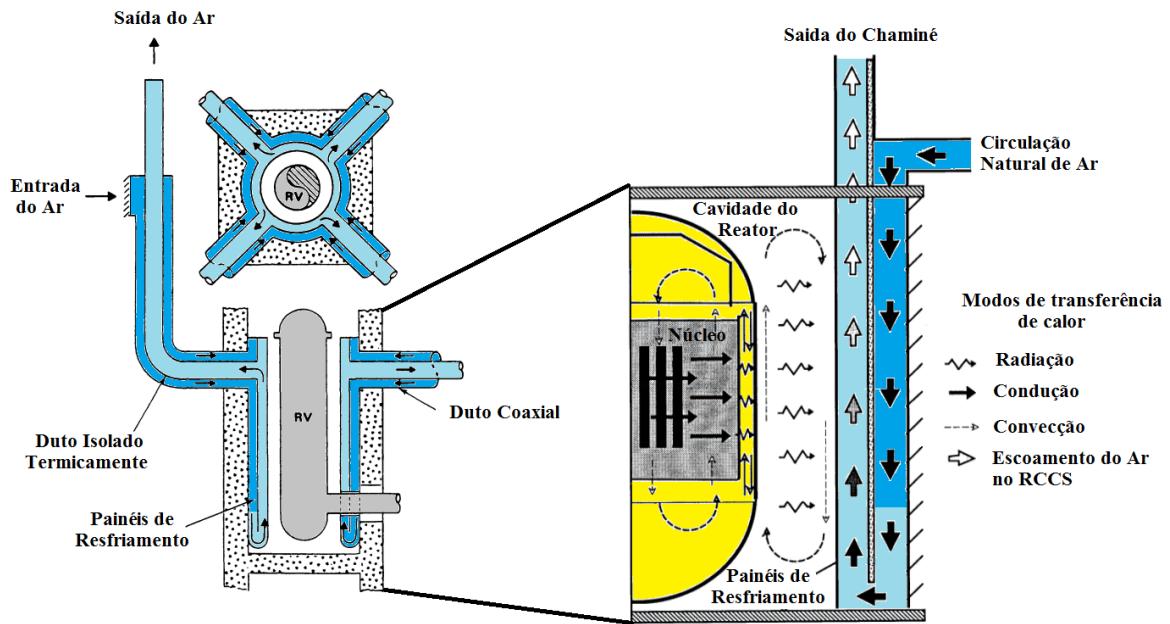


Figura 2-5 Sistema de Refrigeração da Caverna do Reator (RCCS).
 Fonte: Adaptado do (U.S. DOE, 1986b; WILLIAMS, SILADY, *et al.*, 1994)

Neste trabalho, foi modelado o núcleo do reator e o circuito primário. Assim, não se modelou o circuito secundário, o sistema passivo de remoção de calor devido ao decaimento nem o processo de produção de eletricidade por ciclos de vapor. As características das configurações do MHTGRs estão apresentadas em vários documentos, resumidos na Tabela 2.1, para 350 MWth (U.S. DOE, 1986a; U. E. DOE, 1986c; STRYDOM, ORTENSI, *et al.*, 2013), para 450 MWth (SCHLEICHER e KENNEDY, 1992; GA, 1994) e para 600 MWth (SHAVER, HU, *et al.*, 2019).

Tabela 2-1 Características da Planta MHTGR.

Parâmetros	Valores da Configuração		
	Inicial	Seguinte	Atual
Parâmetros Gerais			
Número de Módulos na Planta	4	4	4
Potência Térmica por Módulo (MWth)	350	450	600
Potência Elétrica Nominal (MWe)	140	175-208	286
Eficiência Térmica (%)	39,3	46,2	48,2
Parâmetros do Núcleo do Reator			
Tipo de Combustível	Triso Físsil Triso Fértil	Triso Físsil Triso Fértil	Triso Físsil Triso Fértil
Geometria do Núcleo	Anelar	Anelar	Anelar
Tipo elemento Combustível	Hexagonal	Hexagonal	Hexagonal
Moderador e Refletor	Grafite	Grafite	Grafite
Temperatura do Combustível Max/Med (°C)	1060/677	-	-
Temperatura Média do Grafite (°C)	625	-	-
Altura do Vaso de Contenção (m)	28,9	25,3	31
Diâmetro do Vaso de Contenção (m)	6,8	7,22	7,22
Material do Vaso do Reator	Aço Carbono	Aço Carbono	Aço Carbono
Parâmetros do Circuito Primário			

Refrigerante Primário	Hélio	Hélio	Hélio
Direção do Fluxo do Refrigerante	Para abaixo	Para abaixo	Para abaixo
Temperatura de Saída do Núcleo do Reator (°C)	687	704	750
Temperatura de Entrada do Núcleo do Reator (°C)	259	288	350
Vazão do Refrigerante (kg/s)	157	211	289
Pressão do Refrigerante (MPa)	6,4	7,07	7,0
Parâmetro do Circuito Secundário			
Refrigerante Secundário	Água	Água	Água
Temperatura de entrada da Água (°C)	193,3	-	-
Pressão da Água (MPa)	20,7	-	-
Temperatura de Saída do Vapor (°C)	537,8	541	-
Pressão do Vapor (MPa)	17,3	17,3	-

Fonte: (U.S. DOE, 1986a; U. E. DOE, 1986c; STRYDOM, ORTENSI, *et al.*, 2013; SCHLEICHER e KENNEDY, 1992; GA, 1994; SHAVER, HU, *et al.*, 2019)

2.1.1.2 Descrição do núcleo MHTGR

O primeiro MHTGR projetado com um núcleo anelar tinha uma potência de 350 MWth. Quando acoplada a um sistema de conversão de energia de ciclo de vapor, a planta tinha uma eficiência térmica líquida de 38% e era economicamente competitiva (marginalmente) naquele momento (finais dos anos 80). Para melhorar a economia dos nêutrons, e ao mesmo tempo manter a segurança passiva, a potência foi aumentada para 450 MWth e, em seguida, para a potência atual de referência de 600 MWth.

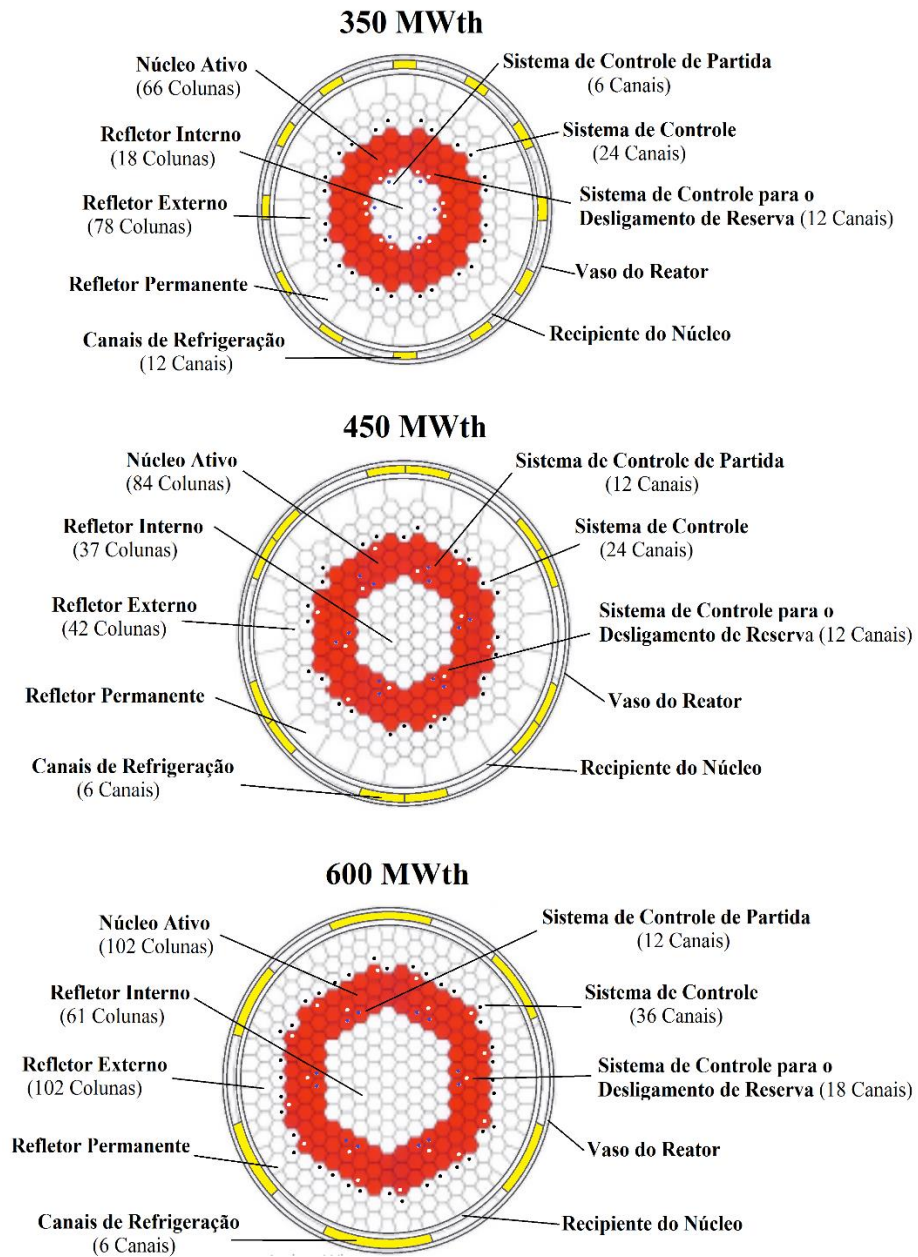


Figura 2-6 Núcleos MHTGR de acordo com a potência térmica.
Fonte: Adaptado de (ICTP, 2019)

O núcleo do MHTGR padrão consiste em colunas de blocos hexagonais de grafite com combustível, dispostos em uma região anelar ao redor de uma região refletora interna formada por blocos hexagonais de grafite sem combustível. A Figura 2.6 fornece uma vista transversal da geometria do núcleo, onde a região ativa (três anéis) e as regiões refletoras têm 10 blocos de altura; os principais parâmetros do núcleo do MHTGR são mostrados na Tabela 2.2.

Tabela 2-2 Características principais do núcleo MHGTR.

Parâmetro	Valores das Configurações		
Potência Térmica (MWth)	350	450	600
Densidade de Potência (MW/m ³)	5,91	5,99	6,60
Geometria do Núcleo Ativo do Reator	Anelar	Anelar	Anelar
Diâmetro Equivalente Interno do Núcleo ativo (m)	1,65	2,3	2,95
Diâmetro Equivalente Externo do Núcleo ativo (m)	3,5	4,32	4,84
Diâmetro Interno do Recipiente do Núcleo (m)	5,95	-	6,65
Espessura do Recipiente do Núcleo (cm)	3,81	-	3,81
Material do Recipiente do Núcleo	Alloy 800H	Alloy 800H	Alloy 800H
Forma do Elemento Combustível	Bloco Hexagonal	Bloco Hexagonal	Bloco Hexagonal
Número de Colunas Combustíveis	66	84	102
Forma do Elemento Refletor	Bloco Hexagonal	Bloco Hexagonal	Bloco Hexagonal
Número de Colunas de Refletores Internos	18	37	61
Número de Colunas de Refletores Externos	78	42	102
Número de Colunas de Refletores Permanentes	~60	~60	~60
Número de Bloco Combustível por Coluna	10	10	10
Altura da Parte Ativa do Núcleo do Reator (m)	7,93	7,93	7,93
Altura do Núcleo do Reator com Refletores (m)	11,1	11,1	11,1

Fonte: (U.S. DOE, 1986a; GA, 1994; SHAVER, HU, *et al.*, 2019)

2.1.1.3 Características dos elementos combustíveis do MHGTR

O núcleo do reator é composto por: elementos combustíveis e refletores de grafite, ambos com geometria hexagonal, fontes de nêutrons para a partida do reator, sistemas de controle, todos eles situados no interior do vaso do reator. As características e *designs* dos elementos combustíveis e refletores do MHTGR foram desenvolvidos através de uma vasta experiência operacional de outras plantas HTGR (como Peach Bottom I e Fort St. Vrain que utilizavam elementos do tipo prismático) e são essencialmente idênticas às de Fort St. Vrain. As características principais dos elementos combustíveis e refletores serão descritos nas subseções seguintes.

2.1.1.3.1 Elementos Combustíveis

O núcleo ativo do MHTGR padrão tem dois tipos de elementos combustíveis: os elementos combustíveis padrão e os elementos combustíveis de controle (de partida e desligamento de reserva). Tem forma geométrica de um hexágono regular feito de grafite tipo H-451 constituindo um bloco combustível com altura de 79,3 cm e uma distância entre dois lados paralelos do hexágono de 36 cm. Na Figura 2.7, observam-se os dois tipos de elementos combustíveis:

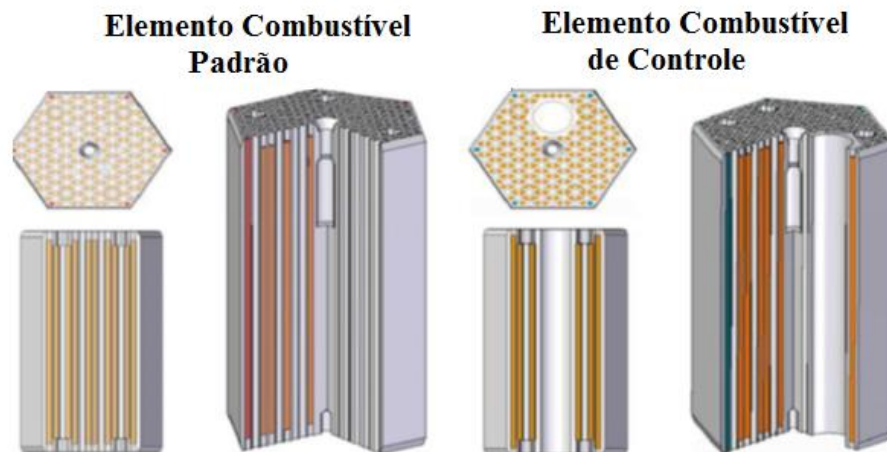


Figura 2-7 Tipos de elementos combustíveis.
Fonte: Adaptado de (YOON, LEE, *et al.*, 2012)

O elemento combustível padrão tem: 108 canais de refrigeração onde flui o hélio (dos quais são 102 canais maiores com 15,9 mm de diâmetro e 6 canais menores com 12,7 mm de diâmetro); 216 canais de combustível com diâmetro de 12,7 mm onde se introduzem os combustíveis compactos (dos 216 existem seis canais com venenos queimáveis nos cantos do bloco); e um canal de manipulação de 35 mm de diâmetro localizado no centro do bloco, este permite mover de um lugar a outro os blocos combustíveis na montagem ou desmontagem com ajuda de clavilhas de suporte, no núcleo do reator. Uma vista transversal do bloco combustível padrão é mostrada na Figura 2.8.

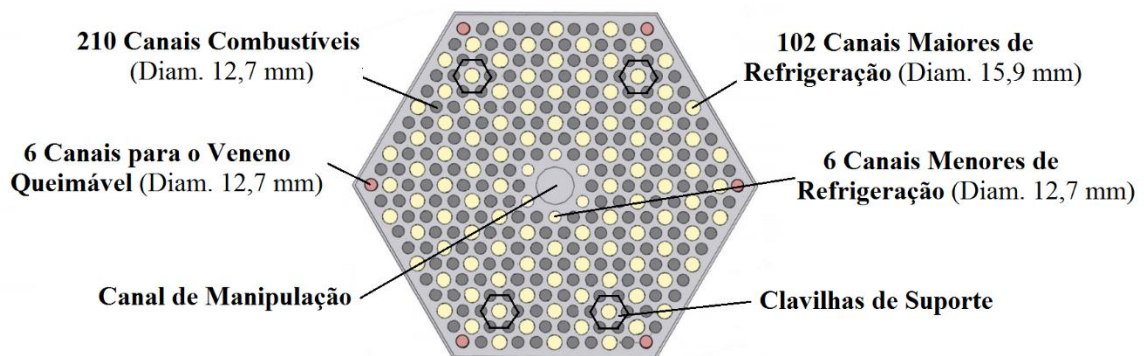


Figura 2-8 Vista transversal do elemento combustível padrão.
Fonte: Adaptado de (U.S. DOE, 1986a; BOYCE e MONHAMED, 2012)

Os elementos combustíveis de controle diferenciam dos elementos combustíveis padrão por terem um canal de 95,3 ou 101,6 mm de diâmetro onde é localizado o sistema de

controle de desligamento de reserva ou o sistema de partida. Esse canal substitui 13 canais de refrigeração e 24 canais de combustível, assim ficando 95 canais de refrigeração (88 maiores e 7 menores) e 192 canais de combustível (6 são para o veneno queimável). Uma vista transversal do elemento combustível de controle é mostrada na Figura 2.9.

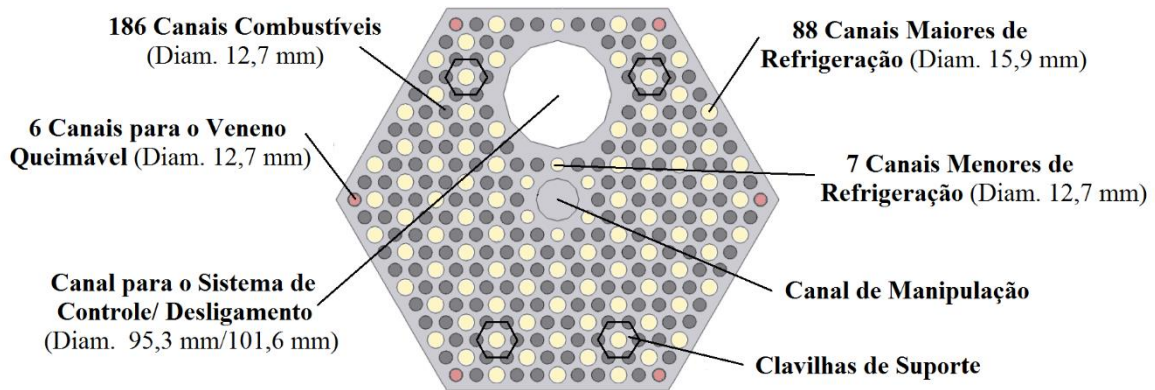


Figura 2-9 Vista transversal do elemento combustível de controle.
Fonte: Adaptado de (U.S. DOE, 1986a; BOYCE e MONHAMED, 2012)

As principais características do bloco combustível padrão e de controle para as diferentes configurações do núcleo MGHTR estão resumidos na Tabela 2.3.

Tabela 2-3 Características do elemento combustível.

Tipo de Núcleo (MWth)		350	450	600
Número de Canais por Elemento Combustível				
Refrigeração	Elemento Padrão (Menor/Maior)	6/102	6/102	6/102
	Elemento de Controle (Menor/Maior)	7/88	7/88	7/88
Combustível	Elemento Padrão	210	210	210
	Elemento de Controle	186	186	186
Veneno Queimável	Elemento Padrão	6	6	6
	Elemento de Controle	6	6	6
Diâmetro dos Diferentes Canais				
Refrigerante Menor/Maior (mm)		12,7/15,9	12,7/15,9	12,7/15,9
Canal Combustível (mm)		12,7	12,7	12,7
Canal para o Veneno Queimável (mm)		12,7	12,7	12,7
Canal de controle Partida/desligamento (mm)		101,6/95,3	101,6/95,3	101,6/95,3
Número de Elementos Combustíveis na região Ativa				
Padrão	Anel Interior	60	120	180
	Anel Intermédio	240	240	300
	Anel Exterior	240	240	240
Controle de Partida	Anel Interior	0	60	120
	Anel Intermédio	0	60	0
	Anel Exterior	0	0	0
Controle de Desligamento	Anel Interior	120	60	0
	Anel Intermediário	0	0	60
	Anel Exterior	0	60	120
Número de Elementos Refletores Removíveis				
Padrão	Região Interna	130	370	610

	Região Externa	540	780	660
Controle/ Desligamento	Região Interna	60	0	0
	Região Externa	240	120	360

Fonte: (U.S. DOE, 1986a; GA, 1994; SHAVER, HU, *et al.*, 2019)

2.1.1.3.2 Elementos Refletores

Os elementos refletores também têm forma hexagonal e são feitos de grafite tipo H-451. O tamanho, forma e o orifício de manipulação, canais de refrigeração e os orifícios onde se localizam os sistemas de controle de partida e desligamento de reserva são similares aos dos elementos combustíveis, exceto que alguns dos elementos refletores têm diferentes alturas. Há quatro tipos de elementos refletores: dois destes se localizam na região de refletores removíveis internos e externos no núcleo do reator, estes blocos refletores não têm canais combustíveis nem os canais de refrigeração; o orifício de manipulação e o canal onde se localiza o sistema de controle tanto da partida como do desligamento de reserva têm a mesma geometria que os blocos combustíveis. Estes dois tipos de refletores estão ilustrados na Figura 2.10 a) e 2.10 b).

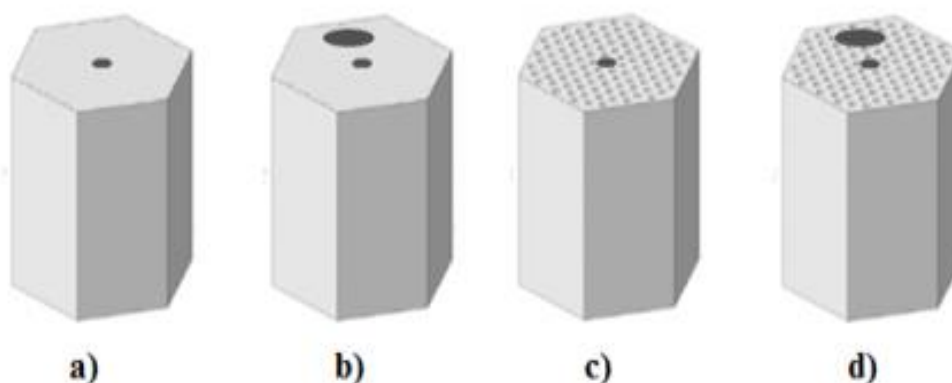


Figura 2-10 Tipos de elementos refletores.
Fonte: Adaptado de (KANG, NAM e KIM, 2012)

Os outros dois tipos de blocos refletores se localizam na parte de cima e de baixo da região ativa do núcleo, onde os blocos combustíveis estão empilhados. Estes blocos refletores geralmente são denominados de refletores axiais, sendo que estes não têm os canais de combustível, mas os canais de refrigeração e o orifício de manipulação; o canal onde se localizam os sistemas de controle (de partida e desligamento de reserva) tem a mesma configuração geométrica dos blocos combustíveis padrão; estes blocos são mostrados nas Figuras 2.10 c) e d). Os refletores axiais (tanto o superior como o inferior) direcionam o escoamento do refrigerante desde o *upper plenum* para o *lower plenum* ao longo da parte ativa

do reator, além de poder inserir os sistemas de controle. A altura dos refletores axiais superiores e inferiores são de 1,18 m e 1,98 m respectivamente, o empilhamento dos blocos combustíveis e dos blocos refletores axiais pode ser observado na Figura 2.11.

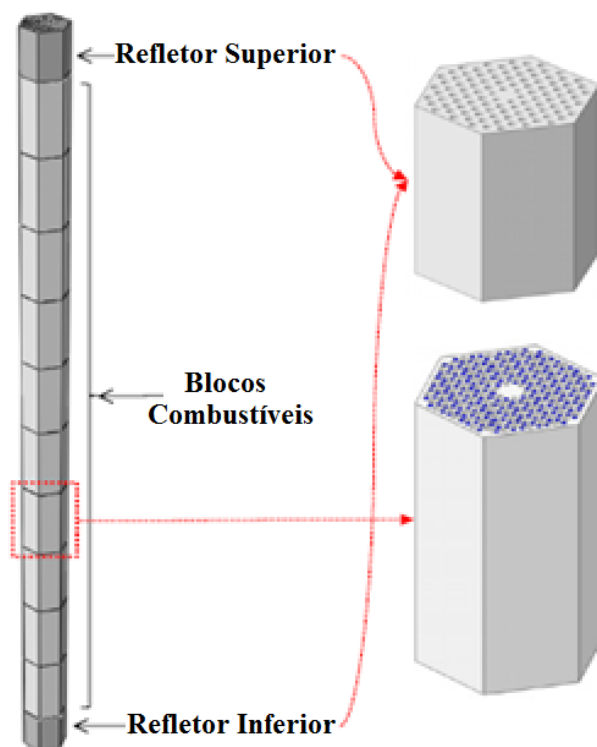


Figura 2-11 Esquema do empilhamento dos refletores axiais.
Fonte: Adaptado de (KANG, NAM e KIM, 2012)

2.1.1.4 Características do combustível compacto do MHTGR

O combustível compacto foi estudado e desenvolvido para o uso em reatores refrigerados a gás do tipo prismático, investigados extensamente no PB-1, Dragon e FSV (*Fort Saint Vrain*), e posteriormente aperfeiçoados para uso em diversos conceitos de reatores de alta temperatura.

O combustível compacto consiste de partículas BISO (*Bi-structural Isotropic*) ou TRISO (*Tristructural isotropic*) que são misturadas com grafite de recobrimento (*shim grafite*), o qual recobre todas as irregularidades na superfície do BISO ou TRISO; só então são incorporadas em uma matriz de grafite e compactadas em um elemento de forma cilíndrica. Esse processo impede a interação mecânica entre as partículas e o grafite moderador (do elemento combustível). Também maximiza a condutividade térmica do combustível e fornece uma barreira secundária para a liberação de produtos de fissão através de mecanismos de absorção no bloco combustível.

O MGHTR padrão utiliza dois tipos de partículas Triso (uma com combustível físsil e outra com fértil) imersas aleatoriamente em uma matriz de grafite, que é comprimida em um combustível compacto com um diâmetro de 12,45 mm e uma altura de 49,3 mm. Os parâmetros do design do combustível compacto são apresentados na Tabela 2.4. A descrição e característica das partículas Triso no MHTGR serão detalhadas com maior ênfase na subseção seguinte.

Tabela 2-4 Características do combustível compacto.

Parâmetros	Valor
Combustível Compacto	
Densidade do Grafite de Recobrimento (g/cm ³)	1,74
Densidade da matriz de Grafite (g/cm ³)	0,8 – 1,2
Diâmetro do Combustível Compacto (mm)	12,45
Altura do Combustível Compacto (mm)	49,3
Gap entre o combustível Compacto e Canal Combustível (mm)	0,127
Número de Combustíveis Compactos no Canal combustível	
Na região das Cavilhas de Suporte	14
Na região sem Cavilhas de Suporte	15
Fração volumétrica de partículas físseis e férteis	~0,61
Tampão	
Material	Grafite
Diâmetro do Tampão (mm)	12,7
Altura do Tampão (mm)	26,75

Fonte: (GENERAL ATOMIC, 1996)

Os combustíveis compactos são empilhados nos canais combustíveis. Na região das cavilhas de suporte há 6 canais combustíveis, cada um contém 14 combustíveis compactos; as outras regiões contêm 15 combustíveis compactos em cada canal. Para conter os combustíveis compactos dentro do canal combustível são necessários tampões na parte superior e inferior para cada canal, feitos de grafite, ambos com 26,75 mm de altura e 12,7 mm de diâmetro. A abertura que existe entre os combustíveis compactos e o canal combustível permite o empilhamento sem dificuldade, além de estar preenchida com hélio. O empilhamento e o preenchimento de hélio na abertura são ilustrados na Figura 2.12.

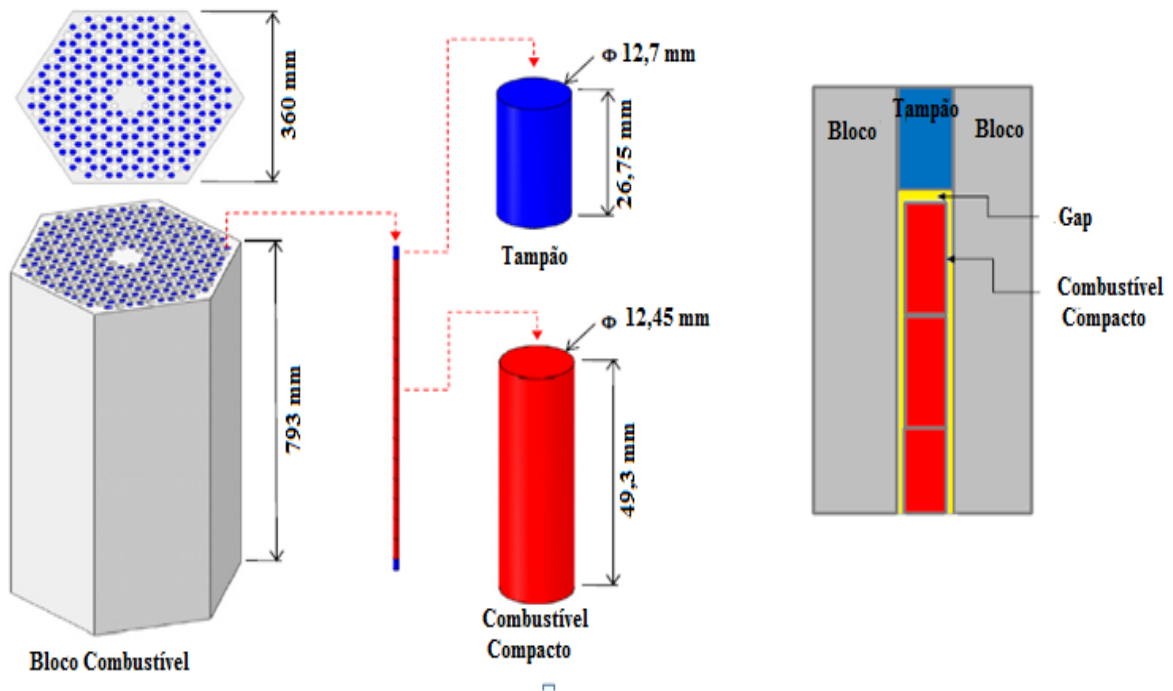


Figura 2-12 Esquema do empilhamento dos combustíveis compactos no canal combustível.
Fonte: Adaptado de (KANG, NAM e KIM, 2012)

2.1.1.5 Características da partícula Triso do MHTGR

A ideia original das partículas combustíveis revestidas foi sugerida por R. Huddle em 1957; desde então, diferentes configurações destas foram desenvolvidas, fabricadas e utilizadas em todo o mundo. Uma vantagem importante destas partículas nos HTGRs é a flexibilidade de utilizá-las em diferentes ciclos do combustível, como do urânio de alto (HEU) e baixo (LEU) enriquecimento, urânio-tório (U-Th), urânio-plutônio (U-Pu) e plutônio (Pu), que têm sido empregados em várias aplicações (ZHOU e TANG, 2011).

Com a experiência adquirida dos protótipos HTGR, o combustível do FSV consistia em núcleos de combustível físsil de $(Th-U)C_2$ com HEU e núcleos de combustível fértil de ThC_2 , ambas revestidas com TRISO imersas no combustível compacto de forma cilíndrica. O THTR-300 utilizou núcleos de combustível de óxido de urânio-tório, $(Th-U)O_2$ revestidas com BISO imersas em um moderador de grafite com forma esférica.

Tanto as partículas revestidas com BISO como com TRISO possuem capacidade de retenção dos produtos de fissão gasosos; no entanto, o uso de partículas BISO foi limitado devido a operação a baixas temperaturas e de baixa queima. A partícula revestida com TRISO pode reter os produtos de fissão a temperaturas operacionais, transitórias e de acidentes nos projetos HTGRs, portanto tal partícula se tornou uma escolha lógica devido a uma reduzida

liberação dos produtos de fissão, queima prolongada e aplicações a elevadas temperaturas do combustível (BARRACHIN, BASINI, *et al.*, 2010).

As camadas individuais do revestimento com TRISO (Figura 2.13) foram projetadas para funções específicas como: (1) O núcleo da partícula fornece a energia da fissão e retém os produtos de fissão; (2) O PC (*Porous Carbon*) serve para que haja a passagem dos gases devido à fissão, além de suportar a dilatação térmica do kernel e impedir fissuras; (3) O IPyC (*Inner Pyrocarbon*) retém os gases da fissão e evita o contato destes com a camada seguinte, e mantém sob pressão as camadas internas ajudando no transporte de calor; (4) O SiC (*Silicon Carbide*) funciona como o "vaso de pressão" que contém os produtos de fissão e (5) O OPyC (*Outer Pyrocarbon*) mantém o SiC pressionado, mantendo a integridade da Triso; mesmo que o OPyC se rompa, os produtos de fissão ficarão contidos devido a presença do SiC; além de proporcionar uma superfície de união entre materiais, durante a fabricação do combustível compacto ou das *pebbles* (POWERS e WIRTH, 2010).

O ciclo do combustível de referência no projeto do MHTGR emprega urânio com baixo enriquecimento e urânio natural. Dois tipos de partículas combustíveis revestidas com TRISO são utilizados no projeto: a composição do combustível físsil é uma mistura bifásica de UO_2 e UC_2 com 19,8% de enriquecimento (geralmente referido como UCO com uma razão O/U de cerca de 1,5 no combustível fresco e uma razão C/U de cerca de 0,5).

A incorporação suficiente do UC_2 no núcleo da partícula produz oxigênio e evita formação de CO_2 durante a irradiação; dessa maneira, os produtos de fissão de terras raras são retidos como óxidos no núcleo, enquanto ao mesmo tempo a migração do UO_2 no núcleo é minimizada devido à pressão muito baixa. A composição do combustível fértil é a mesma do combustível físsil, exceto que o urânio natural é usado em vez do urânio enriquecido. Milhares destas partículas com diâmetro da ordem de 1 mm estão imersas em uma matriz de grafite e compactadas para formar o combustível compacto como é possível observar na Figura 2.13.

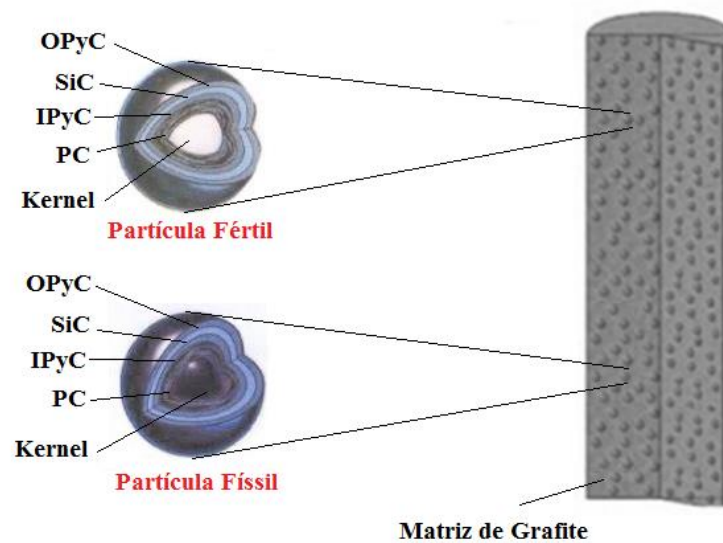


Figura 2-13 Partículas Triso imersas no combustível compacto no MHTGR.
Fonte: Adaptado de (POWERS e WIRTH, 2010)

O núcleo inteiro do MHTGR emprega mais de um bilhão (10^9) dos dois tipos das partículas Triso e a vantagem de um sistema com dois tipos de partículas é que permite que a mistura atinja facilmente o enriquecimento desejado. Na Tabela 2.5, são apresentadas algumas propriedades das partículas Triso.

Tabela 2-5 Propriedades da partícula Triso no MHTGR.

Parâmetro das Partículas	Físsil	Fértil
Composição do Kernel	$UC_{0,5}O_{1,5}$	$UC_{0,5}O_{1,5}$
Enriquecimento (wt% U^{235})	19,8	U Natural
Diâmetro do Kernel (μm)	350	500
Espessuras das Camadas		
Espessura do PC (μm)	100	65
Espessura do IPyC (μm)	35	35
Espessura do SiC (μm)	35	35
Espessura do OPyC (μm)	40	40
Diâmetro da partícula Triso (μm)	770	850
Densidade Média		
Densidade do Kernel (g/cm^3)	10,5	10,5
Densidade do PC (g/cm^3)	1,00	1,00
Densidade do IPyC (g/cm^3)	1,87	1,87
Densidade do SiC (g/cm^3)	3,20	3,20
Densidade do OPyC (g/cm^3)	1,83	1,83
Fração de Empacotamento	≤ 30	

Fonte: (GENERAL ATOMIC, 1996)

2.1.2 Reator modular de hélio que utiliza uma turbina a gás (GT-MHR)

O MHTGR com sua configuração de núcleo anelar dentro de um vaso de contenção de aço forma a base para o projeto do reator GT-MHR devido por acoplar um reator modular refrigerado com hélio (MHR) contido em um vaso de contenção com uma unidade de

conversão de energia (PCU) de turbina a gás de ciclo Brayton (GT) de alta eficiência contida em outro recipiente de contenção adjacente; o vaso e o recipiente estão interconectados através de um duto transversal e todo o módulo do reator GT-MHR está localizado em um prédio de contenção de concreto subterrâneo, como mostrado na Figura 2.14.

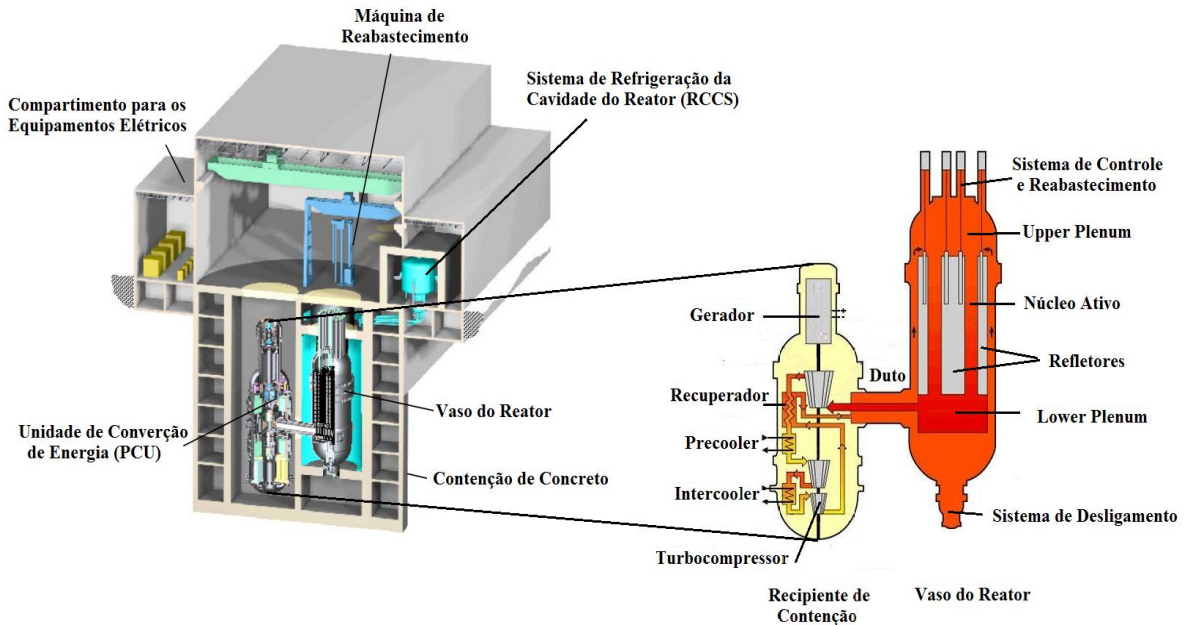


Figura 2-14 Esquema do módulo do reator GT-MHR.

Fonte: Adaptado de (BAXI, PEREZ, *et al.*, 2006; OLUMAYEGUN, WANG e KELSALL, 2016)

O projeto do núcleo, vaso do reator e sistemas de controle do GT-MHR têm as mesmas características que o MHTGR de 600 MWth que foi detalhado na seção anterior. O design da PCU é baseado em um ciclo direto de turbina a gás com recuperação de calor, otimizado para uma alta eficiência e um custo mínimo. Um esquema do design da PCU é mostrado na Figura 2.14. Durante a operação normal, o hélio aquecido e a alta pressão que sai do núcleo é direcionado através da parte interna concêntrica do duto para a turbina dentro do recipiente de contenção, onde é expandido para produzir energia mecânica. A energia mecânica produzida na turbina é usada para acionar o gerador, bem como dois estágios do compressor localizados no mesmo eixo (BAXI, PEREZ, *et al.*, 2006).

No recuperador, a energia térmica residual é recuperada da pressão reduzida, mas o gás que sai da turbina ainda é quente. O hélio entra no pré-resfriador (*precooler*), que é o principal dissipador de calor do ciclo. O hélio frio de baixa pressão é comprimido em dois estágios com resfriamento intermediário no *intercooler*. Em seguida, é direcionado para o lado de alta pressão do recuperador, onde é pré-aquecido, usando energia térmica recuperada dos gases de escape da turbina. Em seguida, é encaminhado para o núcleo através da

passagem concêntrica externa do duto. Embora o reator refrigerado a gás possa ser projetado para produzir hélio a temperaturas de até 1000 °C, uma temperatura de 850 °C foi escolhida para o projeto atual como um compromisso entre eficiência e limitações do material (BAXI, PEREZ, *et al.*, 2006).

Os HTGRs protótipos e de demonstração foram baseados no ciclo de vapor Rankine. No entanto, os projetos atuais favorecem o ciclo de Brayton, direto ou indireto. Alguns projetistas preferem ciclos indiretos de Brayton porque adicionam uma barreira adicional contra a potencial contaminação radioativa das turbo-máquinas e permitem certa flexibilidade na escolha do gás de refrigeração secundário e no acoplamento das unidades de processo de calor.

A maioria dos projetos HTGR de teste, no entanto, é de tipo direto. Os projetistas apontam várias vantagens em relação aos ciclos indiretos, como as eficiências 2-3% mais altas ou a prevenção dos problemas associados ao uso de um trocador de calor intermediário (IHX) (ou seja, aumento de custos, dificuldades de licenciamento, potencial de vazamentos, etc.). Alguns desses HTGRs, como o chinês HTR-10, incluem em suas configurações o inter-resfriamento por compressão e a recuperação de energia térmica dos gases de escape da turbina como formas de aumentar a eficiência térmica. Outros, como o japonês GTHT300, descartaram o uso de inter-resfriadores, apesar do ganho de eficiência de 2%, devido à complexidade adicional das turbo-máquinas (HERRANZ, LINARES e MORATILLA, 2009).

O desenvolvimento do GT-MHR foi liderado com um design da *General Atomics* na década de 1990. Esse projeto consistia em um núcleo anelar MHR de 450 MWth (semelhante ao do MHTGR). Várias opções foram consideradas em relação à unidade de conversão de energia, como o ciclo de vapor, ciclos diretos e indiretos de turbinas a gás. No ciclo indireto, as opções estudadas foram ciclos de Rankine e Brayton. O ciclo Rankine foi considerado devido à ampla experiência em turbinas a vapor na indústria, mas sua eficiência foi limitada a 42,7% (a temperatura do He de 700 °C e temperatura de vapor de 540 °C). Os ciclos de Brayton tiveram eficiências muito mais altas de 50,3% no ciclo direto e 47,6% no ciclo indireto (a temperaturas do He de 850 °C).

A Figura 2.15 fornece uma comparação das eficiências da usina nuclear e uma simplificação gráfica que pode ser obtida ao passar do ciclo de vapor dos MHR-SC para o ciclo de turbina a gás GT-MHR, respectivamente.

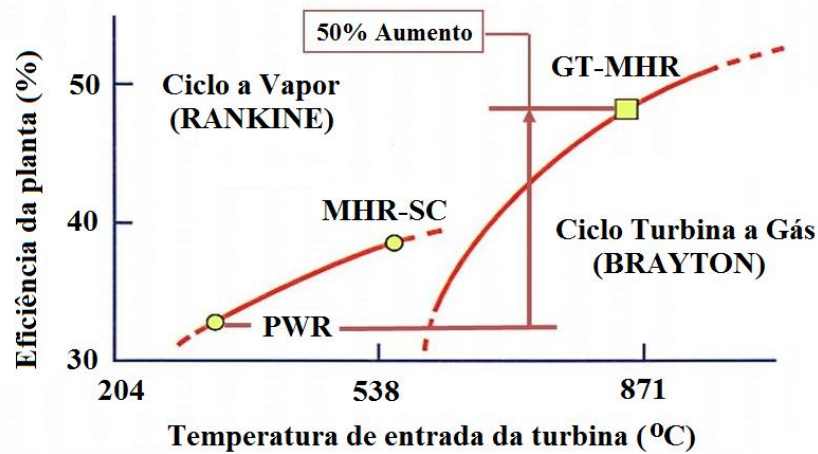


Figura 2-15 Comparação da eficiência das plantas
Fonte: Adaptado de (BREY, 2001)

O projeto atual do GT-MHR de 600 MWth desenvolvido em um programa conjunto dos Estados Unidos (*General Atomics*) com a Federação Russa é um reator moderado a grafite e refrigerado a hélio, que usa partículas de combustível Triso imersas em uma matriz de grafite de forma cilíndrica denominada combustível compacto, semelhante a outros projetos HTGR. O núcleo anelar e os blocos combustíveis são baseados no projeto do reator FSV e tem as mesmas características que no projeto MHTGR. Além disso, o GT-MHR é o ponto de partida para o projeto conceitual VHTR prismático. Como tal, grande parte da descrição atual do projeto do VHTR é extraída diretamente do GT-MHR; o projeto do GT-MHR será modificado para proporcionar maiores temperaturas de saída (850 °C para GT-MHR e 1000 °C para VHTR) e para interagir com um sistema de produção de hidrogênio, enquanto cumpre os objetivos das futuras usinas nucleares da quarta geração (GENERAL ATOMIC, 1996).

2.1.3 Planta nuclear de última geração (NGNP)

A tecnologia básica para o NGNP foi estabelecida em antigas instalações de reatores refrigerados a gás de alta temperatura (Dragon, Peach Bottom, AVR, THTR, Fort St. Vrain) e possui as mesmas características do núcleo, vaso do reator, sistemas de controle que o projeto do GT-MHR. Além disso, as tecnologias para o NGNPs estão sendo avançadas nos Projetos GT-MHR e PBMR. Em adição, os projetos japoneses HTTR e chinês HTR-10 estão demonstrando a viabilidade de alguns dos componentes e materiais NGNP planejados. Portanto, o projeto NGNP está focado na construção de um reator de demonstração, em vez

de simplesmente confirmar a viabilidade básica do conceito (MACDONALD, STERBENTZ, *et al.*, 2003).

A versão do NGNP prismático estudada no trabalho, é muito semelhante ao projeto GT-MHR atual; a versão da turbina provavelmente será muito semelhante ao GT-MHR atual. As diferenças entre o NGNP e o GT-MHR atual estarão principalmente nos materiais do reator e nos sistemas de conversão de energia, como também nos detalhes do núcleo em relação aos aspectos neutrônicos e termo-hidráulicos (BAXI, PEREZ, *et al.*, 2006). Embora originalmente o projeto tenha sido planejado para produzir uma temperatura de saída de 1000 °C para o refrigerante de hélio, a meta do projeto NGNP foi posteriormente reduzida para 900-950 °C levando em consideração os desafios significativos nos materiais devido a temperatura-alvo original (INGERSOLL, 2009).

A alta temperatura de saída é necessária para suportar várias aplicações de calor em processos termoquímicos eficientes para a produção de hidrogênio, na recuperação eficiente de óleo de xisto e areias betuminosas, e na reforma a vapor de gás natural. Embora o calor do processo seja o foco do NGNP, a alta temperatura de saída do refrigerante também oferece a possibilidade de gerar eletricidade com uma eficiência de conversão próxima de 50% em comparação com 30–33% para LWRs tradicionais. A capacidade prevista de geração de energia de uma única unidade ou módulo NGNP é de 250–300 MWe. A Figura. 2.16 mostra um *layout* funcional de uma versão de cogeração do NGNP para a produção de eletricidade e do calor de processos proposto pela *General Atomics* (INGERSOLL, 2009).

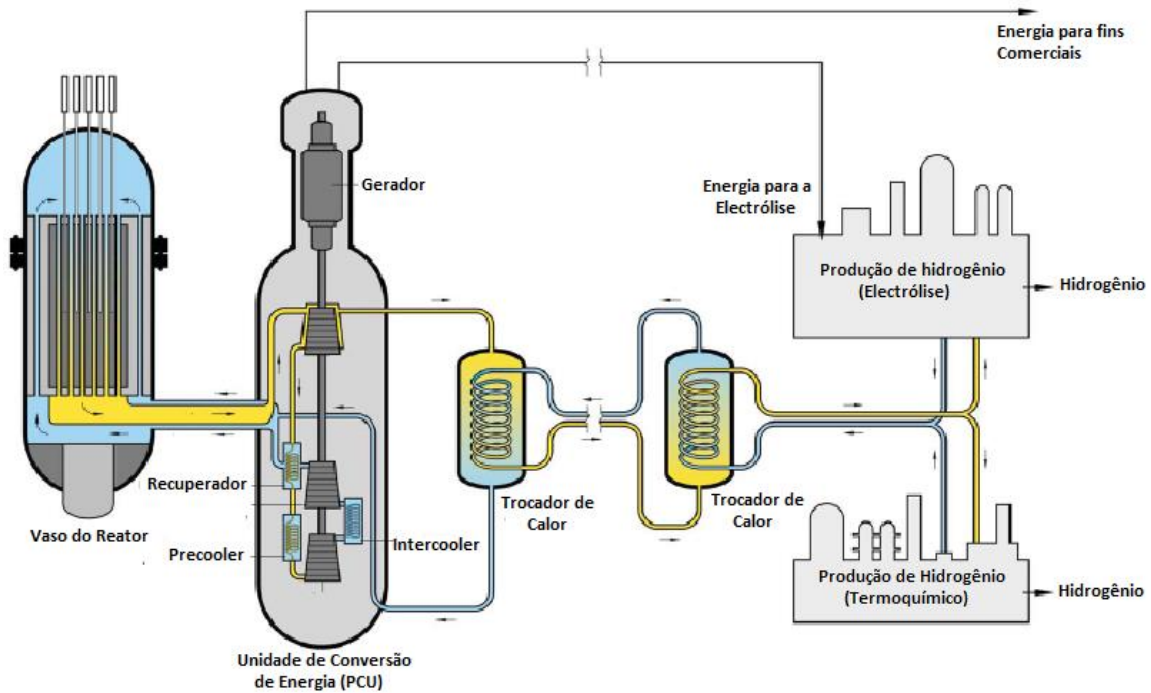


Figura 2-16 Diagrama do NGNP para a geração de eletricidade e calor de processos.
Fonte: Adaptado de (CORWIN e BURCHELL, 2008)

O NGNP produzirá tanto eletricidade quanto hidrogênio. O calor do processo para a produção de hidrogênio será transferido para a central de hidrogênio através de um trocador de calor intermediário. A potência térmica do reator e a configuração do núcleo serão projetadas para assegurar a remoção de calor devido ao decaimento de maneira passiva sem danos ao combustível no caso de eventuais acidentes. O ciclo de combustível será um ciclo de urânio de baixo enriquecimento e de altíssima queima (SOUTHWORTH, MACDONALD, *et al.*, 2003).

Na Tabela 2.6 são apresentadas as condições de operação esperadas, os materiais de construção e outras características importantes da versão prismática do NGNP em comparação com o projeto de GT-MHR.

Tabela 2-6 Características principais do GT-MHR e NGNP.

Condições ou características	Próximo do HTGR	
	GT-MHR	NGNP
Potência (MWth)	550-600	600-800
Densidade de Potência (MW/m ³)	6,5	6,5
Moderador	Grafite	Grafite
Refrigerante	Hélio	Hélio
Temperatura de Entrada (°C)	488	490
Temperatura de Saída (°C)	850	1000
Diferença de temperatura (°C)	361	510
Direção do Fluxo do Refrigerante	Para baixo	Para baixo
Geometria do Núcleo	Anelar	Anelar

Raio Efetivo dos Refletores internos (m)	1,48	1,48
Raio Efetivo do Núcleo ativo (m)	2,41	2,41
Raio Efetivo dos Refletores Externos (m)	3,33	3,33
Número de Colunas de combustível	102	102
Número de Blocos combustíveis por coluna	10	10
Altura do Núcleo Ativo (m)	7,93	7,93
Geometria do Elemento combustível	Hexagonal	Hexagonal
Tipos de Partícula Combustível	Triso	Triso
Tipo de Material Combustível	Físsil e Fértil	Físsil
Enriquecimento	LEU e LEU	LEU
Duração do Ciclo de Potência (meses)	14,0-15,7	18-24

Fonte: (GENERAL ATOMIC, 1996; MACDONALD, BAYLESS, *et al.*, 2004)

2.2 Reator de alta temperatura refrigerado a sal fluoretado (FHR)

O reator de alta temperatura refrigerado a sal fluoretado (FHR) é um dos principais projetos do reator de sal fundido (MSR). O MSR é um dos conceitos dos reatores GEN-IV identificados pelo GIF. A história do MSR remonta à década de 1950 e foi proposto pela primeira vez como o sistema de propulsão de uma aeronave com energia nuclear. Após o término do programa, a ênfase foi focada na pesquisa do MSR com ciclo de combustível do tório. Na década de 1960 mais pesquisas foram realizadas nos EUA, com dois reatores de demonstração construídos pela ORNL (CROSSLAND, 2012).

O programa MSR foi encerrado em 1976; embora os resultados dos reatores de demonstração fossem promissores, sem os complicados processos de remoção química, era um reator conversor com alta taxa de conversão se o tório fosse adicionado ao combustível. A ORNL continuou um programa modesto até o início dos anos 80, com maior ênfase na maximização da resistência à proliferação, e examinou a operação em ciclos nos quais todo o urânio permaneceu abaixo da média ponderada de 12% ^{233}U e /ou 20% ^{235}U (CROSSLAND, 2012).

O MSR em vez de elementos combustíveis sólidos (diferentemente do FHR) usa uma mistura de sal que contém o material físsil com uma mistura líquida de fluoretos de sódio, zircônio e urânio, que atua como combustível e refrigerante. O sal circula continuamente através de um núcleo de grafite e depois através de um trocador de calor, onde transfere calor para um circuito secundário refrigerado normalmente por outro tipo de sal. Quando o sal retorna ao núcleo, uma proporção do sal é desviada através de uma planta de processamento onde os produtos de fissão são removidos e o novo material físsil é introduzido. Esse processamento contínuo do combustível permite a operação sem reabastecimento.

Os sistemas MSR apresentam uma série de desafios como o processamento da mistura de sal altamente radioativa e requer equipamentos robustos. A combinação de um sal corrosivo e radioativo, com uma composição isotópica, que muda com o tempo, e uma alta influência de nêutrons também impõe requisitos extremos aos componentes do circuito primário. O núcleo de grafite também recebe uma alta dose de radiação, o que significa uma substituição destes durante a vida do reator. Esses desafios significam que o sistema MSR é o sistema menos desenvolvido com menor chance de alcançar viabilidade comercial até 2030. No entanto, dado o potencial do sistema, o comitê diretor do sistema provisório do MSR do GIF decidiu em 2008 modificar o roteiro da Geração IV acordado em 2002 para incluir pesquisas sobre tipos de sais e combustíveis.

Existe uma série de estudos e pesquisas que podem ajudar no desenvolvimento de sistemas MSR, incluindo os ciclos de potência de Brayton (em vez de ciclos de vapor), que eliminam muitos dos desafios históricos na construção dos MSRs. Dois projetos principais de design foram posteriormente desenvolvidos:

- O MSR de espectro rápido (MSFR) como uma alternativa de longo prazo para os reatores rápidos com combustível sólido, caracterizado por grandes coeficientes negativos de reatividade de temperatura e de vazio, uma característica de segurança exclusiva não encontrada em reatores rápidos com combustível sólido;
- O reator de alta temperatura refrigerado a sal fluoretado (FHR) é um reator de elevada temperatura, mais compacto que o VHTR e com um potencial para a segurança passiva, desde potências pequenas a muito altas (>2000 MWth).

O presente trabalho realiza uma análise com mais detalhes do FHR nas seções a seguir, por ter as mesmas características dos reatores de elevada temperatura refrigerados com hélio (VHTR), no qual o estudo dessa tese está focado, principalmente na implementação das tecnologias do VHTR com sais líquidos.

Os FHRs combinam o refrigerante de sal de fluoreto líquido (como nos MSRs), núcleos do tipo piscina e configurações dos vasos de contenção, como em muitos projetos de SFR, e combustíveis de partículas revestidas, como no VHTR. Os sais de fluoreto oferecem melhores características de transporte de calor em comparação com o hélio, permitindo

densidades de potência 4 a 8 vezes mais altas e níveis de potência acima de 4000 MWth (PEDRAZA, 2017).

A pesquisa em reatores de alta temperatura refrigerados a sal foi iniciada em 2002 com estudos do reator avançado de alta temperatura (AHTR) e, em 2004, evoluiu para o reator de elevada temperatura refrigerado a sal líquido (LS-VHTR) desenvolvidos pela ORNL. Estes reatores visam atingir altas temperaturas de saída do núcleo (950-1000 °C) e aperfeiçoar os sistemas de remoção de calor e suas respectivas aplicações; tais reatores serão descritos em maiores detalhes na subseção a seguir.

2.2.1 Descrição dos conceitos AHTR e LS-VHTR

O AHTR e LS-VHTR são novos conceitos do FHR; estes são uma variante do VHTR combinando quatro tecnologias já estabelecidas de uma nova maneira: (1) as partículas combustíveis revestidas com camadas de grafite que foram utilizadas com sucesso em reatores refrigerados a hélio, (2) os sistemas passivos de segurança e o projeto da planta que foram desenvolvidos para reatores rápidos refrigerados a metal líquido, (3) a operação do refrigerante de sal líquido a baixa pressão estudada extensivamente para reatores com combustível líquido, e (4) os ciclos de potência de Brayton operando a alta temperatura para a produção de eletricidade.

A combinação destas tecnologias permite alcançar potências de 2400 a 4000 MWth, permitindo atingir temperaturas entre 850 a 950 °C, com uma capacidade de segurança totalmente passiva e uma produção econômica de eletricidade ou hidrogênio (FORSBERG, PETERSON e PICKARD, 2003).

O AHTR e LS-VHTR utilizam as partículas combustíveis revestidas de camadas de carbono Triso, que estão imersas em uma matriz de grafite de forma cilíndrica que é o combustível compacto. Os elementos combustíveis são do mesmo tipo que tem sido utilizado com sucesso em reatores a alta temperatura refrigerados a gás, como FSV e THTR; a configuração e geometria do núcleo está principalmente baseada no GT-MHR. O refrigerante de sal fundido permite à operação a baixa pressão e a alta temperatura, levando a uma alta eficiência termodinâmica da planta, que potencializa a produção de calor. Além disso, podem ser utilizados vários sais diferentes como refrigerante primário, incluindo sais de fluoreto de lítio-berílio e sódio-zircônio. Os sais de fluoreto têm atributos altamente positivos para a transferência de calor a alta temperatura como: alta capacidade calorífica volumétrica em

comparação com gases e sódio, os grandes números de Prandtl que atenuam fenômenos de choque térmico, transparência semelhante à água e gases que permitem a inspeção óptica. Esquema dos sistemas AHTR e LS-VHTR são mostrados nas Figuras 2.17 e 2.18, respectivamente.

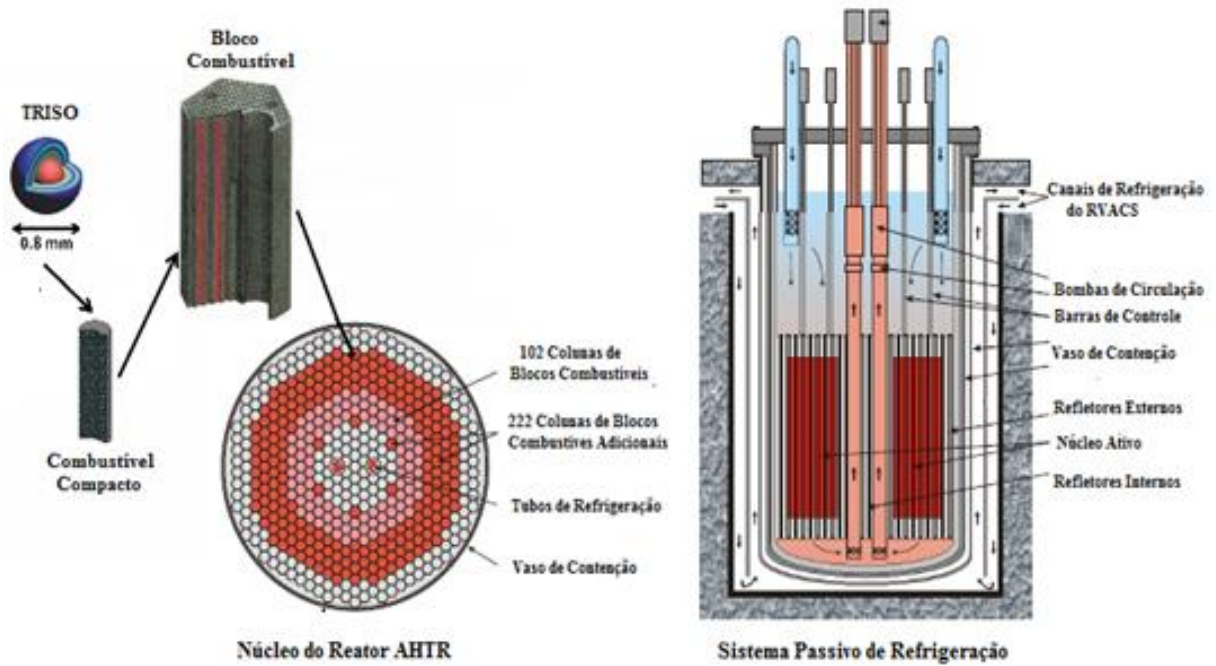


Figura 2-17 Esquema do AHTR.
Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004)

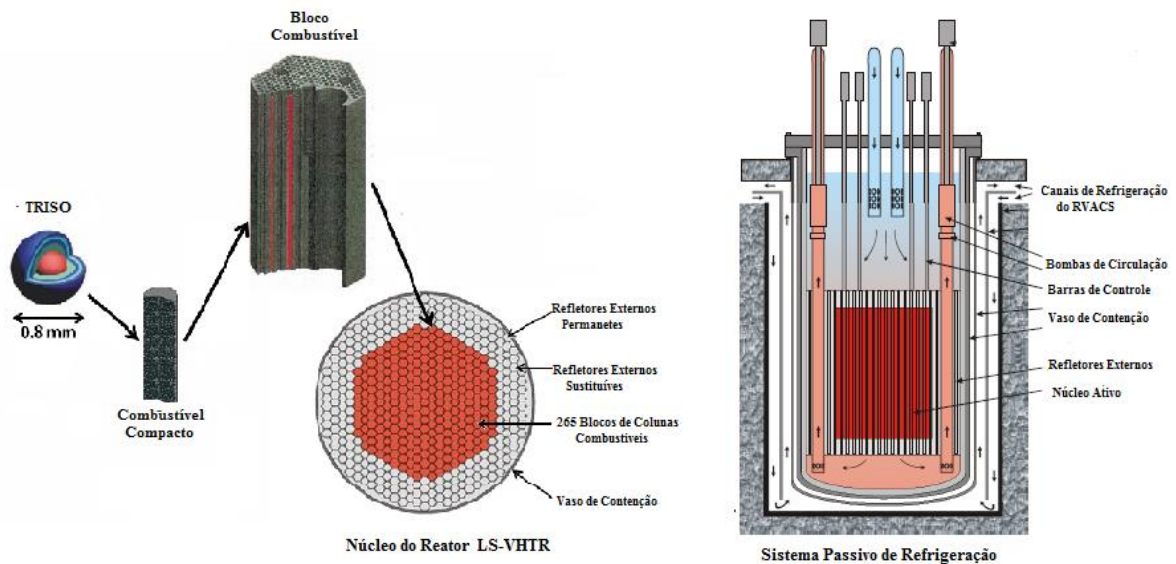


Figura 2-18 Esquema do LS-VHTR.
Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, 2005)

2.2.2 Descrição do núcleo do reator

O projeto do núcleo do LS-VHTR começou com os estudos realizados no desenvolvimento do AHTR (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004). Várias análises foram realizadas no AHTR para quantificar as expectativas de desempenho e para ajudar na seleção de vários parâmetros de projeto. A Figura 2.19 fornece uma vista transversal da geometria do núcleo reator, com uma geometria anelar com blocos refletores de grafite sem combustível distribuídos na porção interna do anel e a região entre o diâmetro exterior do núcleo ativo e o vaso de contenção do reator. Os blocos refletores internos e os blocos refletores exteriores são empilhados em 10 blocos, com uma camada adicional de blocos de grafite sem combustível na parte superior e inferior do conjunto para formar refletores axiais.

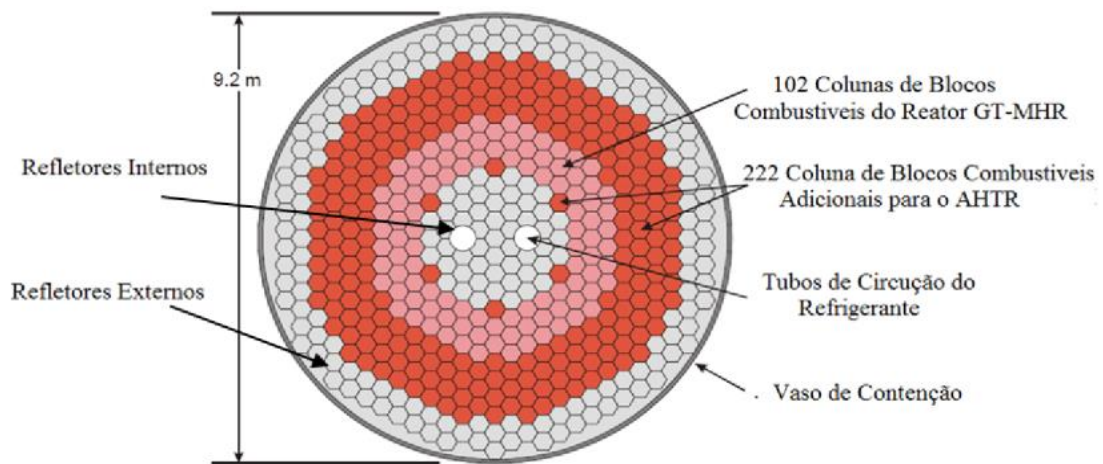


Figura 2-19 Vista transversal do núcleo de AHTR.
Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004).

A conclusão do estudo inicial foi que não havia problemas de viabilidade física com o AHTR, embora houvesse necessidade de desenvolvimento substancial e desafios de engenharia relacionados ao sal refrigerante. As análises físicas também indicaram que o projeto do núcleo anelar do VHTR, que tinha sido otimizado para refrigerante gasoso, estava longe de ser ideal para refrigerantes líquidos.

Com base no sucesso do estudo de 2004, foi realizada outra análise em 2005 (INGERSOLL, 2005). Para o núcleo do LS-VHTR, centrou-se no desenvolvimento de um novo projeto básico de núcleo mais otimizado para refrigerantes líquidos e que atendessem as metas primárias de segurança e ciclo de combustível. A primeira alteração foi remover os refletores internos de grafite, presentes em um reator refrigerado a gás para melhorar a

transferência de calor através do núcleo durante um acidente com perda de circulação forçada (LOFC).

A simulação da LOFC para o LS-VHTR mostrou que a significativa circulação natural do refrigerante de sal líquido durante o transiente proporcionou uma transferência de calor eficaz para o vaso de contenção. Deste modo, os refletores internos não são necessários e a sua eliminação melhora a economia geral dos nêutrons do LS-VHTR. A mudança também elimina o problema do pico de energia perto da interface interna entre o refletor e o núcleo como se observa nos reatores VHTRs refrigerados a gás. Na Figura 2.20, comparam-se os projetos dos núcleos e dos refletores para AHTR de 2004 com o projeto LS-VHTR de 2005.

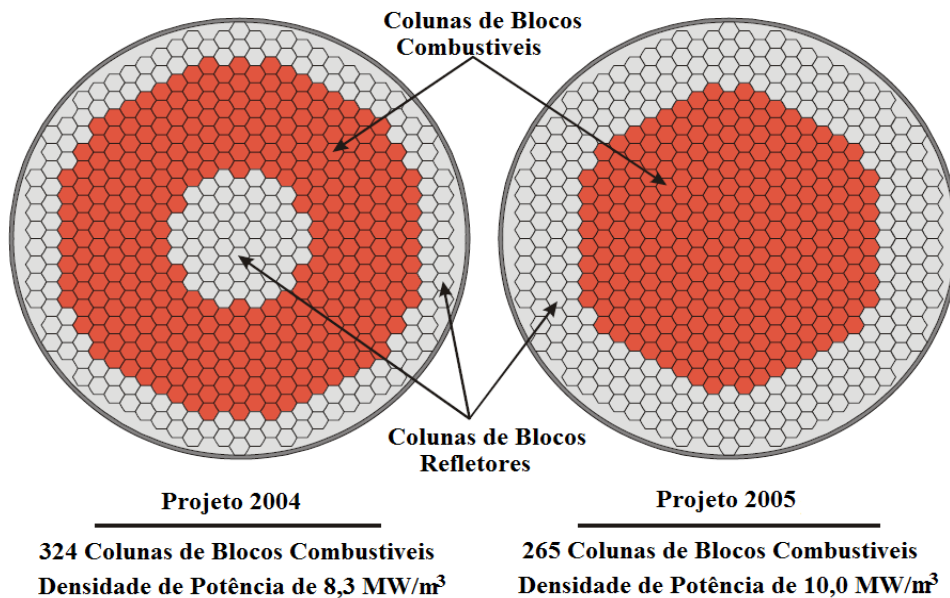


Figura 2-20 Vista transversal do núcleo do reator AHTR (esquerda) e LS-VHTR (direita).
Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, 2005; INGERSOLL, FORSBERG e MACDONALD, 2007).

O núcleo do reator AHTR tem uma configuração anelar e contém um total de 325 colunas de blocos combustíveis, 193 colunas de refletores removíveis substituíveis (55 internos e 138 externos). O núcleo do reator LS-VHTR com uma configuração cilíndrica contém 265 colunas de blocos de combustível e 252 colunas de blocos refletores; os dois núcleos estão envoltos por refletores radiais permanentes montados no vaso de contenção. Os blocos combustíveis e refletores são empilhados em colunas de 10 blocos de altura, com uma camada adicional de blocos de grafite na parte superior e inferior do conjunto para formar refletores axiais da mesma maneira que no caso do MHTGR descritos anteriormente. Os principais parâmetros dos núcleos AHTR e LS-VHTR são mostrados na Tabela 2.7.

Tabela 2-7 Características principais do núcleo AHTR e LS-VHTR

Parâmetro	Valores das Configurações	
	AHTR	LS-VHTR
Parâmetros Gerais		
Potência Térmica (MWth)	2400	2400
Densidade de Potência (MW/m ³)	8,3	10
Geometria do Núcleo Ativo do Reator	Anelar	Cilíndrica
Diâmetro Equivalente Interno do Núcleo ativo (m)	2,3	-
Diâmetro Equivalente Externo do Núcleo ativo (m)	7,8	7,8
Forma do Elemento Combustível	Bloco Hexagonal	Bloco Hexagonal
Número de Colunas Combustíveis	324	265
Forma do Elemento Refletor	Bloco Hexagonal	Bloco Hexagonal
Número de Colunas de Refletores Internos	55	-
Número de Colunas de Refletores Externos	138	252
Número de Colunas de Refletores Permanentes	~78	~78
Número de Blocos Combustíveis por Coluna	10	10
Altura da Parte Ativa do Núcleo do Reator (m)	7,93	7,93

Fonte: (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004; INGERSOLL, 2005)

2.2.3 Características dos elementos combustíveis e refletores

O núcleo do reator é composto por: elementos combustíveis (padrão e controle) e refletores de grafite (removíveis e permanentes), fontes de nêutrons para a partida do reator, e o material de controle da reatividade, todos eles situados no interior do vaso de contenção do reator. As características e projeto dos elementos combustíveis e refletores do AHTR e LS-VHTR são semelhantes ao do GT-MHR (GENERAL ATOMIC, 1996); no entanto os sistemas de controle não foram levados em conta neste trabalho, devido a não se encontrar em referências bibliográficas as localizações destes, tanto na parte ativa do núcleo como na região dos refletores. Assim, assume-se que todos os blocos combustíveis na parte ativa do núcleo do reator têm a mesma geometria que os blocos combustíveis padrão.

O elemento combustível padrão utilizado é o mesmo usado no estudo realizado nos projetos AHTR e LS-VHTR; uma vista transversal do elemento é mostrada na Figura 2.21. Ele tem a forma geométrica de um hexágono regular feito de grafite tipo H-451, o que forma um bloco combustível com altura de 79,3 cm e uma distância entre dois lados paralelos do hexágono de 36 cm.

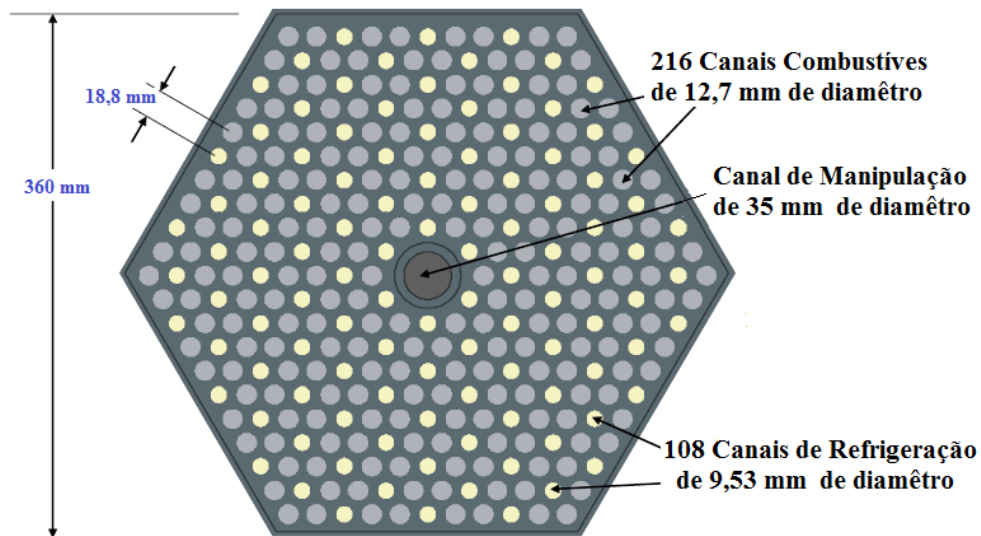


Figura 2-21 Vista transversal do elemento combustível padrão.
 Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004; INGERSOLL, 2005)

O bloco combustível tem 108 canais de refrigeração com 9,53 mm de diâmetro por onde flui o sal líquido, 216 canais de combustível (existem seis canais com venenos queimáveis nos cantos do projeto original do bloco GT-MHR; entretanto, o efeito destes canais não foi considerado no presente trabalho, assumindo que não são significativos na análise termo-hidráulica com 12,7 mm de diâmetro onde se introduzem os combustíveis compactos e um canal de manipulação de 35 mm de diâmetro localizado no centro do bloco que permite mover de um lugar pra outro os blocos combustíveis na montagem ou desmontagem do núcleo do reator. As principais características do bloco combustível estão na Tabela 2.8.

Tabela 2-8 Características do elemento combustível.

Parâmetros	Valor
Forma do elemento combustível	Hexagonal
Material do elemento combustível	Grafite H-451
Apótema (cm)	18
Altura (cm)	79,3
Número de Canais Combustíveis	216
Diâmetro do Canal Combustível (mm)	12,7
Número de Canais de Refrigeração	108
Diâmetro do Canal de Refrigeração (mm)	9,53
Distância entre Canais (mm)	18,8

Fonte: (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004; INGERSOLL, 2005)

Os elementos refletor têm forma hexagonal e são feitos de grafite tipo H-451. Como mencionado anteriormente, não se levou em conta os sistemas de controle, portanto o

tamanho, forma, o orifício de manipulação e canais de refrigeração são similares aos dos elementos combustíveis padrão, exceto que alguns dos elementos refletores (axiais) localizados na região superior e inferior do núcleo ativo têm diferentes alturas.

2.2.4 Características do combustível

O combustível dos conceitos AHTR e LS-VHTR utiliza um só tipo de partículas Triso, do tipo físsil (diferente dos conceitos MHTGR, GT-MHR e NGNP que empregam físsil e fértil). Milhares de partículas Triso de ~0,9 mm de diâmetro estão imersas em uma matriz de grafite com uma densidade de 1,59 g/cm³ e compactadas para formar o combustível compacto com uma altura de 26,75 mm de altura e 12,7 mm de diâmetro empilhados em um canal combustível (15 compactos por canal). Propriedades do combustível compacto e das partículas Triso estão baseadas nos estudos dos projetos AHTR e LS-VHTR, onde o *kernel* tem dióxido de urânio (UO₂) no AHTR ou UCO no LS-VHTR como combustível, com um enriquecimento menor que 20% em peso de U²³⁵ e uma fração de empacotamento menor do que 30%. (A fração de empacotamento é a razão entre o volume das partículas Triso e o volume do combustível compacto). Na Tabela 2.9, são apresentadas algumas propriedades do combustível compacto e da partícula Triso.

Tabela 2-9 Propriedades do combustível compacto e partícula Triso.

Parâmetros	AHTR	LS-VHTR
Combustível Compacto		
Densidade da matriz de Grafite (g/cm ³)	1,74	1,74
Diâmetro do Combustível Compacto (mm)	12,45	12,45
Altura do Combustível Compacto (mm)	52,8	52,8
Número de Combustíveis Compactos no Canal combustível	15	15
Partículas Triso		
Composição do Kernel	UO ₂	U _{1,0} C _{0,5} O _{1,5}
Enriquecimento (wt%U ²³⁵)	10,36	<20
Diâmetro (µm) e densidade (g/cm ³) do Kernel	350/10,40	425/10,5
Espessura (µm) e densidade (g/cm ³) do PC	100/1,0	100/1,0
Espessura (µm) e densidade (g/cm ³) do IPyC	35/1,85	35/1,85
Espessura (µm) e densidade (g/cm ³) do SiC	35/3,20	35/3,20
Espessura (µm) e densidade (g/cm ³) do OPyC	40/1,80	40/1,80
Diâmetro da partícula Triso (µm)	770	845
Fração de Empacotamento (%)	≤30	

Fonte: (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004; INGERSOLL, 2005)

2.3 Propriedades termo-físicas dos refrigerantes utilizados

As propriedades termo-físicas do refrigerante do reator são requeridas comumente pelos códigos de planta que são descritos no capítulo seguinte. No entanto na maioria de códigos CFD as propriedades termo-físicas são implementadas.

2.3.1 Propriedades termo-físicas do hélio

Historicamente, o hélio foi escolhido como refrigerante para reatores de elevada temperatura devido a suas características termo-físicas como: é quimicamente inerte e monofásico; de baixa capacidade térmica, sendo o calor específico do hélio maior do que o da água, o que faz a temperatura mudar lentamente, o que é bom para o aspecto de segurança, além de ter uma condutividade térmica alta;

Para fins de análises termo-hidráulicas do VHTR, as propriedades termo-físicas do hélio são reportadas em: (1) padrões de segurança pela Comissão Alemã para os Padrões de Segurança Nuclear KTA 3102.1 (KTA, 1978) e (2) Instituto Nacional de Padrões e Tecnologia (NIST, 2009) do Departamento de Comércio dos EU; devem ser usadas no cálculo, conforme sugerido pela IAEA (2003).

As propriedades do hélio no RELAP5 foram utilizadas como parte do projeto de leito de esferas (HUDA e OBARA, 2008), baseadas na suposição de que as propriedades do hélio no RELAP5 são comparáveis às propriedades do hélio no KTA 3102.1. Houve estudos detalhados que compararam as propriedades do hélio usadas no RELAP5 e as propriedades do hélio no KTA 3102.1. Como conclusão deste estudo, verificou-se que as propriedades do hélio no RELAP5 são adequadas para análises termo-hidráulicas em VHTR (WIDODO, ROHANDA e SUBEKTI, 2018). As propriedades do hélio no KTA 3102.1 são mostradas na Tabela 2.10. Os valores dependem da pressão e da temperatura ou apenas da temperatura.

Tabela 2-10 Propriedades termo-físicas do Hélio do KTA.

Propriedades	Valor
Calor Específico:	$5195 \frac{J}{kg \cdot K}$ Para pressão constante $3117 \frac{J}{kg \cdot K}$ Para volume constante
Condutividade Térmica:	$2,682 \cdot 10^{-3} (1 + 1,123 \cdot 10^3 \cdot p) \cdot T^{0,71 \cdot (1 - 2 \cdot 10^{-4} \cdot p)} \frac{W}{m \cdot K}$
Densidade:	$\rho(T[K]) = 48,14 \cdot \frac{p}{T} \left(1 + 0,4446 \cdot \frac{p}{T^{1,2}}\right) \frac{kg}{m^3}$
Viscosidade Dinâmica:	$\rho(T[K]) = 3,674 \cdot 10^{-7} \cdot T^{0,7} Pa \cdot s$

p é a pressão do gás em bar, T é a temperatura do gás em K; as equações acima são aplicáveis aos seguintes intervalos: 1 bar < p < 100 bar e 293 K < T < 1773 K.

Fonte: (KTA, 1978)

Diferentes análises termo-hidráulicas com a dinâmica de fluidos computacional (CFD) em reatores de alta temperatura refrigerado com hélio foram realizadas nos trabalhos de Johnson e Schultz (2004), Tak et al. (2008), Johnson et al. (2009) e Sato et al. (2010), onde se utilizaram as propriedades do hélio do Instituto Nacional de Padrões e Tecnologia (NIST, 2009) do Departamento de Comércio dos EUA. Estes estudos mostraram que as propriedades do gás do hélio são adequadas para estudos CFD em reatores de alta temperatura.

Propriedades do gás hélio tais como densidade, capacidade térmica, condutividade térmica e viscosidade são ilustradas na Tabela 2.11 que foram consideradas isobáricas para uma pressão de 1025 psi.

Tabela 2-11 Propriedades termo-físicas do Hélio do NIST.

	Propriedade					
	P = 1025 psi		F(T) = A ₁ + A ₂ T + A ₃ T ² + A ₄ T ³ + A ₅ T ⁴			
	Calor Específico ($\frac{J}{kg \cdot K}$)		Condutividade e Térmica ($\frac{W}{m \cdot K}$)	Densidade ($\frac{kg}{m^3}$)		Viscosidade Dinâmica (Pa · s)
Faixa Temperatura (K)	250-450	250-1500	250-1500	250-650	650-1500	250-1500
A ₁	5,29 · 10 ³	5,18 · 10 ³	4,17 · 10 ⁻²	3,95 · 10 ¹	1,69 · 10 ¹	5,52 · 10 ⁻⁶
A ₂	-9,18 · 10 ⁻¹	3,18 · 10 ⁻³	4,48 · 10 ⁻⁴	-1,88 · 10 ⁻¹	-3,33 · 10 ⁻²	5,44 · 10 ⁻⁸
A ₃	3,09 · 10 ⁻³	6,68 · 10 ⁻⁶	2,00 · 10 ⁻⁷	4,38 · 10 ⁻⁴	3,23 · 10 ⁻⁵	-2,10 · 10 ⁻¹¹
A ₄	-4,66 · 10 ⁻⁶	-6,63 · 10 ⁻⁹	9,26 · 10 ⁻¹¹	-5,00 · 10 ⁻⁷	-1,54 · 10 ⁻⁸	9,06 · 10 ⁻¹⁵
A ₅	2,66 · 10 ⁻⁹	1,72 · 10 ⁻¹²	-1,88 · 10 ⁻¹⁴	-2,23 · 10 ⁻¹⁰	2,89 · 10 ⁻¹²	-1,74 · 10 ⁻¹⁸

T é a temperatura do gás em K, F(T) é alguma das propriedades termo-físicas do gás em condição isobárica.

Fonte: (NIST, 2009; JOHNSON, SATO e SCHULTZ, 2009)

2.3.2 Propriedades termo físicas do sal líquido

Uma alternativa nos reatores VHTR refrigerados pelo hélio é utilizar um sal fundido de fluoreto como refrigerante utilizando o mesmo tipo de combustível que foi desenvolvido e demonstrado em reatores refrigerados a gás HTGRs. Existem vários sais que têm sido considerados como refrigerante para o LS-VHTR, pelas seguintes razões: (1) ponto de fusão relativamente baixo e ponto de ebulição elevado, tendo um amplo intervalo entre estes pontos; (2) boa capacidade na transferência de calor; (3) operação a baixas pressões e (4) boas propriedades neutrônicas.

Em geral, os sais com menor número atômico tendem a exibir melhor transferência de calor e apresentam boas propriedades neutrônicas devido à capacidade calorífica alta, pequenas seções choque de absorção de nêutrons e alta capacidade de moderação. Em relação à compatibilidade dos sais com os materiais estruturais, é necessário o uso de ligas especiais bem testadas para o vaso de contenção com a finalidade de limitar a corrosão. Na Tabela 2.12 são mostrados os diferentes sais que podem ser utilizados como refrigerantes em comparação com os refrigerantes convencionais.

Tabela 2-12 Propriedades termo-físicas dos refrigerantes convencionais e de sais líquidos.

Refrigerante	Calor Específico ρC_p (cal/g-K)	Densidade ρ (g/cm ³)	Viscosidade μ (cP)	Expansão Térmica β (1/°C)	Condutividade Térmica k (W/m-K)	Número de Prandtl
Refrigerante de Comparação						
Água (300°C)	1,370	0,72	0,09	$3,30 \times 10^{-3}$	0,54	0,967
Na (500°C)	0,303	0,82	0,23	$8,60 \times 10^{-4}$	62	0,004
NaF-NaBF ₄ (700°C)	0,360	1,75	0,88	$4,25 \times 10^{-4}$	0,5	2,240
Sais candidatos (700°C)						
LiF-NaF-KF	0,450	2,02	2,9	$3,61 \times 10^{-4}$	0,92	5,938
LiF-NaF-RbF	0,236	2,69	2,6	$3,01 \times 10^{-4}$	0,62	4,143
2LiF-BeF ₂	0,577	1,94	5,6	$2,52 \times 10^{-4}$	1	13,525
NaF-BeF ₂	0,530	2,01	7	$1,84 \times 10^{-4}$	0,87	17,513
LiF-NaF-BeF ₂	0,489	2,00	5	$2,25 \times 10^{-4}$	0,97	10,551
LiF-ZrF ₄	0,292	3,09	>5,2	$2,99 \times 10^{-4}$	0,48	>13,241
NaF-ZrF ₄	0,280	3,14	5,1	$2,96 \times 10^{-4}$	0,49	12,199
KF-ZrF ₄	0,251	2,80	<5,1	$3,71 \times 10^{-4}$	0,45	<11,907
RbF-ZrF ₄	0,200	3,22	5,1	$3,11 \times 10^{-4}$	0,39	10,948
LiF-NaF-ZrF ₄	0,300	2,79	6,9	$3,12 \times 10^{-4}$	0,53	19,073

Fonte: (WILLIAMS, TOTH e CLARMO, 2006).

Como pode ser visto na Tabela 2.13, o calor específico dos sais é menor do que o da água, mas a densidade é mais que o dobro em relação à da água, de modo que as propriedades de transferência de calor ainda são vantajosas. A viscosidade dos sais é mais elevada do que a da água, sendo necessário um projeto otimizado dos canais de refrigeração para reduzir a queda de pressão e potência de bombeamento.

O sal líquido LiF-BeF₂, geralmente denominado Flibe, foi escolhido entre outros sais como o refrigerante no circuito primário do LS-VHTR (INGERSOLL, 2005). O sal LiF-NaF-KF chamado FLiNaK foi considerado como um bom candidato como refrigerante no circuito intermediário (INGERSOLL, FORSBERG e MACDONALD, 2007).

A principal desvantagem do Flibe é a alta temperatura de fusão, o que exige projetos complexos de sistemas para que o sal permaneça com temperatura superior à de fusão. No

entanto, isso pode ser resolvido pela operação em altas temperaturas utilizando ciclos fechados de potência de Brayton para a produção de eletricidade ou para a produção de hidrogênio a altas temperaturas. As principais propriedades físicas e termo-hidráulicas do Flibe foram implementadas no código RELAP5-3D por Davis (2005). Algumas destas correlações são apresentadas na Tabela 2.13.

Tabela 2-13 Propriedades termo-físicas do Flibe.

Propriedades	Valor
Calor Específico:	$2415 \frac{J}{kg \cdot K}$
Condutividade Térmica:	$1,1 \frac{W}{m \cdot K}$
Densidade:	$\rho(T[K]) = 2279,7 - 0,4884 \cdot T[K] \frac{kg}{m^3}$
Viscosidade Dinâmica:	$\rho(T[K]) = 1,16 \cdot 10^{-4} - 0,4884 \cdot e^{\frac{3755}{T[K]}} Pa \cdot s$

Fonte: (DAVIS, 2005).

2.4 Propriedades termo-físicas dos materiais

2.4.1 Partícula Triso

A estrutura em camadas da partícula Triso gera resistência natural ao fluxo de calor, principalmente por causa das diferentes propriedades térmicas e físicas de cada uma das camadas constituintes. Esta resistência ao fluxo de calor faz com que os *kernels* alcancem temperaturas elevadas, que rapidamente serão compensadas com as inserções de reatividade negativa (ORTENSI e OUGOUAG, 2009). Duas propriedades termo-físicas cruciais são necessárias para modelar o transporte de calor através do revestimento do combustível da Triso: a condutividade térmica e calor específico volumétrico, ilustradas nas Figuras 2.22 e 2.23, respectivamente, com suas correlações matemáticas que estão nas Tabelas 2.14 e 2.15, também respectivamente.

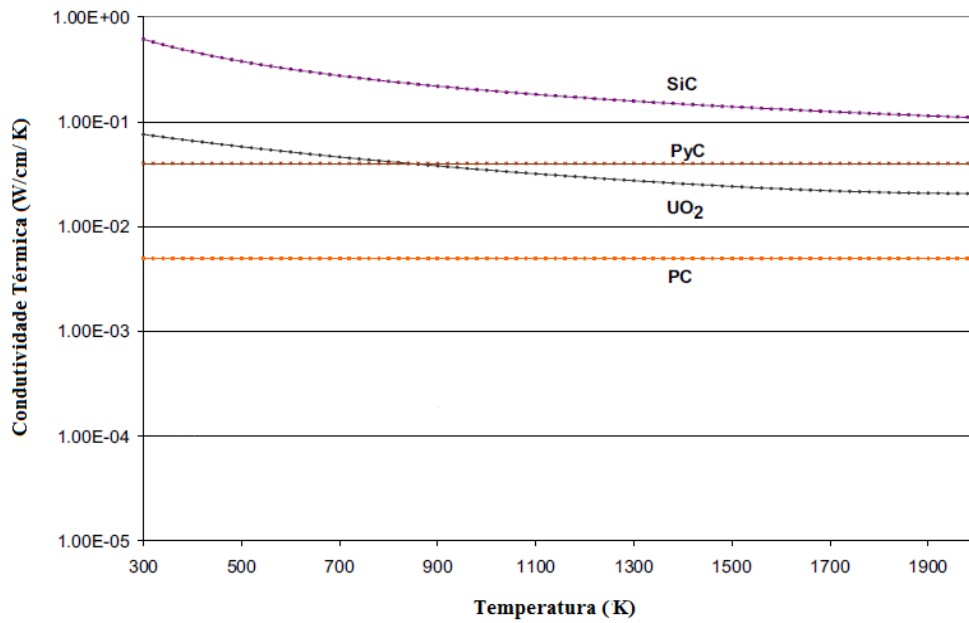


Figura 2-22 Condutividade térmica das camadas do Triso.
 Fonte: Adaptado de (ORTENSI e OUGOUAG, 2009)

Tabela 2-14 Correlações das condutividades térmicas das camadas da Triso.

Condutividade Térmica das Camadas da Triso (W/cm K)	
Material	Valor
kernel UO ₂	$K = 0,01 \left[\frac{1}{0,035 + 2,25 \cdot 10^{-4}T} + 8,30 \cdot 10^{-11}T^3 \right]$
PC	$K = 0,005$
IPyC	$K = 0,04$
SiC	$K = \frac{178,85}{T} + 0,02$
OPyC	$K = 0,04$

Fonte: (STRYDOM e BOSTELMANN, 2015; GOUGAR, ORTENSI, *et al.*, 2012; IAEA, 2010).

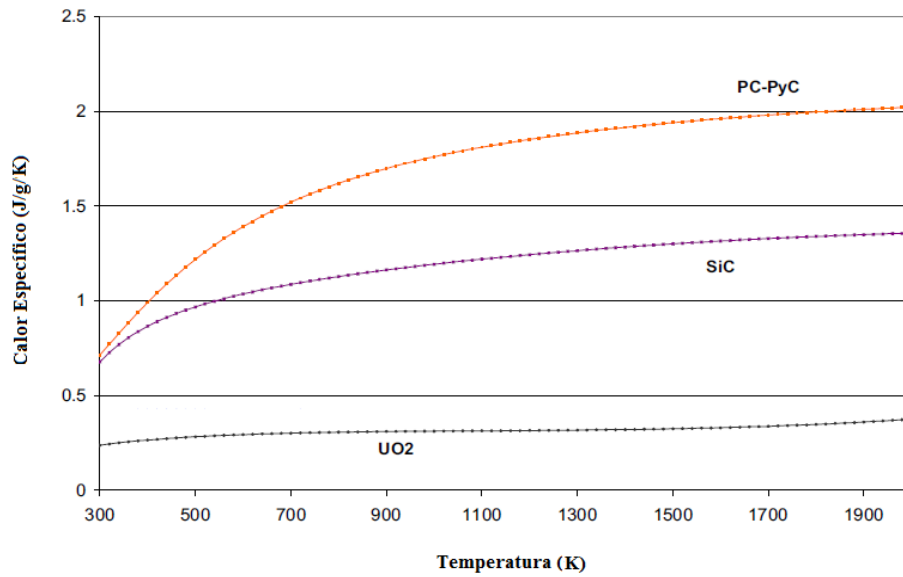


Figura 2-23 Calor específico das camadas do Triso.
Fonte: Adaptado de (ORTENSI e OUGOUAG, 2009).

Tabela 2-15 Correlações dos calores específicos das camadas da Triso.

Capacidade Térmica das camadas da Triso ($\text{J/cm}^3 \cdot \text{K}$)		
Material	Densidade (g/cm^3)	Valor
kernel UO_2	Varia	$\rho c_p = 0,04058 \left[\frac{C_1 \theta^2 e^{\frac{\theta}{T}}}{T^2 \left(e^{\frac{\theta}{T}} - 1 \right)^2} + 2C_2 + \frac{C_3 E_0 e^{-\frac{\theta}{T}}}{T^2} \right]$ <p>Onde: $C_1 = 81,613$ $C_2 = 2,285 \cdot 10^{-3}$ $C_3 = 2,360 \cdot 10^7$ $\theta = 1,85317 \cdot 10^4$ $E_0 = 548,68$</p>
PC	1,0	Para $T \leq 1100$ K $\rho c_p = 9,063 \cdot 10^{-3} + 3,244 \cdot 10^{-3} \cdot T - 1,234 \cdot 10^4 \cdot T^{-2} - 1,448 \cdot 10^{-6} \cdot T^2$ Para $T > 1100$ K $\rho c_p = 2,036 + 3,625 \cdot 10^{-5} \cdot T - 2,635 \cdot 10^5 \cdot T^{-2}$
IPyC	1,9	Para $T \leq 1100$ K $\rho c_p = 1,722 \cdot 10^{-2} + 6,164 \cdot 10^{-3} \cdot T + 2,345 \cdot 10^4 \cdot T^{-2} + 2,751 \cdot 10^{-6} \cdot T^2$ Para $T > 1100$ K $\rho c_p = 8,868 + 4,888 \cdot 10^{-5} \cdot T + 5,007 \cdot 10^5 \cdot T^{-2}$
SiC	3,238	$\rho c_p = 4,104 + 1,576 \cdot 10^{-4} \cdot T + 3,976 \cdot 10^5 \cdot T^{-2} + 6,63 \cdot 10^{-7} \cdot T^2$
OPyC	1,9	Para $T \leq 1100$ K $\rho c_p = 1,722 \cdot 10^{-2} + 6,164 \cdot 10^{-3} \cdot T - 2,345 \cdot 10^4 \cdot T^{-2} - 2,751 \cdot 10^{-6} \cdot T^2$ Para $T > 1100$ K $\rho c_p = 3,868 + 6,888 \cdot 10^{-5} \cdot T - 5,007 \cdot 10^5 \cdot T^{-2}$

Fonte: (STRYDOM e BOSTELMANN, 2015; GOUGAR, ORTENSI, *et al.*, 2012; IAEA, 2010).

2.4.2 Combustível compacto

Os dados das propriedades termo-físicas do combustível são cruciais para que uma modelagem possa assegurar que o combustível modelado esteja respondendo apropriadamente para as temperaturas adequadas de operação no reator. No caso do combustível do LS-VHTR, há poucos dados disponíveis sobre a condutividade térmica efetiva da partícula Triso, sendo que os únicos dados disponíveis vêm da experiência alemã com o HTGR na década de 1980 (JENSEN, 2010). Além do mais, até o momento, as pesquisas referentes a medidas experimentais da condutividade térmica efetiva do combustível compacto são restritas.

O combustível compacto é um material heterogêneo, já que diversas partículas Triso estão imersas na matriz de grafite. Porém, para considerar o efeito destas partículas no combustível compacto, é possível utilizar propriedades quase homogêneas para representá-lo como se fosse um só material, determinando a condutividade térmica efetiva (ETC - *Effective Thermal Conductivity*) do mesmo (SHIN, CHO, *et al.*, 2015).

A ETC está baseada nas soluções das equações de Maxwell, com os parâmetros para materiais heterogêneos com duas fases, sendo uma contínua e a outra dispersa (GONZO, 2002). A primeira fase, no nosso caso, seria a matriz de grafite do combustível compacto, e a segunda fase seria as partículas Triso. A ETC depende também da fração de empacotamento e da configuração da fase dispersa. A ETC pode ser dada de maneira geral pela equação 2.1:

$$K_{eff} = K_{eff}(k_m(T), k_p(T), \varphi, a) \quad (2.1)$$



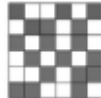


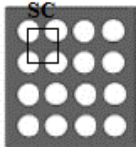
onde:

- $k_m(T)$ [W/cm-K] é a condutividade térmica da fase contínua,
- $k_p(T)$ [W/cm-K] é a condutividade térmica da fase dispersa,
- φ é a fração de empacotamento,
- a é a configuração da fase dispersa.

Existe um grande número de modelos que têm sido desenvolvidos para conhecer a ETC de materiais heterogêneos com duas fases, sendo alguns destes apresentados na Tabela 2.16 na qual estão separados em três categorias: (1) os modelos ETC iniciais, que são modelos para materiais de duas fases contínuas que podem estar em série ou paralelo,

considerando médias geométricas, médias aritméticas, médias harmônicas e outras; (2) os modelos de Maxwell, que estão baseados nas soluções das equações de Maxwell, que são para modelos duas fases, uma contínua e a outra dispersa, sem levar em conta a configuração geométrica desta última, (3) outros modelos nos quais podem haver melhorias em relação aos anteriores como, por exemplo, o modelo de Tanaka-Chisaca para duas fases, uma contínua e a outra dispersa com uma configuração geométrica simples (CARSON, 2002).

Tabela 2-16 Modelos para determinar a condutividade térmica para materiais de duas fases.

Categorização	Tipo	Modelo	Fases
Iniciais	Série	$K_{eff} = (1 - \phi)k_m + \phi k_p$	
	Paralelo	$K_{eff} = \frac{1}{(1 - \phi)k_m^{-1} + \phi k_p^{-1}}$	
	Média Geométrica	$K_{eff} = k_p^\phi k_m^{1-\phi}$	
Das equações de Maxwell	Inicial	$\frac{K_{eff}}{k_m} = \frac{k_p(1 + 2\phi) + 2k_m(1 - \phi)}{k_p(1 - \phi) + k_m(1 + \phi)}$	
	Hamilton	$\frac{K_{eff}}{k_m} = \frac{k_m(1 + \phi) + k_p(1 - \phi)}{k_m(1 - \phi) + k_p(1 + \phi)}$	
Outros	Tanaka-Chisaca	$\frac{K_{eff}}{k_m} = (1 - A) \frac{\text{Log} \left[1 + B \left(\frac{k_p}{k_m} - 1 \right) \right]}{B \left(1 - \frac{k_m}{k_p} \right)}$ <p>Onde:</p> $A = \frac{2(1-\phi)}{2+\phi} \quad \text{e} \quad B = \frac{2(1-\phi)}{3}$	

Fonte: (FOLSOM, 2012; GONZO, 2002).

A metodologia para determinar as propriedades termo-físicas do combustível compacto realizada pela IAEA-CRP em colaboração com a GA, mostraram que: (1) A condutividade térmica efetiva K_{eff} está baseada na teoria de Maxwell da condutividade de materiais compostos, onde a teoria original é derivada para dois materiais, mas é estendida a três materiais para as aplicações HTGR pela AMEC NSS (STAINSBY, 2009). (2) O calor específico efetivo $(C_p)_{eff}$ é calculado a partir do balanço da energia e (3) a densidade efetiva ρ_{eff} a partir do balanço de massa (STRYDOM, BOSTELMANN e YOON, 2015). Esta metodologia funciona também para determinar as propriedades termo-físicas da partícula Triso como um todo.

A forma para determinar as propriedades termo-físicas efetivas das partículas Triso e do combustível compacto são apresentados na Tabela 2.17.

Tabela 2-17 Metodologia para determinar as propriedades termo-físicas

Propriedades	Valor
Condutividade Térmica Efetiva K_{eff}	$K_{eff} = K_m \left(\frac{1 + 2\alpha B_{(N_{coat}+2)}}{1 + \alpha B_{(N_{coat}+2)}} \right)$
Calor específico efetivo $(C_p)_{eff}$	$(C_p)_{eff} = \frac{\int \rho C_p dV}{\int \rho dV}$
Densidade efetiva ρ_{eff}	$\rho_{eff} = \frac{\int \rho dV}{\int dV}$

K_m : Condutividade das matriz de grafite; α : fração de volume ocupado pelas partículas Triso; $B_{(N_{coat}+2)}$: coeficiente obtido a partir das equações de Maxwell que representa as camadas do revestimento do TRISO.

Fonte: (STRYDOM, 2018)

Os valores determinados para as propriedades termo-físicas do combustível compacto reportado pela NIST são apresentados na Tabela 2.18.

Tabela 2-18 Propriedades termo-físicas do combustível compacto reportado pela NIST

	Propriedade				
	P = 1025 psi			$F(T) = A_1 + A_2 T + A_3 T^2 + A_4 T^3 + A_5 T^4$	
	Calor Específico $\left(\frac{J}{kg \cdot K} \right)$			Condutividade Térmica $\left(\frac{W}{m \cdot K} \right)$	Densidade $\left(\frac{kg}{m^3} \right)$
Faixa Temperatura (K)	255,6-533,3	533,3-1088,9	1088,9-2200	255,6-2200	255,6-2200
A_1	$5,18 \cdot 10^2$	$-2,96 \cdot 10^3$	$4,14 \cdot 10^2$	3,94	$2,39 \cdot 10^3$

A_2	-	$1,50 \cdot 10^1$	$8,63 \cdot 10^{-1}$	$3,59 \cdot 10^{-3}$	-
A_3	-	$-2,33 \cdot 10^{-2}$	$-6,14 \cdot 10^{-4}$	$-1,98 \cdot 10^{-9}$	-
A_4	-	$1,64 \cdot 10^{-5}$	$2,09 \cdot 10^{-7}$	$3,19 \cdot 10^{-12}$	-
A_5	-	$-4,40 \cdot 10^{-9}$	$-2,70 \cdot 10^{-11}$	$-9,77 \cdot 10^{-16}$	-

T é a temperatura do gás em K, F(T) é alguma das propriedades termo-físicas do gás em condição isobárica.
Fonte: (NIST, 2009; JOHNSON, SATO e SCHULTZ, 2009)

2.4.3 Blocos combustíveis

Uma grande parte dos núcleos dos reatores VHTR de tipo prismático foi projetada para utilizar o grafite tipo H-451 como material estrutural baseado nos projetos do GT-MHR e do AHTR (GENERAL ATOMIC, 1996). Esse tipo de grafite é um material quase isotópico baseado no coque de petróleo que foi desenvolvido especificamente para os elementos combustíveis e refletores do HTGR. No projeto modelado, o grafite tipo H-451 foi usado nos blocos combustíveis padrão, nos blocos combustíveis com sistemas de controle e partida, e nos diferentes tipos de blocos refletores. As propriedades termo-físicas do grafite tipo H-451, como a condutividade térmica e calor específico são apresentadas nas Figuras 2.24 e 2.25, respectivamente, onde é possível observar que a condutividade térmica varia com o nível de irradiação por nêutrons sofrido pelo grafite. Na Tabela 2.19, são apresentadas correlações da condutividade térmica e do calor específico correspondentes às Figuras 2.24 e 2.25.

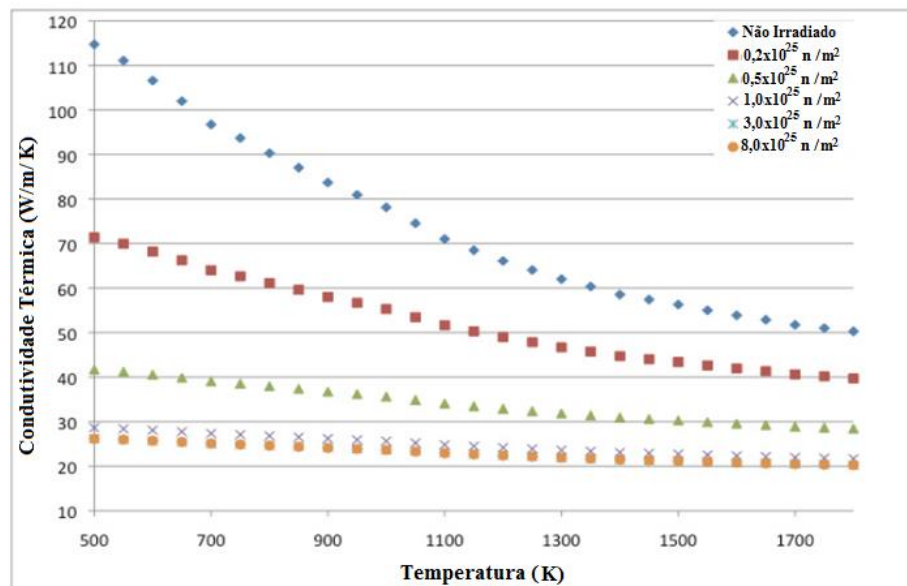


Figura 2-24 Condutividade térmica do grafite H-451 em função da irradiação.

Fonte: (STRYDOM e BOSTELMANN, 2015; GOUGAR, ORTENSI, *et al.*, 2012; IAEA, 2010).

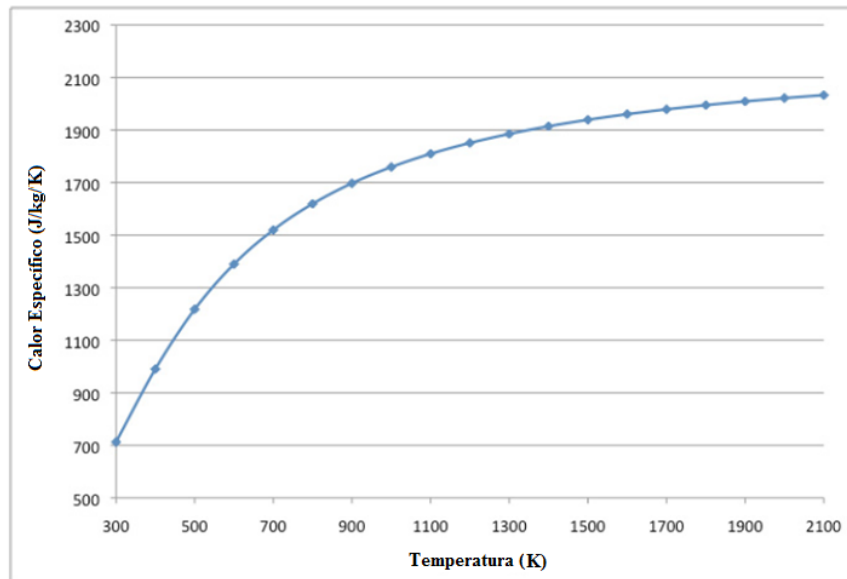


Figura 2-25 Calor específico do grafite H-451.

Fonte: (STRYDOM e BOSTELMANN, 2015; GOUGAR, ORTENSI, *et al.*, 2012; IAEA, 2010).

Tabela 2-19 Correlações da condutividade térmica e do calor específico do grafite H-451.

Propriedade	Valor
Condutividade Térmica (W/m/K)	Não Irradiado $K = 3,28248 \cdot 10^{-3}T^2 - 1,24890 \cdot 10^{-1}T + 169,245$
	Irradiado com $0,2 \cdot 10^{25} \text{ n/m}^2$ $K = 4,56817 \cdot 10^{-9}T^3 - 3,42932 \cdot 10^{-6}T^2 - 3,64930 \cdot 10^{-2}T + 0,90144$
	Irradiado com $0,5 \cdot 10^{25} \text{ n/m}^2$ $K = 3,33540 \cdot 10^{-9}T^3 - 7,83929 \cdot 10^{-6}T^2 - 6,75616 \cdot 10^{-3}T + 46,6645$
	Irradiado com $1 \cdot 10^{25} \text{ n/m}^2$ $K = 2,03348 \cdot 10^{-9}T^3 - 3,51300 \cdot 10^{-6}T^2 - 1,55010 \cdot 10^{-3}T + 30,5337$
	Irradiado com $1 \cdot 10^{25} \text{ n/m}^2$ $K = 1,20901 \cdot 10^{-6}T^2 - 7,56914 \cdot 10^{-3}T + 29,5193$
Capacidade Térmica (J/m ³ /K)	$\rho c_p = 1740 \cdot 4184(0,54212 - 2,42667 \cdot 10^{-6}T - 9,02725 \cdot 10^1T^{-1} - 4,34493 \cdot 10^4 \cdot T^{-2} + 1,59309 \cdot 10^7T^{-3} - 1,43688 \cdot 10^9T^{-4})$

Fonte: (STRYDOM e BOSTELMANN, 2015; GOUGAR, ORTENSI, *et al.*, 2012; IAEA, 2010).

Os valores das propriedades do Grafite H-45 reportadas pela NIST são mostrados na Tabela 2.20.

Tabela 2-20 propriedades do Grafite H-45 reportadas pela NIST.

Propriedade
$P = 1025 \text{ psi}$ $F(T) = A_1 + A_2T + A_3T^2 + A_4T^3 + A_5T^4$

	Calor Específico $\left(\frac{J}{kg \cdot K}\right)$	Condutividade Térmica $\left(\frac{W}{m \cdot K}\right)$		Densidade $\left(\frac{kg}{m^3}\right)$
Faixa Temperatura (K)	255,6-2200	255,6-1644,4	1644,4-1922,2	255,6-2200
A_1	$-3,93 \cdot 10^2$	$1,24 \cdot 10^2$	41,5	$1,74 \cdot 10^3$
A_2	4,91	$-3,32 \cdot 10^{-1}$	-	-
A_3	$-4,16 \cdot 10^{-3}$	$4,09 \cdot 10^{-4}$	-	-
A_4	$1,66 \cdot 10^{-6}$	$-2,11 \cdot 10^{-7}$	-	-
A_5	$-2,54 \cdot 10^{-10}$	$4,02 \cdot 10^{-11}$	-	-

T é a temperatura do gás em K, F(T) é alguma das propriedades termo-físicas do gás em condição isobárica.

Fonte: (NIST, 2009; JOHNSON, SATO e SCHULTZ, 2009)

Capítulo 3

Códigos utilizados para a análise termo-hidráulica

Nos reatores nucleares, a grande complexidade do comportamento termofluidodinâmico do sistema exige contínua verificação e avaliação para garantir que os limites de segurança não sejam superados. Além disso, quaisquer modificações realizadas na configuração do núcleo ou na rotina operacional do reator podem levar a mudanças nos valores dos parâmetros termo-hidráulicos. Portanto, a utilização de códigos computacionais capazes de determinar a distribuição temporal e espacial das condições termo-hidráulicas associadas a efeitos das fontes de calor no sistema de refrigeração, torna-se indispensável para as análises de segurança dos reatores nucleares. De maneira geral, os códigos são amplamente utilizados em:

- Análise de segurança dos cenários de acidentes;
- Análise de dados experimentais (também como parte do processo de qualificação do código);
- Interpretação e compreensão de fenômenos complexos;
- Treinamento de operadores;
- Qualificação de simuladores de reatores;
- Aplicações não nucleares, etc.

Para realizar as simulações necessárias para diferentes aplicações, é utilizada uma grande variedade de códigos termo-hidráulicos como: códigos de planta, códigos de acidente severos, códigos de subcanais, códigos CFD e códigos de contenção. Esse conjunto de códigos está permanentemente imerso em um processo de desenvolvimento e validação no qual versões sucessivas devem demonstrar sua capacidade preditiva em relação às matrizes de validação de efeitos separadas e integrais, que em muitos casos são extensas e exigentes. Este trabalho focará especificamente nos códigos de planta como o RELAP5-3D e os códigos CFD como o ANSYS CFX e ANSYS FLUENT que serão detalhados nas subseções seguintes.

3.1 Códigos de Planta

Os códigos de planta permitem simular o circuito primário e o secundário de uma usina nuclear, os sistemas de salvaguarda, auxiliares, de controle e toda a lógica do sistema de

proteção. Para fazer isso, esses tipos de códigos resolvem: as equações da cinética (em alguns códigos estão disponíveis módulos neutrônicos em 1D ou 3D); as equações para o transporte para fluidos bifásicos (incluindo gases não condensáveis e boro em solução) e as equações de transferência de calor, todos acoplados a modelos de componentes específicos (bombas e válvulas), juntamente com sistemas de controle, proteção e salvaguarda. Para descrever adequadamente os códigos de planta, é necessário distinguir claramente dois tipos de aplicações: as correspondentes aos licenciamentos e as das demais aplicações.

Os códigos de planta usados em outras aplicações, exceto os de licenciamento, são códigos públicos, no sentido de que é possível para qualquer empresa ou organismo público usá-los, embora na maioria dos casos seja necessário pagar uma licença e/ou realizar determinado número de cálculos como uma contribuição para a empresa ou organismo que possui o código. Em geral, esses códigos são de boa estimativa e permitem reproduzir dentro de margens aceitáveis a fenomenologia real que poderia ocorrer nas plantas ou em instalações experimentais.

3.1.1 Código RELAP5

O código RELAP5 é um código de planta que utiliza uma metodologia de melhor estimativa, em geral, com base nas equações para escoamento bifásico que normalmente são resolvidas em coordenadas eulerianas. O campo de escoamento bifásico é descrito pelas equações de conservação de massa, momento e energia para as fases líquida e de vapor separadamente e equações de conservação de massa para o gás não condensável presente na mistura.

Os modelos contidos no código RELAP5 são adequados para a simulação de sistemas integrados de uma usina nuclear (circuito primário, secundário, bombas, trocadores de calor, entre outros) em 1D. No entanto, versões atuais do código tem a capacidade de resolver equações do sistema em 3D além de apresentar modelos regionalizados de uma parte específica da usina nuclear (na região de um canal ou de uma parte de um elemento combustível, por exemplo) (CLIFF e GRANT, 2006; SCARI, COSTA, *et al.*, 2013; RAMOS, 2017) e análises de subcanais (MEMMOTT, BUONGIORNO e HEJZLAR, 2010). O código não é tão adequado para realizar análises com mais detalhes em componentes específicos de um reator, mas fornece uma alternativa para realizar testes de modelos em escala.

O código termo-hidráulico RELAP5 foi desenvolvido no Laboratório Nacional de Engenharia Idaho (INEL) para a *U. S. Nuclear Regulatory Commission* (NRC) e vem sendo aperfeiçoado desde 1970. O uso do código inclui análises requeridas para suporte, cálculos para licenciamento, avaliação de acidentes e estratégias para evitá-los, análises de planejamento de experimentos, entre várias outras aplicações.

O código está em constante desenvolvimento e à medida que novas versões do RELAP são desenvolvidas, a capacidade de simulação aumenta tirando proveito dos melhores recursos computacionais disponíveis. Uma das mais recentes versões é o código RELAP5-3D que adiciona três componentes principais: o modelo hidrodinâmico multidimensional, o modelo de cinética multidimensional e o novo solucionador de matriz para problemas em 3D. Estas características removem várias restrições para a aplicação do código na simulação de acidentes em reatores, principalmente em transitórios onde há acoplamento entre efeitos neutrônicos e termo-hidráulicos.

3.1.2 Características do código RELAP5-3D

O RELAP5-3D é um produto de décadas de pesquisa e desenvolvimento relacionado à simulação e análise de segurança dos sistemas de reatores nucleares; é capaz de simular o comportamento acoplado de um núcleo de reator nuclear e seu sistema de refrigeração para um grande número de transitórios postulados, como perda de refrigerante ou vazão e transientes previstos sem desligamento do reator. O RELAP5-3D inclui uma variedade de fluidos e gases não condensáveis, como água leve e pesada, hélio, hidrogênio, nitrogênio, entre outros. A versão ATHENA do código inclui outros fluidos que não estavam disponíveis em versões anteriores do RELAP5-3D, como metais líquidos, sais líquidos como o Flibe entre outros (DAVIS, 2005). O pacote RELAP5-3D/ATHENA foi extensivamente testado e é capaz de modelar o comportamento estacionário e transitório e a interação entre fluidos e estruturas de calor que são de interesse para este estudo.

A principal vantagem em relação às versões anteriores é a integração multidimensional da capacidade de modelagem termo-hidráulica e neutrônica. Existem duas opções para o cálculo da potência do reator no RELAP5-3D. A primeira é o modelo de cinética pontual (*point reactor kinetics model*), que já existia na versão anterior. A segunda é o modelo de cinética neutrônica multidimensional (*multidimensional neutron kinetics model*), baseado no código NESTLE desenvolvido pela Universidade da Carolina do Norte. O

RELAP5-3D é modificado dependendo da sub-rotina escolhida pelo usuário, utilizando a sub-rotina do código NESTLE desejada.

Com os fluidos de trabalho adicionais, o RELAP5-3D pode ser usado não só para simular os reatores a água leve (LWR) e reatores a água pesada (HWR), mas também para estudar os projetos de reatores de próxima geração como, GT-MHR (COHEME, 2004; STRYDOM, ORTENSI, *et al.*, 2013), HTR-10 (SCARI, COSTA, *et al.*, 2016), LMFR (SUMNER, 2010), PB-AHTR (GRIVEAU, 2007), AHTR (AVIGNI, 2012), LS-VHTR (CLIFF e GRANT, 2006; GROS, 2012; SCARI, COSTA, *et al.*, 2013; NUNES, SCARI, *et al.*, 2015).

Com base nestes estudos e com a inserção no RELAP5-3D de novos fluidos como o Flibe e o Hélio, foi possível a modelagem termo-hidráulica dos núcleos MHTGR, GT-MHR, NGNP refrigerados com hélio e dos AHTR e LS-VHTR refrigerados com o Flibe. Foram realizadas diferentes análises de sensibilidade, para observar o comportamento termo-hidráulico de cada sistema.

3.1.3 Modelo termo-hidráulico do código RELAP5-3D

O código RELAP5-3D usa o modelo bifásico de seis equações para a modelagem do sistema termo-hidráulico nuclear. Modelos semi-empíricos para os componentes, tais como bombas, válvulas, pressurizador e acumuladores, estão disponíveis para simular o comportamento transitório dos sistemas.

O modelo termo-hidráulico do RELAP5-3D utiliza oito variáveis de estado dependentes que são: a pressão (P), energias internas específicas de fase líquida e gasosa (U_f , U_g), fração de vazio (α_g), velocidades de fase líquida e gasosa (v_f , v_g), título do gás não condensável (X_n) e densidade de boro (ρ_b). Para as equações unidimensionais, as variáveis independentes são tempo e posição, e para as equações multidimensionais, as variáveis independentes são tempo e localização tridimensional. É utilizado um esquema semi-implícito de solução numérica para oito equações de campo com as variáveis dependentes. Estas equações são duas para conservação de massa, duas para conservação do momento e duas para conservação da energia para a fase líquida e vapor separadamente, uma equação para calcular a quantidade de gases não condensáveis e, finalmente, uma equação para o transporte de boro. Estas equações podem ser encontradas nos manuais de teoria do código (THE RELAP5-3D, 2009).

3.1.4 Organizações do código RELAP5-3D

O código RELAP5 é escrito em FORTRAN-77 para uma variedade de computadores de 64 e 32 bits. O programa é codificado em uma estrutura de módulos sequenciais. Os vários modelos e procedimentos são isolados em sub-rotinas separadas. A estrutura de módulos é mostrada na Figura 3.1 e consiste nos blocos de entrada (INPUTD), estado estacionário/transitório (TRNCTL) e extração (STRIP).

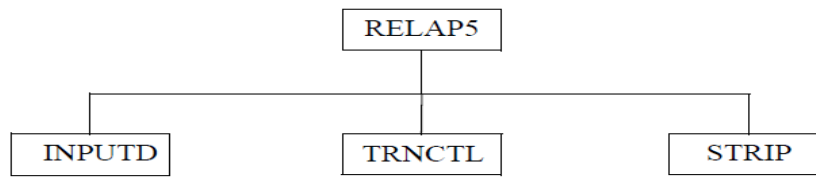


Figura 3-1 Estrutura do código RELAP5-3D.
Fonte: (THE RELAP5-3D , 2009)

O bloco de entrada (INPUTD) verifica os dados de entrada e prepara os cálculos requeridos de acordo com as opções de programa.

O bloco TRNCTL trata as duas opções de regimes: estacionário e transitório. A opção de estado estacionário determina as condições estáveis de estado estacionário se um problema desse tipo é corretamente apresentado. O estado estacionário é obtido executando um transitório acelerado até que as derivadas temporais se aproximem de zero. Portanto, a opção de estado estacionário é muito similar àquela de transitório, mas contém algoritmos de teste de convergência para determinar estado estacionário satisfatório, a divergência de estado estacionário, ou operação cíclica. Se apenas a técnica de transitório é utilizada, a aproximação de estado estacionário a partir de uma condição inicial seria idêntica a um transitório da planta partindo dessa condição inicial. Pressões, densidades e distribuições de fluxo serão ajustadas rapidamente, mas os efeitos térmicos ocorrem mais lentamente.

O bloco STRIP extrai dados específicos da simulação conforme requerido pelo usuário. É muito útil quando uma quantidade muito grande de dados é gerada.

3.1.5 Processamento da entrada do RELAP5

O código RELAP5 fornece uma detalhada verificação do modelo de entrada usando três fases de processamento. A primeira delas lê todos os dados de entrada, verifica erros tais

como de pontuação decimal e de digitação. Uma lista dos dados de entrada é fornecida e os erros, se existirem, são apontados.

Durante a segunda fase, se o problema for do tipo RESTART, os dados de entrada provenientes de uma prévia simulação são lidos, e todos os dados da entrada são também processados. Em um problema do tipo NEW, blocos dinâmicos devem ser criados. Em problemas do tipo RESTART, blocos dinâmicos podem ser criados, cancelados, adicionados, parcialmente cancelados ou modificados.

A terceira fase de processamento tem início depois que todos os dados de entrada tenham sido processados. Desde que todos os dados tenham sido colocados em blocos de dados fixos ou dinâmicos durante a segunda fase, uma completa verificação de inter-relações pode então ser processada. Exemplos de verificações cruzadas são: existência de volumes hidrodinâmicos referidos em estruturas de calor e existência das propriedades dos materiais especificados nas estruturas de calor. Após essas verificações cruzadas, são realizadas ligações entre os blocos de dados tal que não necessitem serem repetidos em todos os intervalos de tempo.

A edição dos dados de entrada e as mensagens de erros podem ser geradas durante a segunda e/ou terceira fases. O processamento da entrada e as mensagens de erro são escritos em uma saída (output) durante essas fases.

3.1.6 Unidades básicas para a modelagem com RELAP5-3D

O processo de construção de um modelo no RELAP5-3D utiliza elementos que simulam cada um dos componentes do sistema físico. Estes elementos estão divididos em quatro grupos: termo-hidráulico, estruturas de calor, TRIPs e variáveis de controle. O grupo termo-hidráulico é composto de componentes para simular percursos de fluidos (*PIPES*, *ANNULUS*, *JUNCTIONS*, etc.) e equipamentos de transporte de fluidos (*PUMP*, *TMDP-VOL*, etc.). As estruturas de calor simulam o transporte de calor entre materiais sólidos e entre materiais sólidos com fluidos. Os TRIPs se destinam a simular comandos para iniciar ações de vários tipos (por exemplo, ligar uma bomba em um momento desejado ou abrir e fechar uma válvula). Finalmente, as variáveis de controle têm funções especiais de controle (por exemplo, controladores proporcionais, diferenciais e integrais).

3.2 Códigos CFD

A Dinâmica de Fluidos Computacional (CFD) é uma ferramenta para simular o comportamento de sistemas que envolvem escoamento de fluido, transferência de calor e fenômenos associados como reações químicas, combustão, mudança de fase e outros processos físicos relacionados. O método trabalha resolvendo as equações de transporte de massa, energia e quantidade de movimento por meio de um processo numérico sobre uma região de interesse, com condições especificadas (conhecidas) nos limites dessa região (HIRCH, 2007).

As aplicações para CFD são encontradas em inúmeras áreas da ciência: engenharia, astronomia, meteorologia, física, nuclear, biomédica, etc. A grande potencialidade da CFD está na possibilidade de simular em computador determinadas operações nas quais seriam necessárias construções de unidades, contratação de pessoal, riscos de acidentes, tempo e recursos financeiros consideráveis (HIRCH, 2007).

A metodologia CFD, inicialmente muito utilizada na indústria aeroespacial, vem mais recentemente sendo aplicada nas áreas automobilística, naval e nuclear. A disponibilidade de computadores de alto desempenho e baixo custo juntamente com o surgimento de códigos CFD com interfaces amigáveis levou a um grande crescimento do uso desta técnica a partir dos anos 90. Além disso, a versatilidade e generalidade dos métodos numéricos para a simulação de problemas de engenharia, e a relativa simplicidade de aplicação dessas técnicas, são outros fatores motivadores para a intensificação do seu uso.

Os códigos CFD permitem analisar a fenomenologia termofluidodinâmica com mais detalhes para escoamentos multifásicos, resolvem as equações de conservação de massa, quantidade de movimento e energia, e incluem diferentes modelos de turbulência. Em sistemas nucleares, estes códigos permitem determinar com precisão perfis de velocidade, temperatura, fração de vazios, concentrações de gases e solutos, entre outros, e atualmente são aplicados com sucesso na análise de estratificação térmica, evolução de possíveis diluições de boro no primário de um PWR, distribuição da concentração de hidrogênio em contenção durante uma sequência acidental, análise da distribuição da fração de *gap* nos elementos BWR e estudos de transferência de calor nos elementos combustíveis de conceitos GEN-IV (JOSHI e NAYAK, 2019).

3.2.1 Equações Gerais de Dinâmica dos Fluidos

A modelagem matemática de escoamento de fluidos tem como base os princípios da conservação de massa, momento linear e energia. Tais equações podem ser formuladas em termos de volumes de controle infinitesimais. Esta formulação resulta em um sistema constituído por equações diferenciais, ao passo que a utilização de volumes de controle finitos resulta em um sistema de equações integrais.

Essas equações são válidas para fluidos compressíveis. Em escoamentos incompressíveis é possível simplificar a modelagem consideravelmente. No entanto, o sistema anterior de equações não é linear, devido aos termos da velocidade. Também existem fenômenos que introduzem não linearidades adicionais, como turbulência ou reações químicas.

Isso impossibilita a obtenção de uma solução analítica, sendo necessário recorrer a métodos aproximados, como técnicas numéricas, para a resolução. Esses métodos realizam uma discretização espacial (*meshing*) e temporal do problema, de modo que cada variável contínua seja definida em um número finito de pontos ou nós, obtendo variáveis discretas. A resolução passa pela transformação das complexas equações não lineares em uma série de equações algébricas que relacionam variáveis discretizadas.

3.2.2 Resolução das Equações que Compõem o Modelo

Para se obter uma solução aproximada de um problema é necessário aplicar uma técnica de discretização que irá aproximar o sistema original de equações diferenciais por um sistema de equações algébricas. Tais aproximações transformam o domínio do problema de contínuo para um domínio discreto; desta forma, a solução não existe em todos os pontos do domínio como no caso de soluções analíticas, e sim apenas em pontos específicos do problema, os denominados pontos de discretização.

Existem várias técnicas de aproximação numérica; as mais comumente empregadas em CFD são: o método das diferenças finitas (MDF), o método de elementos finitos (MEF) e o método de volumes finitos (MVF). Outros métodos, tais como o método espectral e o método de elementos no contorno são também aplicados em CFD embora sua utilização esteja limitada a uma classe especial de problemas (MALISKA, 2005).

Historicamente a maioria dos trabalhos relativos à área de mecânica dos fluidos utiliza o MDF e MVF, ao passo que, na solução de problemas de elasticidade, característicos da área de estruturas, utiliza-se o MEF. Particularidades de cada área contribuíram para o desenvolvimento das características apresentadas por cada método. Como por exemplo, a melhor capacidade que o MDF e o MVF possuem para lidar com problemas que envolvam termos advectivos e forte acoplamento entre as equações, que são característicos do escoamento de fluidos. Já o MEF, apresenta uma melhor capacidade no tratamento de geometrias complexas, que são características da área estrutural (MALISKA, 2005)..

Softwares comerciais de maior prestígio e uso, entre eles o ANSYS utilizam métodos numéricos baseados em MVF em problemas de mecânica de fluidos (onde existe uma experiência acumulada no detalhe da implementação de VMF superior a MEF). Na área estrutural são utilizados métodos numéricos baseados em MEF. ANSYS hoje possui códigos de simulação computacional para as mais variadas aplicações, incluindo dinâmica dos fluidos computacional através do ANSYS FLUENT e ANSYS CFX, cálculos estruturais através do ANSYS MECHANICAL e outras aplicações através de outros códigos implementados no ANSYS (ANSYS, 2019).

3.2.3 Geração da Malha

Para que o sistema de equações de Navier-Stokes seja resolvido numericamente é necessário, antes de tudo, que o domínio do problema seja representado em uma forma discreta, através da subdivisão deste em um número finito de sub-regiões. A forma, a localização e o número de células utilizadas definem a posição geométrica e a quantidade de pontos para os quais as variáveis do problema serão calculadas. É de extrema importância que a distribuição e arranjo dos elementos que constituem a malha de discretização sejam capazes de representar adequadamente o domínio físico do problema (TANNEHILL, ANDERSON e PLETCHER, 1997).

O domínio de interesse pode ser mapeado seguindo dois diferentes tipos de construção: estruturado e não estruturado descritos com mais detalhe em Malalasekera (2007) A etapa de geração da malha é tão importante na aplicação da CFD que cerca de 50% do tempo gasto na execução de um projeto é dedicado a definição da geometria e geração da malha do problema.

A precisão da solução gerada é governada pelo número de células que constroem a malha. Em geral quanto mais refinada a malha melhor a precisão da solução obtida. Entretanto, é necessário ponderar entre precisão e o custo computacional referente ao refino da malha (SHAW, 1992).

Pode-se observar na literatura que o MVF e o MEF são aplicados tanto a malhas uniformes como a não uniformes enquanto que grande parte das aplicações que utilizam o MDF está restrita a malhas uniformes e retangulares, embora esta técnica não esteja limitada apenas a aplicações em geometrias regulares (MALISKA, 2005).

Após realizar a discretização do problema, seriam propostas equações discretas em cada nó ou célula da malha. Nos nós ou células correspondentes aos limites do domínio, haveria uma combinação dessas equações com os valores impostos pelas chamadas "condições de contorno", conhecidas *a priori*. O resultado é um sistema de equações em forma de matriz.

Para encontrar o vetor solução, basta inverter a matriz do coeficiente. No entanto, nos problemas reais com os quais normalmente trabalha-se, pode haver um número maior de nós, com suas correspondentes incógnitas, tornando inviável a inversão direta da matriz A . É por isso que numerosos algoritmos foram desenvolvidos para realizar essa inversão, sendo o procedimento iterativo o mais utilizado.

Esse processo de iteração, tanto na inversão de matrizes quanto no cálculo de termos não lineares, é um dos pilares fundamentais dos códigos CFD. Neles, o processo iterativo é geralmente mantido até que a diferença entre a solução da iteração atual e a da iteração anterior seja menor que um determinado valor. Essa diferença é conhecida como resíduos. No entanto, como será visto mais adiante, critérios de convergência adicionais são frequentemente impostos.

Em muitos dos processos reais a serem simulados, há uma dificuldade adicional no tratamento do problema: a turbulência. Muitos dos fluxos existentes nos processos industriais são turbulentos, com perturbações e flutuações aleatórias nos campos de pressão e velocidade. Essas perturbações são devidas à formação de vórtices dentro do fluxo, cujo tamanho diminui até sua dissipação total devido ao efeito da viscosidade (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007).

3.2.4 Modelagem da Turbulência

O surgimento de turbulência está relacionado com a relação entre as forças de inércia e as forças viscosas no fluido: quando as forças viscosas são suficientemente grandes em relação às forças inerciais, elas são capazes de amortecer os pequenos turbilhões e o fluido tende a ser laminado. Se, pelo contrário, as forças viscosas são pequenas em relação às inerciais, esse processo de amortecimento não ocorre e os turbilhões ocorrem tanto em pequena escala quanto em escalas maiores. O número de Reynolds fornece uma medida da importância relativa das forças de inércia (associada ao termo convectivo) e as forças viscosas.

Em escalas maiores, a velocidade e o comprimento característico dos turbilhões mais significativos são da mesma ordem de grandeza da velocidade e da escala de comprimento do escoamento médio. Essa escala é chamada de escala integral, onde as equações de movimentos são integradas para capturar o comportamento de turbilhões grandes. Esta será a maior escala do escoamento, que é dominada pelas forças de inércia, sendo insignificantes os efeitos viscosos.

Os maiores turbilhões interagem e extraem energia do escoamento médio por um processo denominado alargamento de vórtices. A presença de gradientes médios de velocidade em escoamento cisalhante distorce os turbilhões. Os turbilhões adequadamente alinhados são esticados porque uma extremidade é forçada a se mover mais rápido do que a outra.

O trabalho de alongamento realizado pelo escoamento médio nos maiores turbilhões durante esses eventos fornece a energia que alimenta a turbulência. Pequenos turbilhões são eles mesmos esticados fortemente por redemoinhos maiores. Desta forma, a energia cinética é transferida dos grandes turbilhões para os progressivamente menores e menores turbilhões, em um processo de cascata, onde finalmente é dissipada em forma de calor pela viscosidade. A dissipação da energia cinética turbulenta ocorre nos pequenos turbilhões onde a energia cinética dos menores movimentos é convertida em energia térmica pela ação da viscosidade molecular.

As escalas dos turbilhões podem variar desde as maiores (L, V , etc.), onde L é comprimento, V é velocidade na escala maior até os menores (η, v , etc), η é comprimento e v é velocidade da denominada microescala de Kolmokorov, em homenagem ao pesquisador

russo Andrei Kolmogorov que desenvolveu pesquisas sobre a estrutura da turbulência em meados da década de 40 (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007). Nessas escalas, o trabalho é desenvolvido contra a ação das tensões viscosas, de tal forma que a energia associada com o movimento das pequenas escalas dos turbilhões é dissipada na forma de energia térmica interna. Essa dissipação resulta em maiores perdas de energia associadas com a turbulência. A Figura 3.2 mostra uma representação esquemática da distribuição de energia das flutuações da velocidade em várias escalas de comprimento.

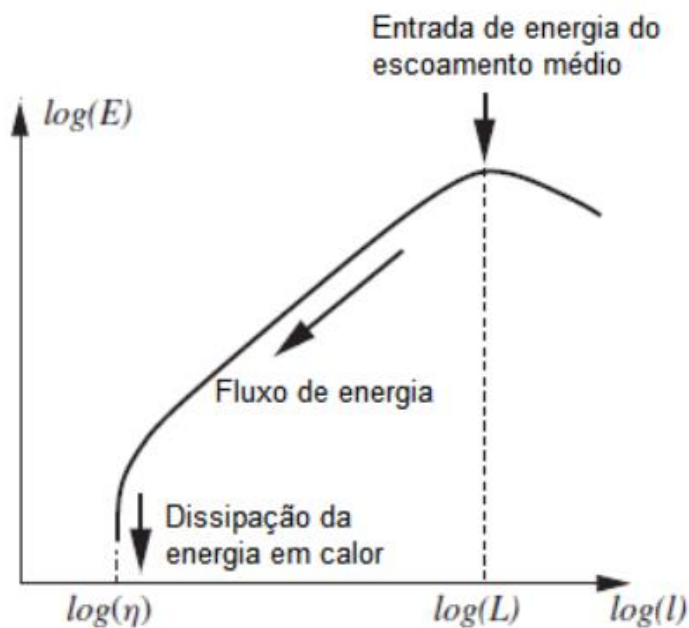


Figura 3-2 Distribuição de energia das flutuações de um sinal de velocidade em escoamento turbulento.
Fonte: (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007)

Para entender a conversão de energia cinética média em energia cinética turbulenta, junto com a transferência desta energia dos turbilhões maiores para os turbilhões de escalas menores num processo denominado de “cascata”, e esta última conversão dos turbilhões menores para energia em forma de calor por viscosidade, deve-se isolar as diferentes escalas do movimento turbulento e analisar separadamente seu comportamento. O uso do espectro de Fourier da turbulência é uma forma coerente de fazer isso, realizando a decomposição da série temporal em componentes de frequência que permite discernir como os turbilhões das diferentes escalas contribuem para o estado global de turbulência.

Uma visualização conceitual útil da distribuição de energia no espaço de número de ondas, quando a turbulência é homogênea em todas as direções, é gerado pelo espectro de energia do escalar $E(k)$, onde $E(k)$ representa a contribuição para a energia cinética total dos

modos de Fourier com magnitude de número de onda entre k e $dk+k$. Na Figura 3.3 pode-se identificar três regiões espectrais principais, referentes ao fluxo turbulento:

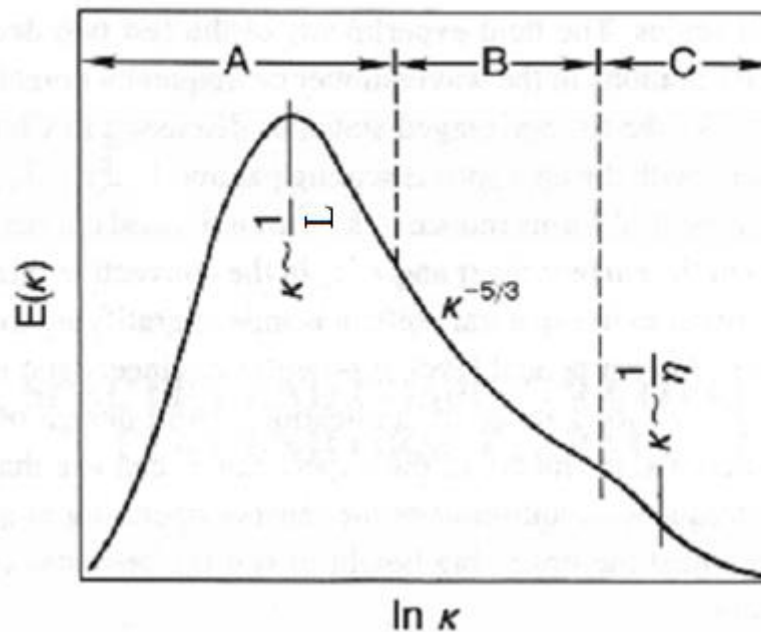


Figura 3-3 Visualização do espectro de energia na camada limite mostrando as regiões distintas: entrada de energia (A), subintervalo inercial (B) e a região de dissipação (C).

Fonte: (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007)

A. Região Contendo Energia, região de entrada da energia turbulenta produzida pelo empuxo térmico e / ou cisalhamento mecânico.

B. Região Inercial, onde a energia nem é produzida nem dissipada, mas é transferida, por efeito cascata, dos vórtices maiores para os menores. Os turbilhões de tamanhos intermediários são suficientemente grandes devido ao seu comportamento de não serem afetados pelos efeitos viscosos (como os maiores turbilhões), mas suficientemente pequenos tal que as características do seu comportamento possam ser expressas como função da taxa de dissipação de energia (como nos menores turbilhões).

C. Região de Dissipação, onde a energia cinética é convertida em energia interna pela interação molecular. Os efeitos difusivos da viscosidade tendem a uniformizar a distribuição das pequenas escalas em todas as direções.

Um escoamento turbulento é um fenômeno que pode ser caracterizado como contínuo, irregular, difusivo, dissipativo, tridimensional, rotacional e imprevisível que só ocorre para

números de Reynolds maiores que 1. Entretanto, escoamentos turbulentos com velocidades realistas englobam uma faixa ampla de escalas de tempo e espaço.

Como a maior parte dos escoamentos de interesse da engenharia são turbulentos, a modelagem apropriada da turbulência é um dos fatores principais de uma simulação CFD bem sucedida. Com todas essas informações, foram aperfeiçoados modelos teóricos parciais que permitem solucionar problemas de escoamentos turbulentos de casos práticos, mesmo com geometrias complexas, através do uso de códigos CFD embora alguns parâmetros empíricos devam ser incluídos nos programas.

Os modelos de turbulência podem ser agrupados em três grandes grupos, de acordo com a forma como é feita a decomposição do escoamento e o tratamento de termos adicionais devido a decomposição. De maneira geral, os modelos são classificados em três categorias (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007):

- *Direct Numerical Simulation* (DNS) realiza a resolução direta das equações de Navier-Stokes usando métodos numéricos, incluindo todas as flutuações espaciais e temporais. Em escoamentos muito turbulentos (altos números de Reynolds) requer malhas muito densas e passos de tempo muito pequenos.
- *Reynolds Averaged Navier-Stokes* (RANS): Resolve apenas os valores médios das variáveis dinâmicas do fluido. Portanto, é possível reduzir o custo computacional ao introduzir termos adicionais (as chamadas Tensões de Reynolds) que devem ser modeladas para alcançar o fechamento do sistema de equações, para isso, utilizam-se modelos de turbulência, o que induz erros adicionais nos cálculos.
- *Large Eddy Simulation* (LES): É uma alternativa intermediária para as duas anteriores. Ele realiza a resolução direta das equações de Navier-Stokes nas escalas maiores de turbulência ("grandes turbilhões"), usando modelos de turbulência apenas para turbilhões de escala menor.

Os diferentes modelos do escoamento turbulento em diferentes escalas podem ser vistos na Figura 3.4. O gráfico mostra a essência do que foi exposto nas seções anteriores, sendo kc o número de ondas nas quais os modelos LES modelam os parâmetros do fluido. Mesmo assim, pode-se dizer que no RANS o objetivo é aumentar a resolução espacial por meio de uma média no tempo; a resolução espacial pode, portanto, ser maior. Pelo contrário, o

LES sacrifica a resolução espacial para obter a resolução temporal e não há necessidade de uma média no tempo.

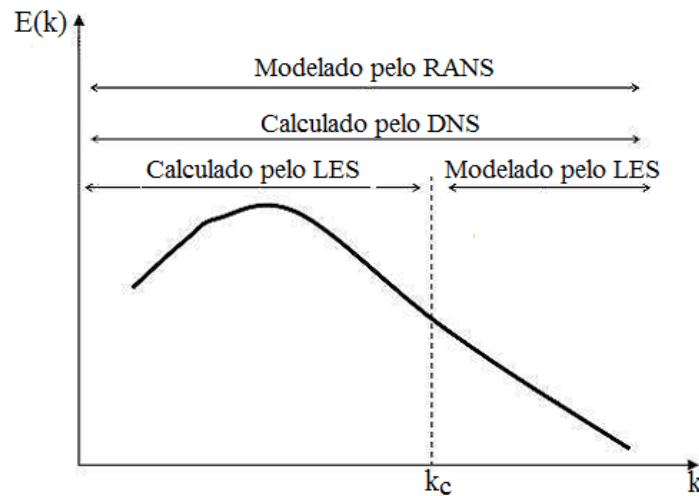


Figura 3-4 Modelos do escoamento turbulento em diferentes escalas.
Fonte: (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007)

3.2.5 Estrutura dos códigos CFD

Os códigos de CFD são estruturados em torno de algoritmos que tornam possível a resolução de um problema de escoamento. De modo a facilitar a interação com o usuário, os pacotes comerciais incluem interfaces sofisticadas, nas quais os parâmetros do problema são inseridos e os resultados para análise são mostrados.

A estrutura dos códigos CFD envolvem três principais etapas: pré-processamento, solução (solver) e pós-processamento detalhados na próxima seção; um esquema da estrutura de um código CFD comercial é mostrado na Figura 3.5.

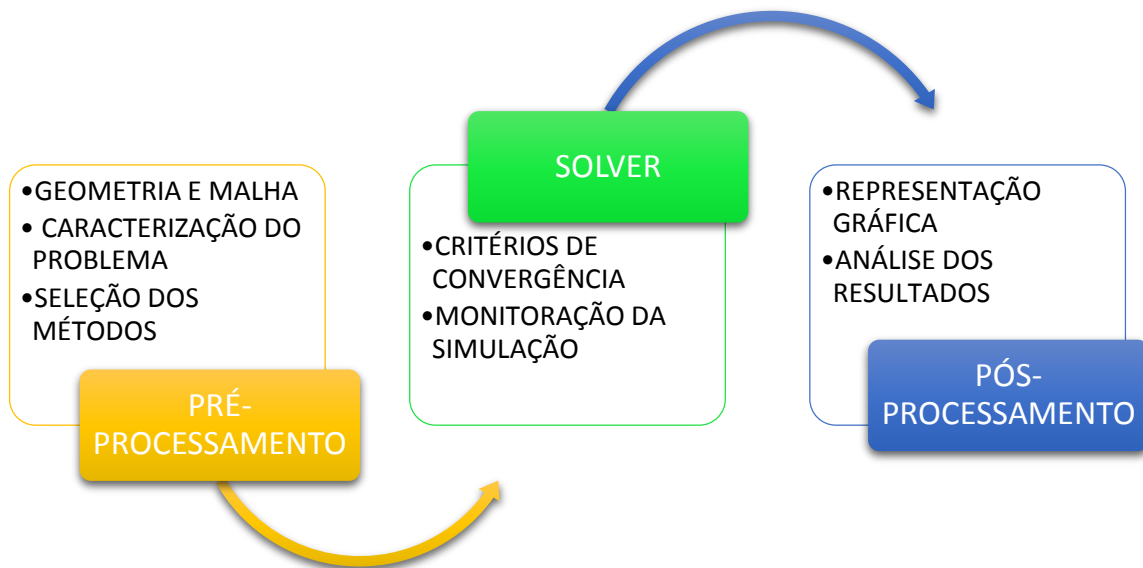


Figura 3-5 Estrutura de um código CFD comercial.
Fonte: (RODRIGUEZ, 2019)

Entretanto, grande parte da potencialidade dos códigos CFD encontra-se limitada pela necessidade de resolver de forma precisa as equações de conservação, o que não é normalmente uma tarefa fácil para a maioria das aplicações (FERZIGER, PERIĆ e STREET, 2002). Na resolução dessas equações podem ser introduzidos dois fatores de erro ao resultado, o primeiro relacionado ao procedimento de discretização, em que o sistema original de equações é aproximado, e o segundo proveniente da técnica numérica aplicada à resolução do sistema discretizado.

Os erros de discretização podem ser reduzidos fazendo uso de técnicas de aproximações mais acuradas ou considerando regiões ainda menores do domínio do problema, através do aumento do número de pontos de discretização, o que resulta no aumento do tempo para obtenção da solução do problema. Os erros da etapa de resolução do sistema discretizado podem ser minimizados pela utilização de metodologias apropriadas com um controle adequado da tolerância do método (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007; MALISKA, 2005).

3.2.5.1 Pré-processamento

O Pré-processamento é a etapa de definição e configuração do problema a ser analisado. Essa é a parte do programa que permite inserir os dados de entrada e passá-los para um formato compatível para o solucionador.

O pré-processamento consiste na caracterização computacional de um problema físico real por meio de uma interface amigável e um adequado ajuste da realidade no plano computacional para ser utilizado pelo processador. As atividades neste estágio envolvem duas partes:

a) Geometria/malha

Os passos básicos para esse processo inicial são:

- Definição da geometria na região de interesse (domínio computacional); criação de regiões de escoamento de fluidos, regiões de sólidos e nomes de superfícies de contorno;
- Discretização do domínio contínuo em uma malha de elementos discretos e configuração das propriedades da malha.

A definição da geometria pode ser realizada em um programa secundário CAD utilizando softwares CAD - *Computer Aided Design* (desenho auxiliado por computador).

b) Definição da Física do Problema

Depois de gerada a malha, é necessário definir as condições sobre a física do problema que são carregados pelo pré-processador. As seguintes propriedades são definidas:

- Seleção do fenômeno físico e/ou químico a ser modelado;
- Definição das propriedades dos fluidos e materiais envolvidos;
- Especificação das condições de contorno do domínio de solução.

3.2.5.2 Solver (Solucionador)

O solucionador constitui a parte principal do código, destinada a resolver o problema CFD, calculando iterativamente os modelos ativados no estágio anterior. Essa etapa não requer a participação do usuário, que simplesmente iniciará a simulação e supervisionará a evolução. Dependendo da complexidade do problema e da densidade da malha, o caso pode levar algum tempo para convergir, de minutos a semanas. O solver resolve o problema de CFD da seguinte maneira:

- As equações diferenciais parciais são integradas sobre todos os volumes de controle na região de interesse. Isto é equivalente a aplicar uma lei de conservação (para massa ou quantidade de movimento, por exemplo) para cada volume de controle;
- Estas equações integrais são convertidas para um sistema de equações algébricas através de um conjunto de aproximações para os termos das equações integrais;
- As equações algébricas são resolvidas iterativamente. O processo iterativo é necessário por causa da natureza não linear das equações. À medida que a solução se aproxima da solução exata diz-se que ela converge. Para cada iteração, um erro, ou resíduo, é registrado como medida da conservação geral das propriedades do escoamento.

3.2.5.3 Pós-processamento

Este último módulo tem como objetivo representar e analisar os resultados. É um conjunto de ferramentas que permitem gerenciar grandes quantidades de dados resultantes da simulação. Frequentemente, essas ferramentas servem não apenas para mostrar graficamente soluções, mas também para executar cálculos adicionais, como médias de variáveis em superfícies de interesse, integrais de volume, etc. Entre as opções comumente presentes nos códigos CFD estão:

- Representação gráfica do domínio e da malha;
- Mapas de contorno das variáveis;
- Plotagem de vetores e linhas de fluxo;
- Gráficos e distribuições de resultados;
- Gráficos de superfície;
- Animações;
- Exportação dos resultados.

Capítulo 4

Metodologia com o Código RELAP5-3D

Nos reatores estudados, MHTGR, GT-MHR, NGNP, AHTR e LS-VHTR, utilizam-se blocos combustíveis como foram descritos nos capítulos anteriores. A transferência de calor ao longo dos blocos combustíveis envolve fenômenos complexos: o calor gerado pelas fissões no núcleo das partículas Triso é transferido por condução através das diferentes camadas, para o grafite do bloco combustível e, finalmente, para o refrigerante. Além disso, como os blocos combustíveis e refletores estão empilhados na parte ativa do núcleo do reator, existem pequenas aberturas entre todos estes blocos. Estas aberturas são definidas como aberturas de derivação.

Na Figura 4.1, é possível observar o escoamento do refrigerante nos blocos combustíveis. A maior parte do líquido de refrigeração flui através dos canais de refrigeração no interior do bloco combustível, mas uma parte flui através das aberturas entre os blocos combustíveis. A tal vazão é definida como vazão de desvio (*Bypass flow*), que atravessa a abertura de desvio (*Bypass-gap*). Além disso, o refrigerante flui através das aberturas interfaciais entre dois blocos empilhados. Esta vazão é definida como vazão cruzada (*Crossflow*) e a abertura interfacial é definida como uma abertura cruzada (*Cross-gap*); esta abertura desempenha um papel como desvio de vazão entre o canal de refrigeração e a abertura de desvio, o qual conduz a distribuições de fluxo complexas no núcleo do reator.

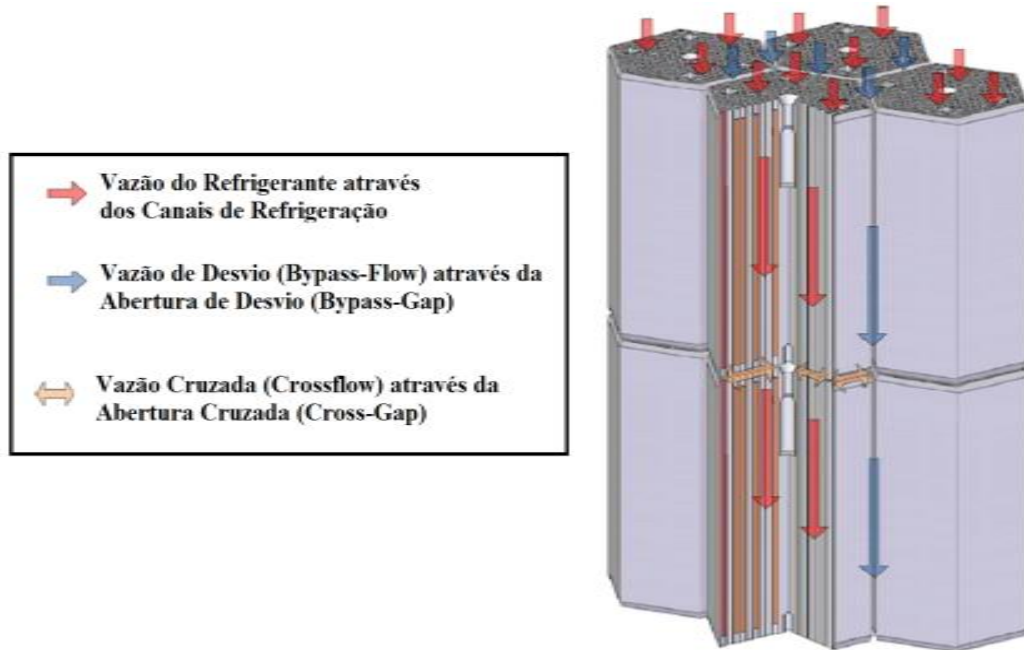


Figura 4-1 Vazão ao longo dos blocos combustíveis.
 Fonte: Adaptado de (YOON, LEE, *et al.*, 2012).

O tamanho da abertura cruzada varia de acordo com o ciclo do combustível. Isto ocorre porque a dimensão dos elementos hexagonais de grafite muda ao longo da queima (BURCHELL, 1992).

Nesta primeira parte do trabalho, será estudada a transferência de calor ao longo dos blocos utilizando o código RELAP5-3D sem considerar o escoamento através das aberturas entre os blocos combustíveis; depois será considerado o efeito destes na distribuição da vazão e do calor ao longo do núcleo do reator. Estes efeitos são mais representativos em reatores de elevadas temperaturas refrigerados a gás, nos quais isto representa aproximadamente 20% da vazão total de refrigerante. Nos reatores refrigerados com sal líquido o efeito da vazão cruzada representa aproximadamente 10% da vazão total (INGERSOLL, 2005; INGERSOLL, FORSBERG e MACDONALD, 2007).

4.1 Considerações sobre a modelagem da geometria do núcleo do reator

Para a verificação da segurança intrínseca do núcleo do reator é de grande importância analisar a distribuição térmica do núcleo. No entanto, o cálculo com mais detalhes para o núcleo inteiro exige recursos computacionais excessivos. Diferentes estudos foram realizados para simplificar a análise termo-hidráulica e neutrônica do núcleo do reator refrigerado a sal líquido em uma configuração de blocos hexagonais.

Uma análise inicial foi realizada em 2004 (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004), onde duas configurações geométricas foram utilizadas para representar a parte ativa do núcleo do AHTR e, assim, simplificar a modelagem termo-hidráulica e neutrônica. A primeira configuração realizada foi aquela em que o combustível compacto foi rodeado por seis canais de refrigeração em um arranjo hexagonal formando uma célula unitária hexagonal. Tais células unitárias foram distribuídas uniformemente na região anelar onde se encontram os blocos combustíveis; isto faz com que o conjunto individual dos blocos combustíveis hexagonais não sejam modelados explicitamente. O esquema é apresentado na Figura 4.2.

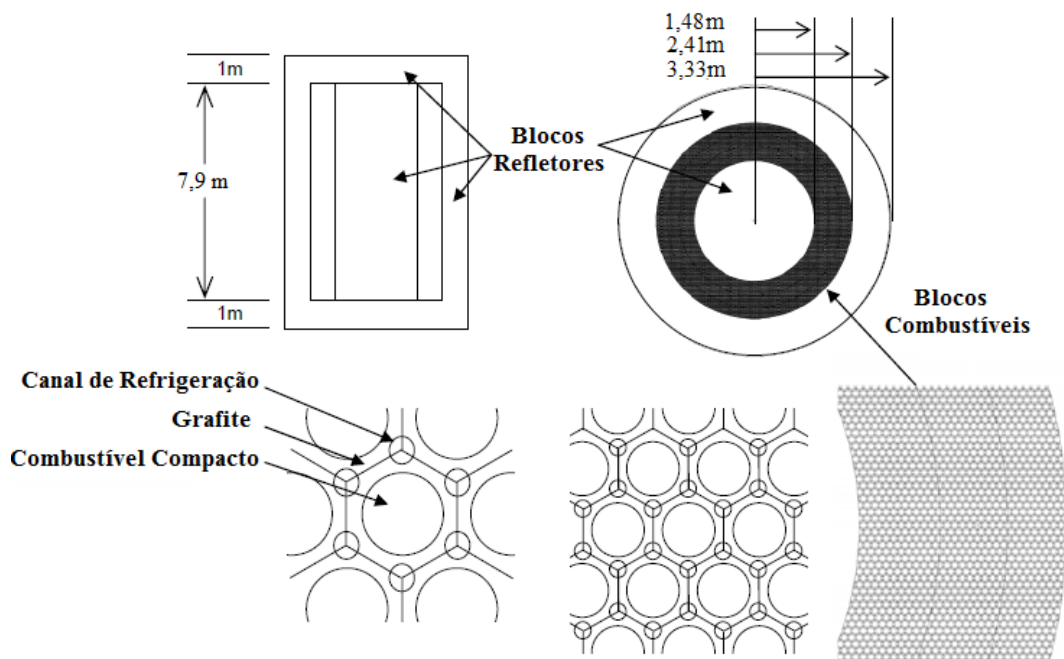


Figura 4-2 Modelo inicial para representar o núcleo do reator LS-VHTR.
Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004).

Na segunda configuração, a célula unitária hexagonal foi homogeneizada. Os seis combustíveis compactos considerados juntamente formarão a camada anelar que rodeia o canal do refrigerante, mantendo a fração de volume do combustível compacto e do grafite do bloco combustível. Da mesma maneira que na primeira configuração, as configurações homogeneizadas de forma anelar foram distribuídas uniformemente na região ativa do núcleo do reator. Esta configuração pode ser observada na Figura 4.3.

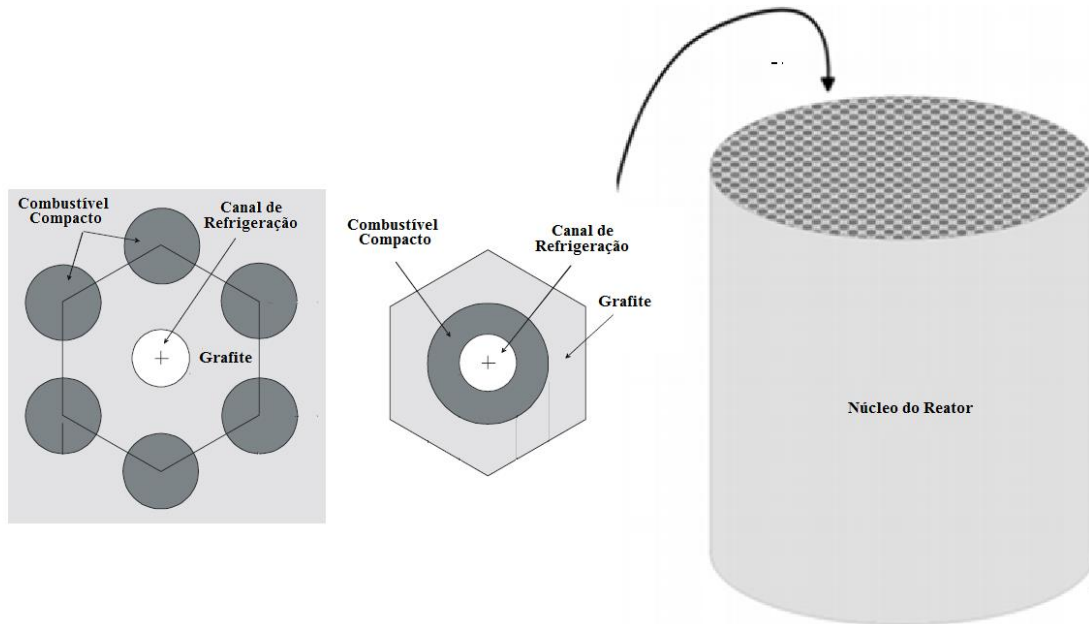


Figura 4-3 Modelo referencial para representar o núcleo do reator LS-VHTR.
 Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004).

Neste trabalho, a configuração com geometria anelar utilizada é muito semelhante àquela da análise realizada em 2005 (INGERSOLL, 2005). O modelo do bloco combustível baseia-se numa representação unidimensional de uma célula unitária hexagonal que contém um canal de refrigeração, com seis canais de combustível, e a matriz de grafite do bloco combustível. A célula unitária equivalentemente contém um canal de refrigerante e dois canais completos de combustível. A abertura entre o canal de combustível e o combustível compacto foi assumida ser preenchida com hélio.

A célula unitária hexagonal foi homogeneizada em uma geometria anelar mantendo a fração de volume do refrigerante, combustível compacto e da matriz de grafite como é mostrada na Figura 4.4. O raio interior da geometria anelar foi definido como o raio do canal de refrigeração e a espessura do anel de grafite preserva o volume do grafite. Da mesma forma, as espessuras dos anéis do hélio e do combustível preservam o volume das regiões correspondentes da célula unitária hexagonal. Uma região anelar adicional de grafite foi modelada fora da região do combustível para considerar o grafite que não está contido em qualquer célula unitária hexagonal, tal como o grafite excedente da periferia do bloco.

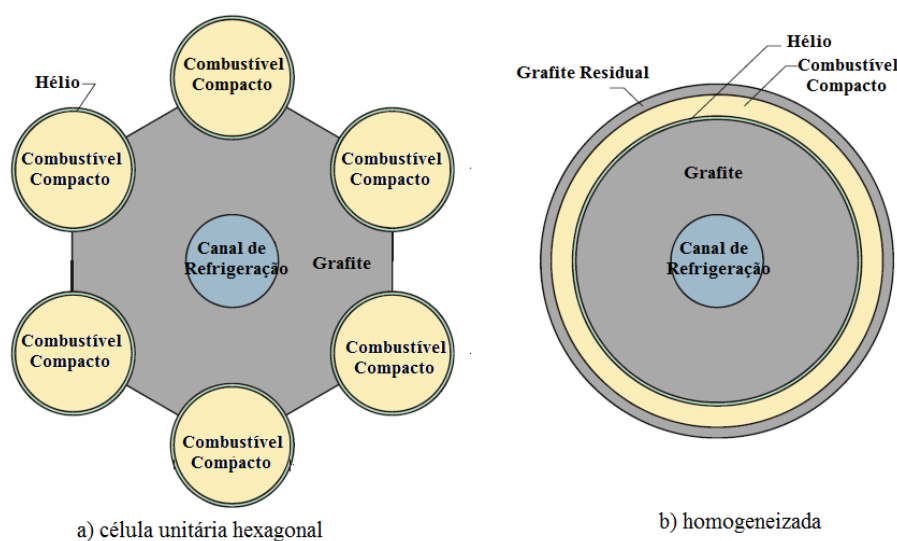


Figura 4-4 Modelo utilizado no RELAP5-3D para representar o núcleo do reator, a) célula unitária hexagonal e b) homogeneizada

Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, 2005; CLIFF e GRANT, 2006).

Vários modelos para representar o combustível compacto foram realizados no trabalho de Ramos (2017), onde estes modelos forneceram não só uma boa descrição do elemento de combustível LS-VHTR, como também podem ser considerados de base para representar outros núcleos de reatores do tipo bloco prismático. Os resultados obtidos indicaram que o modelo homogêneo utilizado neste trabalho apresentou um comportamento relativamente uniforme na distribuição de temperatura, sendo então mais adequado para representar de maneira mais efetiva o efeito termo-físico das partículas Triso no combustível. Entretanto, são necessários estudos adicionais para investigar mais apuradamente as diferenças encontradas entre os modelos homogêneo e não homogêneo do combustível compacto.

O modelo homogêneo consistiu em considerar o combustível compacto, que é um meio heterogêneo, como se fosse um meio homogeneizado utilizando o modelo de Condutividade Térmica Efetiva (ETC); vários modelos de condutividade térmica efetiva foram introduzidos no Capítulo 3, onde também foi descrita a forma de cálculo da ETC.

4.2 Considerações em relação às distribuições de potência do núcleo do reator na modelagem

A temperatura do combustível é uma das condições limitantes mais importantes na operação do reator. Esta depende do projeto do reator, das propriedades termo-hidráulicas e da densidade de potência no combustível. A densidade de potência depende da configuração do núcleo e do padrão de carregamento do combustível (RAVNIK, 2000).

A densidade de potência do combustível deve ser limitada à temperatura máxima de operação e às limitações no projeto mecânico e termo-hidráulico do núcleo do reator. No LS-VHTR, a limitação de temperatura de 1600 °C no combustível é imposta pela capacidade das partículas Triso de suportar temperaturas superiores sem apresentar falhas (IAEA, 2008; IAEA, 2003; IAEA, 2020).

A distribuição da densidade de potência em um reator real não é contínua nem suave, devido à heterogeneidade do núcleo (por exemplo, o efeito dos refletores, diferente composição de combustível, diferente concentração de urânio, diferentes enriquecimentos do urânio, queima, distribuição dos venenos, distribuição dos elementos de controle entre outros) e do elemento combustível (por exemplo, a distribuição de potência dentro do elemento) (RAVNIK, 2000).

O efeito inerente das heterogeneidades do núcleo e dos elementos combustíveis em sistemas reais ocasiona distribuições de potência na direção radial e axial ao longo do núcleo do reator. Estas são ilustradas na Figura 4.5, onde se tem uma distribuição de potência radial ao longo do núcleo, uma distribuição de potência radial dentro do elemento combustível e uma distribuição de potência axial ao longo do elemento combustível. A heterogeneidade radial no núcleo pode aumentar significativamente os valores da potência ao longo do raio. Axialmente os valores de potência não são tão sensíveis porque a estrutura axial do reator normalmente não é alterada (RAVNIK, 2000). Estas considerações na distribuição de potência axial e radial foram levadas em conta na modelagem termo-hidráulica dos reatores estudados.

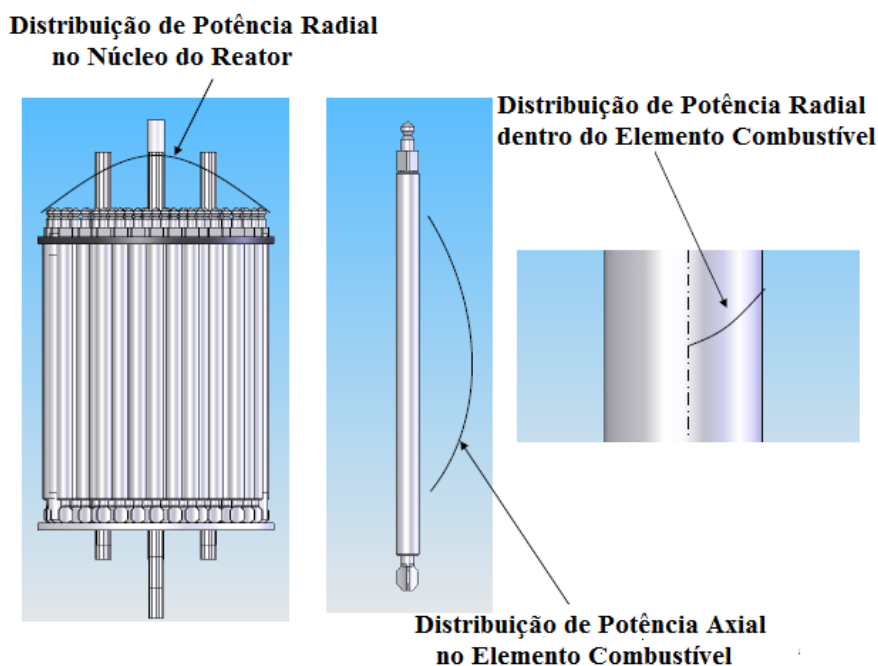


Figura 4-5 Perfis de potência axial e radial no núcleo do reator.
 Fonte: Adaptado de (MARCUM, 2008).

Nos diferentes estudos realizados pela GA e a INL (U.S. DOE, 1986a; GENERAL ATOMIC, 1996; MACDONALD, STERBENTZ, *et al.*, 2003) nos reatores refrigerados com hélio como MHTGR, GT-MHR, e o NGNP, e estudos realizados pela ORNL (INGERSOLL, 2005; INGERSOLL, OTT, *et al.*, 2004) para os reatores refrigerados com sal líquido como o AHTR e LS-VHTR, realizaram-se diferentes investigações neutrônicas de sensibilidade considerando o projeto de cada núcleo, enriquecimento, fração de empacotamento entre outros. Os resultados destes estudos não só fornecem a base no projeto dos núcleos estudados, mas também fornece uma valiosa compreensão do comportamento dos núcleos, que será a base de nosso estudo.

Na Figura 4.6 estão ilustrados os perfis de potência radial para os reatores MHTGR (300, 450 e 600MW), GT-MHR e o NGNP (600, 720 e 840 MW), extraídos dos estudos da GA, onde se representam os fatores radiais de potência para cada anel, considerando os anéis que foram ponderados pelo número de blocos em cada anel.

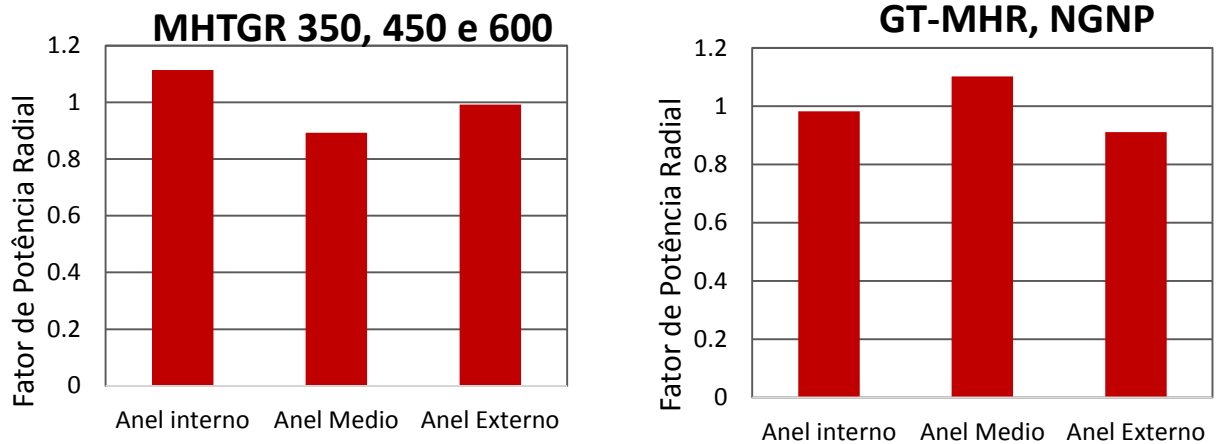


Figura 4-6 Distribuição radial de potência no núcleo do reator MHTGR, GT-MHR e NGNP.
 Fonte: Adaptado de (U.S. DOE, 1986a; GENERAL ATOMIC, 1996; MACDONALD, STERBENTZ, *et al.*, 2003)

Distribuição de potência uniforme foi assumida para o reator AHTR (Fig. 4.7) por não estarem disponíveis referências bibliográficas sobre a obtenção da distribuição de potência para o mesmo.

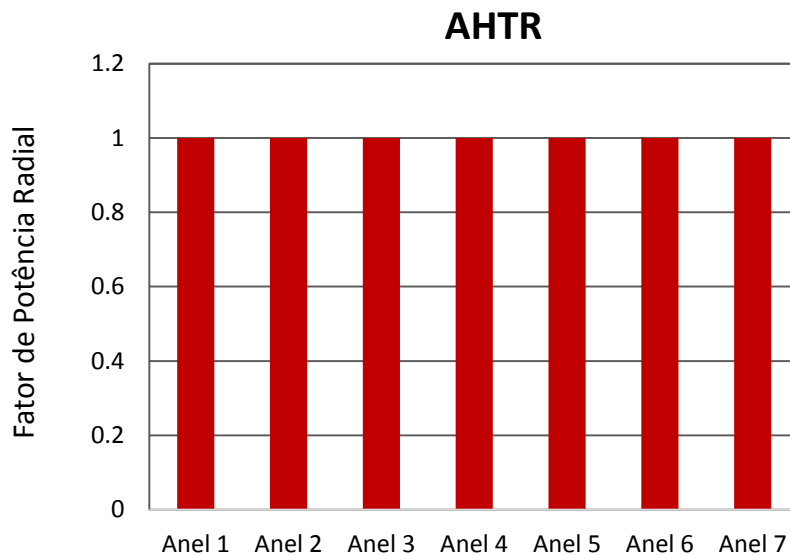


Figura 4-7 Distribuição radial de potência no núcleo do reator AHTR.

Os resultados da ORNL não só fornecem a base no projeto do núcleo LS-VHTR, mas também uma valiosa compreensão do comportamento do núcleo. No trabalho realizado por Ingersoll (2005), a distribuição radial de potência foi gerada usando o código MCNP onde foi

modelado explicitamente 1/12 do núcleo do reator e os fatores radiais de potência para cada anel como se apresenta na Figura 4.8 no caso de 9 anéis e na Figura 4.9 no caso de 10 anéis.

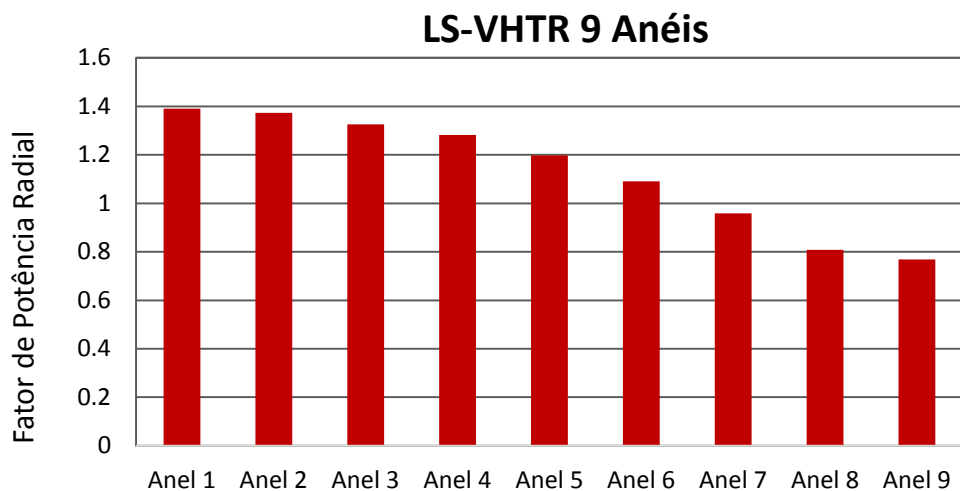


Figura 4-8 Distribuição radial de potência no núcleo do reator LS-VHTR 9 para anéis.
Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, 2005)

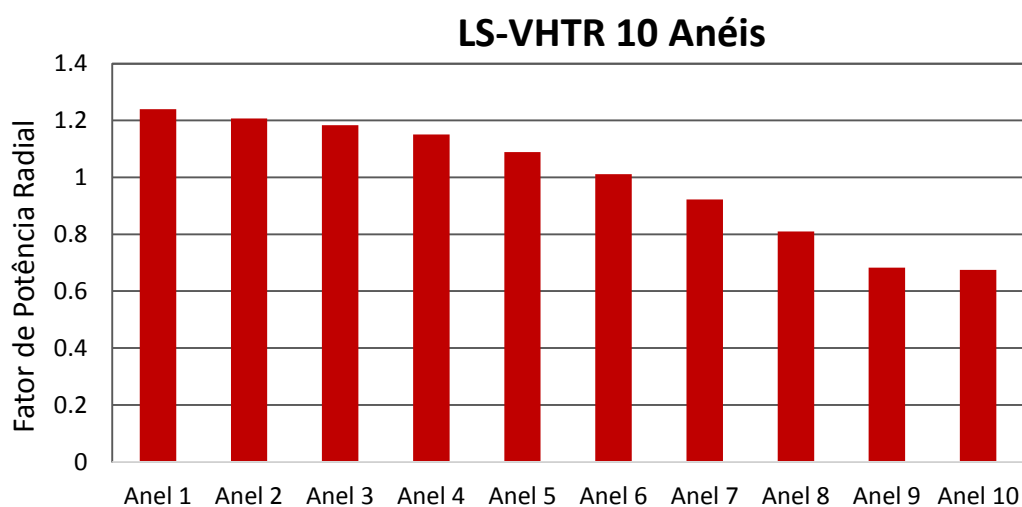


Figura 4-9 Distribuição radial de potência no núcleo do reator LS-VHTR para 10 anéis.
Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, 2005)

Os perfis axiais de potência utilizados na modelagem com o RELAP5-3D são ilustrados na Figura 4.10 para MHTGR; na Figura 4.11 para GT-MHR e NGNP e na Figura 4.12 para o AHTR e LS-VHTR, onde observam-se os fatores axiais ao longo do comprimento ativo que foi modelado; estes foram calculados na região média de cada nó axial das 10 malhas (12 e 14 malhas para o NGNP) que foram modelados com o RELAP5-3D, de maneira que cada comprimento de um nó axial tem um mesmo valor de fator axial de potência, além

de a soma destes fatores axiais serem iguais ao número de malhas axiais simulados que nestes casos é igual a 10.

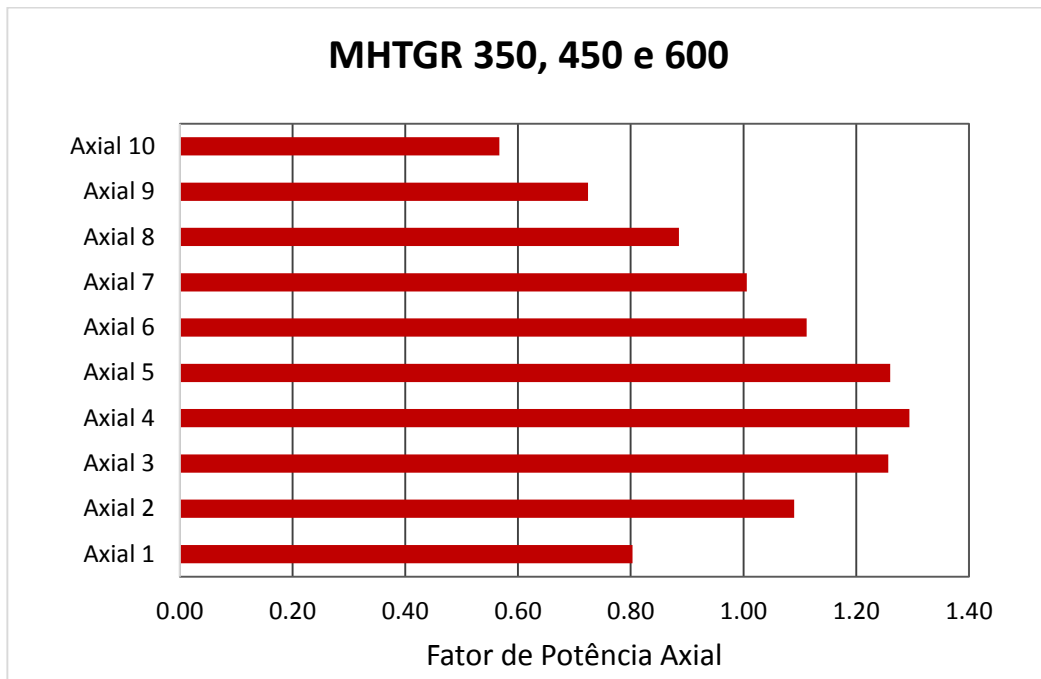


Figura 4-10 Distribuição de potência axial ao longo do núcleo do reator MHTGR.
Fonte: Adaptado de (U.S. DOE, 1986a)

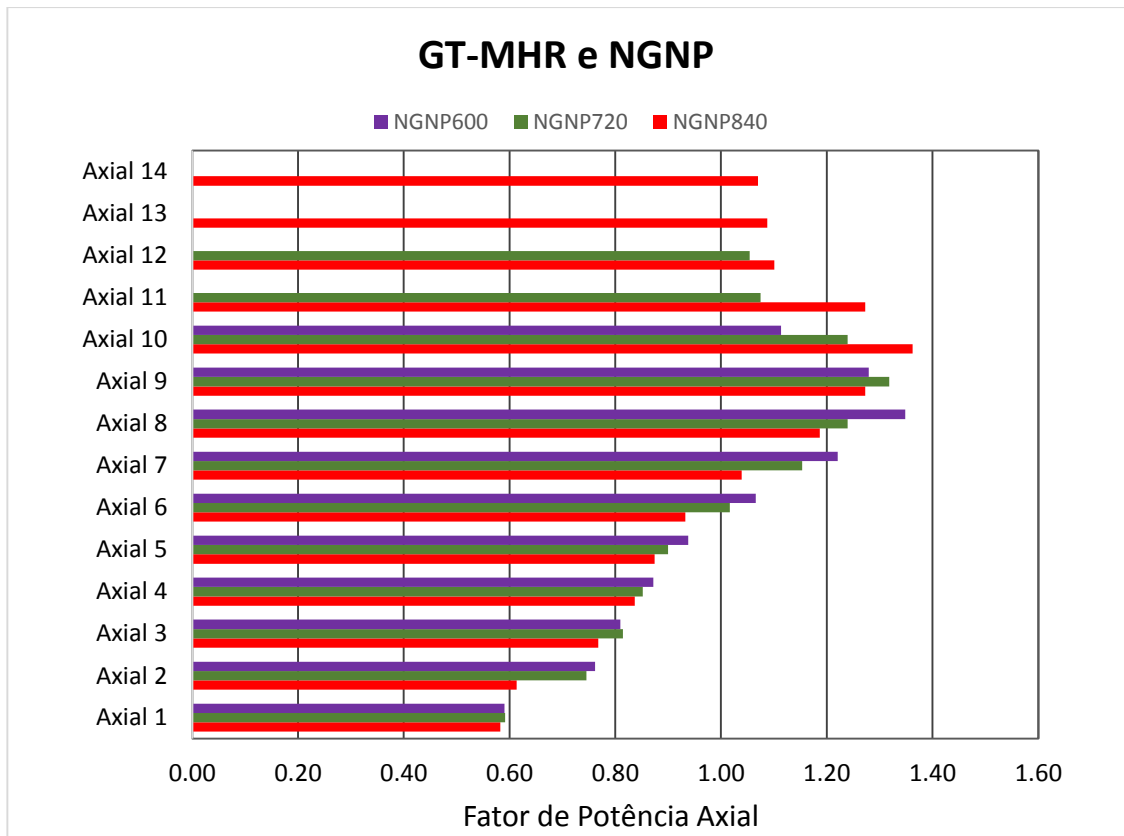


Figura 4-11 Distribuição de potência axial ao longo do núcleo do reator GT-MHR e NGNP.
Fonte: Adaptado de (MACDONALD, STERBENTZ, *et al.*, 2003)

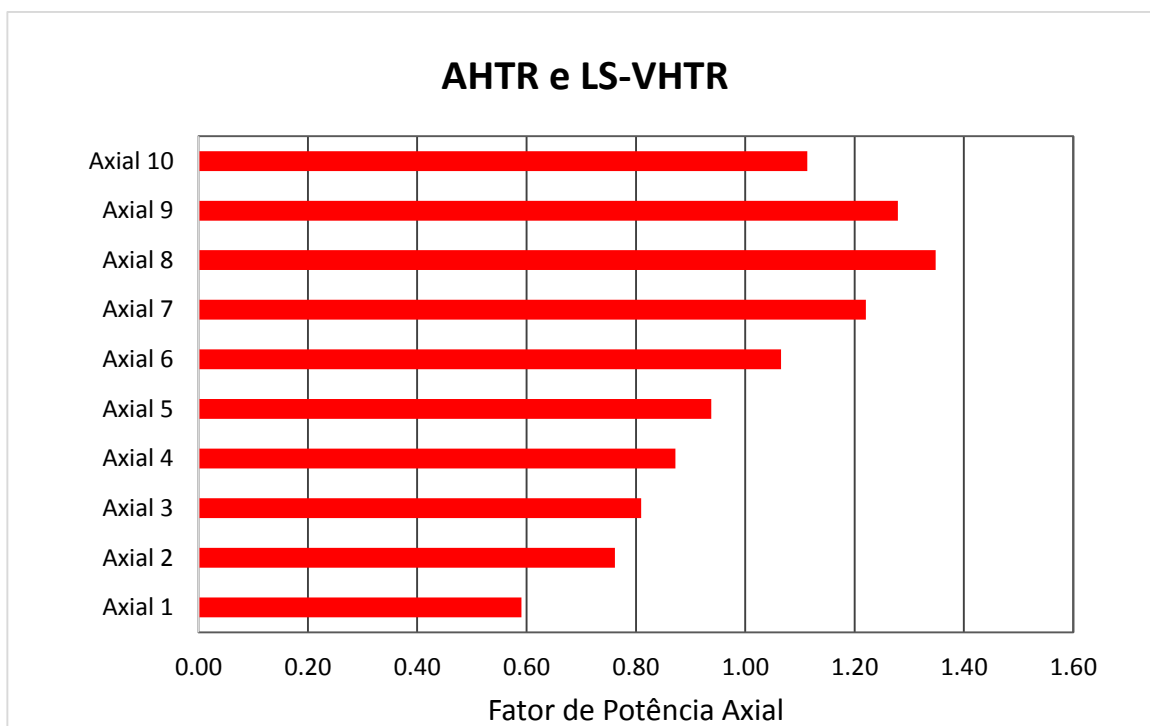


Figura 4-12 Distribuição de potência axial ao longo do núcleo do reator AHTR e LS-VHTR.

Fonte: Adaptado de (INGERSOLL, 2005)

A distribuição radial dentro do combustível compacto foi assumida uniforme para a análise. Uma vez obtidas ou simuladas as distribuições de potência axial e radial, estes valores são usados no RELAP5-3D para calcular (1) o calor transferido em cada segmento ou nó axial da estrutura de calor para os canais termo-hidráulicos que modelam o núcleo, e (2) para realizar um cálculo indireto do calor transferido radialmente no núcleo do reator. Especificam-se fatores de potência normalizados tanto radial como axial (denominados fatores de multiplicação) para cada segmento axial nas estruturas de calor que são acopladas aos canais termo-hidráulicos que modelam o núcleo do reator. A normalização é realizada de acordo com o número de canais termo-hidráulicos simulado no caso dos fatores de potência radial, e normalizada de acordo com o número de malhas axiais e, no caso dos fatores de potência axial. Estes fatores são caracterizados por subscritos que representam o número da região radial “g” no núcleo do reator e por subscritos que representam a posição axial “i”. A potência parcial P_{gi} fornecida no segmento axial “gi” na estrutura de calor é dada pela equação (4.1) definido no (INL, 2009):

$$P_{gi} = f_g f_{gi} P_{total} \quad (4.1)$$

Onde f_g é o fator radial de potência normalizado, f_{gi} é o fator axial de potência normalizado, e P_{total} é a potência total do núcleo do reator. O somatório da multiplicação destes fatores normalizados tem que ser igual à unidade.

4.3 Descrição da modelagem em condição de estado estacionário (operação normal)

Esta parte do trabalho avalia o desempenho termo-hidráulico do sistema de remoção de calor e do núcleo dos reatores estudados em condições de estado estacionário para dois casos: o primeiro sem tomar em consideração a vazão de desvio; no segundo caso, consideram-se as aberturas de desvio onde a vazão de desvio é considerável na remoção de calor do núcleo.

4.3.1 Descrição da modelagem sem considerar as aberturas desvio

No modelo sem considerar as aberturas de desvio, não são levados em consideração os refletores internos e externos que envolvem o núcleo geralmente. Só foi considerada a parte ativa do núcleo de cada reator estudado, que tem uma distribuição de anéis de blocos combustíveis. A vazão de refrigerante em cada anel da região ativa foi modelada por canais termo-hidráulicos acoplados com suas respectivas estruturas de calor.

O calor gerado pelas fissões nos combustíveis compactos é modelado através de estruturas de calor (HS) de configuração anelar, que provêm da célula unitária hexagonal colapsada (descrita anteriormente) e ponderados pelo número de células unitárias em cada canal termo-hidráulico simulado. As estruturas de calor usadas para simular a fonte de calor (componentes HS) com geometria anelar, foi dividida axialmente em 10 segmentos na região ativa e dois para as regiões com refletores axiais. Cada segmento axial foi dividido em 14 malhas radiais sendo do número 1 ao 5 para representar o grafite do bloco de combustível compacto, do 5 ao 6 para representar o *gap* de hélio e do 6 ao 12 para representar o combustível compacto homogeneizado e do 12 ao 14 para representar o grafite residual. Essa representação da estrutura de calor no RELAP5-3D está ilustrada na Figura 4.13.

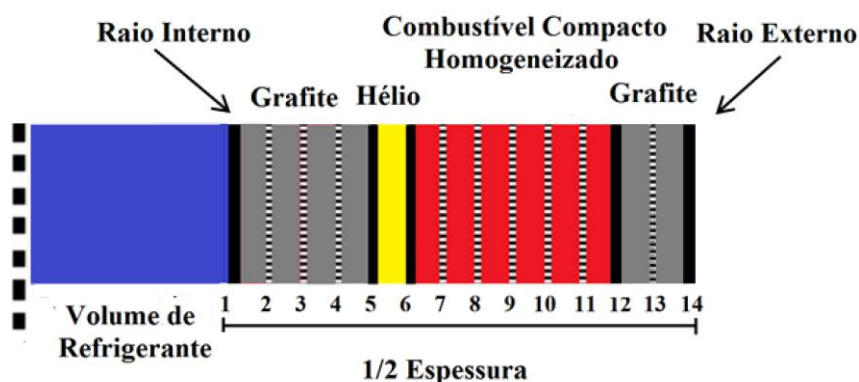


Figura 4-13 Representação no RELAP5-3D - configuração anelar com o modelo homogêneo do combustível compacto
Fonte: Elaboração própria.

A estrutura de calor simulada foi ligada ao canal termo-hidráulico de tal maneira que a cada volume axial do canal corresponde uma malha axial da estrutura de calor. Se impuseram condições de contorno na superfície interior da estrutura de calor para a transferência de calor da estrutura para o líquido refrigerante.

Para simular as condições termodinâmicas (temperatura, pressão, vazão, etc.) na entrada e saída de cada sistema termo-hidráulico, componentes do tipo volumes dependentes do tempo (TMDPVOL) foram utilizados na entrada e saída do sistema. Os volumes dependentes do tempo estão geralmente conectados através de junções simples (SJ - *single junctions*) ou junções dependentes do tempo (TSJ)

Desenvolveram-se modelos no RELAP5-3D para o estudo termo-hidráulico do núcleo do reator MHTGR, GT-MHR e NGNP refrigerados com hélio e para o AHTR e LS-VHTR refrigerados com sal líquido. Para representar o núcleo ativo dos reatores MHTGR, GT-MHR e NGNP, foi desenvolvido no RELAP5-3D um modelo de 3 canais para cada reator respectivamente, no caso dos reatores AHTR e LS-VHTR e foram desenvolvidos modelos com 7 canais para o AHTR e 9 e 10 para o LS-VHTR, com 9 e 10 anéis respectivamente.

O modelo de três canais foi construído para quantificar as principais diferenças termo-hidráulicas entre canais termo-hidráulicos durante a operação em estado estacionário dos reatores MHTGR, GT-MHR e NGNP refrigerados com hélio. O modelo consiste em modelar cada anel ativo de cada reator com canais termo-hidráulicos como pode-se observar na Figura 4.14, considerando que no núcleo ativo há diferentes tipos de blocos combustíveis que foi

detalhado anteriormente. A vazão de refrigerante em cada região foi modelada por canais termo-hidráulicos acoplados com suas respectivas estruturas de calor.

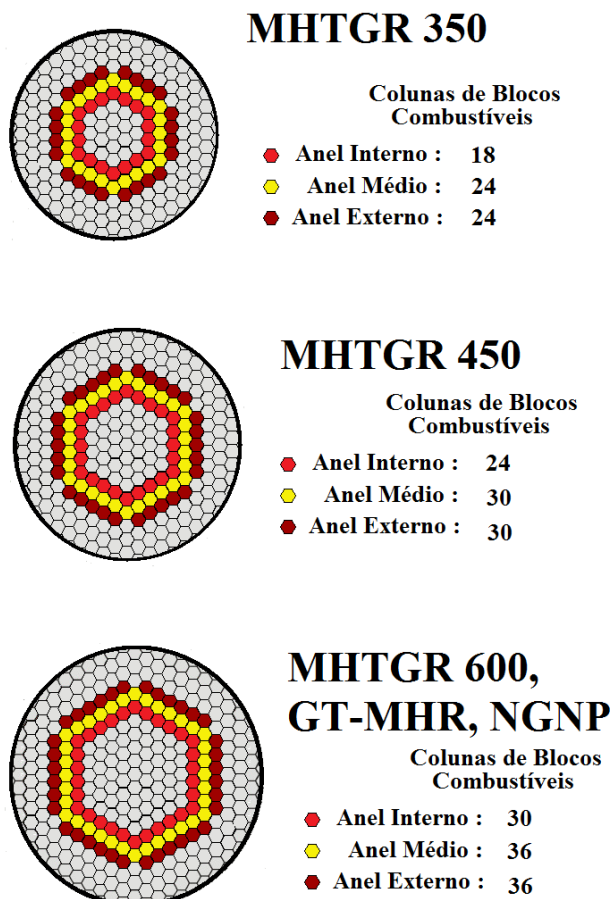


Figura 4-14 Representação da divisão das três regiões no núcleo dos reatores refrigerados com hélio.
Fonte: Elaboração própria.

Os canais termo-hidráulicos foram representados no RELAP5-3D por componentes do tipo *pipe* (componentes 160, 161 e 162), sendo que cada um deles foi dividido em 12 volumes axiais, dos quais 10 representam o comprimento ativo de 7,93 m do núcleo do reator; os outros dois volumes representam a vazão do refrigerante ao longo dos refletores axiais superiores e inferiores do núcleo com comprimento de 1,189 e 1,585 m, respectivamente. Componentes do tipo *branch* representam o *upper plenum* (componentes 095 e 140) e o *lower plenum* (componentes 180 e 195); o *upper plenum* foi conectado por uma junção dependente do tempo.

A vazão do refrigerante no *lower plenum* e no *upper plenum* foi simulada através de condições de contorno impostas nos volumes dependentes do tempo, componente 110 e 180, respectivamente. Da mesma forma, foi utilizado o modelo de cinética pontual para modelar a energia de fissão dos nêutrons nas estruturas de calor. Na Figura 4.15, observa-se o esquema da nodalização desenvolvida para o núcleo todo com três canais no RELAP5-3D e, na Tabela 4.1, são mostradas as condições iniciais para realizar a simulação no estado estacionário para os reatores refrigerados com hélio.

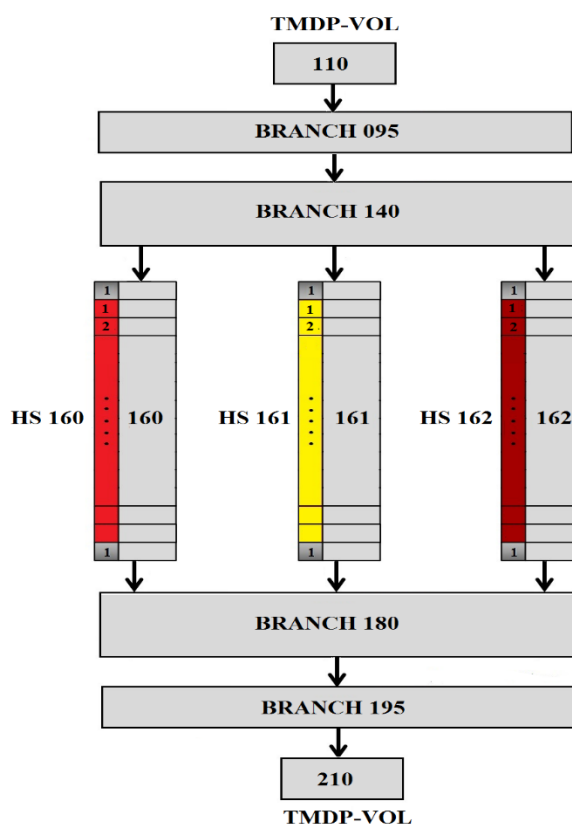


Figura 4-15 Nodalização para o modelo de 3 canais correspondentes aos anéis de cada núcleo nos reatores refrigerados por hélio.
Fonte: Elaboração própria.

Tabela 4-1 Parâmetros importantes utilizados nos modelos para os reatores refrigerados por hélio.

Parâmetros	MHTGR			GT-MHR	NGNP 600	NGNP 720	NGNP 840
	350	450	600				
Caraterísticas do Núcleo							
Geometria do Núcleo	Anelar	Anelar	Anelar	Anelar	Anelar	Anelar	Anelar
Combustível/Material Físsil	Triso/UO2	Triso/UO2	Triso/UO2	Triso/UO2	Triso/UO2	Triso/UO2	Triso/UO2
Potência (MW)	350	450	600	600	600	720	840
Refrigerante utilizado	Hélio	Hélio	Hélio	Hélio	Hélio	Hélio	Hélio
Temperatura de entrada (°C)	259	288	350	491	491	491	491
Temperatura de saída (°C)	687	704	750	850	1000	1000	1000
Pressão de entrada (MPa)	6.38	7.07	7.01	7.07	7.07	7.07	7.07

Queda pressão (kPa)	31,4	-	-	47,5	47,6	76,5	113,7
Vazão total no núcleo (kg/s)	157	211	289	320	226	271	320
Vazão de desvios (%)	0	0	0	0	0	0	0
Outras características							
Comprimento ativo (m)	7,93	7,93	7,93	7,93	7,93	9,52	11,1
Comprimento refletor inferior/Superior (m)	1,18/ 1,98	1,18/ 1,98	1,18/ 1,98	1,18/ 1,98	1,18/ 1,98	1,18/ 1,98	1,18/ 1,98
Material Refletor	H-451	H-451	H-451	H-451	H-451	H-451	H-451

A intenção de desenvolver vários modelos é comparar as características termo-hidráulicas resultantes da construção de um modelo mais simples e menos discretizado com modelos bem mais refinados que podem levar a análises mais complexas. Ao realizar esta comparação, o objetivo é validar um modelo mais efetivo e menos complexo através de uma abordagem conservadora da análise de segurança termo-hidráulica.

Para os reatores refrigerados com sal líquido, como AHTR e LS-VHTR, a metodologia consiste em modelar cada anel ativo do núcleo do reator com canais termo-hidráulicos, considerando que no núcleo ativo se tem só um tipo bloco combustível. O modelo de sete canais para o AHTR, contém 324 colunas de blocos combustíveis no núcleo; cada canal modelado corresponde a cada anel do núcleo do reator, onde o anel 1 tem 30 colunas, o anel 2 tem 36 colunas, o anel 3 tem 42 colunas, o anel 4 tem 48 colunas, anel 5 tem 54 colunas, anel 6 tem 60 colunas e finalmente o anel 7 tem 54 colunas como se pode observar na Figura 4.16.

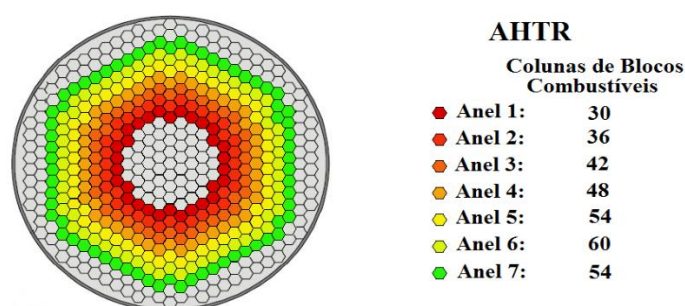


Figura 4-16 Representação da divisão do núcleo do reator AHTR.

Fonte: Elaboração própria.

No caso do LS-VHTR dois modelos foram realizadas, um com 9 e outro com 10 canais. O modelo de dez canais consistiu na divisão das 265 colunas de blocos combustíveis do núcleo em dez regiões, que correspondem a cada anel do núcleo do reator, onde o anel 1 tem uma coluna, o anel 2 tem 6 colunas, o anel 3 tem 12 colunas, o anel 4 tem 18 colunas, o

anel 5 tem 24 colunas, o anel 6 tem 30 colunas, o anel 7 tem 36 colunas, o anel 8 tem 42 colunas, o anel 9 tem 48 colunas e, finalmente, o anel 10 tem 48 colunas. O modelo de 9 canais segue a mesma distribuição que no modelo de 10 canais com a diferença de que tem 211 colunas sem o anel 10 e com 42 colunas no anel 9. Estas distribuições podem ser observadas na Figura 4.17.

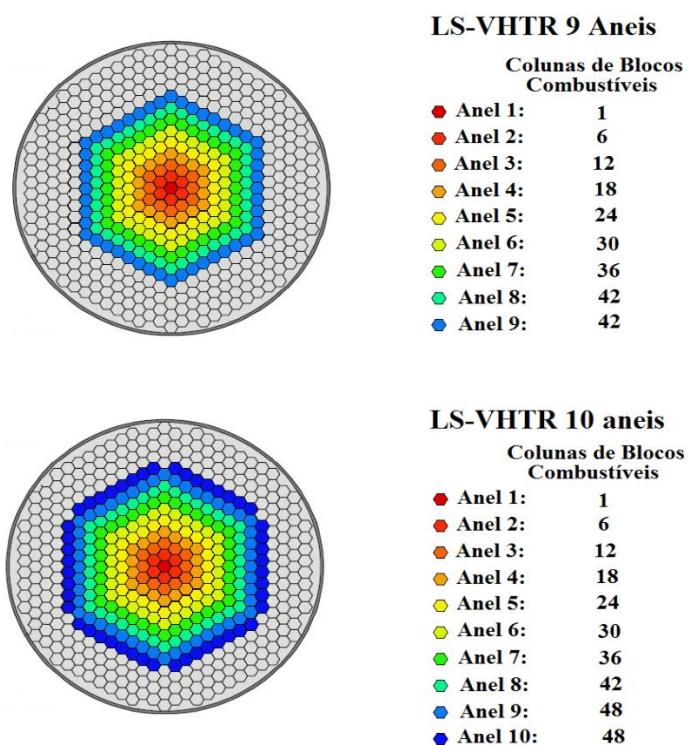


Figura 4-17 Representação da divisão do núcleo do reator LS-VHTR.
Fonte: Elaboração própria.

A vazão do refrigerante em cada um dos canais termo-hidráulicos acoplados com suas respectivas estruturas de calor representam a vazão proporcional a cada região. As estruturas de calor têm as mesmas características e condições de contorno que para os reatores refrigerados com hélio. As HSs foram divididas da mesma forma para os modelos MHTGR, GT-MHR e NGNP.

Na nodalização, para os modelos refrigerados com sal líquido, os componentes do tipo *pipe*, representam os canais termo-hidráulicos que são os componentes 160 a 1XX, onde XX depende da quantidade de anéis que tem cada núcleo dos reatores. Os *pipes* foram divididos em 12 volumes axiais, dos quais 10 representam o comprimento ativo de 7,93 m do núcleo do

reator, os outros dois volumes representam a vazão do refrigerante ao longo dos refletores axiais superiores e inferiores do núcleo com comprimento de 1 m cada um.

Os componentes do tipo *branch* modelam o *lower plenum* e o *upper plenum*, representados na nodalização pelos componentes 195-180 e 095-140 respectivamente em cada núcleo dos reatores refrigerados com sal líquido. Estes componentes foram conectados por junções simples para a circulação do refrigerante na parte inferior e superior. A vazão do refrigerante no *lower plenum* e no *upper plenum* foi simulada da mesma maneira que no modelo de um canal impondo condições de contorno nos volumes dependentes do tempo, nos componentes 110 e 210. Da mesma forma que nos reatores refrigerados a hélio, foi utilizado o modelo de cinética pontual do reator. As nodalizações podem ser observadas na Figura 4.18 no caso AHTR, Figura 4.19 no caso LS-VHTR com 9 anéis e na Figura 4.20 no caso do LS-VHTR com 10 anéis. Na Tabela 4.2 encontra-se a descrição dos principais componentes do esquema.

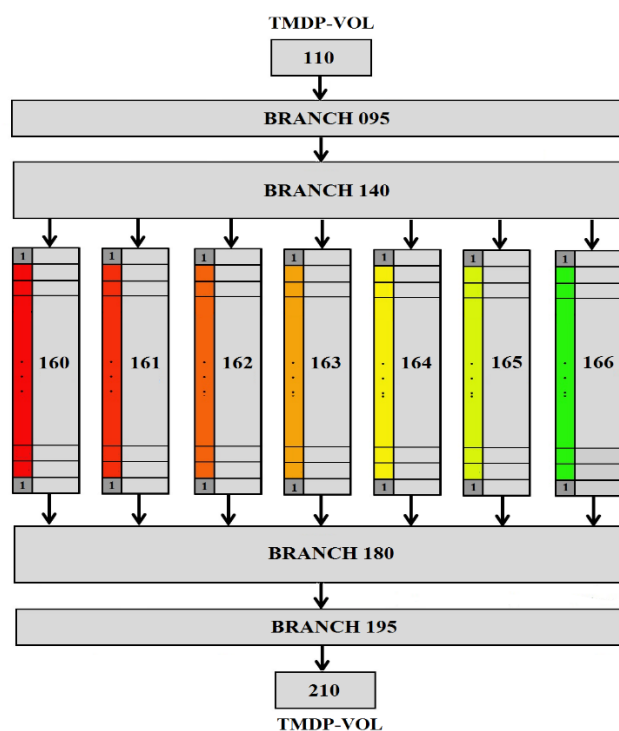


Figura 4-18 Nodalização para o modelo de 7 canais correspondentes aos 7 anéis do núcleo do reator AHTR.
Fonte: Elaboração própria.

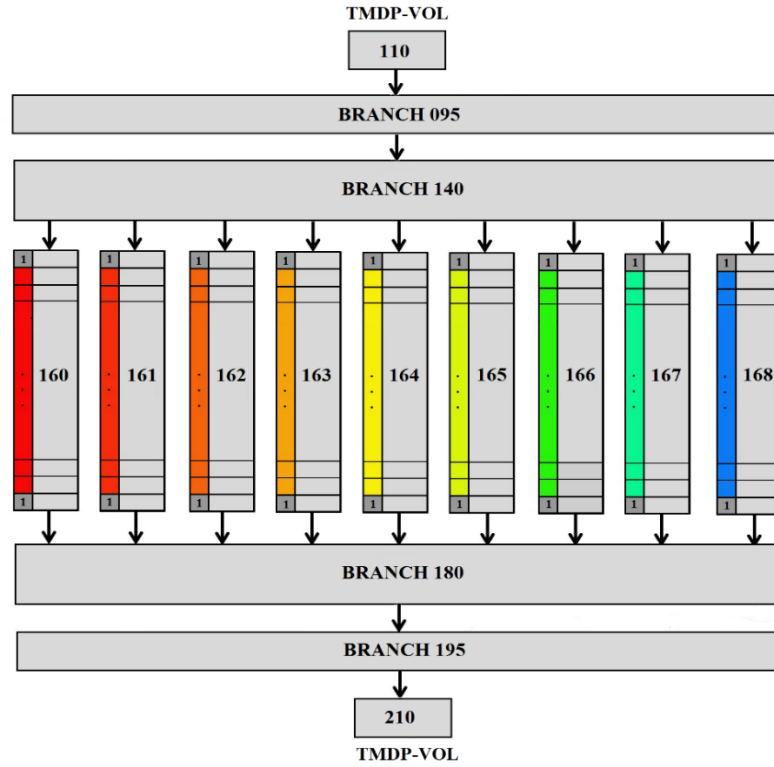


Figura 4-19 Nodalização para o modelo do núcleo do reator LS-VHTR com 9 anéis.
Fonte: Elaboração própria.

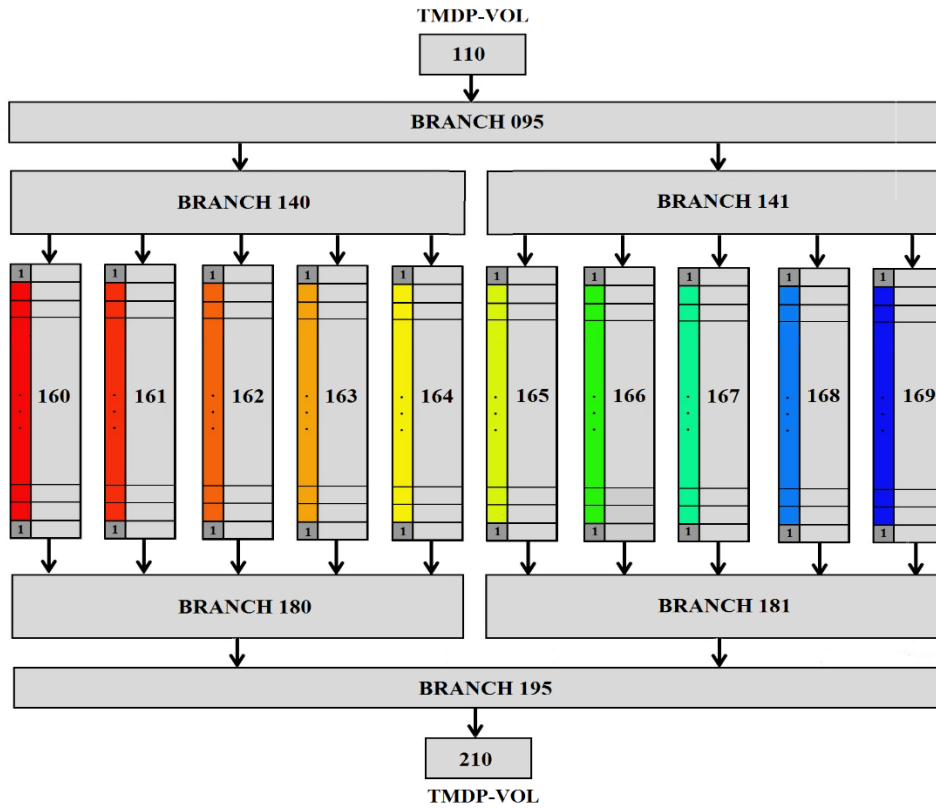


Figura 4-20 Nodalização para o modelo do núcleo do reator LS-VHTR com dez anéis.
Fonte: Elaboração própria.

Tabela 4-2 Parâmetros importantes utilizados nos modelos para os reatores refrigerados por sal líquido.

Parâmetros	AHTR	LS-VHTR 9 anéis	LS-VHTR 10 anéis
Caraterísticas do Núcleo			
Geometria do Núcleo	Anelar	Cilíndrico	Cilíndrico
Combustível/Material Físsil	Triso/UO2	Triso/UO2	Triso/UO2
Potência (MW)	2400	2400	2400
Refrigerante utilizado	Flibe	Flibe	Flibe
Temperatura de entrada (°C)	900	900	900
Temperatura de saída (°C)	1000	1000	1000
Pressão de entrada (MPa)	-	-	-
Queda pressão (MPa)	0,129	0,312	0,211
Vazão total no núcleo (kg/s)	12070	10264	10264
Vazão de desvios (%)	0	0	0
Outras caraterísticas			
Comprimento ativo (m)	7,93	7,93	7,93
Comprimento refletores inferior/Superior (m)	1,0/ 1,0	1,0/ 1,0	1,0/ 1,0
Material Refletor	H-451	H-451	H-451

A distribuição da potência em cada canal termo hidráulico foi realizada utilizando a equação 4.1 ao longo do núcleo. O modelo de cinética pontual do reator foi selecionado para modelar a energia de fissão dos nêutrons nas estruturas de calor. O modelo ANS79-3 foi escolhido para calcular a energia gerada pelo decaimento dos produtos de fissão (THE RELAP5-3D , 2009).

4.3.2 Descrição da modelagem considerando as aberturas de desvio

- **Estado estacionário**

Para a análise considerando as aberturas de desvio desenvolveu-se um modelo no RELAP5-3D para o estudo termo-hidráulico só para o núcleo do reator MHTGR de 350 MW de potência refrigerado com hélio. O projeto do núcleo consiste em uma matriz de elementos de combustível hexagonais em um arranjo cilíndrico todos localizados dentro de um vaso de pressão do reator como é mostrado na Figura 4.21; caraterísticas mais detalhadas foram descritas no Capítulo 2.

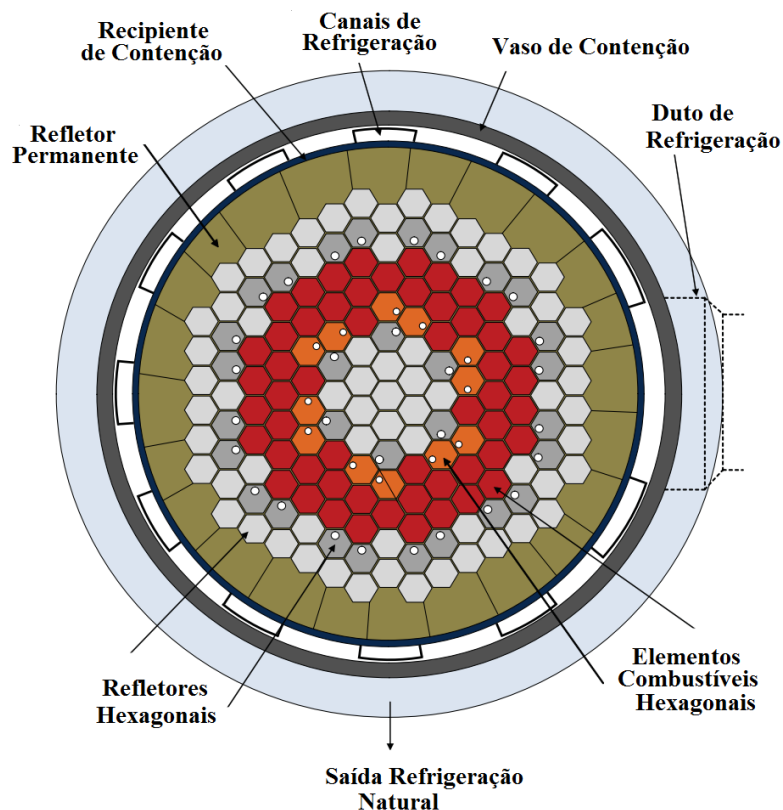


Figura 4-21 Vista transversal do núcleo do reator MHTGR350.

Fonte: (ORTENSI, POPE, *et al.*, 2013)

O calor gerado pelo combustível no núcleo do reator é removido pelo hélio, que flui desde a região superior do núcleo (*upper plenum*) até a região inferior do núcleo (*lower plenum*) através da região anelar ativa, e depois é canalizado através da região central do duto transversal; o hélio que sai do duto flui para baixo através do gerador de vapor e de volta ao duto transversal. Dentro do vaso do reator, o hélio flui para cima através do espaço anelar entre o recipiente de contenção do núcleo e o vaso do reator, até atingir o *lower plenum*. A vazão ao longo das aberturas entre blocos combustíveis e nos canais dos sistemas de controle serão consideradas neste modelo como vazão de desvio. Na Figura 4.22 se apresenta o diagrama simplificado do escoamento no MHTGR em que se considera a vazão de desvio.

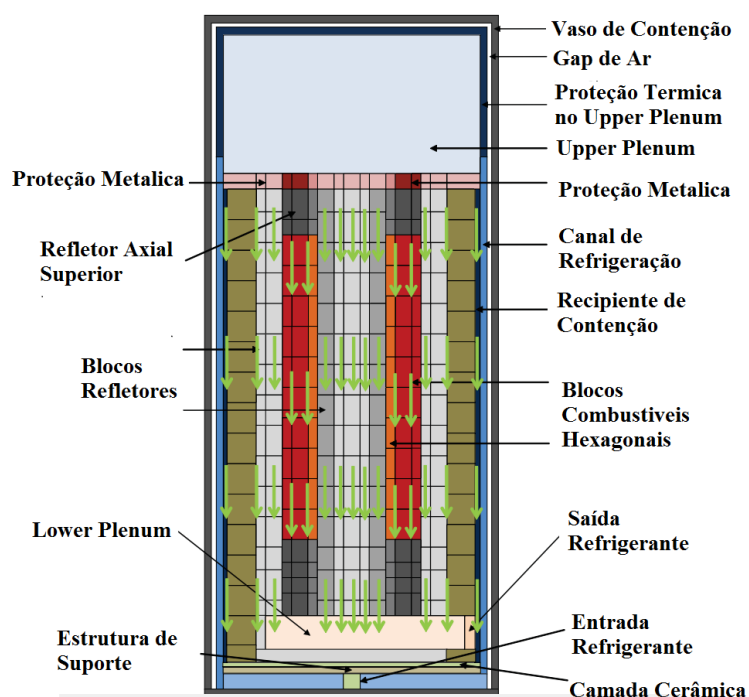


Figura 4-22 Vista lateral do núcleo do reator MHTGR350 e vazão.
 Fonte: (ORTENSI, POPE, *et al.*, 2013)

O modelo termofluidodinâmico é projetado para preservar todas as características e fenômenos relacionados à transferência de calor e fluxo de fluido no projeto MHTGR-350. A fim de reduzir as complicações na modelagem computacional do núcleo de referência, algumas pequenas simplificações foram feitas na geometria:

- Deformação dos elementos devido aos gradientes de temperatura é ignorado.
- As dimensões axiais dos combustíveis compactos são simplificadas, ou seja, o comprimento dos combustíveis compactos (com e sem veneno queimável) são assumidos como a altura ativa do núcleo.
- A complexidade do caminho da vazão no pleno superior e inferior é simplificada com o uso de uma área da vazão e diâmetro hidráulico equivalente.
- O efeito da exclusão de vazões específicas de refrigerante é até certo ponto balanceado pela suposição de que todas as fontes de calor (da fissão) serão depositadas localmente, ou seja, no combustível e que nenhuma outra fonte de calor existe fora do núcleo (por exemplo, absorção de nêutrons na vareta de controle). Simplificações também são feitas nas propriedades térmicas do material na medida em que valores constantes são empregados ou correlações

específicas são empregadas. Propriedades térmicas e correlações estão claramente listadas no Capítulo 3.

- Nenhum fluxo cruzado é modelado.

Para representar o núcleo ativo do reator MHTGR 350 foi desenvolvido no RELAP5-3D um modelo de 3 canais, que foram representados por canais termo-hidráulicos com suas respectivas estruturas de calor. As estruturas de calor têm as mesmas características que nos modelos sem considerar as aberturas de desvio na região ativa. A vazão do refrigerante ao longo da parte ativa foi representada pelos componentes do tipo *pipe* na nodalização (componentes 160, 161 e 162), que foram divididos em 12 volumes axiais, dos quais 10 representam o comprimento ativo de 7,93 m do núcleo do reator.

Os componentes 150, 151 e 152 representam a vazão de desvio nas aberturas entre os blocos refletores internos; a representação da vazão nos blocos refletores externos foi realizada pelos componentes 170, 171 e 172. Estruturas de calor sem combustível foram acopladas a estes componentes, os quais representam os anéis de refletores internos e externos. A vazão ao longo das aberturas entre os blocos combustíveis na parte ativa do núcleo foi representada por componentes 060, 061 e 062. O esquema da nodalização é apresentado na Figura 4.23 e, na Tabela 4.3, são apresentadas as características dos principais componentes deste esquema. A distribuição de potência axial e radial analisada na modelagem é a mesma que foi utilizada no modelo sem considerar as aberturas de desvio na região ativa.

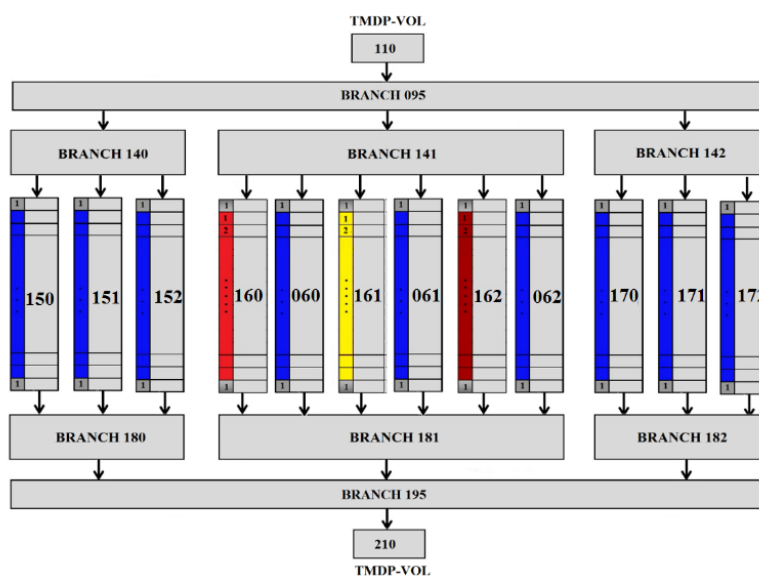


Figura 4-23 Nodalização para o modelo do núcleo do reator MHTGR350 considerando as aberturas de desvio, os componentes 160, 161 e 162 (com suas respectivas estrutura de calor) representam o região ativa.

Tabela 4-3 Parâmetros importantes utilizados no modelo do MHGTR350.

Parâmetros	MHTGR350
Caraterísticas do Núcleo	
Geometria do Núcleo	Anelar
Combustível/Material Físsil	Triso/UO ₂
Potência (MW)	350
Refrigerante utilizado	Hélio
Temperatura de entrada (°C)	532
Temperatura de saída (°C)	960
Pressão de entrada (MPa)	6.38
Queda de pressão (kPa)	31,4
Vazão total no núcleo (kg/s)	157
Vazão de desvio (%)	10
Outras caraterísticas	
Comprimento ativo (m)	7,93
Comprimento refletores inferior/Superior (m)	1,18/ 1,98
Material Refletor	H-451
Gap aberturas desvio	1 mm

- **Estudo transitório**

Para este modelo considerou-se um cenário de acidente de perda de vazão, onde o reator passa por uma situação de TRIP cujas condições iniciam o SCRAM.

O acidente de perda de vazão ocorre quando a circulação do refrigerante no núcleo diminui ou para. Geralmente, isso é consequência de uma disfunção nas bombas de circulação. Em caso de perda de vazão, o reator mantém seu refrigerante e permanece pressurizado. A perda de vazão é realizada isolando o reator do sistema secundário. Conforme foi ilustrado na Figura 4.23, as junções entre o volume de entrada (110) e o *plenum* de entrada (095) e entre o *plenum* inferior (195) e o volume de saída (210) são fechadas. Portanto, não há mais vazão forçada no núcleo. Apenas mecanismos naturais de transferência de calor estão operacionais.

Um SCRAM é o desligamento rápido do reator. Isso normalmente é feito pela rápida inserção de barras de controle. Pode ocorrer automaticamente ou manualmente pelo operador do reator. Uma forma elementar de configurar um SCRAM consiste em iniciar o SCRAM ao mesmo tempo que o TRIP. No entanto, para ser realista, o SCRAM deve ser configurado por valores de parâmetros vitais centrais de alarme, como temperaturas e pressões anormais.

A Figura 4.24 mostra as mudanças de reatividade em função do tempo que foram consideradas no trabalho para o MHTGR de 350 MW (ORTENSI, POPE, *et al.*, 2013). Como

se observa na figura, leva menos de 5 segundos para inserir quase nove dólares de reatividade negativa. No arquivo de entrada, o SCRAM é disparado por uma variável de controle. No entanto, a configuração do gatilho do SCRAM não precisa ser muito seletiva.

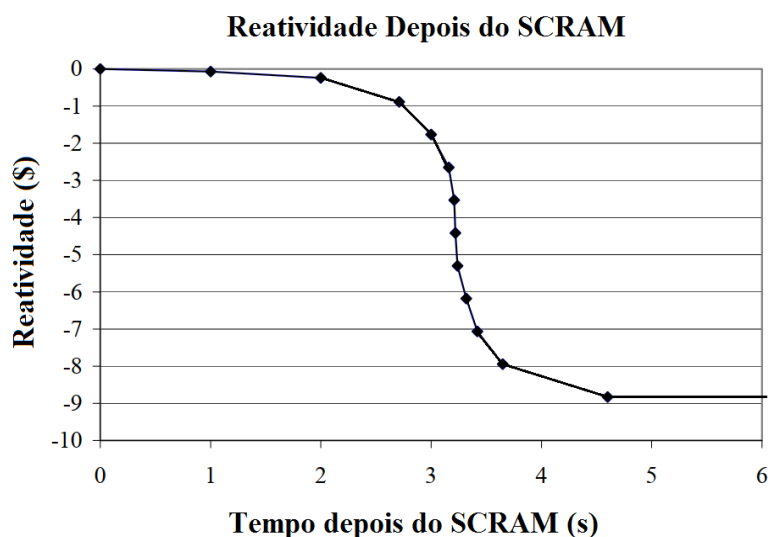


Figura 4-24 Reatividade versus tempo durante o SCRAM
 Fonte: (ORTENSI, POPE, *et al.*, 2013)

A inserção massiva de reatividade negativa resultante do SCRAM, interrompe o processo de fissão. Depois disso, a energia gerada no combustível é basicamente apenas por calor de decaimento. A geração de calor de decaimento é baseada em dados de GA (GA, 1994) para o GT-MHR e é fornecida na Figura 4.25. O calor de decaimento diminui exponencialmente. A potência diminui muito rapidamente no início, mas se estabiliza a longo prazo. Após um minuto, a potência já foi reduzida por um fator de dois. Porém a potência é maior que 2 MW até o quarto dia.

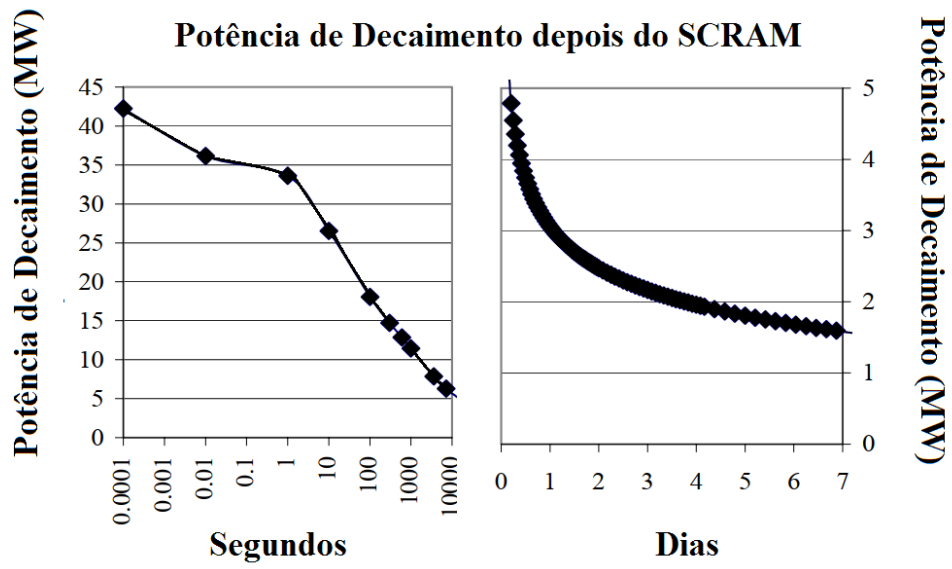


Figura 4-25 Potência de decaimento depois do SCRAM.

Fonte: (ORTENSI, POPE, *et al.*, 2013)

Capítulo 5

Metodologia para o Código CFD

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

Segundo Behar (2014) os reatores VHTR precisam de mais pesquisas e testes de viabilidade no combustível, materiais estruturais e outros componentes, para atingir, em um futuro próximo, a fase de demonstração e de construção. Para o desenvolvimento do VHTR, de modo a permitir sua futura instalação, há a necessidade de utilização de ferramentas computacionais eficientes para a análise de aspectos de modelagem, operação e segurança. O uso das novas tecnologias computacionais é uma das alternativas mais viáveis para atingir um maior rigor onde os estudos anteriores falharam ou simplesmente obter maior precisão nos estudos de segurança dos reatores nucleares.

Por outro lado, os processos físicos que ocorrem nestes reatores nucleares são variados e abrangem muitas áreas da ciência e engenharia. Estas são áreas tais como a física de nêutrons, a dinâmica de fluidos monofásicos e bifásicos, a transferência de calor, o comportamento mecânico das estruturas, etc. A transferência de calor ao longo dos sistemas VHTR envolve fenômenos complexos, como é mostrado na Figura 5.1 e descrito a seguir:

- O calor gerado pelas fissões no núcleo das partículas Triso é transferido por condução através das diferentes camadas para a matriz de grafite do combustível compacto.
- Os combustíveis compactos localizados nos canais combustíveis transferem o calor por condução e radiação (devido ao *gap* entre o combustível compacto e o canal combustível) para o grafite do bloco combustível e logo após o calor é transferido por condução para os canais de refrigeração onde o refrigerante primário flui.
- O refrigerante primário remove o calor por convecção nos blocos e flui desde a região superior do núcleo (*upper plenum*) até a região inferior do núcleo (*lower plenum*), através da região ativa do núcleo.

- O refrigerante a alta temperatura na saída do núcleo, no caso do hélio, é canalizado através de um duto transversal e direcionado para o gerador de vapor no MHTGR ou para a turbina a gás no GT-MHR e NGNP. No caso dos sais líquidos, estes são canalizados para as bombas de circulação.
- O calor residual do núcleo do reator é transferido por condução aos refletores laterais, depois é transferido por convecção e radiação ao recipiente de contenção do núcleo.
- O recipiente transfere calor ao vaso de contenção por radiação, e por convecção devido ao refrigerante primário que flui no espaço entre o recipiente e o vaso que esta regressando do gerador de vapor ou da turbina a gás.
- O vaso de contenção transfere o calor ao sistema de remoção de calor RCCS (no caso de o refrigerante ser hélio) ou RVACS (se o refrigerante for sal líquido) por convecção e radiação. Os sistemas de remoção de calor removem o calor do vaso por convecção natural.

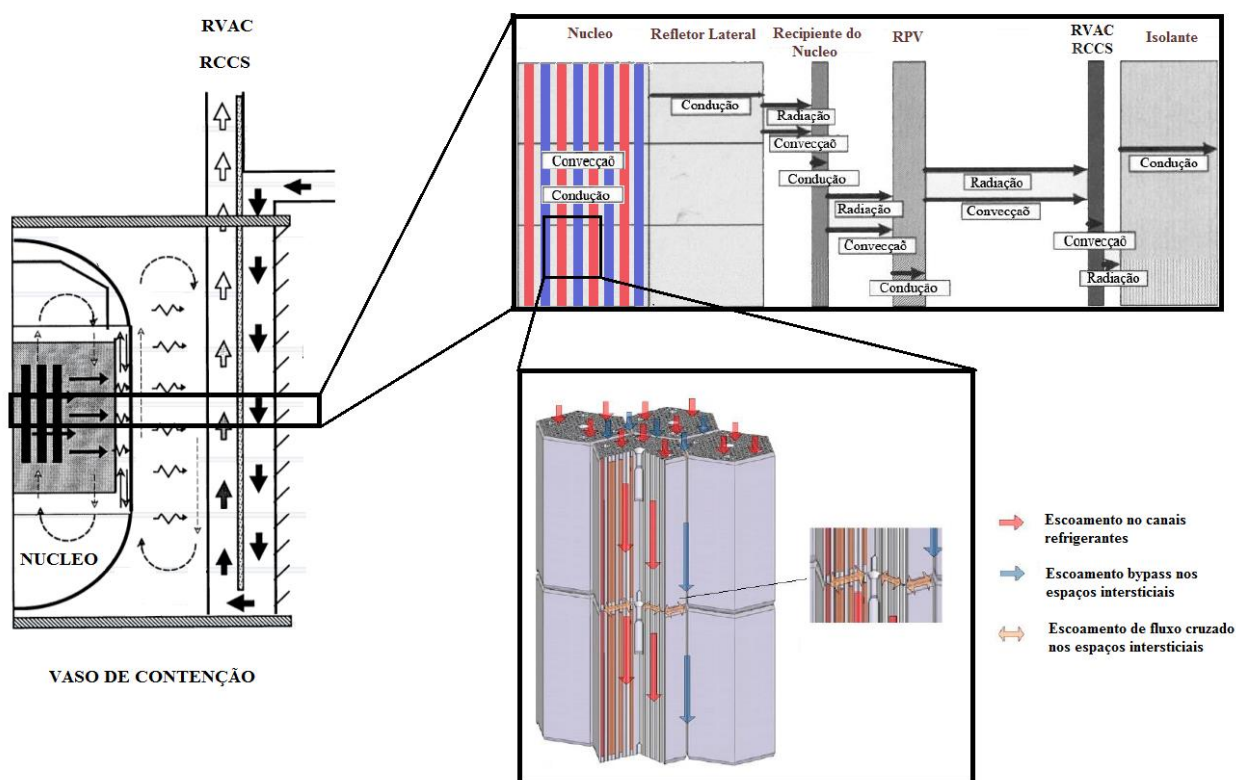


Figura 5-1 Transferência de calor ao longo do sistemas VHTR.
(YOON, LEE, *et al.*, 2012; U.S. DOE, 1986a)

Ao escoamento do refrigerante nos espaços intersticiais entre os blocos combustíveis e os blocos refletores adjacentes dá-se o nome vazão de desvio (*Bypass flow*) e vazão cruzada (*Cross flow*) como é ilustrado na Figura 5.1. Esses escoamentos tornam ainda mais

complicada a distribuição do fluxo do refrigerante no núcleo do reator e a análise fluidodinâmica deste. Esses espaços intersticiais estão inicialmente presentes devido à tolerância na fabricação dos blocos combustíveis e refletores, e também na inexatidão da instalação desses blocos. A largura desses espaços se altera com o tempo de operação do reator, devido à expansão térmica e ao encolhimento do grafite em razão da irradiação de nêutrons (TRAVIS e EL-GENK, 2013a).

Essa tese se adequou ao CRP do Grupo de Trabalho Técnico sobre Reactores Refrigerados a Gás (TWG-GCR) da AIEA na implementação da metodologia na análise termo-hidráulica dos VHTRs refrigerados com hélio, especificamente para o MHTGR e GT-MHR, para garantir que a temperatura do núcleo permaneça em níveis seguros, a fim de evitar acidentes severos e, conseqüentemente, a liberação de radiação. A filosofia de segurança desses reatores visa a probabilidade mínima de ocorrência de um acidente severo, pela ação do sistema de remoção de calor, que deve garantir que o núcleo não atingirá temperaturas acima dos limites aceitáveis, isto é, acima de 1600°C (IAEA, 2003).

A metodologia do trabalho utilizando a análise tridimensional com ferramentas de dinâmica dos fluidos computacional (CFD) foi dividida em 4 partes: (1) análise termo-hidráulica de um só canal de refrigeração, o canal mais quente, para determinar a temperatura máxima do refrigerante na saída do canal além de estudar a dependência com a vazão total ao longo do núcleo; (2) análises de alguns aspectos da transferência de calor no elemento combustível utilizando geometrias simplificadas, que observa apenas a região regular no interior dos elementos combustíveis que consiste de uma célula unitária; (3) avaliação de um método de linha de base para o fenômeno de escoamento e transferência de um setor equivalente a 1/12 de uma coluna de blocos combustíveis padrão e (4) avaliação de um método para investigar o fluxo de *bypass* em 1/12 de uma coluna de blocos combustíveis padrão e especialmente como é afetado por vários parâmetros.

5.1 Metodologia para um canal

As propriedades do escoamento de um fluido através de um canal de qualquer seção transversal desempenham um papel importante para analisar o problema do escoamento e da transferência de calor. Portanto, a análise do escoamento e transferência de calor ao longo de um canal é muito importante do ponto de vista da engenharia por resolver muitos problemas de *design* em engenharia devido à aplicação e implicações rigorosas e com mais detalhes das

propriedades. Diversos trabalhos de pesquisa têm sido realizados com base nessas áreas, disponíveis na literatura (JOHNSON e SCHULTZ, 2004; HERNANDEZ-PEREZ, ABDULKAIR e AZZOPARDI, 2011).

O estudo no canal quente, o canal de refrigeração onde a temperatura de saída é a mais alta, tem por objetivo determinar ou limitar a temperatura máxima de saída do refrigerante no canal quente devido à preocupação das altas temperaturas do refrigerante que saem para o *plenum* inferior como jatos, chamados de *hot streaking* que afetarão adversamente os materiais no *plenum* inferior, o duto de saída e o equipamento de conversão de energia, por exemplo, a turbina e/ou trocador de calor intermediário (IHX).

A metodologia para esta parte da investigação envolve o estudo de um único canal de refrigeração com condições de contorno térmicas e vazões especificadas. Para a condição de contorno térmica, o fluxo de calor é especificado na parede como uma função da distância axial ao longo do canal. O fluxo de calor que varia axialmente com base em uma função senoidal é multiplicado pelo fator radial de pico para o canal quente. Um canal médio também é modelado com um fator radial de 1. Com a especificação do fluxo de calor como condição de contorno térmico, não há necessidade de especificar coeficientes de transferência de calor para resolver o problema.

As condições de contorno para a vazão são baseadas na especificação de uma queda de pressão através do núcleo ativo mais as seções refletoras superior e inferior (sem combustível). Se as condições de contorno da vazão pudessem ser especificadas usando uma determinada taxa da vazão, o cálculo para determinar a temperatura de saída do canal quente envolveria uma expressão algébrica simples que representa o equilíbrio de calor. No entanto, devido à especificação da condição de contorno da vazão definida por uma queda de pressão, as taxas de vazão através dos vários canais são funções do atrito da parede ao longo de cada canal, que, por sua vez, são funções do número de Reynolds.

Na abordagem para calcular a taxa de vazão e a temperatura do canal quente empregou-se o código CFD comercial FLUENT. O FLUENT fornece uma variedade de condições de contorno, modelos de turbulência e a capacidade para o usuário especificar propriedades de fluido e condições de contorno térmicas complexas. As suposições feitas para o escoamento do hélio no modelo do FLUENT incluem o seguinte:

- O fluxo de calor no canal é circunferencialmente uniforme.
- A geração de energia térmica é baseada no fator de pico radial local, mas deve somar o total de 600 MW para todos os canais. Embora cada canal experimente uma taxa de fluxo com base na densidade de potência local, o fluxo total é estimado multiplicando o fluxo no canal médio pela razão entre a área de fluxo total e sua área de fluxo.
- A temperatura da saída do refrigerante para cada canal pode ser determinada pela temperatura no final do refletor lateral inferior. Embora vários canais se combinem antes de entrar no *plenum* inferior, a temperatura dos canais combinados não será maior do que a do canal quente.
- A extremidade do refletor inferior é um canal cilíndrico reto, assim como todo o canal quente.
- O fator da densidade de potência radial se converte diretamente no fluxo de calor para o canal de refrigeração local.
- A vazão de desvio é de 15%, mas nenhum calor é removido pela vazão de desvio.
- Não há vazamento do refrigerante nos canais de refrigeração.
- A superfície do canal de refrigeração é hidraulicamente lisa, de modo que os dados do tubo liso para o fator de atrito podem ser usados.
- A transição de bloco para bloco não cria uma queda de pressão.
- O canal quente ocorre no canal do refrigerante com o raio maior. No bloco padrão, existem 102 canais grandes e 6 canais menores, os canais menores estão localizados no centro do bloco onde não há pinos de combustível de modo que a temperatura do refrigerante nos canais menores é considerada menor do que a dos canais maiores mais quentes.
- Os efeitos de flutuabilidade no canal de refrigeração são insignificantes. Essa suposição é baseada na análise dos resultados conforme discutido na seção de resultados.
- O escoamento é incompressível. Essa suposição também se baseia na análise dos resultados conforme discutido na seção de resultados.

5.1.1 Estudo em 2D para escoamento laminar e turbulento

Com a finalidade de determinar diferentes propriedades ao longo do canal, o estudo, consiste na aplicação das leis de conservação (principalmente as de conservação da massa, quantidade de movimento e energia) utilizando a equação da Navier-Stokes em escoamentos

laminares, turbulentos, internos e incompressíveis no canal quente com uma análise 2D para a avaliação dos principais parâmetros de estudo.

Para analisar somente o escoamento, sem fontes de calor, é importante saber o desenvolvimento do escoamento no canal e queda de pressão ocorrendo ao longo do comprimento do canal. Uma análise destes parâmetros será feita na seção de análise laminar. A análise considerando o fluxo de calor, no canal mais quente, será estudada na seção de análise turbulenta.

a) Análise Laminar

- **Estudo teórico**

No escoamento laminar no interior de um tubo circular no qual o fluido entra com velocidade uniforme, os efeitos viscosos se tornam importantes e uma camada-limite laminar se desenvolve com o aumento do comprimento do canal. Em um certo ponto do escoamento, há a fusão da camada-limite no eixo central do tubo. A partir desse ponto, os efeitos viscosos se estendem ao longo de toda a seção transversal do tubo e o perfil de velocidades não mais se altera com a posição.

A partir das equações da conservação de massa e da quantidade do movimento (Navier-Stokes), descritas por White (2010), para um escoamento permanente, isotermicamente incompressível e laminar no eixo de simetria, podemos obter as equações que descrevem a velocidade, queda da pressão e tensão de cisalhamentos ao longo do canal, mostradas na Tabela 5.1, estas equações serão comparadas com os resultados simulados.

Tabela 5-1 Equações teóricas utilizadas na análise laminar 2D.

Equações	Descrição
$\frac{v_z(r)}{V_{med}} = 2 \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right]$	Perfil de Velocidade
$\Delta P = f \frac{L}{D} \frac{\rho V_{med}^2}{2}$	Perda de pressão
$f = \frac{64}{Re} ; Re = \frac{\rho D V_{med}}{\mu}$	Fator de atrito de Darcy-Weisbach
$\tau_w = f \frac{\rho V_{med}^2}{8}$	Tensão de cisalhamento

- **Detalhes da modelagem**

O escoamento no canal é monofásico, bidimensional (na região de desenvolvimento e unidimensional na região totalmente desenvolvida) e transporta o refrigerante por convecção forçada. A física do problema consiste de um fluido Newtoniano e contínuo, com propriedades constantes do refrigerante e o escoamento laminar isotermicamente incompressível.

As propriedades termo-físicas do refrigerante Hélio nas condições de pressão de 1025 psi (pressão de operação do reator) e temperaturas de 491 °C (temperatura de entrada no reator) foram extraídas das bibliotecas do NIST explicadas na seção de materiais, além dos parâmetros para definir o estudo laminar na região totalmente desenvolvida, como o comprimento de entrada hidrodinâmica L_e , o número de Reynolds e velocidade média, conforme apresentados na Tabela 5.2

Tabela 5-2 Parâmetros para a análise laminar do canal em 2D.

Parâmetro	Valor	Determinado
Propriedades do Refrigerante		
Pressão, P (psi/MPa)	1025/7,07	GT-MHR/NGNP
Temperatura, T (°C)	491	GT-MHR/NGNP
Viscosidade, μ (Pa s)	$3,83 \cdot 10^{-5}$	NIST
Densidade, ρ (kg/m ³)	4,4037	NIST
Calor específico, C_p (j/kg K)	5188,7	NIST
Condutividade térmica, k (W/m K)	0,30241	NIST
Propriedade do canal		
Diâmetro do canal, D (m)	0,015876	GT-MHR/NGNP
Comprimento de entrada L_e (m)	90D	(JOHNSON e SCHULTZ, 2004)
Número de Reynolds, Re	1500	$L_e \cong 0,6 \cdot Re \cdot D$
Comprimento do canal, L (m)	$2 L_e$	-
Velocidade média, V_{med} (m/s)	0,8211	$Re = \frac{\rho D V_{med}}{\mu}$

* O calor específico e a condutividade térmica são empregadas quando se define fonte de calor.

- **Condições de contorno**

A geometria para essa análise laminar 2D consiste na metade do canal de raio R, que considera uma parede do canal de comprimento L. O canal é criado a partir de quatro arestas formando um retângulo visto em 2D, com um eixo de simetria, a parede, uma entrada e uma saída. As condições de contorno impostas no domínio da metade do canal são mostradas na Figura 5.2

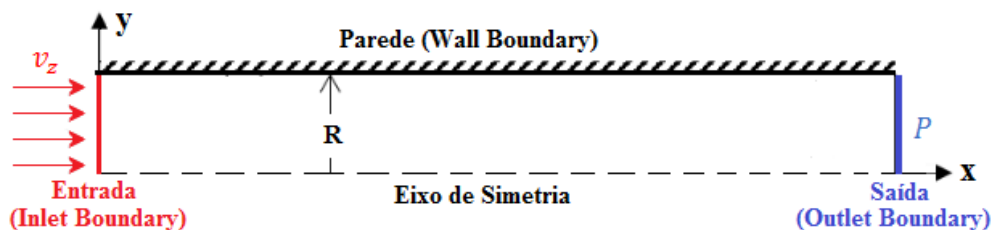


Figura 5-2 Condições de contorno impostas no domínio da metade do canal.

Cabe ressaltar que no código FLUENT a coordenada radial é substituída por y , a coordenada axial é substituída por x . Na entrada, especificou-se uma condição de contorno do tipo *inlet velocity*, onde $v_z = V_{med}$. Na saída tem uma condição do tipo *outlet pressure*, onde se especificou a pressão relativa $P_{gauge}=0$ Pa (para uma pressão de referência de 1 atm). Na parede há uma condição do tipo *wall* e no eixo uma condição de simetria *axis*. As condições de temperatura de entrada e Fluxo de calor na parede ou temperatura na parede podem ser especificadas apenas quando temos fontes de calor. A rugosidade na parede pode ser especificada apenas quando o escoamento é modelado como turbulento. As condições de contorno são identificadas no FLUENT conforme apresentadas na Tabela 5.3.

Tabela 5-3 Condições de contorno designadas no FLUENT.

Condição de Contorno	Designadas como
Entrada	<i>Inlet Velocity</i>
Saída	<i>Outlet Pressure</i>
Eixo	<i>Axis</i>
Parede	<i>Wall</i>

- **Detalhes numéricos**

Os resultados obtidos em uma simulação de CFD podem ser influenciados por diversos parâmetros, como a descrição correta da física do problema, discretização espacial e temporal do problema que seria a geração da malha e o processo iterativo até que a diferença entre a solução da iteração atual e a da iteração anterior seja menor que um determinado valor.

A geração de malha representa uma consideração importante na obtenção de soluções numéricas das equações diferenciais parciais que governam os problemas CFD. Uma malha em si consiste em um arranjo de um número discreto de pontos ou nos que se sobrepõem a toda a geometria do domínio. Através da subdivisão deste domínio, uma série de malhas menores ou células de grade são geradas. Portanto, é geralmente esperado que o domínio

discretizado seja necessário para resolver adequadamente a física importante e capturar todos os detalhes geométricos do domínio dentro da região de um escoamento.

Projetar uma malha adequada certamente não é trivial. A busca para produzir uma malha bem construída merece tanta atenção quanto prescrever a física necessária para o problema de um escoamento. Por causa disso, a geração da malha, como é comumente conhecida na comunidade CFD, tornou-se uma área muito ativa na pesquisa e desenvolvimento. A geração de uma malha de qualidade depende da escolha do tipo de elemento. Desta forma, quanto mais refinada a malha, mais precisa será a solução e maior será o esforço computacional.

De todas as técnicas que existem atualmente para geração de malhas, detalhadas por Malalasekera (2007), a mais simples é a criação de uma malha estruturada (ortogonal e uniforme em uma direção), a qual será utilizada para a análise laminar. Malhas desse tipo sempre possuem o mesmo número de vizinhos e apresentam uma maior facilidade de geração associada ao alto grau intuitivo dos algoritmos numéricos empregados na solução dos problemas.

A malha em 2D está composta de quadriláteros distribuídos ao longo do domínio da metade do canal, os pontos de uma malha estão distribuídos uniformemente e são identificados pelos índices (i, j) onde o índice i representa pontos que correm na direção x enquanto o índice j representa pontos que correm na direção y . O espaçamento de Δx_i ou Δy_j é diferente na direção x e na direção y , para possibilitar a resolução adequada da camada limite viscosa na vizinhança da geometria da parede como pode-se observar na Figura 5.3.

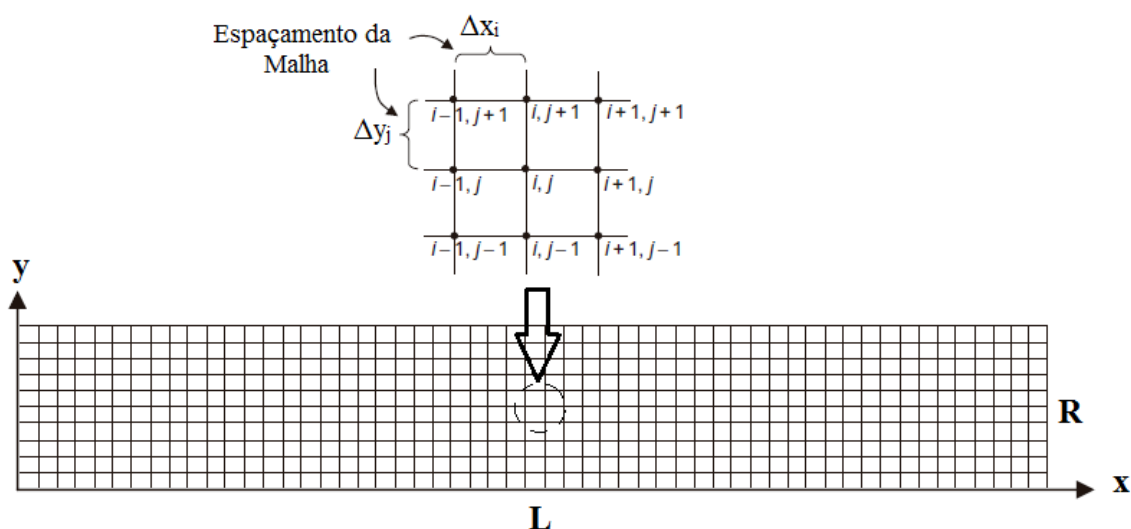


Figura 5-3 Estrutura da malha: ortogonal e uniforme em uma direção, empregada para a análise laminar.

O método dos volumes finitos (MVF) é empregado pelo código FLUENT e usa diretamente as equações de conservação em sua forma integral, onde as equações são discretizadas em cada um dos quadriláteros do domínio, nos quais uma discretização espacial é realizada previamente, onde os pontos de controle em cada volume gerado estão no centro do elemento (*cell-centred*).

Para resolver adequadamente a camada limite na região próxima à parede utilizaram-se os critérios recomendados pelos manuais do FLUENT (FLUENT, 2019) , onde o espaçamento da direção y (Δy_j) é distribuída uniformemente e tem um valor de $\Delta y_j = R/38$. Na direção x o espaçamento Δx_j também foi distribuído uniformemente e diferentes valores para os espaçamentos com fins de refinamento da malha foram adotados; três malhas com diferentes espaçamentos na direção x e y foram modeladas e seus parâmetros são apresentados na Tabela 5.4.

Tabela 5-4 Malhas utilizadas na modelagem.

Malha	Número de Elementos	Tipo de malha
Malha 1	19 x 142	Grossa
Malha 2	38 x 284	Média
Malha 3	76 x 568	Fina

O código CFD usado para o presente estudo foi o FLUENT 19 versão 19 R1, empregando a parte do código em dupla precisão. O método numérico usado no FLUENT é o método dos volumes finitos centrados no elemento da malha. O solucionador utilizado é baseado na pressão com o algoritmo segregado SIMPLE. Os termos viscosos são discretizados usando o esquema de diferença centrada (de segunda ordem). O termo da pressão é avaliado usando um esquema centralizado. O esquema de discretização para os termos convectivos é especificado pelo usuário. O esquema de segunda ordem QUICK é usado. Não há adição, apenas viscosidade numérica inerente presente no esquema de discretização. Este erro é minimizado usando uma malha suficientemente fina.

O estudo de independência da malha consistiu em realizar inicialmente uma simulação em uma malha grosseira e então, progressivamente, refiná-la até que os resultados não apresentassem mudanças em relação a variáveis locais e globais, indicando que a solução não dependa da malha utilizada.

No caso do estudo de convergência, esta pode ser analisada seguindo os resíduos durante os cálculos da simulação numérica, sendo que o processo é considerado convergente quando os valores dos resíduos se encontram abaixo de um critério de convergência ou tolerância, imposto pelo usuário. Caso a convergência não seja atingida, é importante avaliar os parâmetros da solução ou modificar a malha.

A questão da convergência iterativa foi investigada comparando os resultados do FLUENT para escoamento totalmente desenvolvido em um tubo com a solução analítica exata. Este escoamento também é denominado escoamento de Poiseuille. A convergência iterativa aborda a questão de quão baixos os níveis de tolerância para os resíduos da equação precisam ser para garantir que a solução seja convergida. O valor padrão para convergência em FLUENT é $1,0 \cdot 10^{-3}$. A solução para um escoamento laminar simples em um tubo, após 90 diâmetros, foi comparada com a solução exata para tolerâncias de convergência de $1,0 \cdot 10^{-3}$ a $1,0 \cdot 10^{-7}$.

b) Análise turbulenta

• Análise teórica

A maioria dos escoamentos encontrados na prática da engenharia é turbulento e, portanto, é importante entender como a turbulência afeta a tensão de cisalhamento da parede. Entretanto, o escoamento turbulento é um mecanismo complexo dominado por flutuações e, apesar da vasta quantidade de trabalhos realizados nessa área, a teoria do escoamento turbulento permanece em grande parte não desenvolvida. Assim, devemos nos apoiar nos experimentos e nas correlações empíricas ou semi-empíricas desenvolvidas para diversas situações.

No escoamento laminar, as partículas de fluido escoam de forma ordenada ao longo de linhas de trajetória, e o momento e a energia são transferidos através das linhas de corrente pela difusão molecular. No escoamento turbulento, os turbilhões em redemoinho transportam massa, momento e energia para outras regiões do escoamento muito mais rapidamente do que a difusão molecular, aumentando muito a transferência de massa, momento e calor. Como resultado, o escoamento turbulento é associado a valores muito mais altos de coeficientes de atrito, de transferência de calor e de transferência de massa.

No escoamento turbulento as flutuações caóticas das partículas do fluido têm um papel dominante na queda da pressão, e esses movimentos aleatórios devem ser levados em conta na análise juntamente com a velocidade média através do estudo da tensão de cisalhamento. Talvez a primeira ideia que venha à mente seja determinar a tensão de cisalhamento de forma análoga à do escoamento laminar como demonstrado em (WHITE, 2010). Mas os estudos experimentais mostram que esse não é o caso, e a tensão de cisalhamento é muito maior devido às flutuações turbulentas. Existem várias formulações semi-empíricas que foram desenvolvidas para modelar a tensão de cisalhamento, chamado também de tensões Reynolds, em termos dos gradientes de velocidade média para fornecer fechamento matemático para as equações do movimento.

A relação geral entre o fator de atrito f a tensão de cisalhamento da parede está dada por $\tau_w = f\rho V^2/8$. Esta relação determina tensão de cisalhamento em função do fator de atrito. O fator de atrito no escoamento turbulento e totalmente desenvolvido em um tubo depende do número de Reynolds e da rugosidade relativa. A forma funcional dessa dependência não pode ser obtida de uma análise teórica, e todos os resultados disponíveis são obtidos de experimentos meticulosos usando superfícies artificialmente enrugadas.

Diferentes análises de dados de escoamentos turbulentos em tubos circularmente uniformes sugerem que o fator de atrito pode ser aproximado pelas correlações bem conhecidas, como Prandt (ELGER e LEBRET, 1999) , Colebrook (FOX e MCDONALD, 2020), Blasius (FOX e MCDONALD, 2020) e a Oreca (JOHNSON e SCHULTZ, 2004) utilizada pela ORNL mostrados na Tabela 5.5.

Tabela 5-5 Correlações fator de atrito

Escoamento Laminar $Re \leq 2000$	Transição $2000 < Re < 4000$	Escoamento Turbulento $Re \geq 4000$	
$f = \frac{64}{Re}$	O fator de atrito é calculado pela interpolação linear entre os valores $Re = 2000$ e $Re = 4000$	$\frac{1}{\sqrt{f}} = 2\log(Re\sqrt{f} - 0,8)$	Prandt, Tubos lisos
		$f = \frac{0,3164}{Re^{0,25}}$	Blasius, Tubos lisos
		$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2,0\log\left(\frac{\epsilon/D}{3,7} + \frac{2,51}{Re\sqrt{f}}\right)$	Colebrook, Tubos rugosos
		$f = 0,014 + 0,125Re^{-0,32}$	Oreca, Tubos lisos

Fonte: (VERMA, 2008; ELGER e LEBRET, 1999; FOX e MCDONALD, 2020; JOHNSON e SCHULTZ, 2004)

No escoamento não isotérmico em um canal horizontal com diâmetro constante, onde existe fluxo de calor na parede do canal as taxas de transferência de calor dependem fortemente do regime de escoamento. Se laminar, o mecanismo principal é a condução molecular do calor através das camadas de fluido com o amortecimento de pequenas perturbações que possam existir no escoamento; se for turbulento, a condução é alterada pelos turbilhões, que conduzem porções de fluido através de diferentes linhas de corrente e transferem energia de modo mais eficiente (CENGE e GHAJAR, 2007).

Analogamente à camada-limite de velocidades, podem ser definidas outras camadas-limite, como a camada-limite térmica; ela surgirá se houver diferença entre a temperatura do fluido em escoamento e a temperatura da superfície do canal. Na camada limite laminar a intensidade da transferência de quantidade de movimento e energia nas direções ortogonais à direção principal do escoamento são muito mais limitadas que na camada limite turbulenta. As flutuações presentes na camada limite turbulenta aumentam sua espessura e causam distribuições de velocidade e temperatura mais planas que na camada limite laminar (CENGE e GHAJAR, 2007).

No caso em que a temperatura do fluido no canal varia em mais de 100 °C, as propriedades do fluido podem mudar consideravelmente do centro à parede do tubo, devendo-se então corrigir o fator de atrito utilizando as relações de densidade (ρ_w/ρ_m) e viscosidade (μ_w/μ_m) dos valores na parede (*wall*) e valores médios no volume (*bulk*) utilizando a expressão para o coeficiente de atrito dado por Schlichting e Kestin (2003):

$$\frac{c_f}{c_{f,c,p}} = \left(\frac{\rho_w}{\rho_m}\right)^{m_\rho} \left(\frac{\mu_w}{\mu_m}\right)^{m_\mu} \quad , \text{ onde } m_\rho = \frac{1}{2} - 4,9\sqrt{\frac{c_{f,c,p}}{2}} \text{ e } m_\mu = 4,9\sqrt{\frac{c_{f,c,p}}{2}} \quad (5.1)$$

$c_{f,c,p}$ é o coeficiente de atrito nas propriedades constantes, e os índices “w” e “m” referem-se aos valores da parede e do valor médio no volume, respectivamente. Como apresentado em (WHITE, 2010), o coeficiente de atrito é igual a um quarto do fator de atrito ($c_f = f/4$).

No escoamento não isotérmico em um canal vertical de diâmetro constante (considerando o efeito da gravidade), a transferência de calor por convecção forçada é influenciada pela flutuabilidade do fluido no canal, de forma que os mecanismos de convecção forçada e natural atuam juntos para transferir calor e a formação das camadas

limites de velocidade e térmica dependem desses mecanismos (INCROPERA, DEWITT e BERGMAN, 2006).

A convecção natural pode ajudar ou prejudicar a transferência de calor por convecção forçada, dependendo das direções relativas do movimento do fluido induzido pela fluuabilidade e a convecção forçada. A simples adição ou subtração dos coeficientes de transferência de calor para convecção forçada e natural produzirá resultados imprecisos para convecção mista.

A convecção mista não deve ser tratada como convecção forçada pura; a influência da convecção natural depende da magnitude relativa das forças de empuxo e das forças viscosas no fluido, correlacionando sua ocorrência em termos do número de Grashof (Gr) e de Reynolds (Re) e ambas convecções devem ser consideradas quando $Gr/Re^2 \cong 1$. A convecção natural é desprezível, prevalecendo a convecção forçada, sempre e quando $Gr/Re^2 \ll 1$, assim as correlações e correções descritas anteriormente para escoamento não isotérmico para canais horizontais são adequados quando são considerados os efeitos da gravidade (INCROPERA, DEWITT e BERGMAN, 2006).

- **Detalhes da modelagem**

Essa análise turbulenta tem por objetivo determinar ou limitar a temperatura máxima na saída do canal mais quente - o canal de refrigeração onde a temperatura de saída é a mais alta - devido à preocupação das altas temperaturas do refrigerante que saem para o *plenum* inferior como jatos, chamados de *hot streaking* que afetarão adversamente os materiais no *plenum* inferior, o duto de saída e o equipamento de conversão de energia.

A física do problema consiste de um fluido Newtoniano que envolve um escoamento bidimensional, turbulento e incompressível, com propriedades do refrigerante variáveis, extraídas das bibliotecas do NIST e mostradas na Figura 5.4.

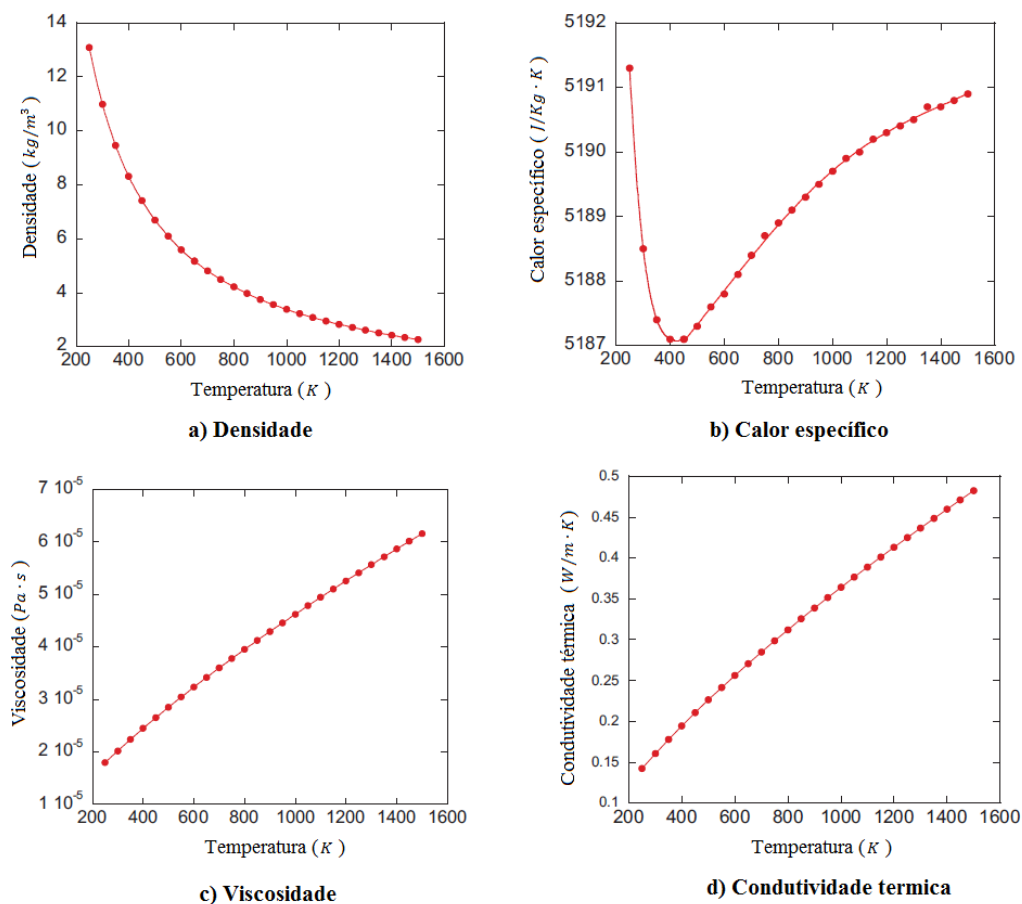


Figura 5-4 Propriedades termo-físicas do refrigerante hélio.
 Fonte: (NIST, 2009; JOHNSON, SATO e SCHULTZ, 2009)

O GT-MHR foi selecionado como um reator de referência para a análise turbulenta; o núcleo do reator GT-MHR é composto de blocos combustíveis e blocos refletores, distribuídos ao longo do núcleo. O refrigerante flui principalmente pelos blocos combustíveis e refletores laterais superior e inferior em direção ao pleno inferior; cada bloco tem 102 canais grandes e 6 canais menores de refrigeração, onde os canais menores estão localizados no centro dos blocos. Como não há combustíveis compactos no centro dos blocos, de modo que a temperatura do refrigerante nos canais menores é considerada menor do que a dos canais maiores (suposição feita para esta análise), o canal quente ocorre em um dos canais refrigerantes com o raio maior como é mostrado na Figura 5.5.

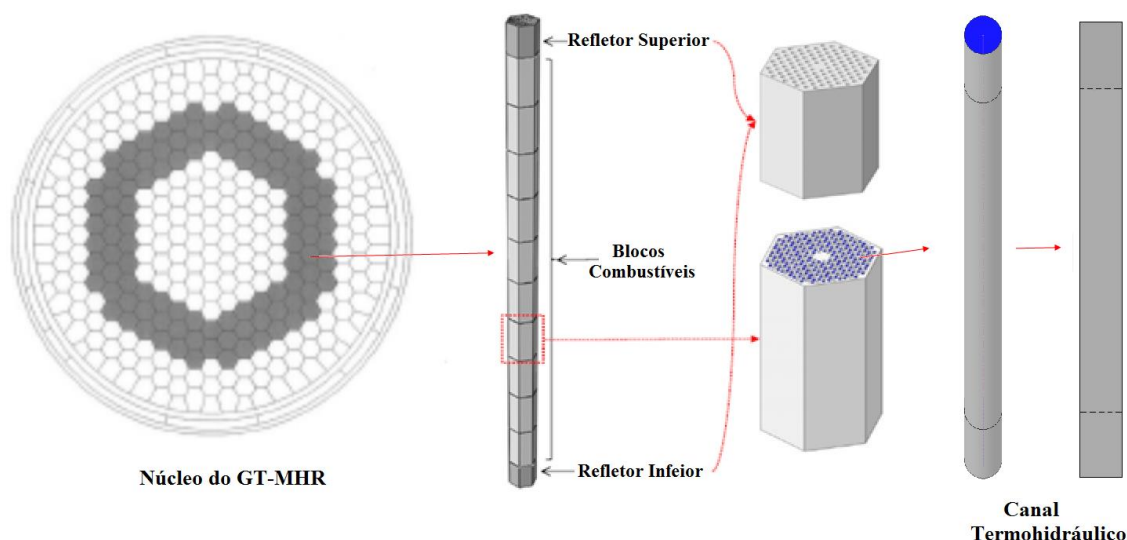


Figura 5-5 Núcleo GT-MHR de referência para a análise turbulenta.

Informações sobre a geometria dos canais refrigerantes e os refletores superior e inferior foram extraídas de MacDonald et al. (2003) e da *General Atomics* (1996). Os refletores superior e inferior têm 1,189 m e 1,585 m de altura respectivamente. A porção ativa do núcleo consiste em dez blocos de grafite com 0,793 m de altura, totalizando um comprimento ativo de 7,93 m. Os principais parâmetros do GT-MHR são mostrados na Tabela 5.6.

Tabela 5-6 Características principais GT-MHR.

Parâmetros	Valor	Parâmetros	Valor
Potência (MW)	600	Vazão de desvio (%)*	15
Geometria do Núcleo	Anelar	Coluna de blocos combustíveis	102
Direção do Fluxo do Refrigerante	Abaixo	Blocos combustíveis por coluna	10
Temperatura de entrada (°C)	491	Geometria blocos	Fort St. Vrain
Temperatura de saída (°C)	1000	Comprimento ativo (m)	7,93
Pressão operação (MPa/psi)	7,07/1025	Comprimento refletor superior (m)	1,189
Vazão total no núcleo (kg/s)	320	Comprimento refletor inferior (m)	1,585

*Porcentagem da vazão total no núcleo

O aspecto mais importante do modelo de turbulência será representar corretamente o atrito da parede (tensão de cisalhamento) ao longo da parede do canal maior. A tensão de cisalhamento da parede será uma função da profundidade do núcleo porque o número de Reynolds varia à medida que o hélio se move através do núcleo.

O número de Reynolds está aproximadamente na faixa de $23000 < Re_D < 55000$ para uma queda de pressão em todo o núcleo entre 4 e 6 psi (JOHNSON e SCHULTZ, 2004; MACDONALD, STERBENTZ, *et al.*, 2003). O número de Reynolds nos canais refrigerantes é basicamente uma função da viscosidade dinâmica que aumenta com a temperatura, fazendo

com que o número de Reynolds diminua à medida que o hélio é aquecido ao extrair o calor gerado pelas fissões no núcleo do reator.

A densidade de potência nos blocos combustíveis do núcleo do reator não será uniforme devido à geometria e *layout* do núcleo e ao design dos combustíveis compactos, embora esforços tenham sido feitos para minimizar a variação. Cálculos realizados para a otimização do *design* do núcleo NGNP (otimizam o GT-MHR) indicam que a variação da densidade de potência radial máxima, que irá de fato ocorrer próximo ao final do ciclo do combustível, será 1,25 vezes a média (MACDONALD, STERBENTZ, *et al.*, 2003). Essa variação radial na densidade de potência radial local criará uma variação na temperatura do refrigerante de hélio conforme flui nos canais de refrigeração em direção ao *plenum* inferior.

- **Condições de contorno**

A geometria do canal termo-hidráulico onde flui o refrigerante é constituída de três regiões, sendo duas regiões que correspondem aos blocos refletores axiais superior e inferior, e uma para a região ativa do núcleo. Para a análise turbulenta modelou-se o canal semicilíndrico de raio R em 2D, criado a partir de quatro arestas formando um retângulo visto em 2D, com uma linha central de simetria, a parede (de contato com os refletores e parte ativa), uma entrada e uma saída do canal. As condições de contorno impostas no domínio da metade do canal são mostradas na Figura 5.6.

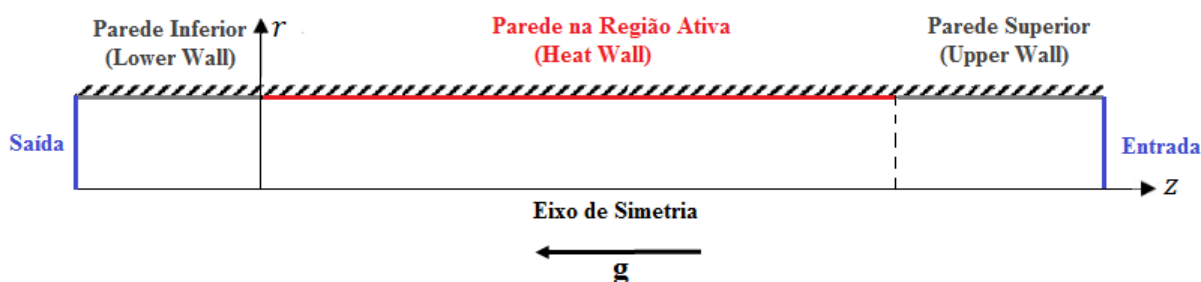


Figura 5-6 condições de contorno no domínio do canal 2D-simétrico.

As condições de contorno da vazão são baseadas na especificação de uma queda de pressão através do núcleo ativo, as taxas de vazão através do canal é função do atrito da parede ao longo de cada canal, que, por sua vez, são funções do número de Reynolds.

As condições de contorno na entrada e na saída do canal foram tomadas para quedas de pressão de 4,5 e 6 psi . Presume-se que os escoamentos nos canais quente e médio ocorram

na mesma queda de pressão. Essas quedas de pressão incluem os efeitos de entrada do refrigerante no topo do núcleo, mas não a expansão e outros efeitos na transição ao *plenum* inferior. A ausência de tais efeitos deve ter um efeito desprezível nas temperaturas de saída. As verdadeiras quedas de pressão, entretanto, serão um pouco maiores do que nas simulações.

Para a condição de contorno na parede do canal, um fluxo de calor é especificado na parede ativa como uma função da distância axial ao longo do canal. O fluxo de calor varia axialmente em uma função seno e é multiplicado pelo fator radial de pico como no Johnson e Schultz (2004). A expressão derivada para o fluxo de calor na parede é dada pela equação 5.2.

$$q''(z) = A_R q_{con} [1 + (A_P - 1) \sin(\pi z/L)] \quad (5.2)$$

Onde $q''(z)$ é fluxo de calor na parede dado em W/m^2 , z é a coordenada axial do canal, A_R é fator radial de potência pico, $q_{con} = 122535,85 W/m^2$ é uma constante necessária para especificar o calor total gerado no núcleo do reator determinado a partir da integração axial da equação 5.2, A_P é o fator axial de potência e L é o comprimento da porção ativa do núcleo.

Como pode ser visto na equação 5.3, a multiplicação dos fatores de pico radial e axial fornece o fator de pico total $A_R A_P$ no ponto médio axial. Para o canal médio, o fator de pico radial é definido como 1. Com base nas informações obtidas em Johnson e Schultz (2004), o fator de pico axial é 1,3 e o fator de pico radial é 1,25 para o canal quente. A Figura 6.7 ilustra o fluxo de calor na parede para os canais quente e médio usados na modelagem com o FLUENT. O fluxo de calor da parede é especificado usando uma Função Definida pelo Usuário (UDF). Com a especificação do fluxo de calor para a condição de contorno térmica, não há necessidade de especificar coeficientes de transferência de calor para resolver o problema.

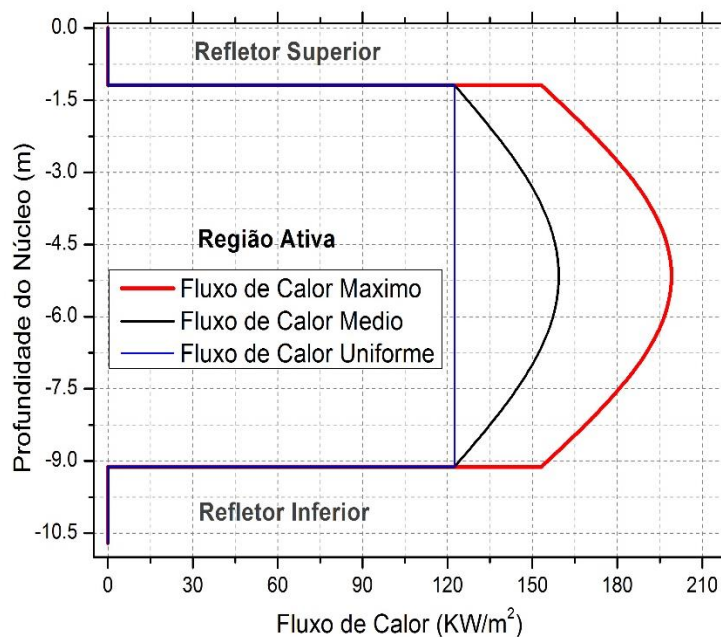


Figura 5-7 Fluxo de calor na parede do canal em função da profundidade axial para os canais quente e médio.

- **Detalhes numéricos**

Uma malha não estruturada do tipo ortogonal será utilizada para essa análise turbulenta. A malha em 2D é composta por quadriláteros distribuídos ao longo do domínio da metade do canal e os pontos da malha estão distribuídos com espaçamentos: Δx_i está distribuído uniformemente na direção x e Δy_j está distribuído para poder resolver adequadamente a camada limite na vizinhança da geometria da parede como pode-se observar na Figura 5.8.

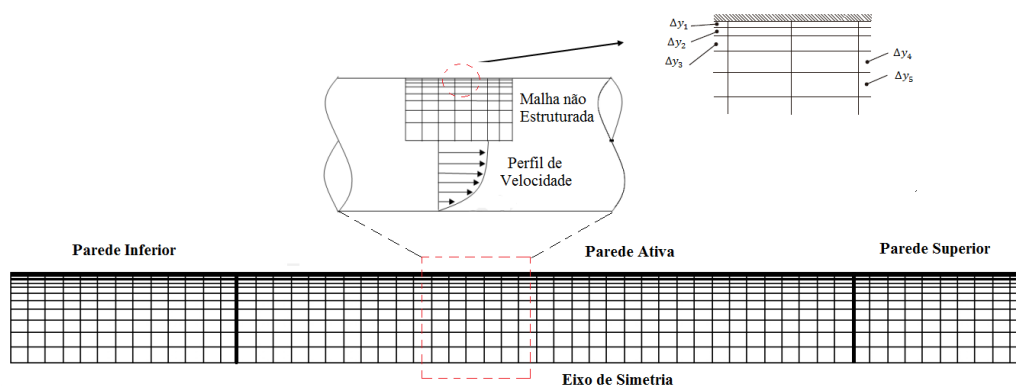


Figura 5-8 Malha não estruturada, ortogonal, empregada para a análise turbulenta.

Três malhas com diferentes espaçamentos na direção x e y foram modeladas, seus parâmetros são apresentados na Tabela 5.7.

Tabela 5-7 Malhas utilizadas na modelagem.

Malha	Número de Elementos	Tipo de malha
Malha 1	19 x 540	Grossa
Malha 2a	38 x 1080	Média
Malha 2b	38 x 2160	Média
Malha 3	76 x 2160	Fina

A malha grossa tem 60, 400 e 80 intervalos de malha uniforme na direção axial, representando o refletor superior, o canal aquecido e o refletor inferior, respectivamente. Assim, o espaçamento da malha na direção axial é de aproximadamente 20 mm. Na direção radial, a malha começa na parede do tubo com um elemento de malha de 2 mm de largura, com um tamanho de intervalo gradualmente crescente com base no total de 19 intervalos. O refinamento da malha foi realizado por um fator de 2 para as malhas média e fina.

O FLUENT 19 versão 19 R1 foi empregado com a parte do código em dupla precisão. O método numérico usado no FLUENT é o método dos volumes finitos centrados no elemento da malha. Diferentes modelos de turbulência foram avaliados para o escoamento totalmente turbulento mais algum tratamento da região próxima à parede onde, devido à condição limite de não deslizamento, o escoamento se torna viscoso (essencialmente laminar) adjacente à parede. A maneira como a região próxima à parede é tratada terá uma forte influência na tensão de cisalhamento da parede.

Com base no número Reynolds, os modelos físicos recomendados pelos manuais do FLUENT para o escoamento discutidos no Malalasekera (2007) são do tipo *Reynolds Averaged Navier Stokes* (RANS) com um fechamento de primeira ordem que avalia as tensões de Reynolds por meio de funções de velocidade média.

O solucionador utilizado é baseado na pressão com o algoritmo segregado SIMPLE. Os termos viscosos são discretizados usando o esquema de diferença centrada (de segunda ordem). O termo da pressão é avaliado usando um esquema centralizado. O esquema de discretização para os termos convectivos é especificado pelo usuário. O esquema de segunda ordem QUICK é usado. Não há adição, apenas viscosidade numérica inerente presente no esquema de discretização. Este erro é minimizado usando uma malha suficientemente fina.

5.1.2 Estudo 3D para escoamento turbulento com três diferentes malhas

Os resultados obtidos em uma simulação de CFD podem ser influenciados por diversos parâmetros, dos quais a geração malha empregada é um fator importante. Uma

geometria muito simples, mas frequentemente encontrada em CFD, é um tubo cilíndrico. Nessa geometria, no entanto, uma grande variedade de fenômenos do escoamento pode ocorrer. Em alguns deles, a física envolvida pode ser muito complexa como no caso de escoamento multifásico, transferência de calor, etc.

Simulações CFD de escoamento em um tubo são objetos de muitos trabalhos relatados na literatura para diferentes refrigerantes, por exemplo, para água leve (HERNANDEZ-PEREZ, ABDULKAIR e AZZOPARDI, 2011; PIZZARELLI, 2008; JOSHI, BISHT e GUPTA, 2014; TAHA e CUI, 2006), metais líquidos (VODRET, DI MAIO e CARUSO, 2014), gases (JOHNSON e SCHULTZ, 2004; CHARMEAU, 2007). Entretanto, observa-se falta de explicação detalhada do estágio de geração da malha. Muitos desses trabalhos foram realizados em um domínio 2D onde se fazem diferentes aproximações. No entanto os resultados em 3D apresentam valores diferentes em certos parâmetros em comparação ao 2D, segundo o trabalho de Hernandez-Perez et al. (2011).

Essa parte do trabalho estará focada principalmente na análise das malhas e as influências destas na validação com os resultados encontrados na análise em 2D. Diferentes estruturas de malha foram empregadas no domínio computacional 3D. A condição de escoamento foi simulada com o método dos volumes finitos, levando-se em consideração os efeitos da turbulência por meio do modelo de turbulência. Três malhas foram estudadas, com elementos do tipo tetraédricos, com elementos do tipo hexaédricos, e finalmente com elementos poliédricos. Os resultados mostraram que existe uma forte dependência do comportamento do fluxo com a malha empregada.

a) Estudo teórico

Na prática, a documentação do código CFD é muitas vezes a melhor ferramenta de referência disponível para auxiliar na construção de um modelo. A malha empregada é um passo importante na simulação e a qualidade depende da escolha do tipo de elemento. Existem dois tipos principais de malhas: tetraédrica e hexaédrica. Além disso, há malhas com células em outros formatos como prismas, piramidais e a combinação entre diversas geometrias como se pode encontrar em Malalasekera (2007) . Desta forma, quanto mais refinada a malha, mais precisa será a solução e maior será o esforço computacional.

A malha tetraédrica reproduz de forma mais precisa corpos mais complexos do que a malha hexaédrica. Em contrapartida, malhas tetraédricas são mais suscetíveis a obter elementos com tamanhos discrepantes, grandes ângulos entre faces e alto grau de vértices.

Malhas hexaédricas não possuem problemas de qualidade de seus elementos. Além disso, promovem uma solução mais precisa para o mesmo número de arestas que a malha tetraédrica. Todavia, para elementos mais complexos a malha hexaédrica pode apresentar vértices não conjugados (BISWAS e STRAWN, 1998).

Os diferentes tipos de malhas apresentam vantagens e desvantagens relacionadas ao custo, eficiência para soluções de escoamento e automação da geração de malhas, conforme indicado em (BISWAS e STRAWN, 1998). No entanto, os pontos fortes e/ou fracos de cada malha não foram bem estabelecidos para escoamento no canal de refrigeração dos reatores de alta temperatura refrigerados a gás, pois não foram relatadas comparações de tais malhas em outros trabalhos (HERNANDEZ-PEREZ, ABDULKAIR e AZZOPARDI, 2011; JOHNSON e SCHULTZ, 2004). Após uma revisão crítica da literatura, verifica-se a ausência de um estudo adequado sobre este assunto, de maneira que este trabalho visa contribuir no que diz respeito ao efeito que a malha utilizada no domínio computacional pode ter nos resultados da simulação.

b) Condições de contorno

Em relação às condições de contorno para escoamentos no canal, normalmente quando o interesse é o escoamento totalmente desenvolvido, são aplicadas condições periódicas a um comprimento do canal, uma queda de pressão ou termo de fonte forçando uma determinada vazão que deve ser prescrita como a força motriz. Caso contrário, os limites clássicos de entrada e saída são usados, ou seja, o escoamento do refrigerante, juntamente com os dados de turbulência, são prescritos nas condições de entrada, enquanto na saída a pressão estática é especificada e o gradiente normal é zero para todo o refrigerante.

Para realizar este estudo, foi criado um volume cilíndrico individual; utilizando as ferramentas disponíveis no software ANSYS. Considerou-se um domínio tridimensional completo, pois o escoamento simulado poderia não ser simétrico, como os relatados por Hernandez-Perez et al. (2011) para escoamentos bifásicos.

O volume cilíndrico representa o refrigerante que flui ao longo de um dos canais do bloco combustível do reator nuclear; o refrigerante ingressa na seção de entrada do domínio, atravessa as regiões dos refletores superior e inferior e da região onde se gera o calor, e finalmente é direcionado ao *lower plenum* como se observa na Figura 5.9.

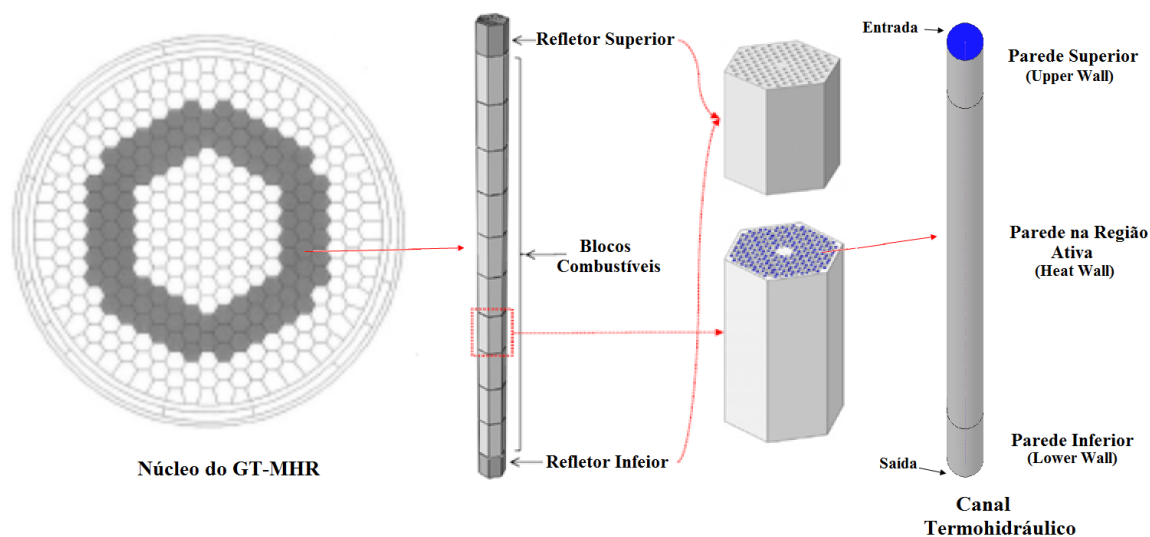


Figura 5-9 Geometria modelada na análise do canal 3D.

As condições de contorno da vazão são baseadas na especificação de uma queda de pressão através do núcleo ativo mais as seções refletoras superior e inferior (sem combustível) na entrada e na saída do canal. Para a condição de contorno na parede do canal, um fluxo de calor é especificado na parede ativa como uma função da distância axial ao longo do canal. O fluxo de calor varia axialmente em uma função do seno e é multiplicado pelo fator radial de pico como foi visto na análise 2D. As condições de contorno impostas no domínio do canal 3D são mostrados na Figura 5.10:

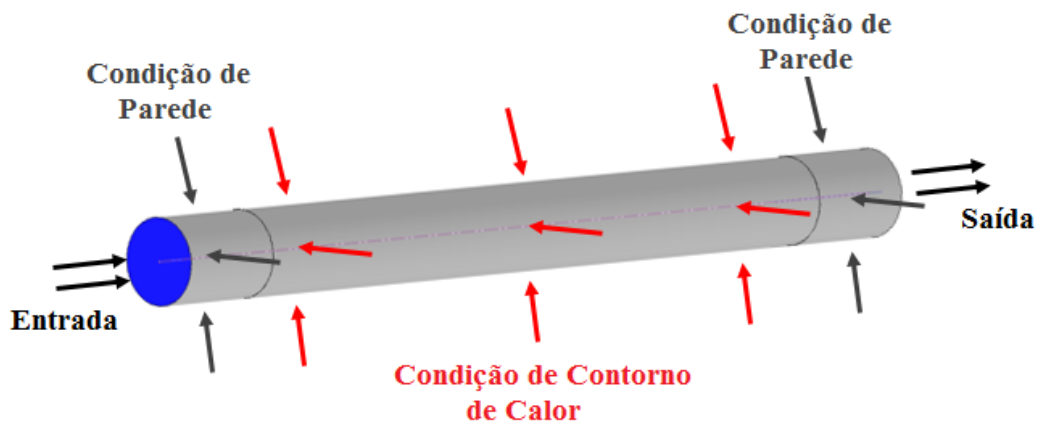


Figura 5-10 Condições de contorno no domínio do canal 3D.

Parâmetros importantes sobre a geometria dos canais refrigerantes e os refletores superior e inferior do núcleo do reator GT-MHR foram mostrados na Tabela 5.6 da análise 2D, extraídos de MacDonald et al. (2003) e da *General Atomics* (1996). As propriedades termo-físicas do refrigerante foram extraídas das bibliotecas do NIST mostradas na Figura 5.4 da análise 2D.

c) Detalhes da modelagem

Para analisar o escoamento do fluido ao longo do canal, os domínios computacionais são divididos em subdomínios menores (elementos), onde as equações governantes são então discretizadas e resolvidas dentro de cada um desses subdomínios. O conjunto interconectado destes subdomínios, denominado malha, determina em grande medida o tempo de computação e a precisão dos resultados obtidos em uma simulação CFD em função de sua qualidade e quantidade.

Diferentes estruturas de malha foram empregadas no domínio computacional 3D. O escoamento ao longo do canal foi simulado com o método dos volumes finitos, levando-se em consideração os efeitos da turbulência por meio do modelo de turbulência. As três malhas estudadas têm: elementos do tipo tetraédricos, elemento do tipo hexaédricos, e finalmente elementos poliédricos. As malhas podem ser observadas na Figura 5.11.

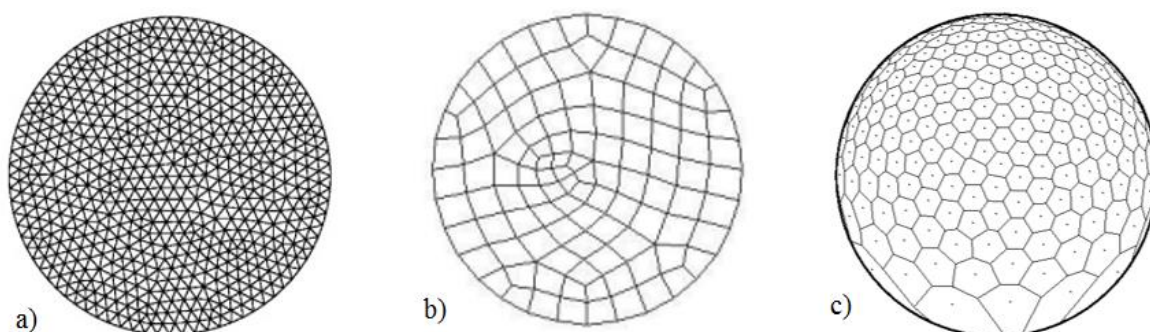


Figura 5-11 Estruturas de malha empregadas no domínio computacional 3D, com elementos do tipo: a) tetraédricos, b) hexaédricos e c) poliédricos.

Fonte: (HERNANDEZ-PEREZ, ABDULKAIR e AZZOPARDI, 2011)

No intuito de prever o escoamento ao longo do canal com precisão aceitável, o parâmetro mais importante é a reprodução correta das características da camada limite do fluido próximo às superfícies da parede do canal através de duas prerrogativas fundamentais: a transição suave entre os elementos da malha, e o tamanho e forma destes elementos.

Baseado nas recomendações dos manuais do FLUENT, utilizaram-se ferramentas para a geração das malhas nas simulações computacionais: Para a malha hexaédrica a técnica estruturada hexagonal (MultiZone) com uma abordagem de refinamento de malha local (Inflation e BodySizing) foi adotada. Para a malha tetraédrica e polidédrica a técnica não estruturada tetraédrica (patch conforming) com uma abordagem de refinamento na parede do canal (Inflation) foi adotada. O tamanho da malha foi o mesmo que na malha 2b da análise 2D, com um tamanho da primeira malha desde a parede do canal de 1 mm e com comprimentos na direção axial de 5 mm e 10 mm.

Já em um estudo de sensibilidade de malha, propriedades consideradas importantes no estudo (velocidade, pressão, etc.) são comparadas ao longo de uma linha do domínio. O propósito é garantir, não que a solução seja independente da malha, mas que a influência da malha nas propriedades estudadas seja baixa. Essa avaliação é realizada graficamente, e a malha é considerada suficientemente refinada quando o comportamento da propriedade estudada tem variação pequena em relação a outras malhas.

d) Detalhes numéricos

A fim de resolver numericamente o sistema de equações diferenciais parciais governantes, a discretização das equações foi realizada usando um Método de Volume Finito (FVM) com um solucionador segregado algébrico e arranjo de grade, conforme implementado no FLUENT. Neste arranjo de grade, a pressão e a velocidade são armazenadas nos centros das células.

O modelo de turbulência $k - \varepsilon$ foi utilizado nesta modelagem com um fechamento de primeira ordem que avalia as tensões de Reynolds por meio de funções de velocidade média. A viscosidade turbulenta que é introduzida no escoamento é um termo desconhecido que precisa ser modelado matematicamente. Essa viscosidade pode ser escrita como uma função de k e de ε , respectivamente, energia cinética turbulenta e dissipação viscosa da energia cinética turbulenta (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007).

As condições de operação incluem gravidade e pressão. A gravidade pode ser inserida neste projeto, assumindo que o refrigerante será colocado no solo com a gravidade atuando para baixo na direção Z.

Várias técnicas são relatadas na literatura. No entanto, o algoritmo SIMPLE, que significa Método Semi-Implícito para Equações Ligadas à Pressão, é aplicado para controlar a solução global devido ao seu bom desempenho para encontrar uma solução convergente rápida (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007).

Foi considerado como critério de convergência valores de erro residual do RMS abaixo de 10^{-6} e domínio possuindo desequilíbrios inferiores a 1% (*imbalance*). O termo da pressão é avaliado usando um esquema centralizado. O esquema de discretização para os termos convectivos é especificado pelo usuário. O esquema de segunda ordem QUICK é usado aqui. Não há adição, apenas viscosidade numérica inerente presente no esquema de discretização. Este erro é minimizado usando uma malha suficientemente fina (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007).

5.2 Metodologia para o estudo da transferência de calor

A transferência de calor em escoamentos turbulentos internos tem uma ampla importância na indústria e na prática da engenharia em geral. Conseqüentemente, uma representação precisa da transferência de calor em escoamentos turbulentos é a base fundamental no projeto eficiente de câmaras de combustão, trocadores de calor, reatores nucleares. Porém, nos reatores VHTR, as bases de dados experimentais, e, conseqüentemente, o entendimento da transferência de calor em escoamentos internos, ainda é escassa e insuficiente (FLAGEUL, BENHAMADOUCHE, *et al.*, 2015). Segundo Behar (2014) os reatores VHTR precisam de mais pesquisas e testes de viabilidade no combustível, materiais estruturais e outros componentes, para atingir, em um futuro próximo, a fase de demonstração e de construção.

Para o desenvolvimento do VHTR, de modo a permitir sua futura instalação, há a necessidade de utilização de ferramentas computacionais eficientes para a análise de aspectos de modelagem, operação e segurança. O uso das novas tecnologias computacionais é uma das alternativas mais viáveis para atingir um maior rigor onde os estudos anteriores falharam ou simplesmente obter maior precisão nos estudos de segurança dos reatores nucleares.

A convecção de calor, em fluidos em movimento, é comumente chamada de convecção forçada, pois o campo de escoamento força o transporte da temperatura. Desta maneira, um escoamento é uma forma eficiente de transporte de calor de uma fonte emissora a uma receptora. Em escoamentos, a interação térmica ocorre entre fluido e sólido e esta

interação toma o nome de transferência de calor conjugada, a qual representa o acoplamento térmico fluido-sólido (WHITE, 2010).

A modelagem da transferência de calor conjugada pode ser muito complexa, em vista que as equações de transporte de calor no fluido e no sólido precisam ser acopladas e resolvidas consistentemente. Portanto, para evitar o acoplamento, é comum que alguns trabalhos considerem hipóteses simplificadoras como temperatura (condição isotérmica de tipo Dirichlet) ou fluxo de calor (condição de isofluxo de calor de tipo Neumann) constante na parede.

A condição de isofluxo de calor é mais realista quando a resposta térmica do fluido é lenta em relação à resposta térmica do sólido (TISELJ e CIZELJ, 2012). Na análise turbulenta em 2D e 3D do canal, foram impostas condições de fluxo de calor nas paredes do canal; no entanto esta análise não levou em consideração a modelagem da transferência de calor conjugada.

Para esta parte do trabalho se analisará a transferência de calor conjugada, onde os combustíveis compactos transferem o calor por condução diretamente para o grafite do bloco combustível sem considerar o *gap* entre o combustível compacto e o canal combustível. Em seguida, o calor é transferido por condução para os canais de refrigeração onde flui o refrigerante primário e as condições de calor são impostas como fontes de calor volumétricas nos combustíveis compactos.

A transferência do calor por condução gerado pelas fissões no núcleo das partículas Triso através das diferentes camadas para a matriz de grafite do combustível compacto não é considerada neste estudo. O combustível compacto é um material heterogêneo, pois um grande número de partículas Triso estão imersas na matriz de grafite. Para considerar o efeito destas partículas no combustível compacto é possível utilizar propriedades quase homogêneas para representá-lo como se fosse um só material, determinando a condutividade térmica efetiva (ETC - *Effective Thermal Conductivity*) do mesmo (SHIN, CHO, *et al.*, 2015) como foi detalhado no Capítulo 3.

Para este estudo da transferência de calor conjugada, condições de contorno térmica e de vazão são especificadas no domínio da célula unitária. Para a condição de contorno térmica, as fontes de calor são especificadas no volume dos combustíveis compactos como

uma função da distância axial ao longo do combustível. A fonte de calor que varia axialmente com base em uma função senoidal é multiplicada pelo fator radial de pico. As regiões do bloco combustível e dos canais de combustíveis na análise da célula unitária hexagonal têm 6 canais combustíveis com uma região hexagonal do bloco. As condições de contorno para a vazão são baseadas na especificação de queda de pressão.

Na abordagem da transferência de calor foram realizadas diferentes suposições para o escoamento do hélio no modelo CFD, os quais são os seguintes:

- A densidade de calor ou o calor volumétrico se distribui uniformemente nos elementos combustíveis;
- A geração de calor é baseada no fator de pico radial local, mas deve somar o total de 600 MW para todos os elementos combustíveis. Embora cada elemento experimente uma taxa de densidade de calor com base na densidade de potência local, o calor total é estimado multiplicando a densidade de calor média e o volume total dos elementos;
- O fator da densidade de potência radial se converte diretamente para o elemento combustível local;
- Não há rachaduras ou fendas nos canais refrigerantes ou nas paredes do bloco combustível, de modo a não haver entrada de fluido no interior do grafite;
- Foram desconsiderados os fluxos cruzados existentes entre as faces superiores e inferiores dos blocos empilhados (*cross-flow*);
- Foi considerado um escoamento de desvio de 15%, mas nenhum calor é removido pelo escoamento de desvio;
- A superfície do canal de refrigeração é hidraulicamente lisa, de modo que os dados do tubo liso para o fator de atrito podem ser usados;
- A transição de bloco para bloco não cria uma queda de pressão;
- A temperatura da saída do refrigerante para cada canal pode ser determinada pela temperatura no final do refletor lateral inferior;
- Os efeitos de flutuabilidade no canal de refrigeração são insignificantes como foi discutido na análise 2D;
- O escoamento é incompressível conforme discutido na análise 2D.

5.2.1 Estudo teórico

A avaliação do número de Nusselt assume grande importância neste estudo, uma vez que o mesmo quantifica, para um fluido, a razão entre a transferência de calor por convecção e a transferência de calor por condução. Além disso, o número de Nusselt é uma grandeza bastante utilizada para a determinação do coeficiente de transferência de calor por convecção (h).

Portanto, o número de Nusselt representa o aprimoramento da transferência de calor através de uma camada de fluido como resultado da convecção relativa à condução através da mesma camada de fluido. Um número maior de Nusselt corresponde a uma convecção mais eficaz. Para escoamentos turbulentos, o número de Nusselt geralmente é uma função do número de Reynolds e do Número de Prandtl.

Para escoamento turbulento totalmente desenvolvido (hidrodinamicamente e termicamente) em um tubo circular liso, o número de Nusselt local pode ser obtido a partir da bem conhecida equação de Dittus-Boelter que é fácil de resolver, mas é menos precisa quando há uma grande diferença de temperatura no fluido e é menos precisa para tubos ásperos (muitas aplicações comerciais), pois é adaptada para tubos lisos.

Quando a diferença entre a temperatura da superfície e do fluido é grande, pode ser necessário considerar a variação da viscosidade com a temperatura. Portanto, uma forma modificada da equação de Dittus-Boelter foi proposta por Sieder e Tate (1936). Embora as equações de Dittus-Boelter e Sieder-Tate sejam facilmente aplicadas e certamente satisfatórias para os fins deste estudo, erros de até 25% podem resultar de seu uso. Tais erros podem ser reduzidos pelo uso de correlações mais recentes, mas geralmente mais complexas, como as correlações de McEligot et al. (1965), Taylor (1968), Battista e Perkins (1970), Jo et al. (2014).

Neste trabalho, os resultados obtidos nos experimentos numéricos executados, utilizando-se diferente modelos, foram comparados àqueles fornecidos por correlações empíricas do número de Nusselt estabelecidas e descritas a seguir.

a) Correlação de Dittus-Boelter

Uma correlação comum e particularmente simples e útil para muitas aplicações é a correlação de transferência de calor de Dittus–Boelter para fluidos em escoamento turbulento em tubos circulares lisos. Esta correlação é aplicável quando convecção forçada é o único modo de transferência de calor, de maneira que não há ebulição, condensação, radiação significativa. A precisão desta correlação é considerada como sendo de $\pm 15\%$. A correlação de Dittus-Boelter é dada pela equação 5.3. Essa correlação não descreve o efeito do desenvolvimento do escoamento na entrada do canal além de requerer apenas um pequeno aumento de temperatura na camada limite.

$$Nu = 0,023Re_b^{0,8}Pr_b^{0,4} \quad \begin{array}{l} 10000 \leq Re \leq 120000 \\ 0,7 \leq Pr \leq 160 \\ 10 \leq z/D \end{array} \quad (5.3)$$

b) Correlação de Sieder-Tate (1936)

A correlação de Sieder e Tate também se aplica para escoamentos completamente desenvolvidos em tubos circulares; entretanto essa correlação é aplicável quando há uma maior diferença entre a temperatura na parede e a temperatura média do escoamento. A equação 5.4 descreve essa correlação. Essa correlação também não descreve a variação do coeficiente de transferência de calor na entrada do canal e é aplicável à mesma faixa de valores de parâmetros que a correlação de Dittus-Boelter.

$$Nu = 0,023Re_b^{0,8}Pr_b^{1/3} \left(\frac{\mu_w}{\mu_b} \right)^{-0,14} \quad \begin{array}{l} 10000 \leq Re \leq 500000 \\ 0,7 \leq Pr \leq 100 \\ 10 \leq z/D \end{array} \quad (5.4)$$

c) A correlação de McEligot et al. (1965)

A correlação desenvolvida por McEligot et al. (1965) foi baseada no resultado de investigação experimental do comportamento da transferência de calor local e da fricção na parede para escoamentos turbulentos em tubos circulares lisos e eletricamente aquecidos, utilizando, como fluido de trabalho: ar, nitrogênio e hélio. A correlação indicada na equação (5.5) para o número de Nusselt local, no caso dos três gases testados, para $z/D > 5$ é:

$$Nu = 0,021Re_b^{0,8}Pr_b^{0,4}\left(\frac{T_w}{T_b}\right)^{-0,5}\left[1 + \left(\frac{z}{D}\right)^{-0,7}\right] \quad \begin{array}{l} 15.000 \leq Re \leq 600.000 \\ 1 \leq (T_w/T_b)_{\text{máx}} \leq 2.4 \\ 350K \leq T_{w, \text{máx}} \leq 1355K \\ 5 \leq z/D \end{array} \quad (5.5)$$

O termo $\left[1 + \left(\frac{z}{D}\right)^{-0,7}\right]$ foi adicionado à correlação de McEligot et al. (1965) para que fosse considerado o efeito da mistura do fluido na entrada do canal. Após a entrada, ou seja, com o escoamento completamente desenvolvido, a correlação se reduz sem esse termo.

d) A correlação de Taylor (1968)

De acordo com Taylor (1968), a correlação da equação (5.6) é capaz de predizer de forma precisa os coeficientes de transferência de calor para o hidrogênio, hélio e nitrogênio; em 98% dos casos (de um total de 359 medições obtidas em experimentos realizados com o gás hélio) houve divergência com os dados experimentais com um desvio máximo de $\pm 25\%$.

$$Nu = 0,023Re_b^{0,8}Pr_b^{0,4}\left(\frac{T_w}{T_b}\right)^{-\left(0,57 - \frac{1,59}{z/D}\right)} \quad \begin{array}{l} 7500 < Re < 13800000 \\ 1 \leq (T_w/T_b)_{\text{máx}} \leq 23 \\ 63K \leq T_{w, \text{máx}} \leq 3130K \\ 2 < z/D < 252 \end{array} \quad (5.6)$$

e) A correlação de Battista e Perkins (1970)

Battista e Perkins (1970) conduziram experimentos com o intuito de obter os valores locais de transferência de calor para escoamentos turbulentos do ar em dutos verticais com seção transversal quadrada. As taxas de aquecimento desse tubo foram altas o suficiente para fornecer variações radiais e axiais significantes na viscosidade, condutividade e densidade. A partir dos resultados encontrados para a transferência de calor local estabeleceu-se a correlação na equação 5.7. Para $z/d \leq 50$ a correção de entrada mostrada no colchete pode ser desprezada.

$$Nu = 0,021Re_b^{0,8}Pr_b^{0,4}\left(\frac{T_w}{T_b}\right)^{-0,7}\left[1 + \left(\frac{z}{D_h}\right)^{-0,7}\left(\frac{T_w}{T_b}\right)^{0,7}\right] \quad \begin{array}{l} 21.000 < Re < 49.000 \\ 1 \leq (T_w/T_b)_{\text{máx}} \leq 2.13 \\ 22 < z/D < 155 \end{array} \quad (5.7)$$

f) A correlação de Jo et al. (2014)

Jo et al. (2014) investigaram experimentalmente as características da transferência de calor em um canal retangular estreito e vertical. Foram analisados os dados obtidos para escoamentos direcionados para cima e para baixo, no intuito de averiguar se o sentido do escoamento teria algum efeito nessas características de transferência de calor. Os dados coletados nesses experimentos foram comparados a outros dados já existentes e predições de diversas correlações.

A correlação proposta por Jo et al. (2014), com base nos dados avaliados para a região do escoamento completamente desenvolvido é em função do número de Reynolds e do número de Prandtl, no caso do escoamento turbulento, indicada na equação 5.8. Com a consideração dos efeitos da entrada do canal nas características de transferência de calor, a correlação desenvolvida para escoamentos turbulentos tem um desvio de $\pm 19,5\%$ e é mostrado na equação 5.9.

$$Nu = 0,0058Re_b^{0,9383} Pr_b^{0,4} \quad 496 < Re < 54305 \quad (5.8)$$

$$Nu = 0,0097Re^{0,7705} Pr^{0,143} \left(\frac{z}{PrReDh} \right)^{-0,217} \quad 496 < Re < 54305 \quad (5.9)$$

Ao considerar o fluxo associado, a mudança de atrito também deve ser levada em consideração. Analogias entre quantidade de movimento e transferência de calor mostram que o aumento do fator de atrito aumenta o coeficiente de transferência de calor. As correlações de transferência de calor e fator de atrito para tubos lisos sob condições de fluxo turbulento seria uma boa alternativa para realizar este estudo.

5.2.2 Geometria e condições de contorno

5.2.2.1 Parâmetros e propriedades utilizadas

O GT-MHR foi selecionado como um reator de referência para este estudo da transferência de calor. O núcleo do reator GT-MHR é composto de blocos combustíveis e blocos refletores com forma geométrica de um hexágono regular feito de grafite tipo H-451, distribuídos ao longo do núcleo. O refrigerante flui principalmente pelos blocos combustíveis e refletores laterais superior e inferior. Na Tabela 5.8, se apresentam as condições de operação

esperadas, os materiais de construção e outras características importantes do GT-MHR utilizadas no estudo de transferência de calor.

Tabela 5-8 Características principais GT-MHR para o estudo de transferência de calor.

Parâmetros	Valor	Parâmetros	Valor
Parâmetros Gerais		Parâmetros Bloco combustível Padrão	
Potência (MW)	600	Geometria blocos	FSV
Geometria do Núcleo	Anelar	Material blocos	H-451
Direção do Fluxo do Refrigerante	Abaixo	Material veneno queimável	H-451
Moderador e Refletor	Grafite	Material Combustível	ETC
Comprimento ativo (m)	7,93	Refrigerante	He
Comprimento refletor superior (m)	1,189	Canais de combustível	210
Comprimento refletor inferior (m)	1,585	Canais veneno queimável	6
Coluna de blocos combustíveis	102	Canais de refrigeração maior	102
Blocos combustíveis por coluna	10	Canais de refrigeração menor	8
Temperatura de entrada (°C)	491	Diâmetro combustível (mm)	12,7
Temperatura de saída (°C)	1000	Diâmetro veneno (mm)	12,7
Pressão operação (MPa)	7,07	Diâmetro refrigeração menor (mm)	12,7
Vazão total no núcleo (kg/s)	320	Diâmetro refrigeração maior (mm)	15,876
Vazão de desvios (%)	15	Comprimento bloco (mm)	790
		Apótema Bloco (mm)	360

O fluido refrigerante utilizado no modelo de reator é o gás hélio. As propriedades do gás hélio foram extraídas das bibliotecas do NIST, consideradas isobáricas para uma pressão de 7 MPa mostradas na Figura 5.4 na análise 2D.

O tipo de grafite considerado no presente estudo é o H-451, utilizado no reator de Fort St. Vrain; as propriedades desse material foram retiradas de Johnson et al. (2009) e mostradas na Figura 5.12. Além da matriz do elemento combustível, considerou-se que as pastilhas de veneno queimável também possuíam as características do grafite H-451. Considerou-se que não ocorre geração de calor nas pastilhas de veneno queimável (*B4C*), conforme consta do trabalho de Tak et al. (2008).

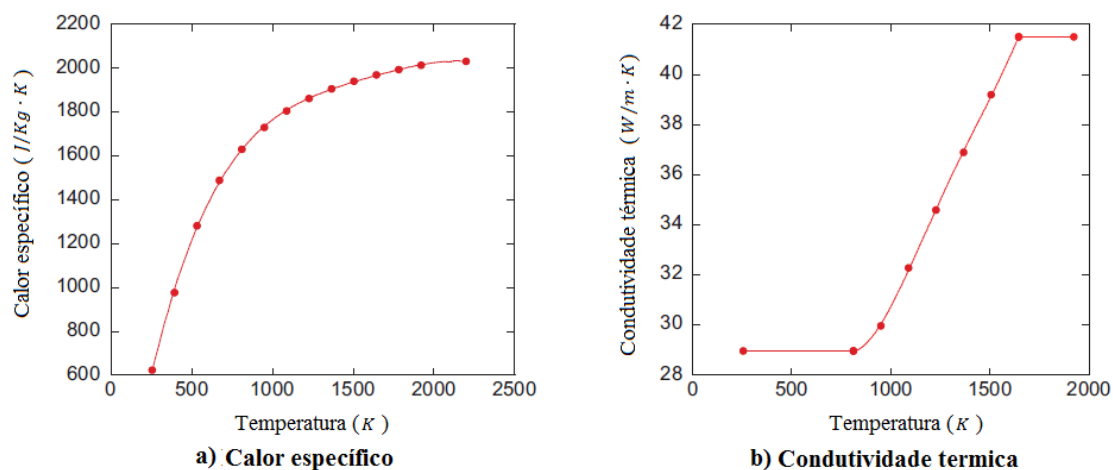


Figura 5-12 Propriedades termo-físicas do grafite H-451.

Para os combustíveis compactos instalados nos canais combustíveis, as propriedades densidade, capacidade térmica e condutividade térmica consideradas são as mesmas utilizadas no estudo de Johnson et al. (2009) Esses valores foram adaptados no MacDonald et al. (2003) determinando a condutividade térmica efetiva para estudos de termo-hidráulica em reatores VHTR e mostrados na Figura 5.13.

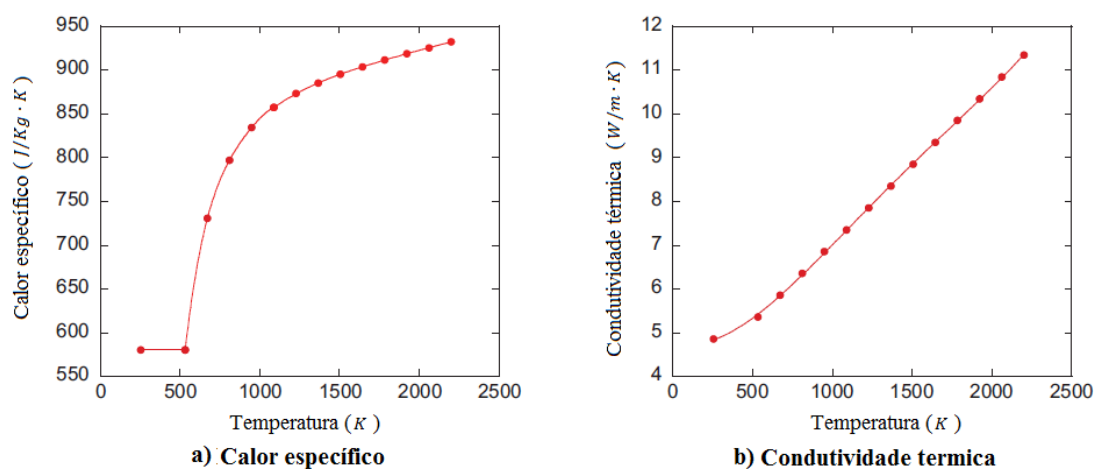


Figura 5-13 Propriedades termo-físicas do combustível compacto.

5.2.2.2 Geometria e condições de contorno

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

Para a elaboração da geometria tridimensional, foram utilizados programas como *autocad* e *solidwork*, que permitem exportar o modelo em formatos como *.icem* ou *.stp*, facilmente importáveis no código como ANSYS FLUENT. O processo foi simples, traçando a seção transversal em um esquema 2D e, posteriormente, realizando uma extrusão no sentido positivo do eixo z. Desta forma, a seção de entrada do canal está localizada no plano $z = 9,119$ m e a seção de saída no plano $z = -1,585$ m considerando a direção do escoamento ao longo do eixo z negativo.

Uma vez definidos os domínios do problema no fluido e nos sólidos, é necessário analisar e escolher as condições de contorno em cada domínio, levando em consideração a fenomenologia do estudo de caso e os dados disponíveis. Em termos gerais, pode-se facilmente deduzir que o domínio representando o fluido terá uma condição de entrada na parte superior e uma condição de saída na parte inferior. Nas zonas dos domínios sólidos correspondentes aos combustíveis compactos devem ser designadas as fontes volumétricas de calor; as condições nas superfícies podem ser de paredes ou de simetria dependendo da geometria modelada.

Para a condição de contorno térmica, fontes de calor volumétrica são especificadas no volume dos combustíveis compactos como uma função da distância axial ao longo do combustível. A fonte de calor varia axialmente com base em uma função senoidal. A expressão derivada para a fonte de calor volumétrica é dada pela equação 5.10.

$$q'''(z) = A_R q_{con} [1 + (A_p - 1) \sin(\pi z/L)] [MW/m^3] \quad (5.10)$$

q''' é a taxa volumétrica de geração de calor; q_{con} é uma constante de calibração, estabelecida para se obter o mesmo valor total de geração de energia térmica no núcleo, e no presente caso q_{con} foi $27,88/(1 + (0,6/\pi)) [MW/m^3]$; A_r é o fator radial, que assume os valores de 1 (médio) e 1,25 (pico); e A_p é o fator de pico axial, que nas simulações desenvolvidas foi considerado com o valor de 1,3.

A metodologia para essa parte da investigação, no intuito de descrever adequadamente a transferência de calor conjugada, consiste na modelagem de uma célula unitária hexagonal para estudar a transferência de calor dos combustíveis compactos para o grafite do bloco combustível e em seguida para os canais de refrigeração sem considerar o efeito do *gap*. As

regiões de combustíveis na análise da célula unitária hexagonal têm 6 canais combustíveis com uma região hexagonal do bloco como se observa na Figura 5.14. Como a especificação da fonte de calor foi tomada como condição de contorno térmico, não há necessidade de especificar coeficientes de transferência de calor para resolver o problema.

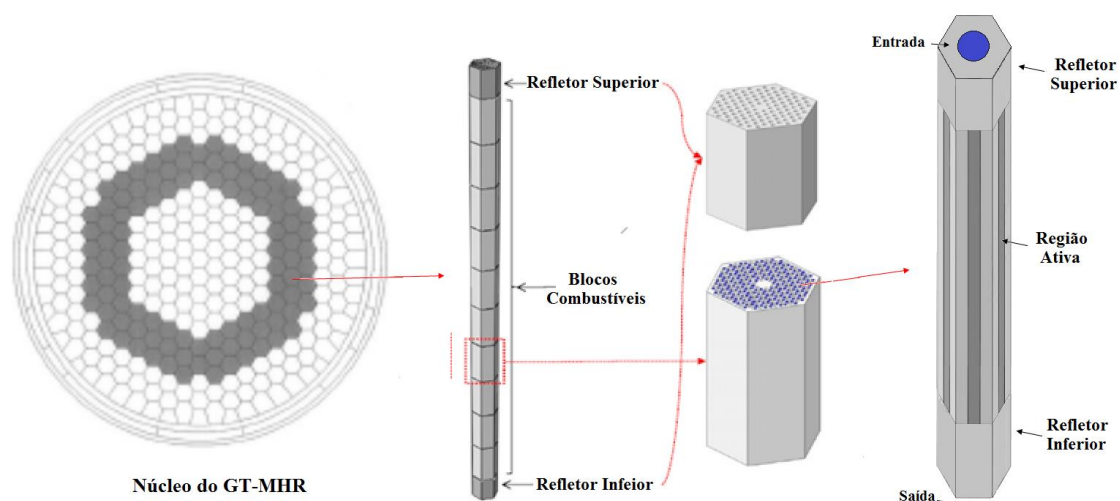


Figura 5-14 Geometria modelada na análise da célula unitária.

O modelo de célula unitária observa apenas uma região regular no interior dos elementos combustíveis. A análise CFD é realizada para essa geometria da célula unitária; embora o modelo de célula unitária seja um método simples, é útil para entender alguns aspectos básicos da transferência de calor no elemento combustível. Portanto, assume-se que a célula unitária é uma seção simétrica tal que o calor gerado na região combustível é removido apenas pelo refrigerante que está na célula unitária.

Para a análise da célula hexagonal, a geometria consiste de um prisma hexagonal, na qual estão contidos um canal refrigerante de 15,876 mm de diâmetro, ao centro, e mais seis terças partes de canais combustíveis, instalados em cada um dos vértices do prisma. Como em cada um dos vértices do prisma há um segmento correspondente a 1/3 de um canal combustível, isso implica que, para cada canal refrigerante, há dois canais combustíveis. Para representar os refletores axiais superior e inferior, prismas hexagonais de grafite são acrescentados à geometria

O domínio do fluido consiste em um volume cilíndrico individual que representa o refrigerante que flui ao longo de um dos canais do bloco combustível do reator nuclear. O refrigerante ingressa na seção de entrada do domínio, atravessa as regiões dos refletores

superior e inferior e a região onde se gera o calor, e finalmente é direcionado ao *lower plenum* como se observa na Figura 5.15. No presente caso, desconsiderou-se a existência do *plenum* superior e inferior para simplificar a análise computacional.

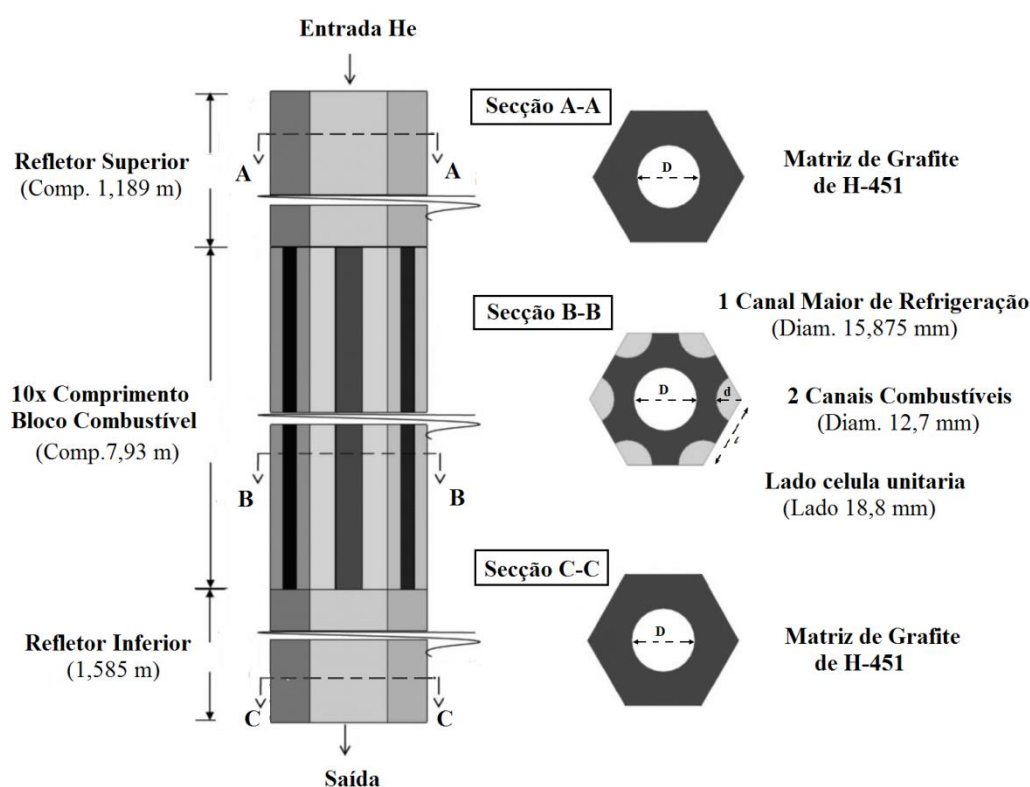


Figura 5-15 Célula unitária hexagonal.

O domínio do sólido consta de 3 regiões volumétricas: (1) as seis terças partes das regiões cilíndricas do combustível instalados em cada um dos vértices do prisma hexagonal, onde a densidade de calor volumétrica é distribuída uniformemente; (2) a região volumétrica de grafite entre o fluido e as regiões combustíveis e (3) as regiões volumétricas prismáticas que representam os refletores axiais superior e inferior.

As condições de contorno para a vazão são baseadas na especificação de uma queda de pressão através do núcleo ativo mais as seções refletoras superior e inferior (sem combustível), de modo que para as células unitárias há condições de contorno para quedas de pressão na entrada e na saída do canal refrigerante de 4,5 e 6 psi, que incluem os efeitos de entrada do refrigerante no topo do núcleo, mas não a expansão e outros efeitos na transição ao *plenum* inferior. A ausência de tais efeitos deve ter um efeito desprezível nas temperaturas de saída. As verdadeiras quedas de pressão, entretanto, serão um pouco maiores do que nas simulações.

A condição de contorno nas superfícies das células unitárias é especificada por condições de parede não deslizantes nas superfícies onde não existe contato com o fluido, ou condições de simetria nas superfícies que limitam a célula unitária. Estas condições de contorno nas superfícies assumirão gradientes zero de todas as propriedades na superfície de contorno.

Os domínios e condições de contorno para as células unitárias hexagonal são mostrados na Figura 5.16, onde se observam condições de parede, simetrias, entrada e saída, fontes de calor além de condições de interfaces (entre sólido-fluido e sólido-sólido).

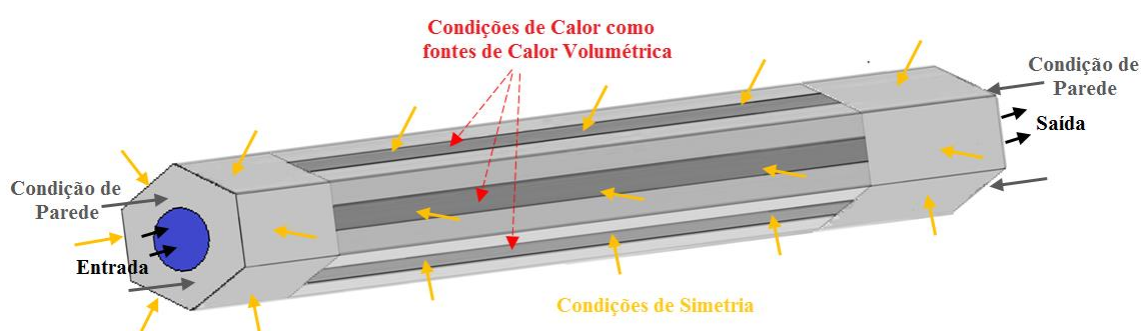


Figura 5-16 Condições de contorno na célula hexagonal.

5.2.3 Detalhes da modelagem e detalhes numéricos

A construção da malha foi baseada da mesma forma que no canal 3D, ou seja, a técnica estruturada hexagonal (MultiZone) com uma abordagem de refinamento de malha local (Inflation e BodySizing) foi adotada. O domínio computacional do fluido e do combustível compacto tem um tamanho de malha de 0.8 mm e o domínio computacional do refletor tem um tamanho de malha 1 mm.

A fim de resolver numericamente o sistema de equações diferenciais parciais governantes, a discretização das equações foi realizada usando um Método de Volume Finito (FVM) com um solucionador segregado. O modelo de turbulência $k - \varepsilon$ foi utilizado nesta moldagem. Várias técnicas são relatadas na literatura, no entanto, o algoritmo SIMPLE é aplicado para controlar a solução global devido ao seu bom desempenho para encontrar uma solução convergente rápida.

Foi considerado como critério de convergência valores de erro residual do RMS abaixo de 10^{-6} . O termo da pressão é avaliado usando um esquema centralizado. O esquema de discretização para os termos convectivos é especificado pelo usuário. O esquema de

segunda ordem QUICK é usado aqui. Não há adição, apenas viscosidade numérica inerente presente no esquema de discretização. Este erro é minimizado usando uma malha suficientemente fina.

5.3 Metodologia para 1/12 do bloco combustível

a) Análise teórica

A geometria complexa do núcleo de um reator de temperatura elevada (VHTR) do tipo prismático, com diferentes tipos de blocos combustíveis hexagonais, dificulta as avaliações precisas dos perfis de temperatura dentro dos blocos combustíveis sem elaborados cálculos numéricos. Portanto, modelos simplificados como um modelo de célula unitária têm sido amplamente aplicados para as análises e projetos de VHTRs prismáticos, uma vez que têm sido considerados como abordagens eficazes na redução dos esforços computacionais. Em um VHTR prismático, no entanto, os modelos simplificados não podem considerar a transferência de calor dentro dos blocos combustíveis pela contribuição de outras células unitárias, bem como o escoamento do refrigerante através dos espaços intersticiais entre os blocos combustíveis, o que pode afetar significativamente a temperatura máxima do combustível.

Estudos de CFD em uma escala completa de reator seriam computacionalmente caros devido ao enorme número de elementos de malha necessários. Por exemplo, existem no total cerca de 7.000 canais de refrigerante e 13.800 canais de combustível no projeto do MHT-GR da *General Atomics*. Dependendo de suas posições individuais no núcleo do reator, esses canais de refrigeração podem apresentar diferentes comportamentos no escoamento. Se todas essas características geométricas fossem capturadas por malhas de alta qualidade, a quantidade de malha pode chegar a bilhões de elementos (POINTER e THOMAS, 2010).

Como resultado, a análise CFD de um núcleo HTGR prismático é geralmente limitada ao escoamento local e fenômenos de transferência de calor, ou seja, escoamento de circulação natural em uma porção limitada de um bloco de combustível (TUNG e JOHNSON, 2011; TUNG, JOHNSON, *et al.*, 2014a), e aos efeitos dos espaços de desvio e vazão cruzada de hélio na transferência de calor (TUNG, JOHNSON, *et al.*, 2014b).

No entanto, uma abordagem possível para diminuir o custo computacional é aplicar o modelo de escoamento poroso para o núcleo do reator o qual não é realizado no presente trabalho. Por exemplo um núcleo HTGR do tipo leito de bolas foi simplificado para um meio poroso homogêneo para investigar os acidentes de entrada de ar (FERNG e CHI, 2012a; FERNG e CHI, 2012b) e vapor (FERNG e CHEN, 2011).

Essa simplificação reduz significativamente o tempo de computação, mas com o sacrifício das características termo-hidráulicas anisotrópicas locais (WU e FERNG, 2010). Caso contrário, o estudo CFD de fenômenos de escoamento local e transferência de calor no leito de bolas, mesmo usando um número muito limitado de bolas de combustível, pode exigir milhões de elementos de malha (KEE, WON e HASSAN, 2008; LEE, YOON e PARK, 2007). Geralmente, o modelo de escoamento poroso é naturalmente adequado para um núcleo HTGR de leito de bolas porque os seixos de combustível empacotados aleatoriamente formam uma estrutura porosa.

Sob o atual poder computacional ao qual se têm acesso no DEN-UFMG, o núcleo prismático do HTGR deve ser simplificado para realizar a análise CFD. Ao considerar a transferência de calor dentro dos blocos combustíveis, o calor é transferido dos diferentes canais de combustíveis localizados no bloco combustível através do grafite do bloco até chegar aos canais de refrigeração onde flui o refrigerante. Nesta análise se avalia um método de linha de base para o fenômeno de escoamento e transferência de um setor equivalente a 1/12 de uma coluna de blocos combustíveis padrão com 0 mm de *gap*.

Outra consideração importante no projeto para o núcleo do reator de um VHTR prismático é o escoamento de desvio (*Bypass-gap*) do refrigerante, que ocorre nas regiões intersticiais entre os blocos de combustível. Tais *gaps* são uma presença inerente no núcleo do reator devido às tolerâncias na fabricação dos blocos e à natureza inexata de sua instalação. Além disso, a geometria dos blocos de grafite muda ao longo da vida útil do reator devido à expansão térmica e danos por irradiação. A existência dos *gaps* induz um escoamento de desvio nos blocos de combustível e resulta em aumentos inesperados nas temperaturas máximas do combustível. Nesta parte se realiza avaliação de um método para investigar o fluxo de *bypass* em 1/12 de uma coluna de blocos combustíveis padrão (com 1, 2, e 3 mm de *gap*) e especialmente como é afetado por vários parâmetros.

O escoamento de desvio (*by-pass*) no reator levanta preocupações em relação à distribuição do escoamento do hélio no núcleo e ao potencial de se desenvolver pontos de elevada temperatura (*hotspots*) nos blocos combustíveis. Este escoamento de desvio do hélio pelo canal *by-pass* diminui o escoamento total desse fluido nos canais refrigerantes, acarretando um aumento nos gradientes de temperatura no interior dos blocos combustíveis. Tendo em vista que o escoamento nos espaços intersticiais entre os blocos prismáticos do núcleo do VHTR é inevitável, o mesmo deve ser considerado nas análises termo-hidráulicas realizadas.

Vários estudos foram feitos no escoamento de desvio através da aplicação de abordagens simplificadas, cálculos de rede de fluxo e modelos de células unitárias no design do núcleo do reator (MASAAKI, NOBUMASA e YUJIRO, 2008; TAKADA, NAKAGAWA e FUJIMOTO, 2004). No entanto, a distribuição de temperatura nos pinos de combustível e blocos de grafite, bem como as temperaturas de saída do refrigerante, estão fortemente acopladas à taxa de geração de calor local dentro dos blocos de combustível, que não é uniformemente distribuída no núcleo. Portanto, é crucial estabelecer métodos baseados em mecanismos que possam ser aplicados ao projeto termo-hidráulico do núcleo do reator e à análise de segurança.

Um análise mecanicista semelhante ao presente foi realizado por Tak et al. (2008) onde foi simulado 1/12 do setor do núcleo. No entanto, a vazão do refrigerante foi calculada usando um código unidimensional separado, enquanto as vazões nos canais refrigerantes são determinadas naturalmente como parte da solução no presente estudo.

Este trabalho pretende estabelecer uma linha de base de um método de avaliação relacionado aos fenômenos de transferência de calor e *by-pass* do refrigerante. Cálculos de dinâmica de fluido computacional tridimensional (CFD) para um setor de 1/12 de um bloco prismático através do núcleo de um VHTR prismático foram conduzidos para investigar a influência da geometria dos *gaps* nas distribuições de vazão e temperatura no núcleo do reator usando o código CFD comercial FLUENT. Foram desenvolvidos estudos paramétricos, alterando-se fatores tais como largura do espaço intersticial, modelo de turbulência, perfil de geração de calor em uma seção correspondente a 1/12 de uma coluna de blocos combustíveis padrão.

Na abordagem da transferência de calor do 1/12 de uma coluna de blocos combustíveis padrão, foram realizadas diferentes suposições adicionais além daquelas feitas na análise da célula unitária, as quais são as seguintes:

- Embora cada elemento experimente uma taxa de densidade de calor com base na densidade de potência local, a densidade de calor se distribui uniformemente nos combustíveis compactos.
- O fator da densidade de potência radial se converte diretamente para o elemento combustível local, no entanto a densidade de potência radial local nos combustíveis compactos é distribuída uniformemente.

b) Geometria e condições de contorno

O GT-MHR foi selecionado como reator de referência para esses cálculos. É um reator de espectro de nêutrons térmicos moderado a grafite, refrigerado a hélio, com temperatura de saída do núcleo de 850 °C e geração de potência projetada de 600 MWth. As principais especificações foram mostradas na Tabela 5-8. A Figura 5.17 mostra a vista em corte do reator e a seção transversal do núcleo do reator, respectivamente.

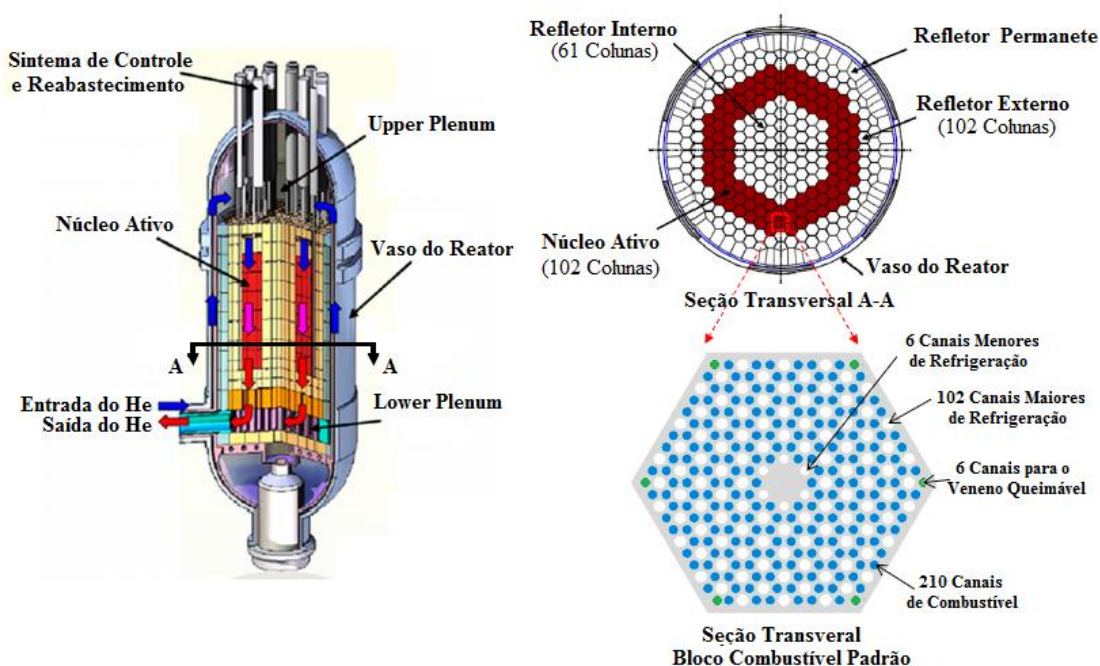


Figura 5-17 Seção transversal do núcleo do reator.

Durante a operação normal, o calor gerado pelo combustível no núcleo do reator é removido pelo hélio, que flui desde a região superior do núcleo (*upper plenum*) até a região

inferior do núcleo (*lower plenum*) através da região anelar ativa do núcleo; o hélio aquecido e a alta pressão que sai do núcleo é direcionado para a turbina.

A abordagem utilizada, de avaliar apenas o setor de 1/12 da coluna de blocos combustíveis padrão, com 10,704 m de altura (incluindo núcleo ativo e refletores superior e inferior), deve-se ao fato de que essa configuração possui simetria em todos os seus lados (incluindo o espaço *by-pass*) como se observa na Figura 5.18.

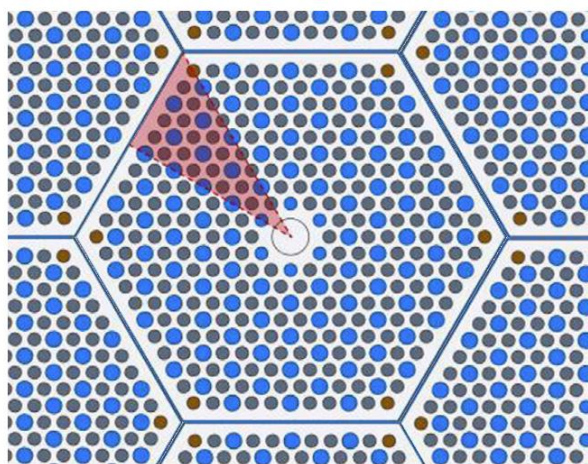


Figura 5-18 Ilustração do corte transversal do 1/12 da seção bloco de combustível padrão.

O domínio computacional é dividido verticalmente e é uma seção de refletor superior, uma seção de combustível e uma do refletor inferior. Todas as faces laterais do prisma de base triangular correspondente a 1/12 do conjunto de blocos combustíveis, mais os refletores superior e inferior, além do *plenum* superior indicados na Figura 5.20 que mostra a geometria utilizada em parte do presente trabalho, são consideradas como regiões de simetria. A geometria utilizada de 1/12 do setor do bloco combustível padrão inclui 8,5 canais de refrigerante de 15,88 mm de diâmetro, 0,5 canal de refrigerante de 12,70 mm de diâmetro, 17,5 canais de combustível e 0,5 de veneno queimável.

As condições de contorno para a vazão nos canais refrigerantes são baseadas na especificação de uma queda de pressão através do núcleo ativo mais as seções refletoras superior e inferior (sem combustível), de modo que em cada canal refrigerante as condições de contorno de quedas de pressão na entrada e na saída é de 5 psi, que incluem os efeitos de entrada do refrigerante no topo do núcleo, mas não a expansão e outros efeitos na transição ao *plenum* inferior. A ausência de tais efeitos deve ter um efeito desprezível nas temperaturas de saída. As verdadeiras quedas de pressão, entretanto, serão um pouco maiores do que nas simulações.

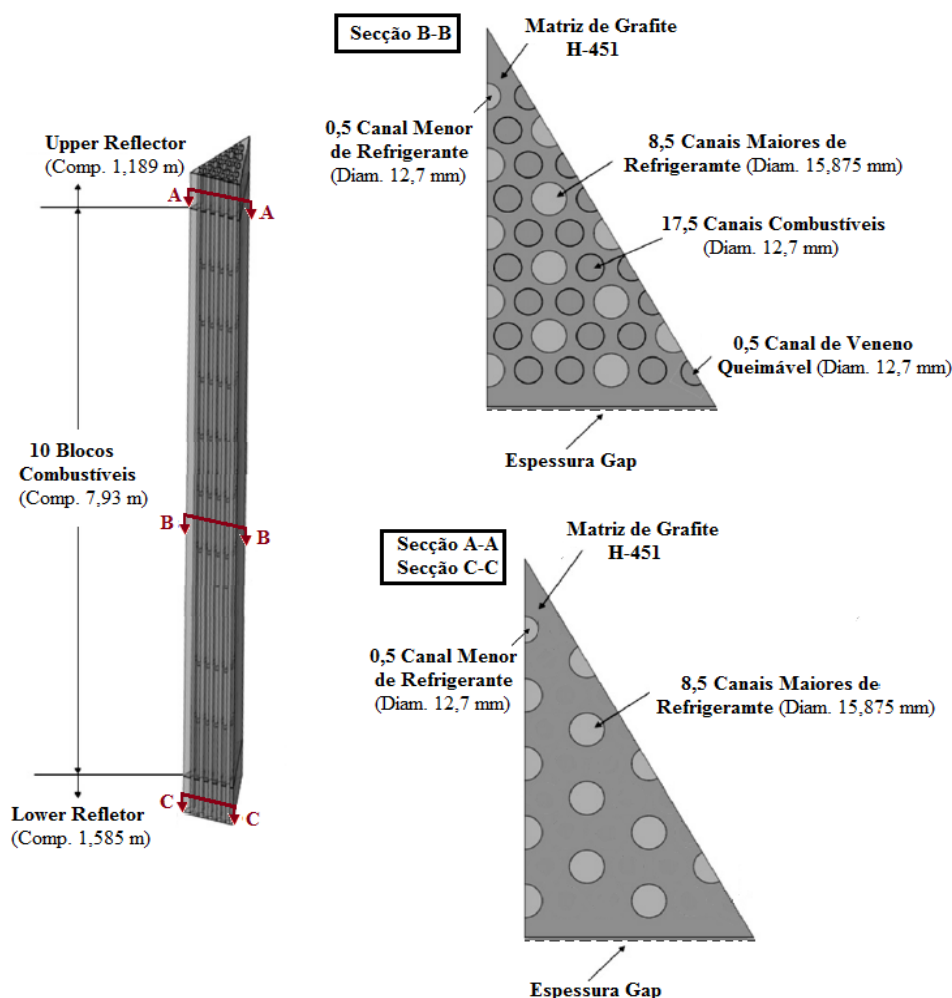


Figura 5-19 Domínio computacional do 1/12 da seção bloco de combustível padrão

O domínio do fluido consiste de cilindros e prismas trapezoidais que representam o refrigerante que flui ao longo dos canais de refrigeração e do *gap* em 1/12 da seção de coluna de blocos combustíveis padrão e refletores axiais no núcleo do reator. O refrigerante no núcleo do reator ingressa desde o *plenum* superior até a entrada do domínio do fluido, atravessa as regiões dos refletores superior e da região onde o calor do combustível é transferido ao fluido por meio da matriz de grafite, e finalmente atravessa o refletor inferior e é direcionado ao *lower plenum* como se observa na Figura 5.19. Na geometria em questão não foi considerada a existência de um *plenum* superior e inferior; em vez disso, foram impostas condições de fronteira na entrada e saída dos canais.

O domínio do sólido consta de regiões volumétricas que representam: (1) 1/12 da seção dos blocos refletor superior e inferior com apenas canais de refrigeração; (2) 1/12 da

seção dos blocos combustíveis padrão com canais combustíveis, de refrigeração e do veneno queimável, e (3) finalmente a região volumétrica dos combustíveis compactos.

Nas zonas do domínio sólido correspondente aos combustíveis compactos onde o calor é gerado se especificam condições térmicas que variam axialmente com base em uma função senoidal ao longo do combustível, expressado pela equação 5.9. Nos demais domínios sólidos não existem fontes de calor.

Para a condição de contorno nas superfícies do 1/12 da seção do bloco são especificadas condições de parede não deslizantes nas superfícies onde não existe contato com o fluido, ou condições de simetria nas superfícies que limitam a seção. Essas condições de contorno nas superfícies assumirão gradientes zero de todas as propriedades na superfície de contorno. As condições nas superfícies para o 1/12 da seção do bloco para análise com e sem *gap* são mostradas na Figura 5.20. Além de ter condições de interface nos domínios sólido-fluido e sólido-sólido, há condições térmicas do tipo fonte de calor volumétrica.

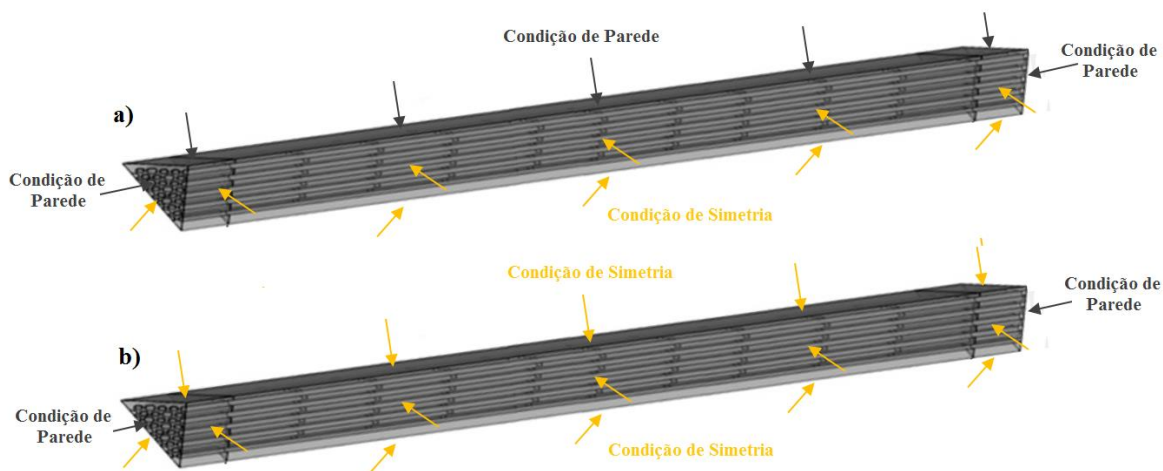


Figura 5-20 Condições de contorno para 1/12 da seção bloco de combustível padrão, onde a) para a análise sem gap e b) para a análise com gap.

O fluido refrigerante utilizado no modelo de reator é o gás hélio considerado isobárico para uma pressão de 7 MPa mostrado na Figura 5.4 para análise 2D. As propriedades do grafite H-451 são usadas para as regiões no grafite do bloco combustível e nos venenos queimáveis mostrados na Figura 5.12. Para os combustíveis compactos instaladas nos canais combustíveis, as propriedades densidade, capacidade térmica e condutividade térmica consideradas são as mesmas utilizadas no estudo de Johnson et al. (2009) em reatores VHTR mostradas na Figura 5.13.

As propriedades termo-físicas tais como densidade, capacidade térmica, condutividade térmica e viscosidade foram inseridas no código CFD como uma expressão do tipo:

$$F(T) = A_1 + A_2T + A_3T^2 + A_4T^3 + A_5T^4 \quad (5.10)$$

Os valores indicados nas Tabelas 2.11, 2.18 e 2.20, retirados NIST e do trabalho de Johnson et al. (2009) mostrados no Capítulo 2 na seção propriedades dos materiais, fornecem os coeficientes dos polinômios para diversas propriedades dos materiais utilizados na simulação.

c) Detalhes de modelagem e detalhes numéricos

Para a elaboração da geometria tridimensional, foram utilizados os programas *autocad* e *solidwork*, que permitem exportar o modelo em formatos como *.icem* ou *.stp*. Para a construção das malhas, tanto da geometria de 1/12 da coluna de elementos combustíveis com e sem *gap*, utilizou-se o *Ansys Meshing* e para a análise numérica realizada utilizou-se o *software* de dinâmica dos fluidos computacional Ansys FLUENT. Os parâmetros da geometria da malha foram os mesmos que para a célula unitária.

A configuração da geometria para 1/12 da coluna de elementos combustíveis com e sem *gap* são mostrados nas Figuras 5.21 e 5.22 respectivamente, onde se pode observar os números de identificação: dos canais de refrigeração, dos canais combustíveis, do veneno queimável e do *gap*.

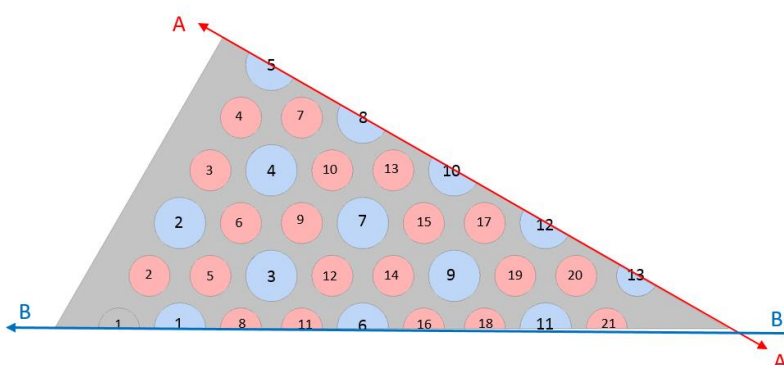


Figura 5-21 Geometria do 1/12 da coluna de elementos combustíveis sem considerar o *gap*.

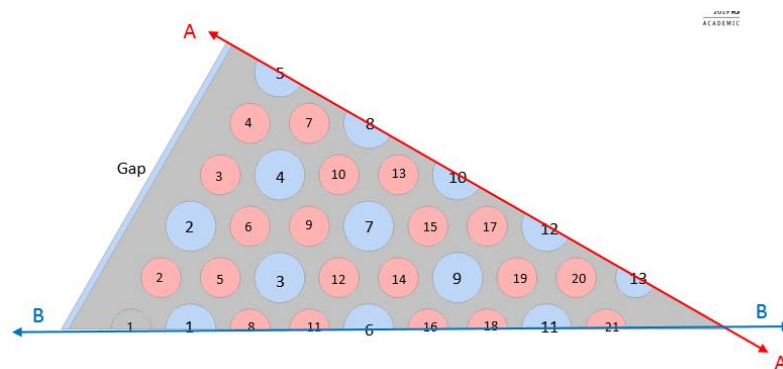


Figura 5-22 Geometria do 1/12 da coluna de elementos combustíveis considerando o *gap*.

Tanto os canais refrigerantes quanto o *by-pass* e os canais combustíveis possuem pequena dimensão radial, da ordem de alguns milímetros, enquanto suas dimensões axiais são bastante superiores, chegando a quase 10 metros. Por essa razão, para que o fluxo de calor na direção radial fosse calculado de forma precisa, dedicou-se especial atenção para a confecção das malhas.

A construção da malha foi feita da mesma forma que na geração da malha na célula hexagonal com elementos do tipo hexagonal, no domínio computacional sólido; foi considerada uma abordagem de refinamento de malha local (*Inflation* e *BodySizing*) foi adotada com tamanhos dos elementos de 1 mm para as regiões de grafite e 0.8 para as regiões dos combustíveis compactos. No domínio computacional do fluido, a abordagem da camada limite foi considerada da mesma forma que na geração da malha no canal 3D com um tamanho de malha de 0.8 mm.

Um estudo inicial de convergência da malha foi realizado para o setor de 1/12 da coluna de blocos combustíveis padrão sem considerar o *gap*, com 10,704 m de altura (incluindo núcleo ativo e refletores superior e inferior). A malha inicial teve 7,6 milhões de elementos para malha sem o *gap*, ou seja, 0 mm de *gap*; elementos de hexaedros e prismas são efetivamente combinados para refletir a geometria complexa do conjunto de combustível. Malhas mais finas são aplicadas nas camadas limites dos canais de refrigeração e nas regiões sólidas onde são esperados grandes gradientes de temperatura como se observa na Figura 5.23.

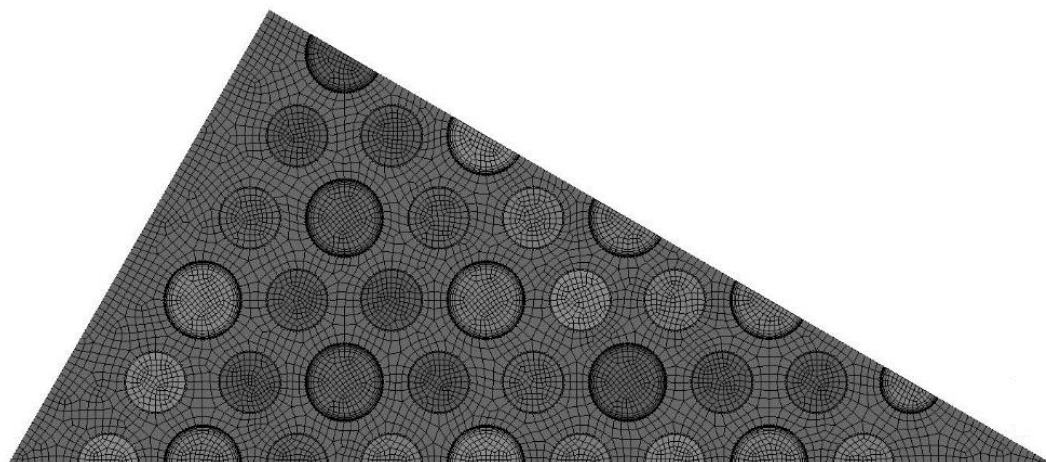


Figura 5-23 Vista transversal da malha CFD para o setor de 1/12 da coluna de blocos combustíveis padrão sem considerar o gap.

Para capturar com precisão o fluxo de energia térmica nas interfaces entre o grafite e os canais refrigerantes e o *by-pass*, camadas de malhas prismáticas finas e concêntricas (*inflation*) são adotadas nessas interfaces. Essas camadas prismáticas também são utilizadas nas interfaces entre o grafite e as pastilhas de combustível. Essa abordagem permite simular apropriadamente o fluxo de energia térmica perpendicular a essas interfaces como se observa na Figura 5.24.

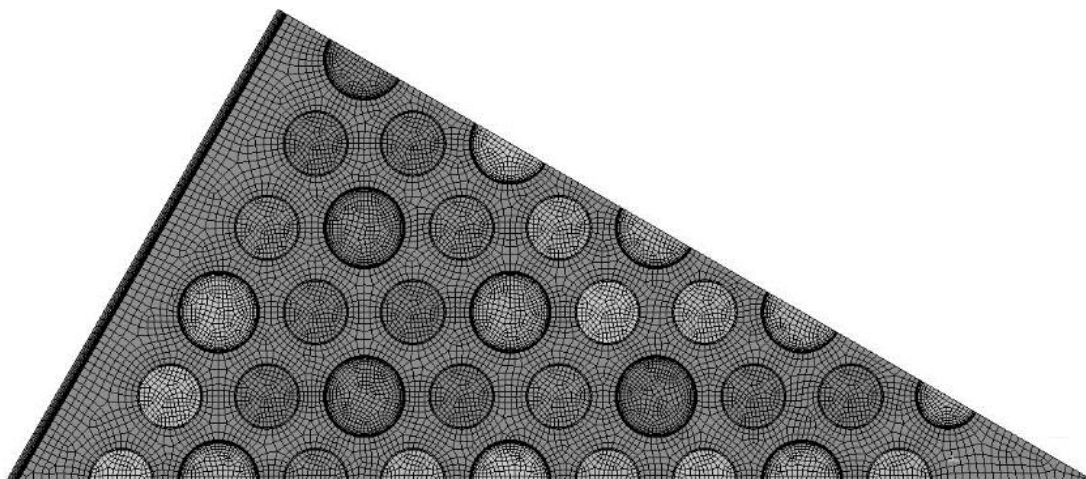


Figura 5-24 Vista transversal da malha CFD para o setor de 1/12 da coluna de blocos combustíveis padrão considerando o gap.

Uma abordagem RANS é empregada usando o código comercial FLUENT, que emprega o método de volumes finitos. Uma tolerância de convergência iterativa de 1×10^{-5} foi usada para cálculos no FLUENT. Momento, energia e termos viscosos foram discretizados pelo esquema *upwind* de segunda ordem. O acoplamento pressão-velocidade é obtido pelo algoritmo SIMPLE. Os fatores de sub-relaxamento padrão são usados.

Antes dos cálculos, foram realizados estudos simples de validação e sensibilidade da malha para avaliar os modelos de turbulência e reduzir erros numéricos. Estudos comparativos são conduzidos variando vários parâmetros, incluindo largura de *gap*, perfil de geração de calor e modelo de turbulência para investigar a sensibilidade do fluxo e as temperaturas no núcleo para cada parâmetro. Além disso, um estudo em que 20% do fluxo de desvio é alcançado, que se acredita ter ocorrido em reatores refrigerados a gás anteriores, é realizado para determinar as larguras aproximadas dos *gaps* que estariam presentes e para visualizar as distribuições de fluxo e temperatura.

A vazão foi determinada definindo uma pressão diferencial em todo o domínio computacional no FLUENT, que representa as condições reais de operação. Observe que a pressão de entrada especificada é uma condição de pressão de estagnação, enquanto a pressão de saída especificada é simplesmente a pressão estática. Essa especificação de limite é realista porque permite que a física do fluxo e a transferência de calor determinem as taxas de fluxo reais.

Em contraste, Tak et al. (2008) definem as taxas de fluxo de massa para cada canal de refrigerante e *gap* conforme determinado a partir de cálculos de código 1-D separados. No entanto, as taxas de fluxo nos canais e no *gap* são uma função do atrito, que é dependente da viscosidade, que é altamente dependente da temperatura. As vazões mássicas são, portanto, uma função das características térmicas do problema, que não são conhecidas a priori.

Capítulo 6

Resultados e discussões RELAP5-3D

Na verificação da nodalização do RELAP5-3D deve-se demonstrar que os modelos reproduzem as condições de operação do estado estacionário para os reatores estudados com margens aceitáveis. Um aspecto importante para a verificação da nodalização é que ela deve ter fidelidade geométrica com o sistema, reproduzir as condições medidas para o estado estacionário do mesmo, e reproduzir, satisfatoriamente, as condições de evolução no tempo. Entretanto, algumas vezes, a nodalização pode não ser adequada para simular outras situações, sendo necessárias modificações do modelo e uma nova verificação (PETRUZZI e D'AURIA, 2008).

6.1 Resultados dos modelos sem considerar as aberturas desvio

Os resultados da inicialização no estado estacionário para as temperaturas e as vazões do refrigerante em diferentes locais do núcleo do MHTGR são mostrados nas Figuras 6.1, 6.2, 6.3, 6.4, 6.5 e 6.7. Os parâmetros partem de seus valores iniciais e oscilam até atingir o valor constante. A velocidade na qual os parâmetros atingem o estado estacionário depende dos valores iniciais e das opções escolhidas para o modo de inicialização. Os valores obtidos serão usados como ponto de partida para as execuções transitórias somente no caso do MHTGR de 350MW.

Nas Figuras 6.1, 6.3 e 6.5 são apresetadas as vazões, as temperaturas de entrada e saída do refrigerante, bem como a temperatura máxima do combustível para cada canal de cada reator MHTGR e nas Figura 6.2, 6.4 e 6.6 são mostrados os comportamentos da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico a qual tem quase o mesmo comportamento em cada canal de cada tipo de MHTGR.

Pode-se observar que no caso do MHTGR350 a temperatura do refrigerante vai aumentando desde o anel interno, anel intermediário e até o anel externo. As vazões vão depender da quantidade de elementos combustíveis que tem cada anel; é possível observar um aumento da temperatura do combustível ao longo dos canais, sendo a máxima no anel interno. Essas mudanças de temperatura normalmente envolveriam questões estruturais e graças à estrutura de grafite, o núcleo pode operar sem deformações perceptíveis.

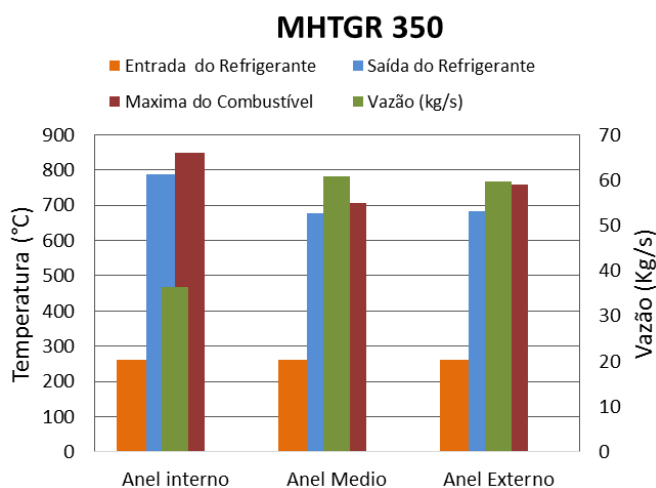


Figura 6-1 Comportamento dos parâmetros: temperaturas de entrada e saída do refrigerante (em laranja e azul), temperatura máxima do combustível (vinho) e vazão ao longo do núcleo MHTGR 350.

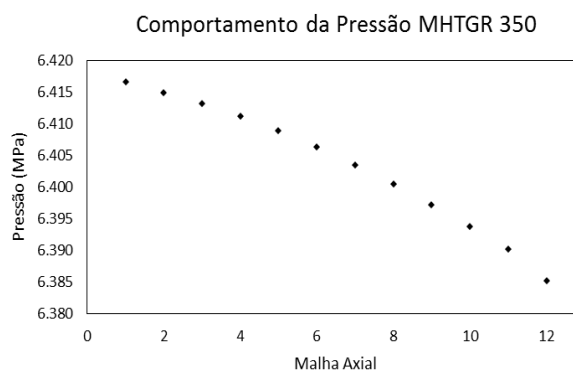


Figura 6-2 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo hidráulico do MHTGR350.

Para o MHTGR450 e 650 o comportamento das temperaturas de saída do refrigerante, bem como a temperatura máxima do combustível para cada canal de cada reator são semelhantes as do 350; os valores mais visíveis são o aumento da temperatura do combustível através dos três canais ativos. Todos são maiores que 450 °C, sendo o anel com maior temperatura do combustível o mais interno em todos os casos avaliados.

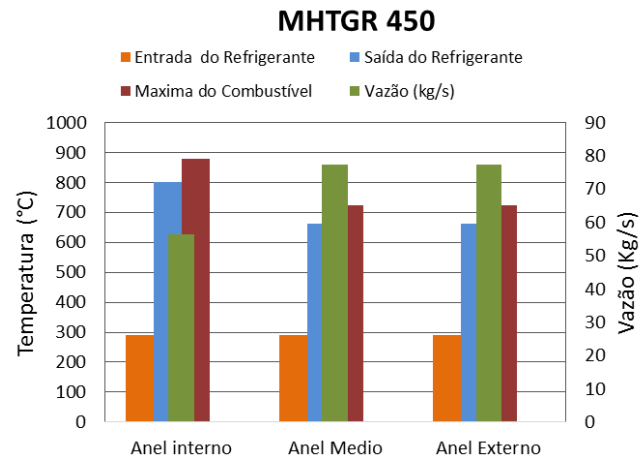


Figura 6-3 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo MHTGR 450.

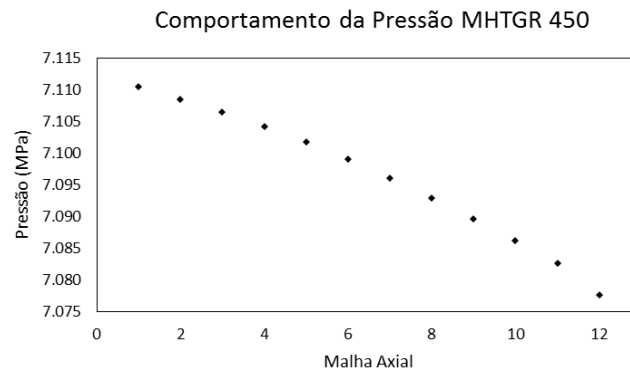


Figura 6-4 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do MHTGR450.

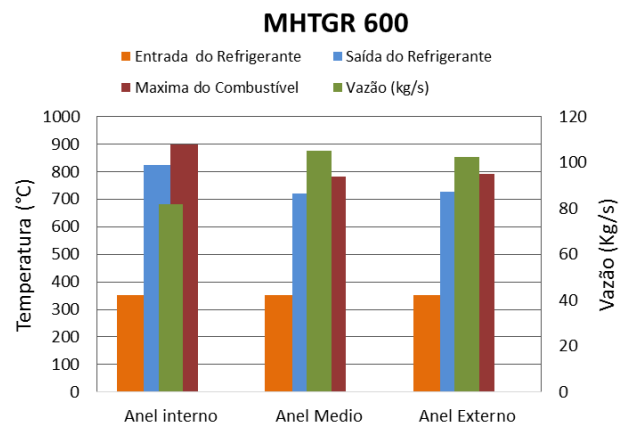


Figura 6-5 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo MHTGR 600.

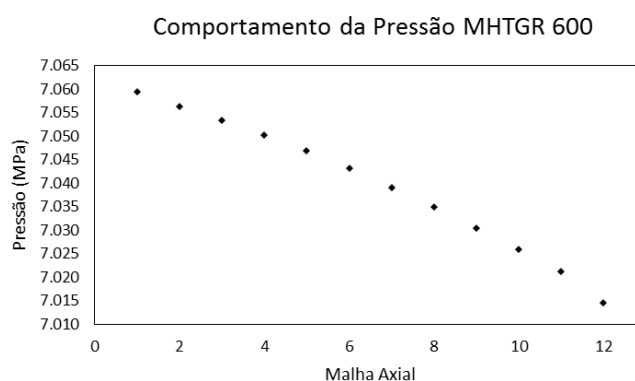


Figura 6-6 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do MHTGR600.

No estado estacionário os resultados dos parâmetros termo-hidráulicos obtidos para os reatores tipo MHTGR ficaram bem próximos aos de referência. Estes resultados são apresentados na Tabela 6.1, bem como os erros associados. Para o RELAP5, o ideal é que o erro na temperatura do refrigerante seja menor do que 0,5%, na vazão menor que 2% e, na queda de pressão, menor que 10%.

Tabela 6-1 Resumo dos principais resultados modelados para o MHTGR.

Parâmetros	MHTGR Referência			MHTGR Modelado			*ΔE(%)		
	350	450	600	350	450	600	350	450	600
Temperatura de saída (°C)	687	704	750	689,2	699,7	751,5	0,3	0,6	0,2
Queda pressão (kPa)	31,4	-	-	35,1	37,0	50,9	11	-	-
Vazão total no núcleo (kg/s)	157	211	289	156,9	210,5	288,9	0,06	0,2	0,03
Temperatura máxima do combustível (°C)	988	-	-	948,4	878,6	899,1	4	--	--

*ΔE(%) = (valor de referência - valor calculado) * 100 / valor de referência

Na análise realizada para o GT-MHR e os tipos de NGNP realizou-se uma comparação do GT-MHR com os NGNP para avaliar o comprimento ativo do núcleo mais adequado para manter as condições requeridas para o GT-MHR. Os resultados obtidos para o GT-MHR são apresentados na Figura 6.7 onde são mostradas as temperaturas de entrada, saída e máxima do combustível ao longo dos anéis que foram modelados com canais termo-hidráulicos no RELAP5-3D. Na Figura 6.8 é mostrado a comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico.

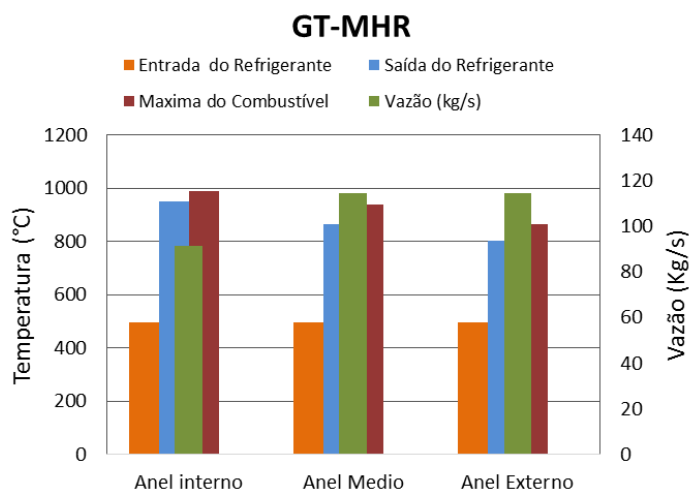


Figura 6-7 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo GT-MHR.

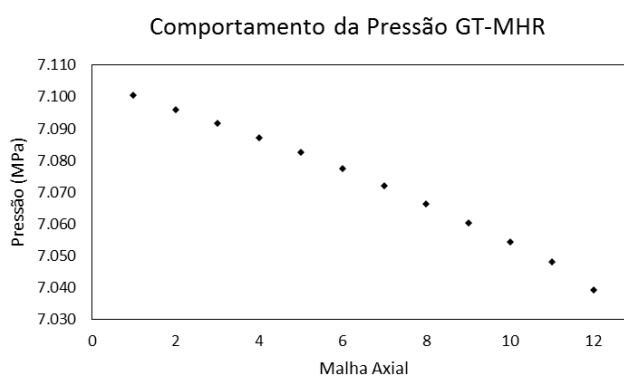


Figura 6-8 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo hidráulico do GT-MHR.

No caso do NGNP, núcleos com diferentes comprimentos foram avaliados como uma abordagem potencial para aumentar a potência total do reator. A densidade de potência foi mantida a mesma que para o núcleo de 600 MWt de 10 blocos de altura, uma vez que este parâmetro teve um forte efeito na resposta da temperatura do núcleo durante condições estacionárias como foi constatado no caso do GT-MHR. Ambos núcleos de 12 blocos de altura (720 MWt) e 14 blocos de altura (840 MWt) foram avaliados.

Os fatores de potência médios da coluna também foram considerados iguais aos do núcleo de 10 blocos de altura. Conforme foi mostrado na Figura 4.11 da metodologia, as distribuições de potência axial para os núcleos mais altos foram assumidas como iguais às do núcleo com 10 blocos de altura. Os cálculos foram realizados considerando uma temperatura de entrada do refrigerante de 491 °C, temperatura média de saída do refrigerante de 1000 °C e otimização da distribuição de fluxo. Para os núcleos de maior potência, a vazão do refrigerante foi aumentada em proporção ao nível de potência, a fim de manter o mesmo

aumento de temperatura do refrigerante do núcleo de 600 MWt. Os resultados obtidos são mostrados nas Figuras 6.9 para o NGNP600, 6.11 para NGNP720 e 6.13 para NGNP840.

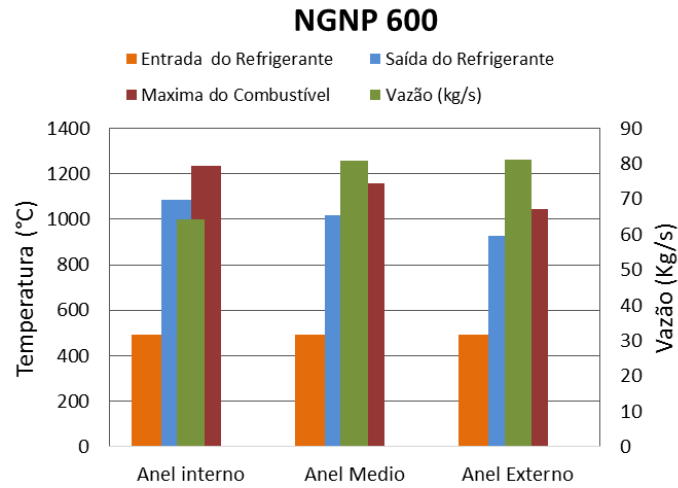


Figura 6-9 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo NGNP600.

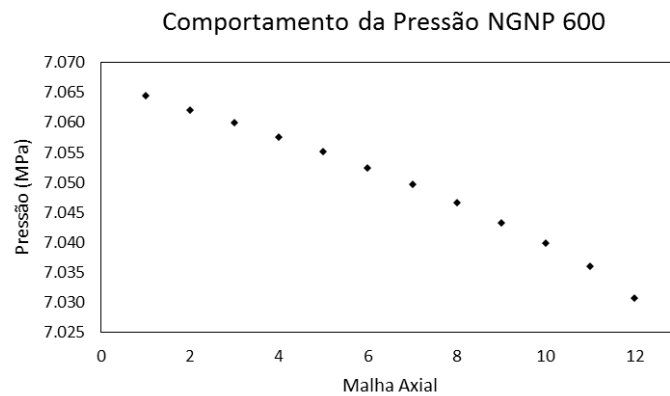


Figura 6-10 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do NGNP600.

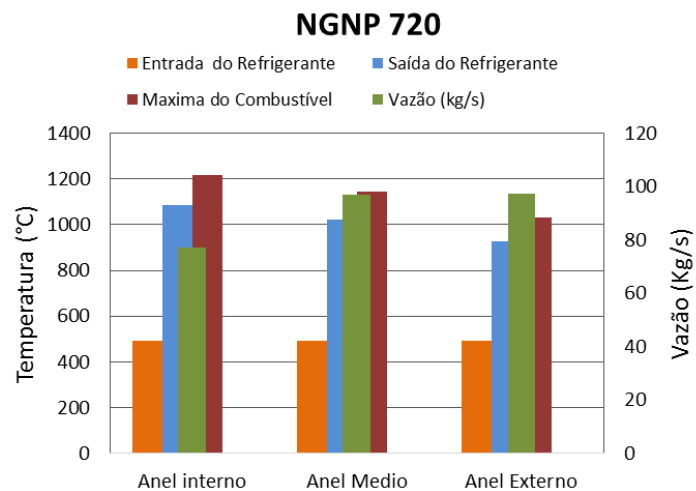


Figura 6-11 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo NGNP720.

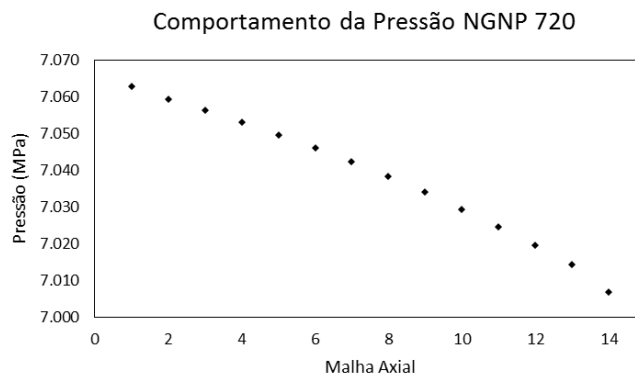


Figura 6-12 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do NGNP720.

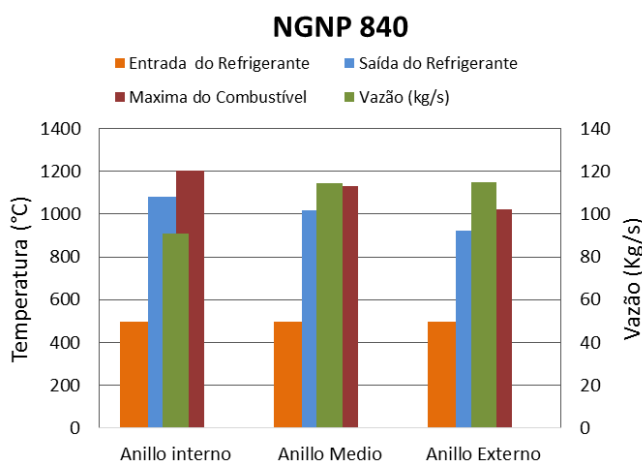


Figura 6-13 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo NGNP840.

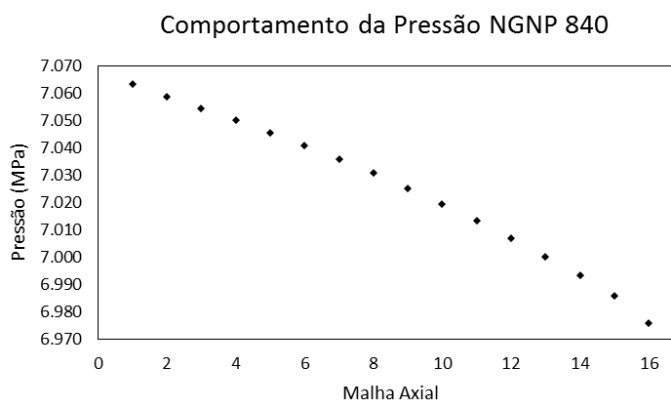


Figura 6-14 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do NGNP840.

Na Tabela 6.2 é mostrada uma comparação dos resultados para os núcleos de maior potência com os do núcleo de 600 MWt. As temperaturas máximas do combustível para os núcleos de maior potência são, na verdade, ligeiramente subestimadas em relação às para o núcleo de 600 MWt, provavelmente porque as taxas de fluxo mais altas aumentam a remoção de calor por convecção. Por causa das taxas de fluxo de refrigerante mais altas, as

quedas de pressão para os núcleos de maior potência são consideravelmente maiores do que aquelas para o núcleo de 600 MWt.

Tabela 6-2 Resumo dos principais resultados modelados para o GT-MHR e NGNPs.

Parâmetros	Referência				Modelado				*ΔE(%)			
	GT-MHR	NGNP 600	NGNP 720	NGNP 840	GT-MHR	NGNP 600	NGNP 720	NGNP 840	GT-MHR	600	700	800
Temperatura de saída (°C)	850	1000	1000	1000	855,0	1000,3	1000,5	1000,3	0,5	0,03	0,05	0,03
Queda pressão (kPa)	47,5	47,6	76,5	113,7	45,6	38,5	62,3	97,1	4	17	18	14
Vazão total no núcleo (kg/s)	320	226	271	320	319,8	227,5	270,9	318,9	0,06	0,6	0,03	0,3
Temperatura máx. do combustível (°C)	-	1239	1228	1221	900,6	1234,6	1217,5	1205,0	-	7	1	2

*ΔE(%) = (valor de referência – valor calculado)*100/valor de referência

Como a capacidade calorífica e as propriedades de transporte dos sais fundidos são maiores em relação ao hélio, isso resulta em um desempenho da planta significativamente melhor, incluindo maior produção de potência total, gradientes de temperatura reduzidos e temperaturas do combustível menores no limite de operação. Análises termo-hidráulicas foram realizadas para reatores AHTR e LS-VHTR que suportam essas expectativas.

O modelo RELAP5-3D foi usado para determinar as condições de operação em estado estacionário para o AHTR e LS-VHTR. Os resultados são mostrados nas Figuras 6.15 e 6.16 para o AHTR, e nas Figuras 6.17, 6.18, 6.19 e 6.20 para o LS-VHTR.

AHTR

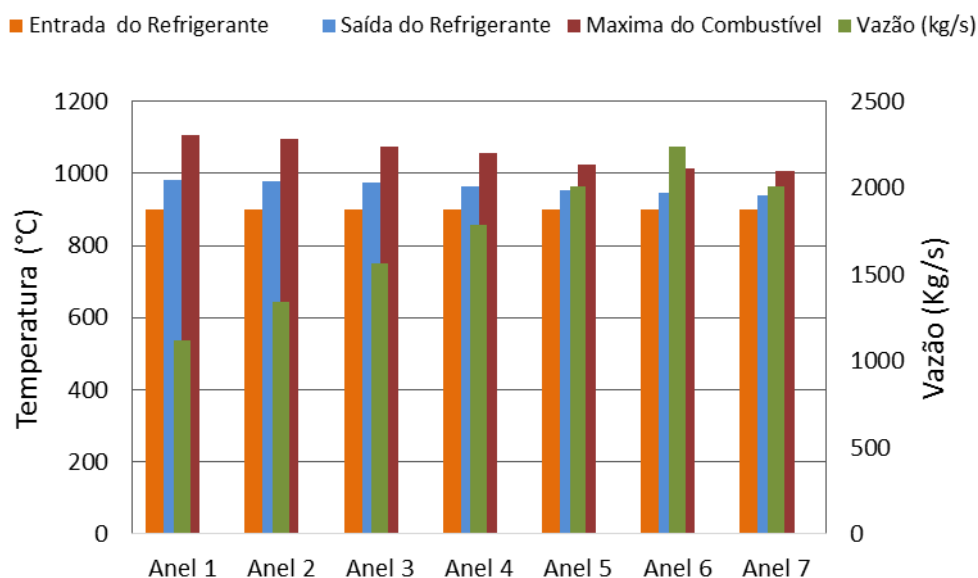


Figura 6-15 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo AHTR.

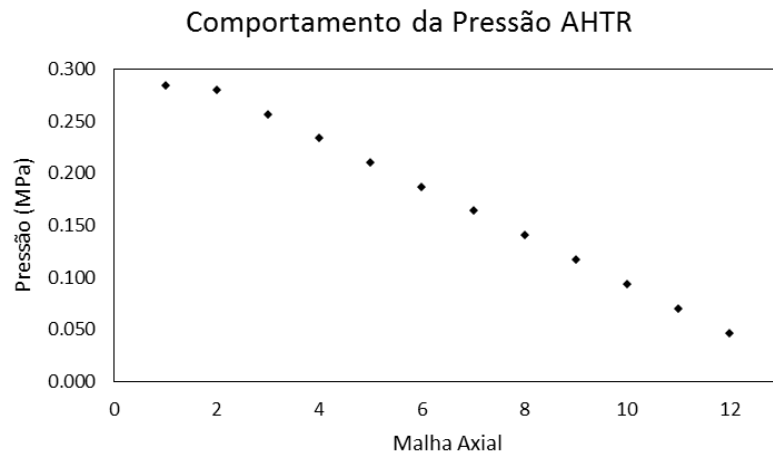


Figura 6-16 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do AHTR.

Um cálculo paramétrico foi executado para determinar os efeitos de tornar o núcleo LS-VHTR mais compacto, reduzindo o número de anéis alimentados de dez para nove. O número de colunas de combustível diminuiu de 265 para 211. As dimensões radiais do refletor externo, cilindro central, reator e vaso de contenção foram diminuídas proporcionalmente ao número reduzido de anéis alimentados.

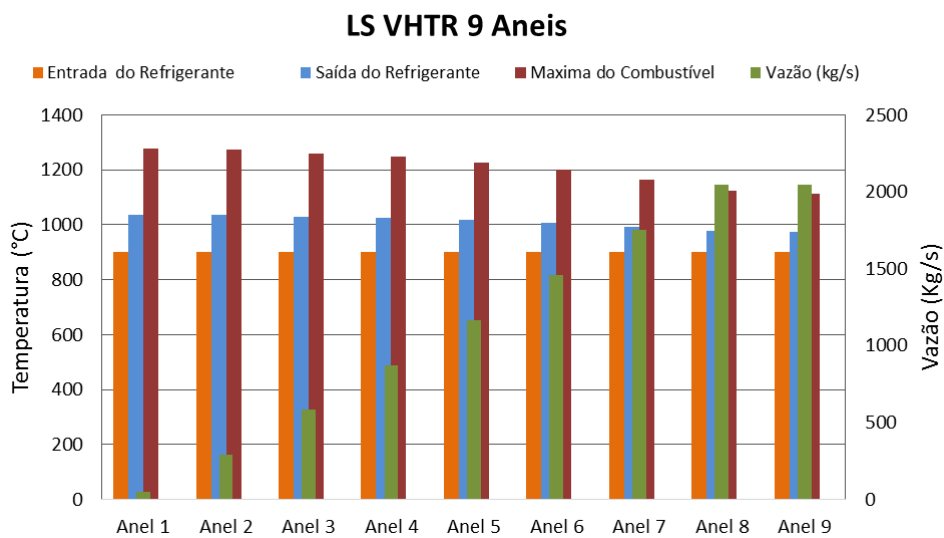


Figura 6-17 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo LS-VHTR - 9 Anéis.

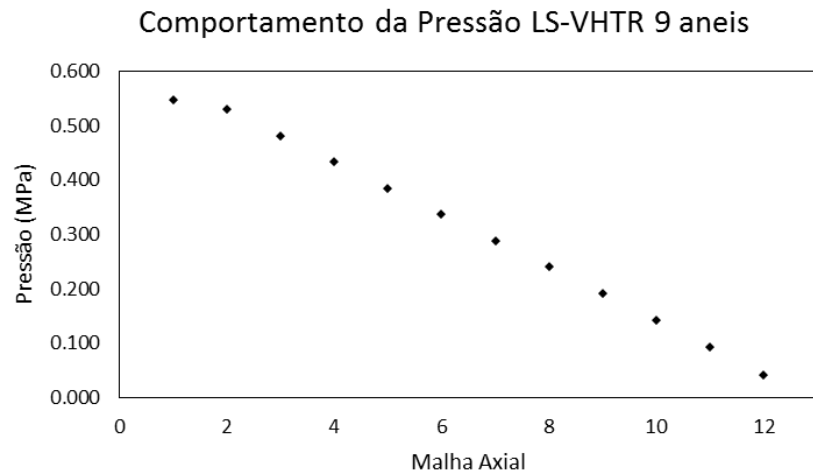


Figura 6-18 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do LS-VHTR - 9 Anéis.

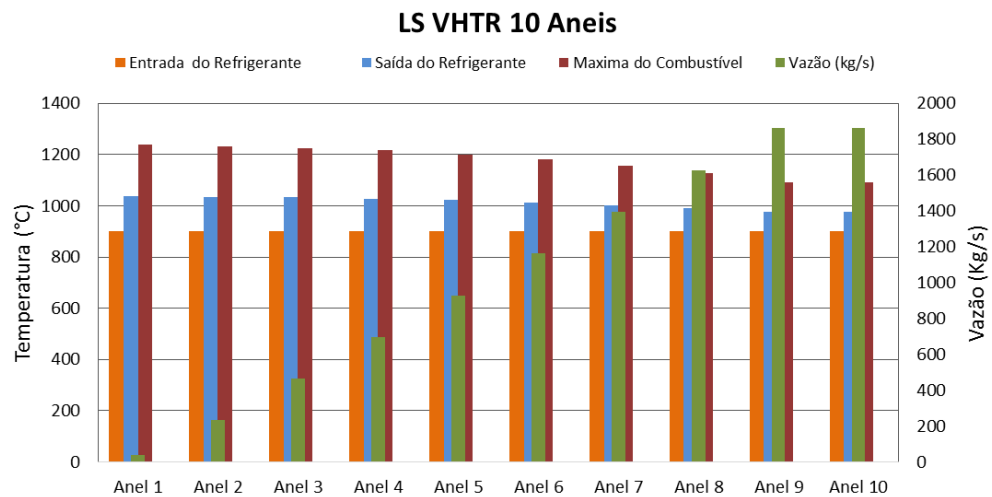


Figura 6-19 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo LS-VHTR - 10 Anéis.

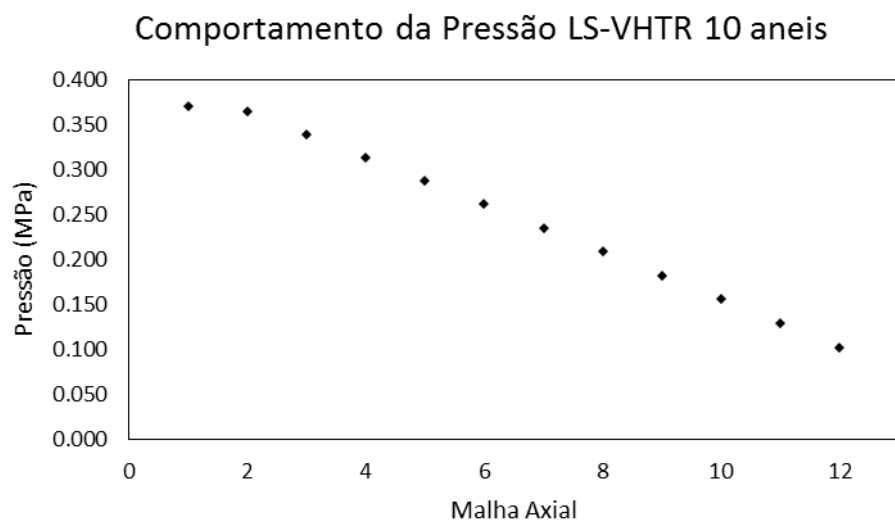


Figura 6-20 Comportamento da pressão ao longo de qualquer canal termo-hidráulico do LS-VHTR - 10 Anéis.

Os resultados do cálculo do estado estacionário são apresentados na Tabela 6.3. A Tabela também inclui os resultados apresentados no estudo do AHTR. Alguns dos parâmetros variam significativamente. Por exemplo, as temperaturas média e máxima do combustível são, respectivamente, 20 e 135 °C mais altas para LS-VHTR (dez anéis). Essas diferenças foram causadas por vários fatores. Em primeiro lugar, a densidade de potência no núcleo era maior porque o núcleo do LS-VHTR continha 265 colunas de combustível, enquanto o núcleo do AHTR continha 324 e, em segundo lugar, pela vazão; portanto a temperatura máxima do combustível pode ser reduzida de várias maneiras, seja diminuindo a potência do reator ou diminuindo a temperatura de entrada do refrigerante.

Os efeitos do número de anéis alimentados sobre os parâmetros calculados no estado estacionário são mostrados nas Figuras 6.17 e 6.19. O número reduzido de colunas de combustível aumentou a densidade de potência no núcleo em 26%, o que aumentou as temperaturas média e máxima do combustível em 21 e 31°C, respectivamente. O número reduzido de canais de refrigeração aumentou a queda de pressão no núcleo em 48%.

O número reduzido de anéis alimentados fez com que a temperatura máxima do combustível aumentasse em quase 70 °C, conforme mostrado na Fig. 6.17. Uma extrapolação desses resultados indica que uma redução adicional no número de anéis alimentados de nove para oito resultaria em uma temperatura máxima menor do que o limite de ebulição de 1430 °C do FLIBE.

Tabela 6-3 Resumo dos principais resultados modelados para o AHTR e LS-VHTR.

Parâmetros	Referência			Modelado			*ΔE(%)		
	AHTR	LS-VHTR 9 anéis	LS-VHTR 10 anéis	AHTR	LS-VHTR 9 anéis	LS-VHTR 10 anéis	AHTR	9 anéis	10 anéis
Temperatura de saída (°C)	1000	1000	1000	983,4	998,1	998,0	2	0,1	0,2
Queda pressão (MPa)	0,129	0,312	0,211	0,169	0,456	0,247	30	40	17
Vazão total no núcleo (kg/s)	12070	10264	10264	12070	10264	10264	0	0	0
Temperatura máxima do combustível (°C)	1168,0	1387,0	1329,0	1105,3	1277,3	1240,1	5	8	7
Temperatura média do combustível (°C)	1050	1123,0	1093,0	993,5	1034,5	1013,6	5	8	7

*ΔE(%) = (valor de referência – valor calculado)*100/valor de referência

6.2 Resultado do modelo considerando as aberturas de desvio

- Estado estacionário

Essa seção descreve o modelo considerando as aberturas de desvio. O modelo de cinética pontual foi usado. Os efeitos de *feedback* de reatividade são levados em consideração com a opção “separável”. Este modelo fornece fatores de ponderação assumindo que cada efeito é independente (ou seja, separados) um do outro. A opção separável usa os “Fatores de ponderação de volume” e os “Fatores de ponderação de estrutura de calor”. Os primeiros fatores mencionados se aplicam aos efeitos de *feedback* dos volumes termo-hidráulicos, enquanto os segundos se aplicam às estruturas de calor.

Para uma execução do estado estacionário tomando em conta as aberturas de desvio, ao usar a opção de inicialização, os dados das condições iniciais não são a parte mais essencial do arquivo de entrada do Athena no RELAP5 3D 3.4.4. A maioria dos cartões requer valores iniciais (temperatura, pressão) para iniciar os cálculos, mas esses valores não precisam ser os especificados no projeto MHTGR350. Na verdade, com a inicialização de estado estacionário, os diversos parâmetros são forçados à convergência. No entanto, inserir valores próximos às condições de estado estacionário leva a uma convergência mais rápida.

A Figura 6.21 apresenta as taxas da vazão, temperaturas de entrada e saída do refrigerante, bem como a temperaturas máximas nas estruturas de calor para os cinco canais termo-hidráulicos. Os números mais notáveis são o aumento da temperatura no combustível através dos três canais ativos, todos superiores a 260°C, sendo o máximo 980°C. Não há comparação possível entre esses valores e o aumento de temperatura em um PWR (em torno de 20°C). Essas mudanças de temperatura normalmente envolveriam problemas estruturais dramáticos. Graças à estrutura de grafite, o núcleo pode operar sem deformações perceptíveis.

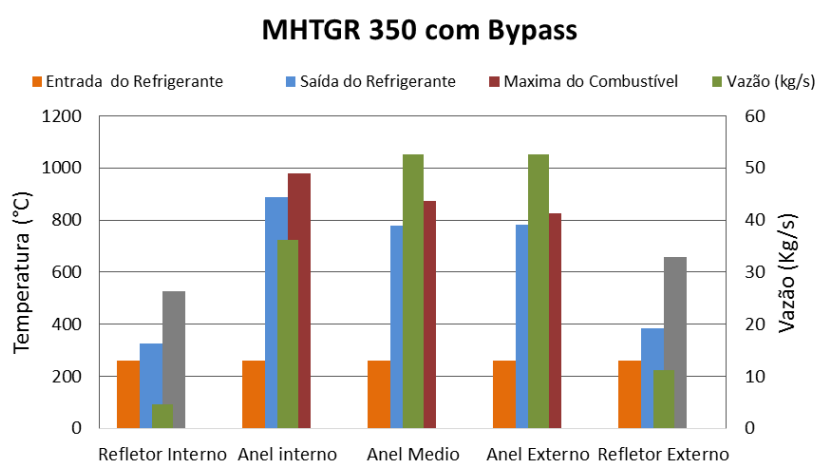


Figura 6-21 Comportamento dos parâmetros ao longo do núcleo MHTGR 350 com by-pass.

A Figura 6.22 apresenta resultados mais detalhados das condições de regime permanente dos perfis de temperatura axial e radial no refrigerante, e no combustível. A temperatura máxima do combustível foi de 980°C, localizada na estrutura de calor que representa o anel interno que tem a menor vazão de refrigerante, portanto, menor taxa de remoção de calor. A distribuição de temperatura ao longo do canal termo-hidráulico tem um comportamento linear no refrigerante e um perfil senoidal ao longo das estrutura de calor (nas regiões que representam o combustível) devido distribuição de potência axial do tipo senoidal.

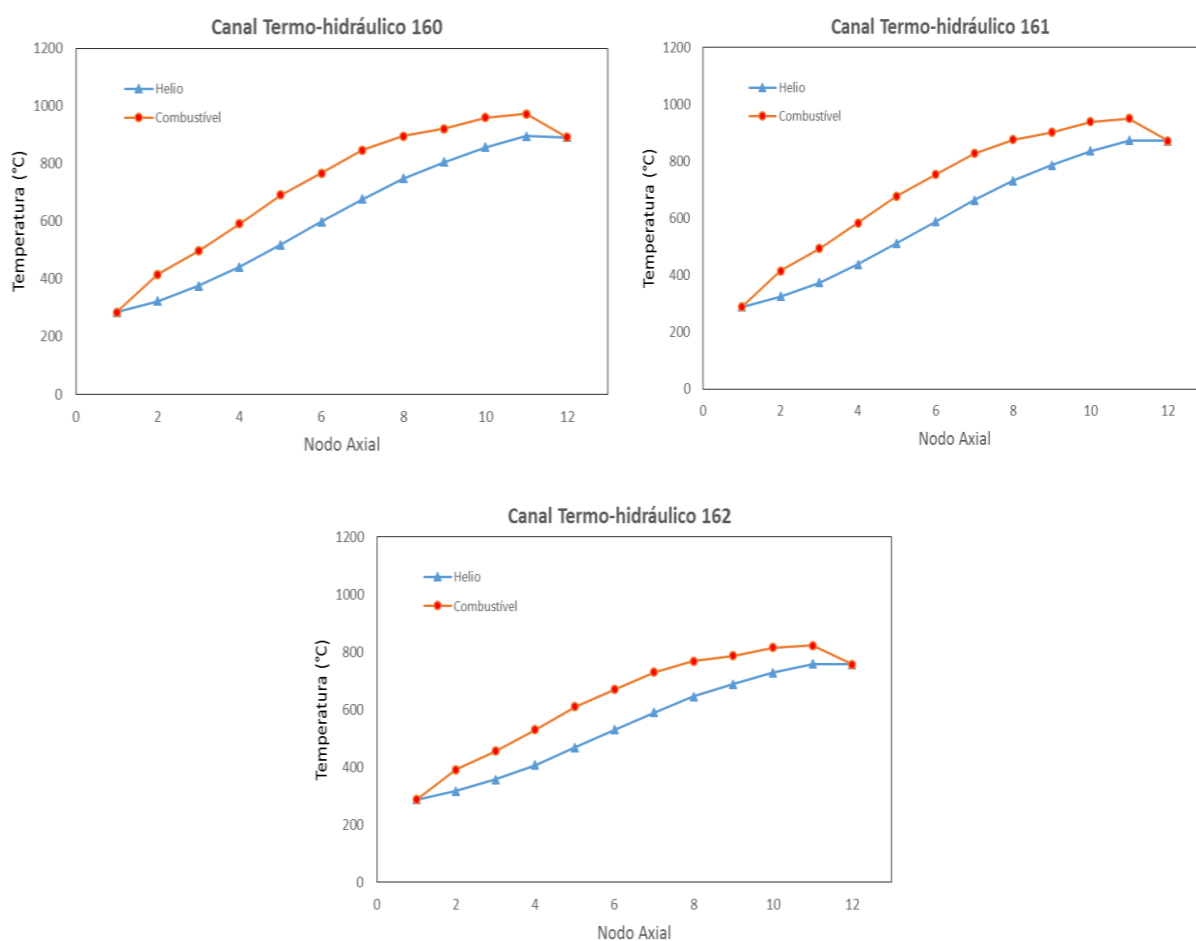


Figura 6-22 Distribuição de temperatura axial ao longo dos canais termo-hidráulicos.

O comportamento da pressão ao longo dos canais termo-hidráulicos vai diminuindo linearmente desde o axial 1 até o axial 12; o comportamento é muito semelhante em todos os canais e pode ser observado na Figura 6.23.

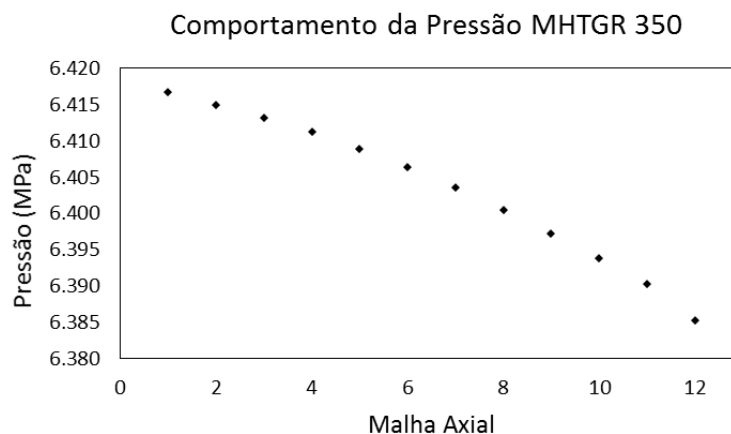


Figura 6-23 Comportamento da pressão ao longo de um dos canais termo-hidráulicos.

Nas Figura 6.21, 6.22 e 6.23 são mostrados os resultados no estado estacionário para as temperaturas e as taxas de vazões do refrigerante em diferentes locais do núcleo. Os valores obtidos serão usados como ponto de partida para as execuções transitórias descritas na seção seguinte.

- **Estado transitório**

O cenário de acidente de perda de vazão passa por uma situação de TRIP cujas condições iniciam o SCRAM. O SCRAM é acionado por uma variável de controle que monitora a temperatura em um volume localizado no meio do núcleo ativo da mesma forma que no trabalho Strydom (2013). No entanto, a configuração do SCRAM não precisa ser muito seletiva. Devido à duração esperada do transitório, pelo menos dois dias para atingir o pico de temperatura, a forma como o transitório é modelado não é muito crítica. Na verdade, é uma medida conservadora para atrasar o SCRAM; portanto, a inicialização do SCRAM não precisa ser muito rápida após o início do transitório.

A Figura 6.24 mostra as variações da vazão no início do acidente, onde a perda de vazão é realizada parando instantaneamente a vazão no núcleo, fechando instantaneamente as junções entre o volume de entrada (110) e o *plenum* de entrada (095) e entre o *plenum* inferior (195) e o volume de saída (210); leva menos de um segundo para o fluxo no núcleo parar completamente.

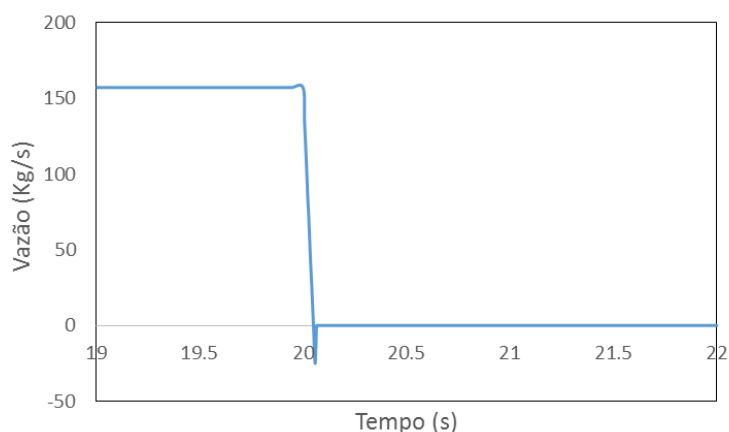


Figura 6-24 Taxa da vazão durante a perda da vazão.

A Figura 6.25 mostra o aumento da temperatura no combustível e no refrigerante se não ocorrer nenhum SCRAM. A taxa de aumento é constante e igual a 2,4 graus por segundo. Considerando que leva cerca de 4 segundos para inserir os sistemas controle no reator (Figura 4.24) há um aumento médio de temperatura de 14 K que não pode ser evitado. Mas isso é aceitável em termos de segurança. Mesmo que o SCRAM seja atrasado por um curto período de tempo, o aumento da temperatura não é crítico.

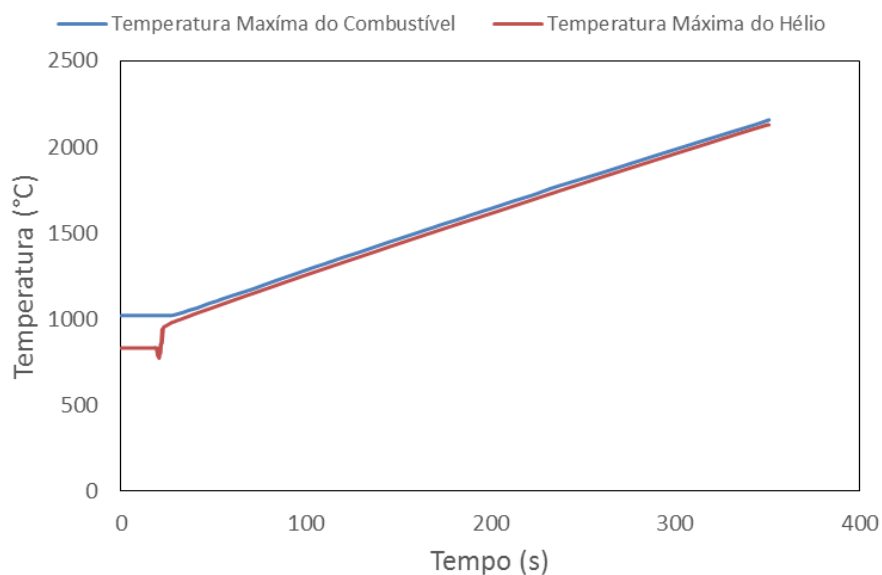


Figura 6-25 Aumento de temperatura se não houver SCRAM.

Quando o SCRAM é iniciado, a adição massiva de reatividade negativa interrompe imediatamente o processo de fissão. A contribuição da fissão para a potência total diminui em duas ordens de magnitude em menos de cem segundos. A principal contribuição para a potência é então o calor de decaimento. Depois disso, o calor produzido diminui lentamente,

permanece muito significativo e deve ser removido para evitar a fusão do núcleo. Por exemplo, após 4 dias, o núcleo ainda está gerando mais de 2 MW.

O perfil de temperatura para a perda de vazão é apresentado na Figura 6.26. Os resultados das simulações de perda de vazão mostram que a temperatura do combustível nos pontos mais quentes atinge um máximo e depois diminui lentamente. Todo o fenômeno ocorre durante um período de tempo bastante longo. Os picos de temperatura no combustível ocorrem dias após a inicialização. Como se pode ver, a temperatura no núcleo permanece sempre abaixo dos limites do projeto (1600 °C).

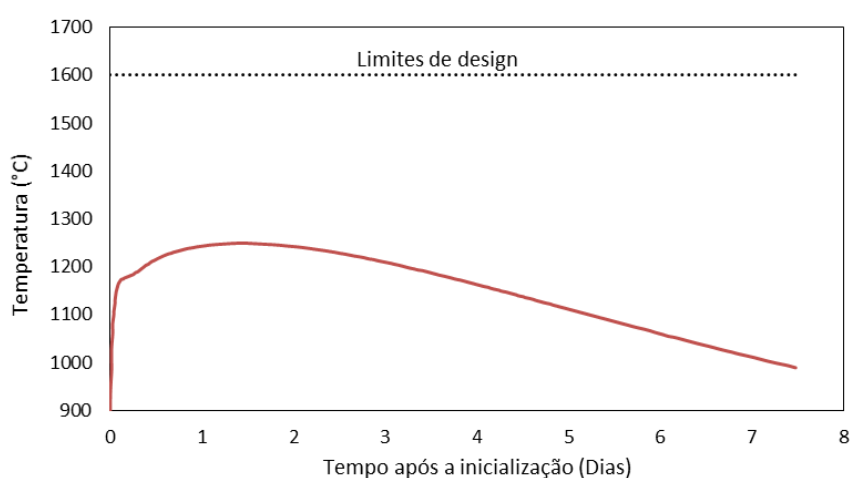


Figura 6-26 Temperatura máxima do combustível durante a perda de vazão

A Figura 6.27 mostra a pressão ao longo do núcleo no início da perda de vazão; a pressão cai rapidamente e depois vai aumentando devido ao aumento da temperatura até alcançar um valor máximo para finalmente diminuir de forma linear.

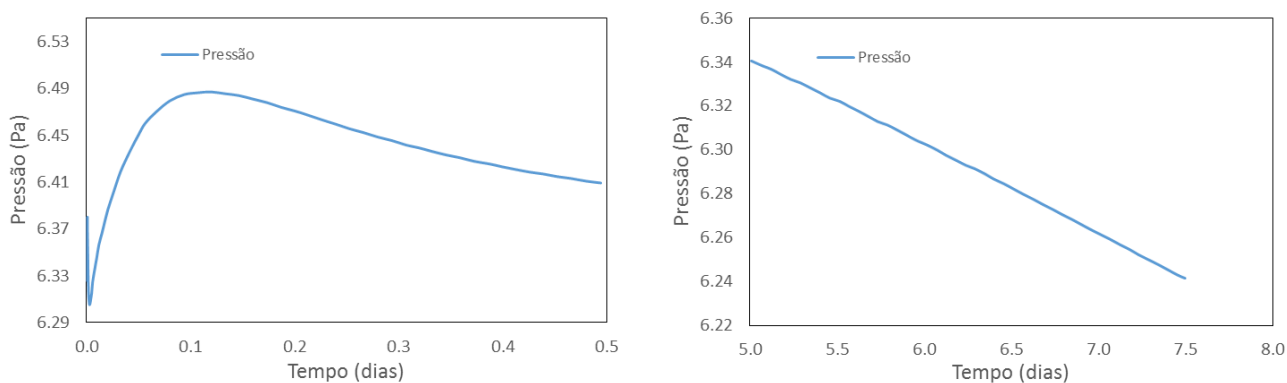


Figura 6-27 Comportamento da Pressão ao longo do núcleo.

O comportamento do núcleo nos reatores MHR no estado estacionário e no cenário estudado é muito original em comparação com o reator de água leve. Os parâmetros de MHR estão variando muito lentamente. Isso se deve à alta capacidade de calor do grafite, à baixa densidade de potência do núcleo, à geometria do núcleo e à mudança da transferência de calor. Devido à enorme quantidade de grafite que constitui a estrutura do núcleo, a maior parte do calor gerado após um acidente pode ser armazenado no grafite. O grafite atua como um dissipador de calor.

O grafite também fornece muita inércia para a transferência de calor devido ao seu baixo coeficiente de transferência de calor. Portanto, a resposta térmica é mais lenta do que em um PWR. Em um PWR a água é o principal componente usado como refrigerante e moderador e tem uma grande capacidade de aquecimento. Portanto, em caso de perda de refrigerante em um PWR, não apenas o refrigerante é perdido, mas também o receptáculo de calor principal é removido. O calor não tem outra opção senão se acumular no combustível. Nesse aspecto, a perda do refrigerante de hélio no MHR não é tão drástica. A capacidade calorífica do hélio não é comparável à da água.

Capítulo 7

Resultados e discussões CFD

7.1 Estudo em 2D para escoamento laminar e turbulento

Os resultados encontrados no estudo em 2D para a análise laminar e turbulenta são mostrados nas subseções seguintes.

7.1.1 Estudo laminar

No modelo do canal de um tubo reto com diâmetro D e comprimento $2L_e$, projetar uma malha adequada certamente não é trivial; uma malha de alta densidade (grande número de elementos) se ajustará melhor à geometria e previsivelmente dará resultados mais precisos, mas aumentará o tempo de cálculo do problema e poderá levar a dificuldades em alcançar a convergência. Por outro lado, uma malha mais leve com elementos maiores, economizará tempo de computação, mas poderá levar a resultados de menor precisão.

Por esta razão, é aconselhável começar simulando o caso com uma malha de baixa densidade e aumentar gradualmente a definição da malha até que os resultados não sofram variações relevantes. Desta forma, será possível chegar a um compromisso entre a adequação dos resultados e o peso da malha e tempo de computação. Para tanto, para este estudo laminar três malhas foram projetadas: grossa (19×142), média (38×284) e fina (76×568). Uma malha de estrutura simples em 2D foi utilizada, onde espaçamento da malha na direção axial foi distribuído uniformemente e na direção radial a malha também foi distribuída uniformemente; na Figura 7.1 é mostrada uma parte das malhas.

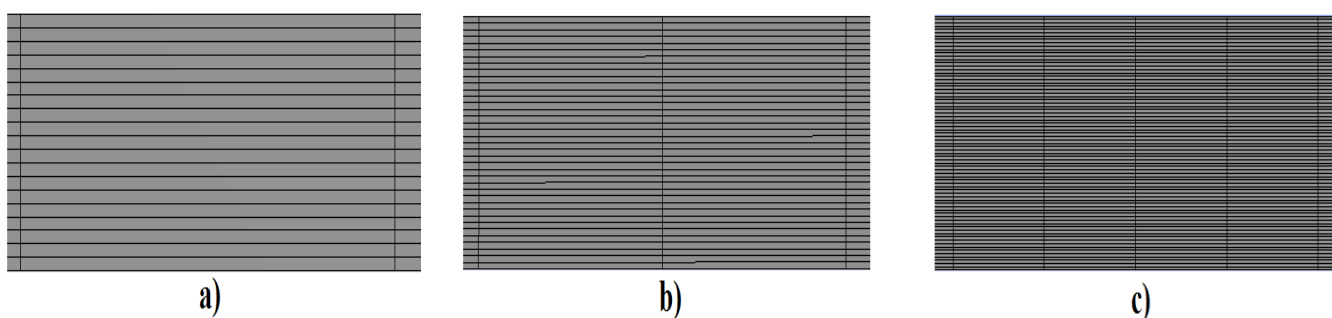


Figura 7-1 Malhas projetadas para a análise laminar onde a) 19×142 b) 38×284 e c) 76×568 .

As três malhas apresentaram parâmetros de controle de qualidade adequados segundo as instruções que constam no manual de FLUENT. Pode-se concluir que as três malhas

possuem qualidades aceitáveis. Embora os melhores parâmetros de controle de qualidade sejam aqueles correspondentes à malha C, as malhas A e B também são adequadas para o estudo de caso e presumivelmente consumirão menos recursos computacionais, pois possuem densidades de elementos menores.

Uma vez obtidas as três malhas com as quais simular o problema estudado, procedeu-se para avaliar a incidência das malhas nos resultados simulados. Os perfis de velocidade axial na região laminar totalmente desenvolvida utilizando as malhas projetadas no modelo são mostrados na Figura 7.2.

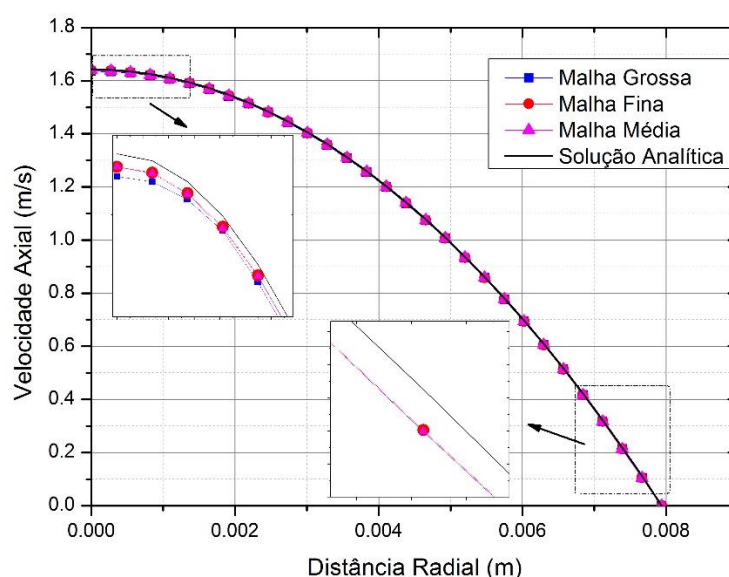


Figura 7-2 Perfis de velocidade axial para as malhas projetadas.

Os perfis de velocidade modelados têm o mesmo comportamento comparado à solução analítica; na região central do canal, a velocidade máxima no eixo tem um valor teórico de 1,6423 m/s e os erros relativos foram de 0,4% para a malha grossa e de 0,2% para as malhas fina e média como se pode observar na região amplificada da Figura 7.2. As malhas fina e média apresentam resultados similares na região central e na parede do canal.

A queda de pressão ao longo da região totalmente desenvolvida tem um valor teórico de 5,70 Pa, com erros relativos de 0,3% para a malha grossa e fina e de 0,1% para a malha média. Segundo os resultados comparativos, é possível observar que a malha média (38x284) é a que melhores resultados apresenta e, portanto, ela será uma referência para as análises seguintes além da análise turbulenta que será estudada no próximo Capítulo.

No caso do estudo da convergência iterativa, a malha média (38x284) foi utilizada para comparar a solução exata com os resultados na região plenamente desenvolvida da velocidade axial para tolerâncias de convergência de $1,0 \cdot 10^{-3}$ a $1,0 \cdot 10^{-7}$. Os resultados obtidos podem ser observados na Figura 7.3; tolerância de convergência entre $1,0 \cdot 10^{-5}$ a $1,0 \cdot 10^{-7}$ são os que apresentam melhores resultados, com erros relativos máximos de 0,2% para $1,0 \cdot 10^{-7}$ e $1,0 \cdot 10^{-6}$ e 0,7% para $1,0 \cdot 10^{-5}$. O valor da convergência que apresenta um menor custo computacional e resultados aceitáveis foi $1,0 \cdot 10^{-6}$, e este valor será referência para as próximas análises e para a análise turbulenta.

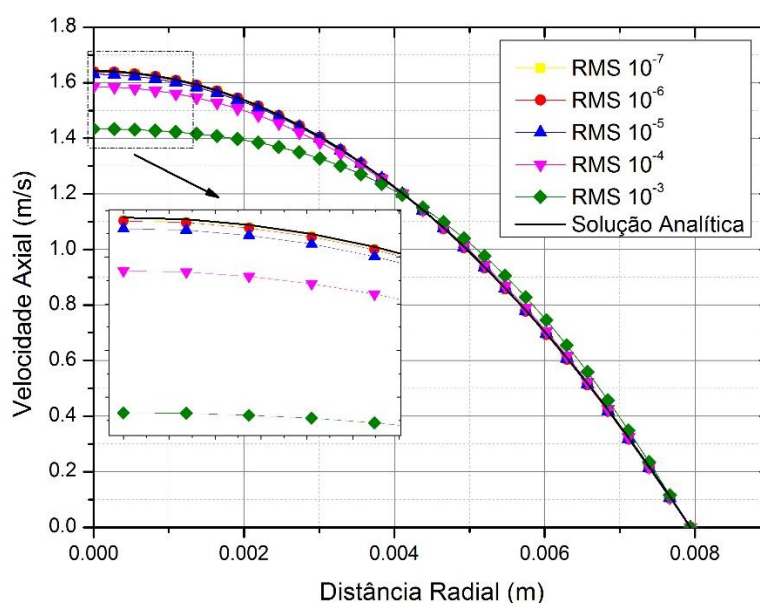


Figura 7-3 Perfis de velocidade axial para diferentes tolerâncias de convergência.

Uma vez estabelecidos os diferentes critérios, como a malha mais adequada e a tolerância de convergência de referência, ou seja, a malha média e $1,0 \cdot 10^{-6}$, respectivamente, a análise dos diferentes parâmetros que influenciam o escoamento laminar no canal serão modelados, como as distribuições de velocidade, a tensão de cisalhamento e queda de pressão.

Na entrada do canal a velocidade é uniforme, os efeitos viscosos se tornam importantes e uma camada-limite se desenvolve com o aumento do comprimento do canal. Em um certo ponto do escoamento Le , há a fusão da camada-limite no eixo central do tubo (região laminar totalmente desenvolvida). A partir desse ponto, os efeitos viscosos se estendem ao longo de toda a seção transversal do tubo e o perfil de velocidades não mais se altera com a posição como é observado na Figura 7.4.

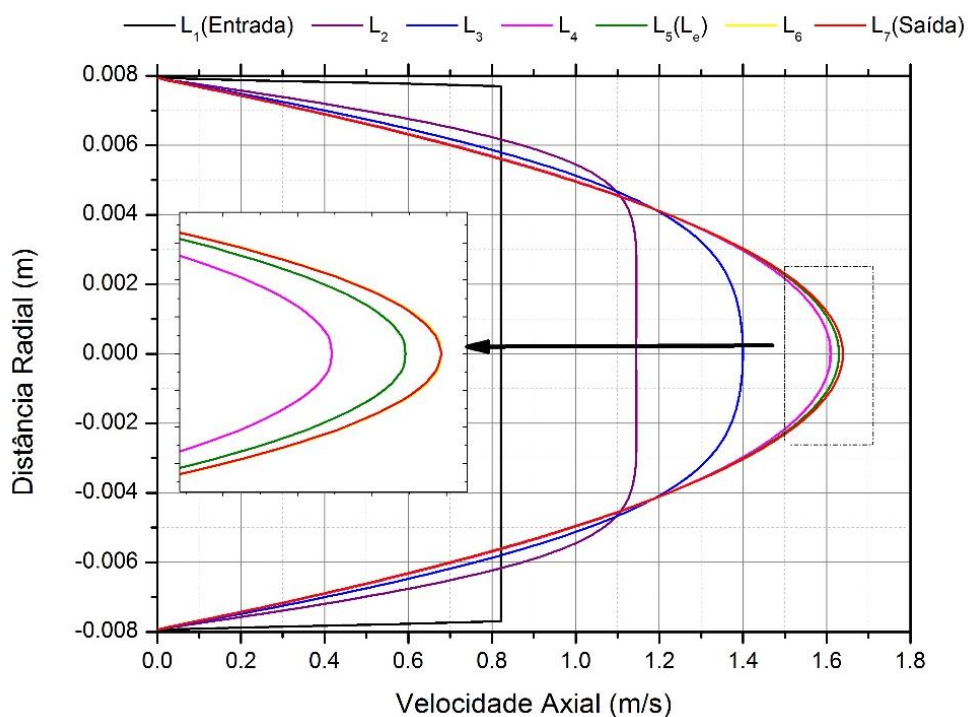


Figura 7-4 Perfis de velocidade ao longo do escoamento laminar no canal.

Nas Figuras 7.4 e 7.5, à medida que o escoamento laminar se desenvolve no canal sob ação de forças de atrito, a distribuição de velocidade se aproxima de um comportamento do tipo parabólico. Na Figura 7.4, L1 corresponde à entrada do canal onde a velocidade é uniforme; L2, L3 e L4 estão localizadas nas regiões intermediárias onde os perfis de velocidades estão achatados na região central; em L5 começa a região laminar totalmente desenvolvida (L_e) e a velocidade começa a ser parabólica; L6 está localizada na região laminar totalmente desenvolvida onde nessa região o perfil parabólico da velocidade já não muda, e finalmente L7 é a saída do canal.

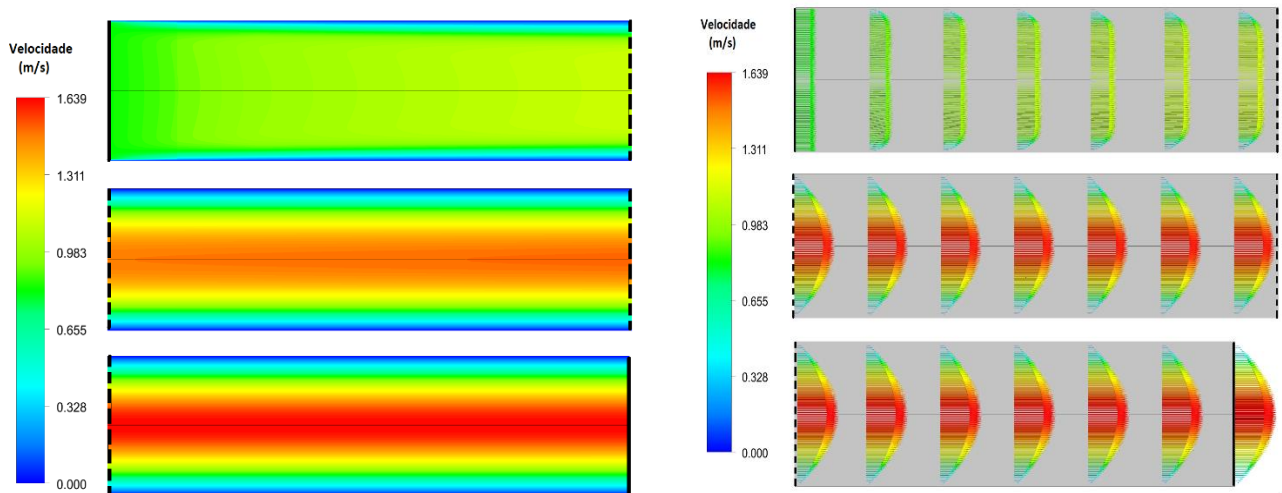


Figura 7-5 Perfis de velocidade ao longo do canal.

A tensão de cisalhamento na parede do canal é mais alta na entrada do tubo, onde a espessura da camada limite é menor. A queda de pressão é mais alta na região de entrada do tubo e o efeito da região de entrada é sempre no aumento do fator de atrito médio, portanto na tensão de cisalhamento.

A tensão de cisalhamento diminui gradualmente até o valor permanecer constante ao longo da direção de escoamento na região completamente desenvolvida devido à fusão da camada-limite no eixo central do tubo e os efeitos viscosos se estendem ao longo de toda a seção transversal do tubo. O comportamento da tensão de cisalhamento ao longo de todo o canal é mostrado na Figura 7.6. Na região laminar totalmente desenvolvida a tensão de cisalhamento teórica em relação ao simulado tem o erro relativo de 0,4%.

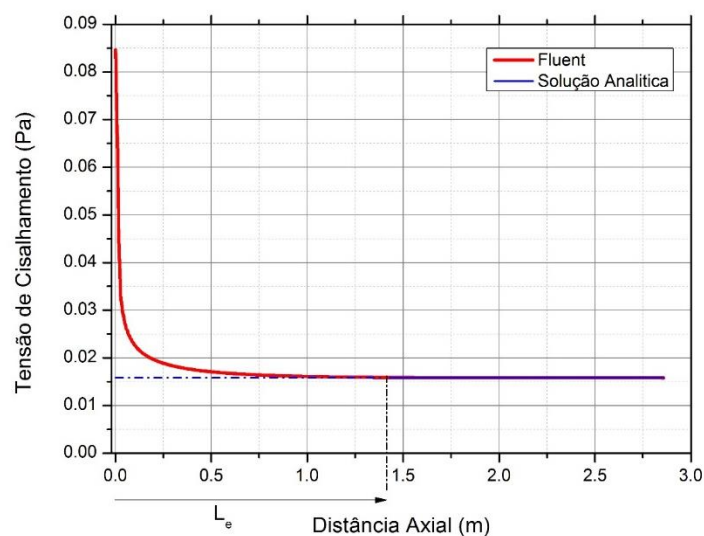


Figura 7-6 Tensão de cisalhamento ao longo do canal.

O escoamento laminar no canal (na região totalmente desenvolvida) é caracterizado pelo deslizamento de camadas cilíndricas concêntricas umas sobre as outras de forma ordenada. O perfil de velocidades não mais se altera com a posição e o máximo fica no eixo do tubo e diminui drasticamente para zero na parede devido à condição de não deslizamento.

Como a queda de pressão depende do fator de atrito (e por sua vez da tensão de cisalhamento) e dos parâmetros físicos e geométricos do escoamento, e como o fator atrito é constante, a queda de pressão causada pelo atrito do escoamento laminar não depende da rugosidade do canal.

Portanto, a variação da pressão em relação à variação do comprimento do canal (dp/dz) se mantém constante ao longo do canal, de maneira que a pressão diminui linearmente na região totalmente desenvolvida. Na região laminar, antes que fique totalmente desenvolvido, a queda da pressão não diminui linearmente. A comparação da queda de pressão ao longo do canal simulado e calculado analiticamente foi realizada somente na região totalmente desenvolvida; os valores apresentam boa concordância como se observa na Figura 7.7 onde o erro máximo relativo foi de 0,2%.

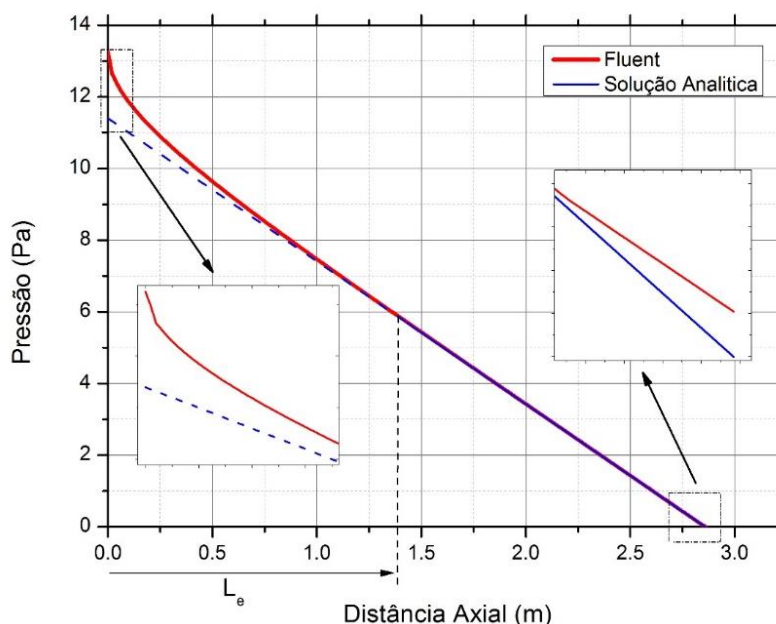


Figura 7-7 Queda pressão ao longo do canal que diminui linearmente na região totalmente desenvolvida.

7.1.2 Estudo turbulento

a) Análise da malha

Para verificar a independência da solução da malha na análise turbulenta, 4 malhas não estruturadas foram analisadas, cada malha tem três intervalos na direção axial, representando o refletor superior onde o refrigerante ingressa, o canal aquecido que representa região que gera calor devido ao combustível e o refletor inferior onde o refrigerante aquecido sai, respectivamente. O espaçamento de cada malha na direção axial foi distribuído uniformemente em cada intervalo. Na direção radial, o espaçamento de cada malha começa na parede do canal e aumenta de tamanho gradualmente. As 4 malhas analisadas são: malha 1 (19x540), malha 2a (38x1080) e 2b (38x2160), e a malha 3 (76x2160), mostradas na Figura 7.8.

Foram obtidos os valores de três parâmetros de controle de qualidade para as células das malhas, a fim de avaliar sua qualidade. Para as quatro malhas, os fatores de distorção são inferiores a 0,6 ou 0,5 (valores aceitáveis e bons), chegando mesmo a valores da ordem de 10^{-2} (excelentes). Na maioria das células, a relação de proporção está próxima da unidade, como é desejável, e mesmo naquelas células em que se atingem valores mais elevados, estes estão sempre longe do limite recomendado de 100. Da mesma forma, as células têm boa ortogonalidade, sempre maior que 0,5 e muito próxima de 1 em muitas das células.

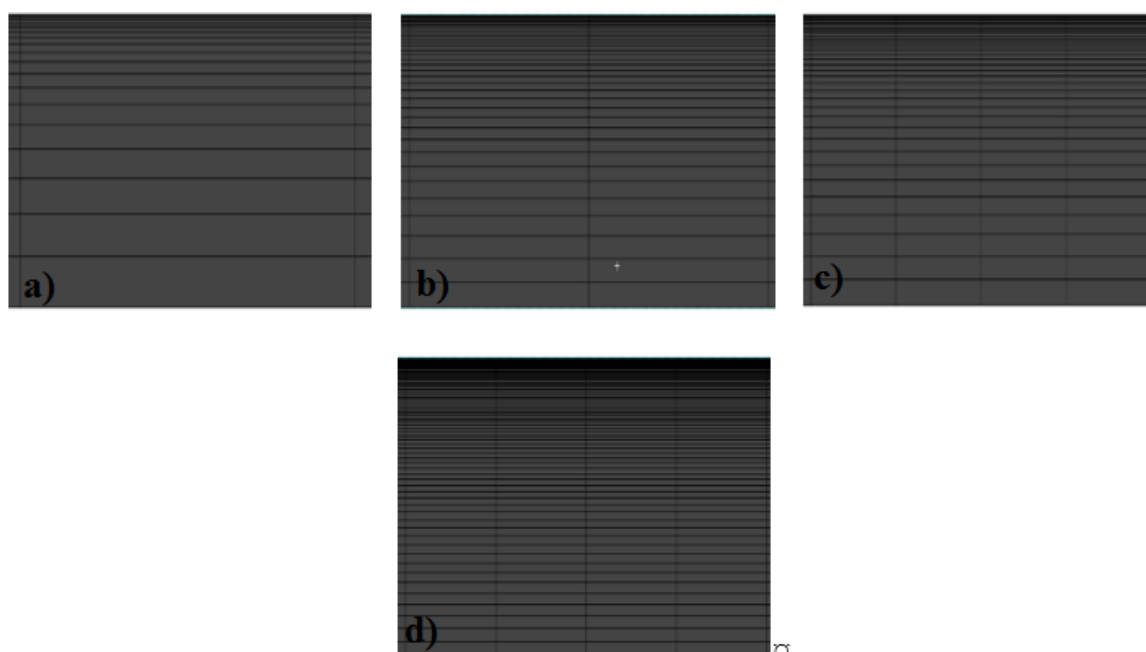


Figura 7-8 Estudo das malhas na análise turbulenta 2D, onde a) malha 1, b) malha 2a, c) malha 2b e d) malha 3.

Procedimentos no tratamento da parede foram usadas para poder obter adequadamente resultados mais precisos. O refinamento na direção radial da malha 2a e 2b mostraram resultados muito semelhantes como mostrado nas Figuras 7.9, 7.10 e 7.11.

De acordo com as recomendações no manual do FLUENT, para números de Reynolds ao longo do canal entre 2000 a 15000, deve-se utilizar algum tipo de tratamento na parede do canal, dependendo em qual região da camada viscosa se está trabalhando. Para isso, a distância adimensional y^+ é um parâmetro muito importante a ser analisado. A distância adimensional y^+ é definida como $y^+ = \rho y U_\tau / \mu$, onde y é a distância próxima à parede do canal (camada limite), $U_\tau = \sqrt{\tau_w / \rho}$ é a velocidade de atrito e τ_w é a tensão de cisalhamento da parede.

Para avaliar se os modelos físicos foram bem aplicados e se os resultados são compatíveis, parâmetros como distância adimensional y^+ , a tensão de cisalhamento, entre outros, devem ser analisados.

Um dos parâmetros analisados primeiramente foi a distância adimensional y^+ e se a camada limite foi corretamente descrita. A distância adimensional y^+ encontrada nas malhas estudadas tem valores menores que 5, como é possível observar na Figura 7.9.

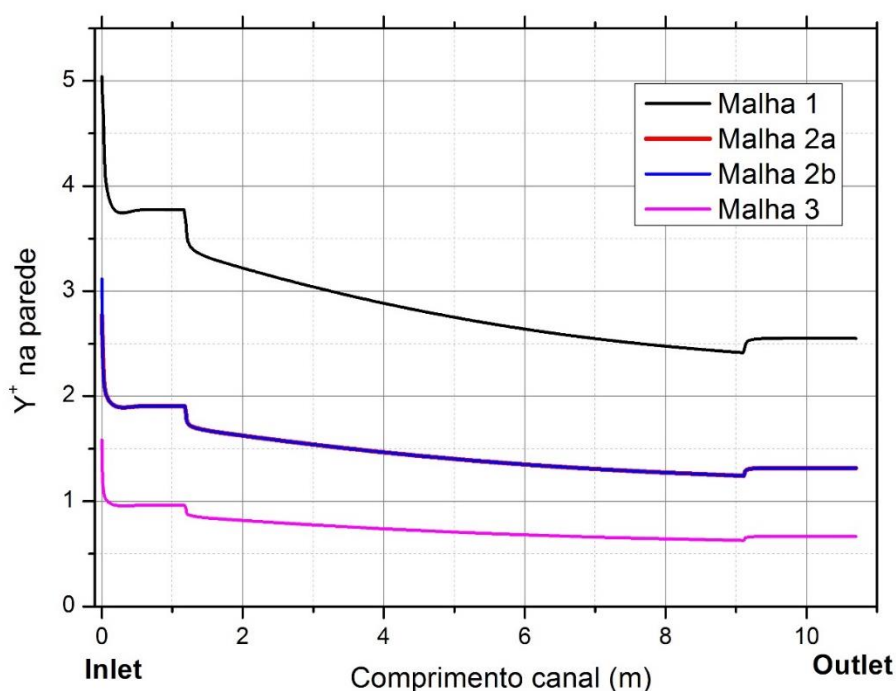


Figura 7-9 y^+ ao longo do canal.

Todos os valores do y^+ são menores que 5, apresentam o mesmo comportamento para as malhas 1, 2 e 3, na entrada do canal onde o valor é maior e vai diminuindo rapidamente até chegar na região turbulenta totalmente desenvolvida; então ingressa na região do refletor axial

superior onde o valor se mantém constante com 3,7, e 1 para as malhas 1, e 1,8 para as malhas 2a e 2b. Na região onde se localiza o combustível, o y^+ vai diminuindo lentamente até chegar na região do refletor axial inferior onde há um leve aumento e depois também se mantém constante com 2,5, 1,3 e 0,7 para as malhas 1, 2 (malhas 2a e 2b) e 3, respectivamente.

A tensão de cisalhamento é outro parâmetro importante a ser avaliado, sendo este muito maior no escoamento turbulento em comparação ao laminar devido às flutuações turbulentas. Como se viu na metodologia, existem várias formulações semi-empíricas que foram desenvolvidas para modelar a tensão de cisalhamento a partir do fator de atrito, em tubos circularmente uniformes, onde o fator de atrito pode ser aproximado pelas correlações bem conhecidas, como a de Prandtl, Colebrook, Blasius e a de Oreca utilizada pela ORNL. A partir da relação geral entre o fator de atrito f a tensão de cisalhamento da parede dada por $\tau_w = f\rho V^2/8$ é possível determinar a tensão de cisalhamento em função do fator de atrito cujos resultados são apresentados para as diferentes malhas na Figura 7.10.

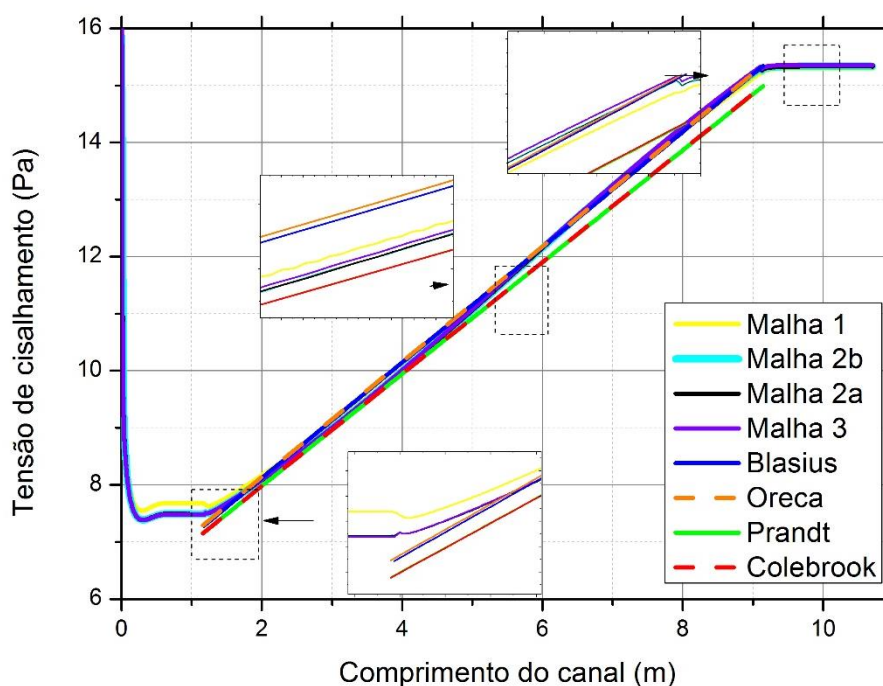


Figura 7-10 Tensão de cisalhamento ao longo do canal.

A validação da tensão de cisalhamento com as correlações descritas anteriormente pode ser observada na Figura 7.10. Os resultados do comportamento da tensão ao longo do canal foram os mesmos para as três malhas com rápida diminuição até a região turbulenta plenamente desenvolvida e continua constante na região do refletor axial superior. Ao ingressar na região onde se gera o calor, o valor de tensão incrementa linearmente até chegar

na região do refletor axial inferior onde se mantem constante novamente. As malhas 2 e 3 apresentaram resultados semelhantes em todas as regiões, no entanto a malha 2 tem um custo computacional menor em comparação com a malha 3 além de ter uma boa qualidade de malha.

Para verificar a independência na malha 2, a malha 2b foi refinada por um fator de 2 na direção axial em comparação com a malha 2a; a distância do nó próximo à parede foi mantida a mesma para manter a conformidade com a recomendação do FLUENT. A vazão mássica e a temperatura de saída do canal para a grade mais fina ficaram dentro de 0,3% dos valores obtidos da próxima grade mais grossa. Conclui-se que os resultados são independentes da grade.

As correlações de Oreca e Blasius são as que apresentam melhores resultados na região do comprimento ativo, com erros relativos máximos de 3% para Oreca e de 4% para a Blasius para a malha 2b na região ativa. Conclui-se que as simulações do FLUENT estão validadas. Conclui-se também que o modelo de turbulência próximo à parede é crítico para este problema, enquanto o modelo utilizado para o interior não se mostra crítico.

O número de Reynolds está aproximadamente na faixa de $23000 < Re_D < 55000$ para uma queda de pressão em todo o núcleo entre 4 e 6 psi (JOHNSON e SCHULTZ, 2004; MACDONALD, STERBENTZ, *et al.*, 2003). A queda de pressão imposta nas condições de contorno foi de 5 psi nesse estudo turbulento como utilizado no trabalho de Johnson e Schultz (2004). Posteriormente, esta condição de contorno será alterada para uma análise detalhada da influência da queda de pressão no núcleo do reator.

O comportamento da queda pressão ao longo do canal apresenta o mesmo comportamento como no trabalho de Johnson e Schultz (2004), onde vai diminuindo de maneira linear, com diferenças relevantes na entrada e saída do canal para as diferentes malhas. As malhas 2 e 3 têm comportamentos muito semelhantes, no entanto os resultados da malha 1 apresentam diferenças na entrada e saída do canal; a queda pressão inicia com valor próximo a 5 psi e chega ao valor em torno de 0 psi. Os erros relativos máximos da queda pressão encontrados em relação a queda de pressão imposta ao longo do canal foram de 4,14% para a malha 1 e 4,09% para a malha 2 e 3 como se observa na Figura 7.11.

Como se viu na análise laminar a queda de pressão causada pelo atrito no escoamento laminar não depende da rugosidade da tubulação. Para número de Reynolds > 2300 , temos um escoamento turbulento como nesta análise, onde existe um movimento irregular de partículas de fluido em direções transversais à direção do escoamento principal. A queda de pressão causada pelo atrito do escoamento turbulento depende da rugosidade do tubo, a qual não foi considerada nessa análise e pode impactar fortemente nos erros relativos máximos da queda pressão imposta e simulada.

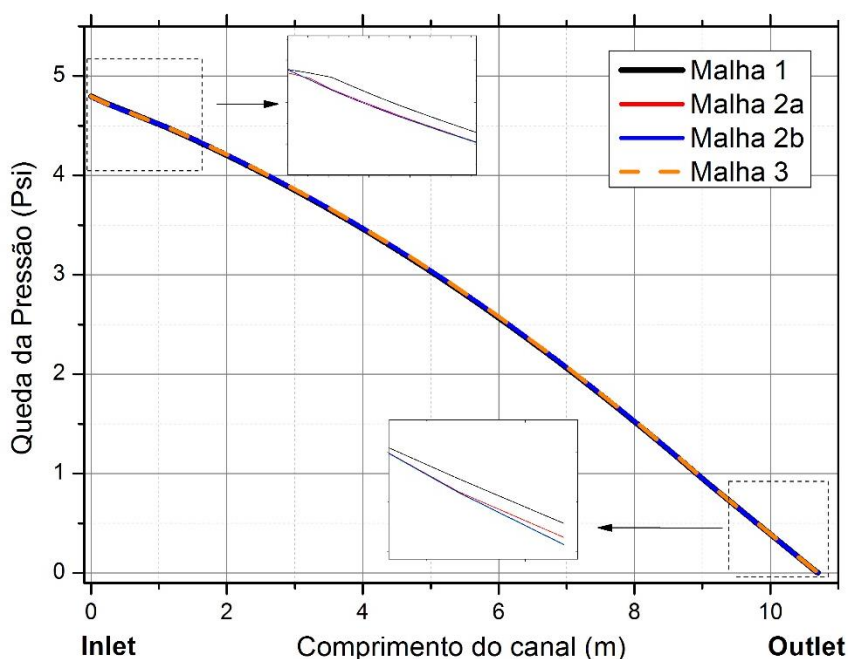


Figura 7-11 Queda de pressão ao longo do canal.

b) Análise dos modelos de turbulência

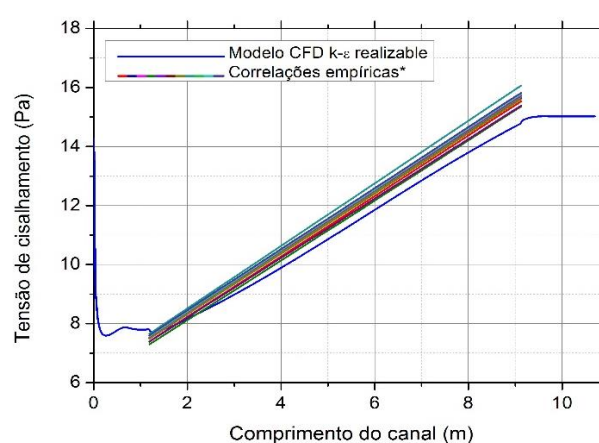
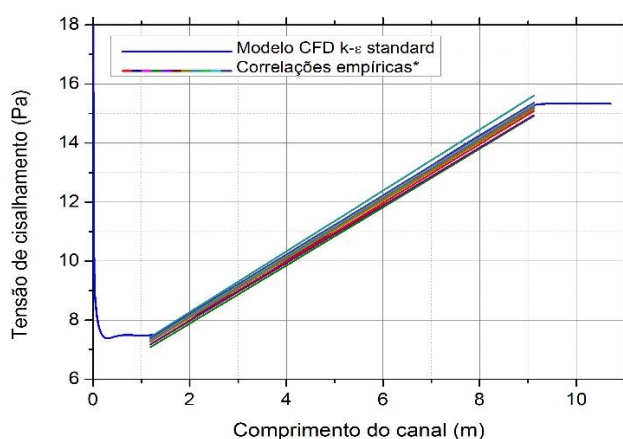
Baseados na análise da malha, os resultados encontrados mostraram que a malha 2b apresentou comportamentos mais precisos com menor custo computacional e uma boa qualidade, de maneira que a malha 2b foi a mais adequada para continuar os estudos. Da análise da malha e da análise laminar apresentadas anteriormente, também se determinaram parâmetros de referência, os quais serviram para as análises seguintes.

Devido à grande complexidade e extrema sensibilidade do processo às condições iniciais e de contorno dos campos de escoamentos turbulentos, há uma grande faixa de escalas de tempo e de comprimento, características que demandam uma significativa quantidade de recursos computacionais. Para simplificar tal situação, podem ser utilizados modelos de

turbulência, os quais reduzem o nível de descrição do escoamento. Existe uma relevante quantidade de modelos, que variam em complexidade, acurácia, custo computacional e aqueles que são mais ou menos derivados especificamente para certos tipos de escoamentos. Uma descrição detalhada dos modelos da turbulência foi realizado no Capítulo 3 e (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007).

Neste estudo a modelagem da turbulência realizada é baseada nas equações médias de Reynolds (RANS). Tal modelagem foi utilizada pelo fato de que a mesma não exige um esforço computacional elevado em comparação aos outros modelos de turbulência vistos no (VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007). Alguns dos modelos de turbulência que utilizam a metodologia RANS utilizados no estudo são os modelos de duas equações diferenciais parciais como $k-\epsilon$, $k-\omega$ empregados geralmente em estudos de reatores de elevada temperatura (JOHNSON e SCHULTZ, 2004; TAK, KIM e LEE, 2008; TRAVIS e EL-GENK, 2013a)

Portanto foi realizada uma comparação do desempenho dos diferentes modelos de turbulência utilizados observando a influência e nível de descrição no escoamento. A tensão de cisalhamento é um dos parâmetros importantes a serem avaliados e que foram validados com várias correlações, os quais são mostrados no Anexo. A partir da relação entre o fator de atrito e a tensão de cisalhamento na parede é possível determinar a tensão de cisalhamento em função do fator de atrito. Resultados para os diferentes modelos de turbulência são mostrados na Figuras 7.12.



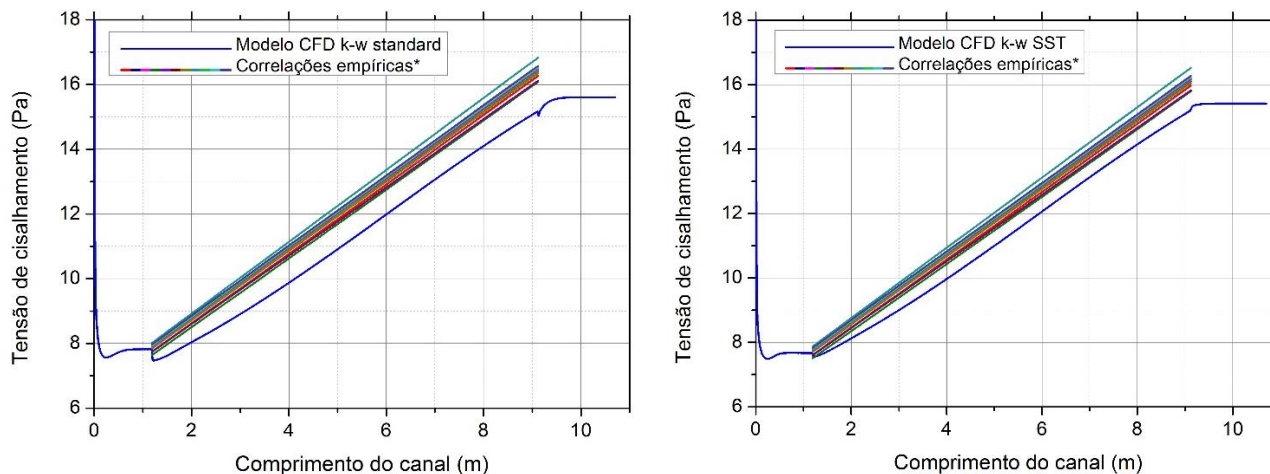


Figura 7-12 Tensão de cisalhamento para os diferentes modelos de turbulência estudados.

O fator de fricção nos canais é extremamente importante, tendo em vista que os fluxos nos canais refrigerantes são fortemente dependentes da fricção na parede. A validação fator de fricção nos canais refrigerantes com o intuito de avaliar a adequação do modelo de turbulência utilizado foi realizado como se observa na Figura 7.12. Testaram-se modelos de turbulência de duas equações. Dentre eles, foram selecionados os modelos $k - \varepsilon$ (Padrão e realizável) e $k - \omega$ (padrão e SST), onde k é a energia cinética turbulenta, ε é a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta por unidade de massa e ω é a razão entre ε e k .

O estudo de validação foi conduzido com foco no fator de fricção nos canais refrigerantes, já que esse é um elemento importante que afeta a distribuição do escoamento nos blocos combustíveis. Outrossim, a fricção calculada na parede dos canais refrigerantes cilíndricos com escoamento turbulento pode ser comparada para conhecidas correlações empíricas que estão no Anexo; um total de 16 correlações empíricas foram avaliadas (e corrigidas devido às variações das propriedades termo-físicas com a temperatura); discussões detalhadas sobre essas formulações são fornecidas em Demir et al. (2018).

Na Figura 7.12 apresentam-se os gráficos das tensões de cisalhamento na parede do canal versus a profundidade do núcleo, em que é possível ver dados obtidos na simulação CFD - empregando-se o software FLUENT – utilizando-se o modelo de turbulência $k - \varepsilon$, e os dados obtidos a partir das correlações empíricas mencionadas. Constata-se que os resultados alcançados com o modelo $k - \varepsilon$ têm bastante semelhança com os valores das correlações, sendo a diferença máxima entre os resultados CFD do modelo $k - \varepsilon$ padrão e realizável com as correlações de 4,2% e 7,1%, respectivamente. Verifica-se que os resultados obtidos para a tensão de cisalhamento na parede com o modelo de turbulência $k - \varepsilon$ padrão

foram bem próximos aos valores calculados a partir das correlações empíricas quando comparados com os valores obtidos para o modelo $k - \varepsilon$ realizável.

A Figura 8.12 também mostra os resultados da tensão de cisalhamento nas paredes do canal obtidos na simulação CFD, utilizando-se o modelo de turbulência $k - \omega$ padrão e SST, comparando-os às correlações empíricas. Esses resultados exibem uma diferença maior entre os valores obtidos do que a observada com o modelo $k - \varepsilon$. As diferenças máximas entre os resultados dessa simulação, em que se adotou o modelo $k - \omega$ padrão e SST com as correlações foram 15,2% e 10,6%, respectivamente.

A partir dos resultados obtidos na simulação é possível concluir que o modelo de turbulência $k - \varepsilon$ padrão será adotado como referência para as posteriores análises. Adicionalmente à comparação feita com as tensões de cisalhamento na parede, também se realizaram comparações de outros parâmetros como a distância adimensional y^+ e a temperatura do refrigerante ao longo do canal com o intuito de observar a precisão dos resultados.

Escoamentos turbulentos são significativamente afetados pela presença de paredes, onde as regiões afetadas pela viscosidade têm grandes gradientes nas variáveis da solução e a apresentação precisa da região próxima à parede determina uma previsão bem-sucedida de escoamentos turbulentos limitados por paredes. Uma estratégia usando a distância adimensional y^+ é recomendada ao lidar com tais escoamentos como proposto por Gerasimov (2006). Isso auxilia na seleção do tratamento próximo à parede mais adequado (funções de parede ou modelagem próxima à parede) e o modelo de turbulência correspondente com base na distância adimensional y^+ .

Na Figura 7.13 se observam os diferentes modelos de turbulência correspondentes às distâncias na parede y^+ com a finalidade de identificar o tratamento mais apropriado próximo à parede por meio de funções de parede ou modelagem próxima à parede. A comparação de tais resultados pode ser explicada em termos do próprio modelo de turbulência e da abordagem de tratamento próximo à parede com a qual ele está acoplado.

Os modelos k-e são válidos principalmente para escoamentos turbulentos, pois são acoplados a funções de parede, que são fórmulas semi-empíricas que geralmente se aproximam à região da subcamada viscosa para o k-e padrão (onde os valores de y^+ devem ser

menores 5) e à região logarítmica para o k-ε realizável, quando o $y^+ > 11$, como se observa na Figura 7.13.

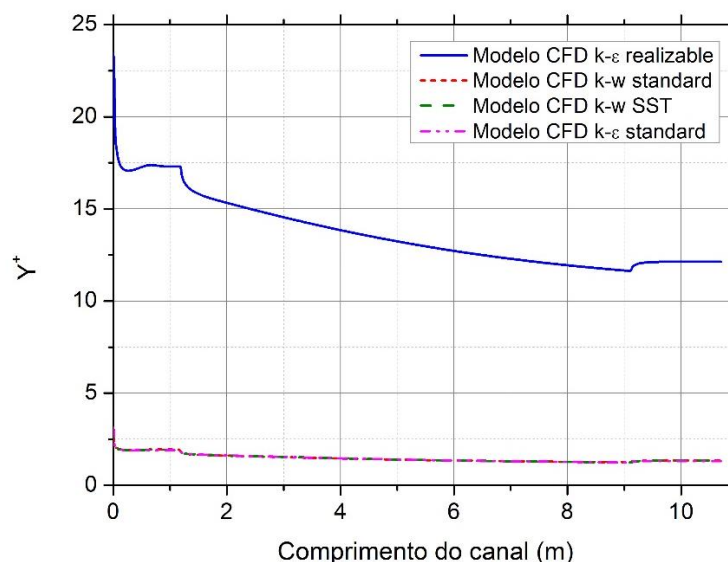


Figura 7-13 Distância adimensional y^+ para os modelos de turbulência estudados.

Portanto, funciona bem quando as células adjacentes à parede estão na região adequada segundo o modelo k-ε escolhido, mas a precisão é severamente afetada quando as células são resolvidas nas regiões não correspondentes com o modelo de turbulência.

Ao contrário do k-ε, os modelos k-ω são projetados para serem aplicados em toda a camada limite, desde que as resoluções de malha próximas à parede sejam suficientes (sem funções de parede adicionadas necessárias para ligá-las à parede). É por isso que sua precisão aumentou à medida que os tamanhos das células (e correspondentemente a parede y^+) diminuíram, porque mais detalhes (ou seja, a subcamada viscosa) são capturados durante o cálculo. No entanto se observou que apesar de o $y^+ < 1$ ser aplicada na subcamada viscosa os resultados obtidos com o modelo k-ω mostraram erros maiores na validação com a tensão de cisalhamento como foi visto na Figura 7.12.

c) Análise da variação da queda da pressão

Das análises da malha e da análise laminar vistas anteriormente, também se determinaram parâmetros de referência, os quais serviram para as próximas análises. Os modelos físicos aplicados também tiveram resultados compatíveis com as modelagens

anteriores, de maneira que parâmetros como a distância adimensional y^+ e a tensão de cisalhamento foram corretamente descritas.

Como a queda de pressão em todo o núcleo está entre 4 e 6 psi, foi necessário realizar uma análise detalhada para estudar a influência desta na variação dos diferentes parâmetros ao longo do canal. O comportamento da tensão de cisalhamento para quedas de pressão de 4, 5 e 6 psi é mostrado na Figura 7.14 no caso da malha 2b.

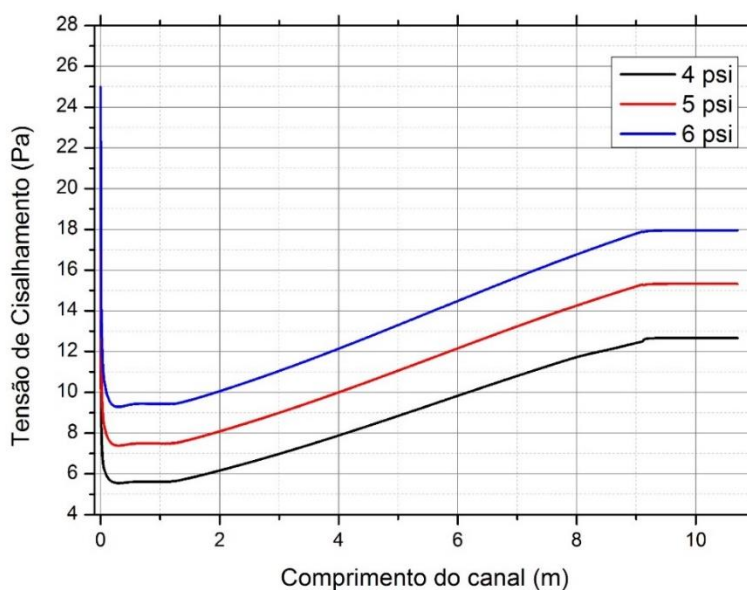


Figura 7-14 Queda de pressão ao longo do canal.

O comportamento da tensão de cisalhamento é semelhante ao longo de todo o canal para as quedas de 4, 5 e 6 psi; à medida que vai aumentando a queda de pressão, a tensão também vai aumentando ao longo do canal, onde maiores tensões de cisalhamento são encontradas para a queda de pressão de 6 psi e para menores tensões de cisalhamento correspondem a queda de pressão de 4 psi. O fator de atrito em um tubo circular e liso como se viu na metodologia, depende principalmente do número de Reynolds. Um aumento na queda de pressão incrementa a velocidade média e o fator de atrito como era de esperar e, portanto, há um incremento na tensão de cisalhamento.

No caso do y^+ na parede do canal, são encontrados valores menores que 5 para as três quedas de pressão como o recomendado no manual do FLUENT; os valores de y^+ vão diminuindo ao longo do canal inteiro, onde apresentam regiões onde se mantêm constantes como nos refletores axiais superior e inferior. Para a queda de pressão de 4 psi os valores de y^+ ao longo do canal são menores em comparação com as quedas de pressão de 5 e 6 psi

como é observado na Figura 7.15. Como o y^+ depende principalmente da tensão de cisalhamento, para um incremento na queda da pressão, a tensão de cisalhamento aumenta e portanto o y^+ também cresce.

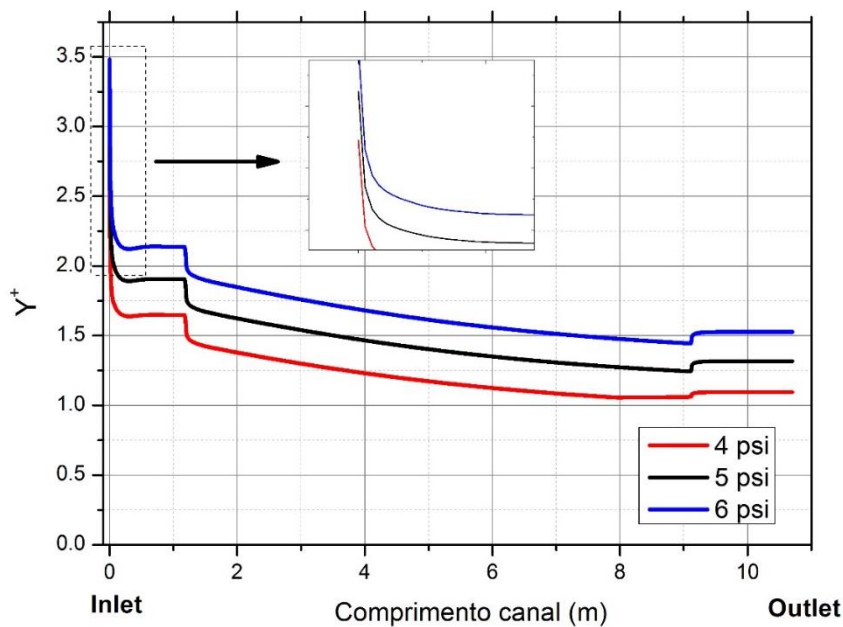


Figura 7-15 y^+ ao longo do canal para as quedas de pressão de 4, 5 e 6 psi.

A queda de pressão apresenta um comportamento linear, que vai diminuindo desde o valor imposto nas condições de contorno de aproximadamente 4, 5 e 6 psi até chegar a 0 psi como são mostrados na Figura 7.16. Os erros relativos da queda de pressão ao longo de todo o canal em relação aos valores impostos são de 1,94% para 4 psi, 2,17% para 5 psi e de 2,34% para 6 psi.

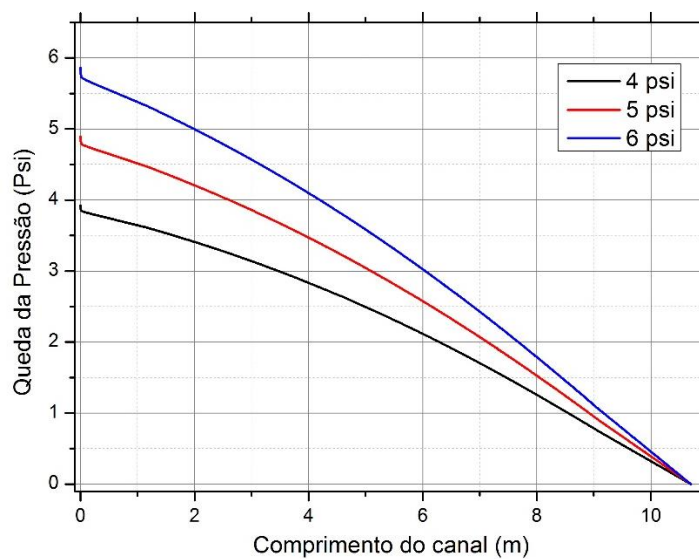
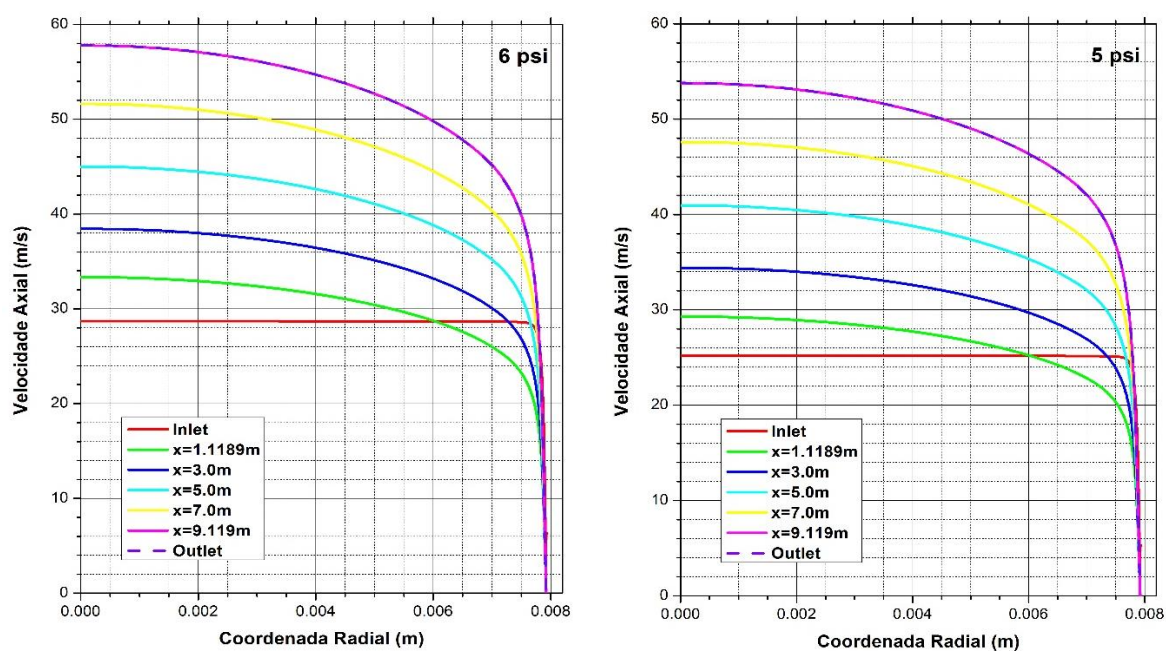


Figura 7-16 Queda de pressão ao longo do canal.

À medida que o escoamento turbulento se desenvolve sob ação de forças de atrito ao longo do canal, observou-se que a velocidade na entrada do canal foi uniforme; e à medida que o escoamento turbulento se desenvolve plenamente, as distribuições de velocidade se aproximaram de um comportamento do tipo logarítmico, e este comportamento não mais se altera com a posição axial do canal. Os perfis de velocidade nas regiões turbulentas (totalmente desenvolvida) em diferentes comprimentos do canal são mostrados na Figura 7.17, para cada queda de pressão analisada.



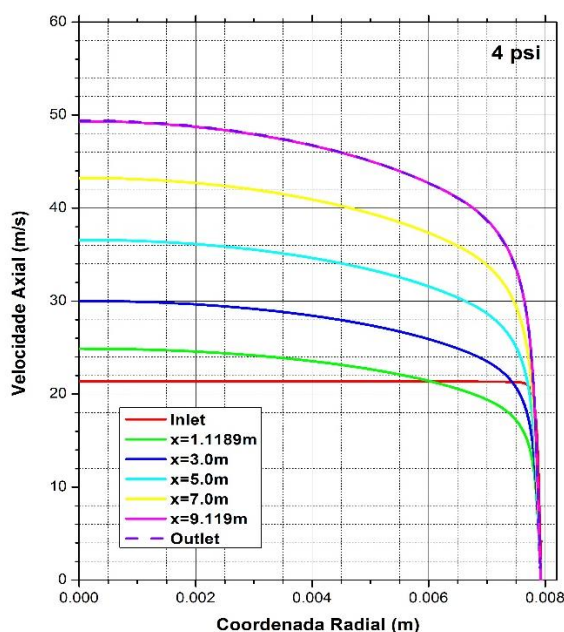


Figura 7-17 Perfis de velocidade ao longo do canal para as diferentes quedas de pressão.

Para a queda de 6 psi foi observado que as velocidades em cada distância axial no canal apresentam os maiores valores em comparação com as quedas de 5 e 4 psi, e os menores valores da velocidade correspondem à queda de 4 psi. Como descrito na literatura, à medida que aumenta a queda de pressão no canal, os valores da velocidade também aumentam. Os valores máximos da velocidade para cada queda de pressão estão localizados na região do refletor inferior (entre $x = 9,119$ m e à saída do canal) com valores de 57,83, 53,81 e 49,42 m/s para as quedas de 6, 5 e 4 psi, respectivamente.

Estudar a distribuição da temperatura ao longo do canal é de suma importância para observar a distribuição de temperatura no canal na direção radial e ao longo do eixo e verificar se os modelos de distribuição de calor foram descritos adequadamente.

A temperatura do refrigerante ao longo do eixo central do canal se mantém constante na entrada do canal onde o refrigerante escoava através do refletor axial superior; logo a temperatura aumenta linearmente na região onde o calor é transferido ao refrigerante de maneira que a temperatura vai incrementando até chegar na região do refletor axial inferior onde a temperatura se mantém constante novamente. Esse mesmo comportamento foi observado para as três quedas de pressão conforme ilustrado na Figura 7.18.

A temperatura máxima foi encontrada para a queda de pressão de 4 psi e a mínima para queda de pressão de 6 psi como mostrado nas Figura 7.16. As temperaturas máximas do

refrigerante ao atravessar o refletor axial inferior e na saída do canal tem valores de 1511,7 K para a queda de 4 psi, 1397,8 K para a queda de 5 psi e 1320,1 K para a queda de 6 psi. A temperatura de saída do reator nuclear de referência para essa análise está entre as quedas de pressão de 5 e 6 psi. Além disso, a queda de pressão no reator de referência está mais próxima de 5 psi do que de 6 psi; assim a queda de 5 psi será tomada como referência para as próximas análises.

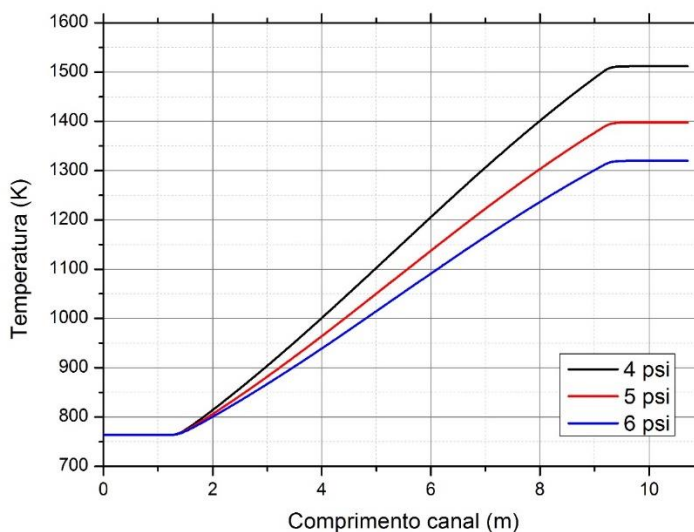


Figura 7-18 Temperatura ao longo do eixo do canal para as três quedas pressão de 4, 5 e 6 psi.

O comportamento da temperatura do refrigerante na direção radial do canal em diferentes comprimentos do canal é mostrado na Figura 7.19; nas três quedas de pressão o comportamento da temperatura radialmente aumenta lentamente até chegar perto da parede, onde aumenta, mas não significativamente. As temperaturas máximas são encontradas para a queda de pressão de 4 psi nos mesmos comprimentos que para 5 e 6 psi.

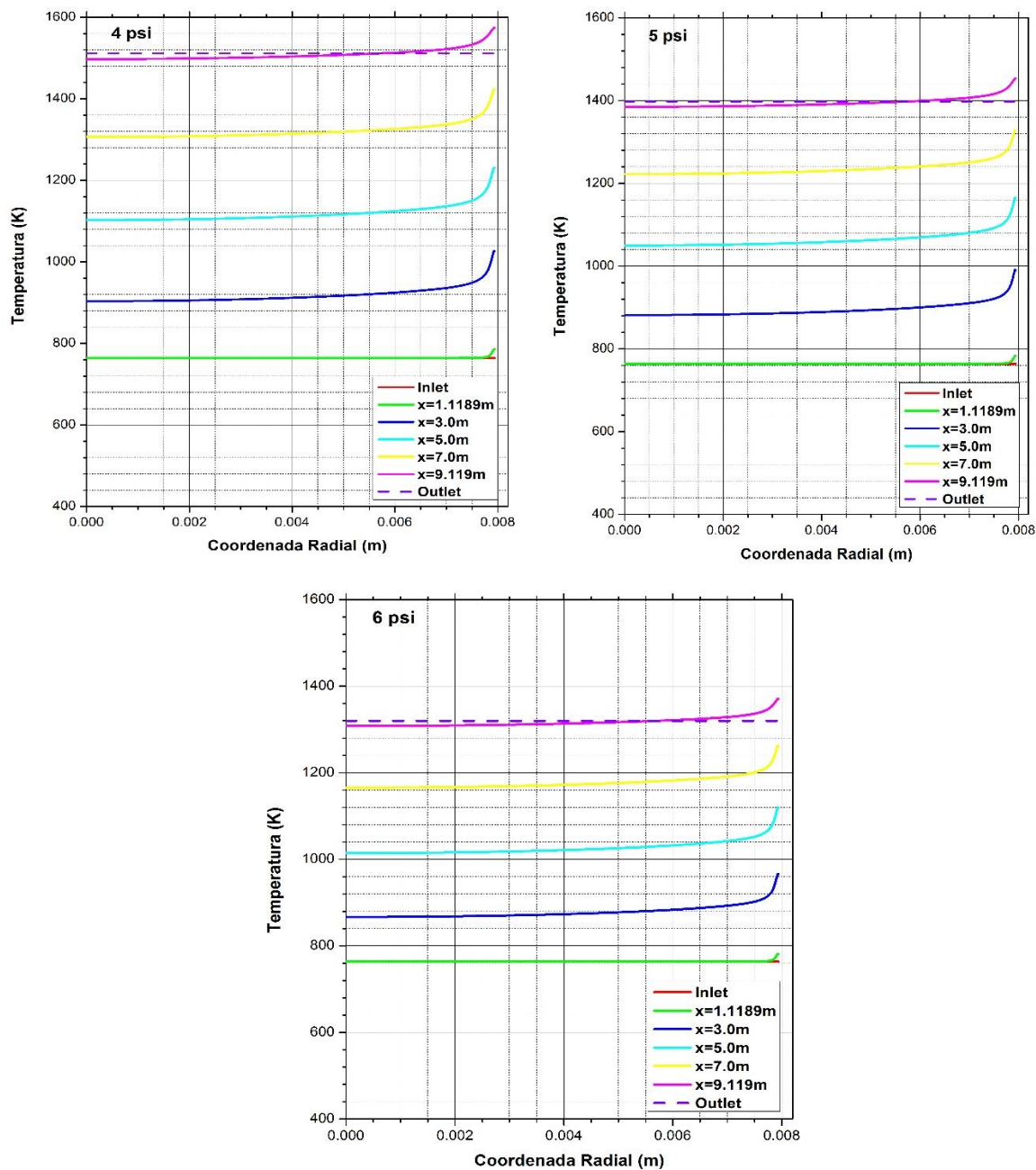


Figura 7-19 Comportamento da temperatura a uma distância desde entrada do canal.

A uma distância de 9,119 m da entrada do canal (onde o refletor axial inferior está localizado) se encontram as máximas temperaturas para cada queda de pressão; no caso de 4 psi a temperatura na distância de 9,119 m foi de 1511,7 K e na parede tem um valor maior de 1574,3 K; no caso de 5 psi a temperatura foi de 1397,8 K e na parede de 1453,3 K; finalmente, para 6 psi, a temperatura foi de 1320,1 K e na parede de 1370,8 K.

d) Análise dos perfis de calor

Uma análise sobre o comportamento dos diferentes parâmetros no canal foi realizada utilizando diferentes perfis de distribuição de temperatura no canal, sendo um que representa os canais que têm maior temperatura denominado canal quente, ou seja, aqueles que têm a maior distribuição de potência radial, um que representa os canais mais comuns denominados canais médios e aqueles que representariam o escoamento de *bypass* com uma distribuição de temperatura uniforme. Baseado nas análises da malha e queda de pressão, a análise dos perfis de temperatura ao longo do canal foi realizada na malha 2b e para a queda de pressão de 5 psi.

A tensão de cisalhamento apresenta o mesmo comportamento para as três distribuições de temperatura, onde diminui na entrada do canal rapidamente até se estabilizar na região do refletor superior; depois, incrementa linearmente na região ativa até chegar na região do refletor inferior onde se estabiliza novamente.

Desde a entrada até mais ou menos a parte central do canal, maiores valores da tensão de cisalhamento são encontrados na distribuição uniforme e valores inferiores na distribuição quente. No entanto, desde a parte central até a saída do canal, os comportamentos dos valores da tensão de cisalhamento são diferentes em relação à região na metade do canal, onde maiores valores da tensão de cisalhamento são encontrados para o canal quente e os menores para o canal uniforme como são mostrados na Figura 7.20.

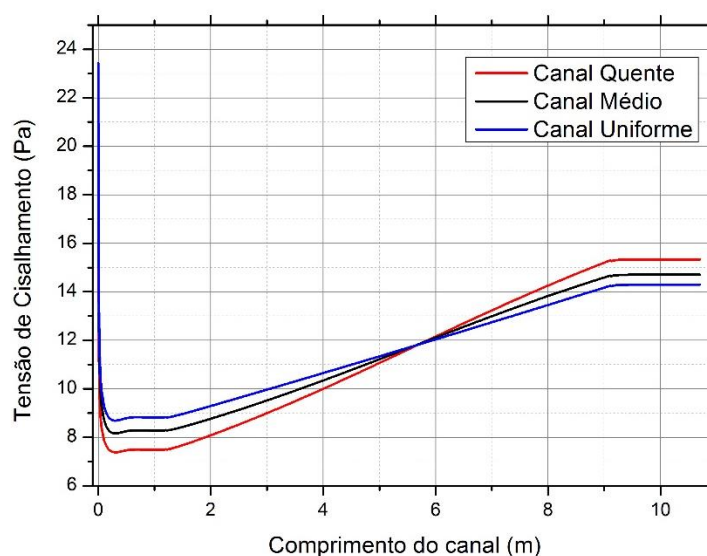


Figura 7-20 Tensão de cisalhamento ao longo do canal para as três distribuições de temperatura.

O comportamento do y^+ ao longo do canal apresenta o mesmo comportamento para as três distribuições de temperatura, diminui rapidamente na entrada do canal até desenvolver-se completamente, depois se mantém constante no refletor superior e continua diminuindo lentamente na região ativa e finalmente aumenta levemente na região do refletor axial inferior. Nas três distribuições de temperatura, os valores do y^+ ao longo de todo o canal são inferiores a 5; a distribuição de temperatura no canal quente apresenta menores valores de y^+ em comparação com as outras distribuições como ilustrado na Figura 7.21.

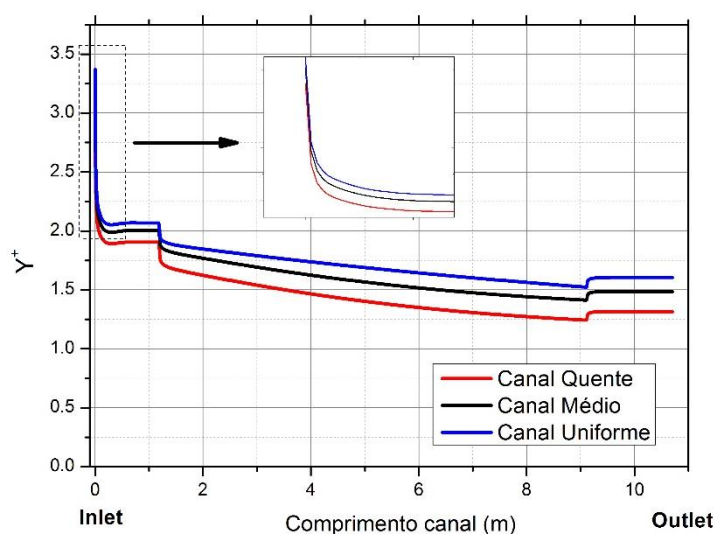


Figura 7-21 y^+ ao longo do canal para as três distribuições de calor.

A queda da pressão ao longo do canal para as três distribuições de temperatura é mostrada na Figura 7.22; o comportamento da queda da pressão é a mesma nos três casos da distribuição, onde diminui desde a entrada do canal até chegar à saída do canal. Para a distribuição no canal uniforme e médio o comportamento da queda é linear e para o canal quente a diminuição da pressão apresenta uma ligeira curvatura na região ativa.

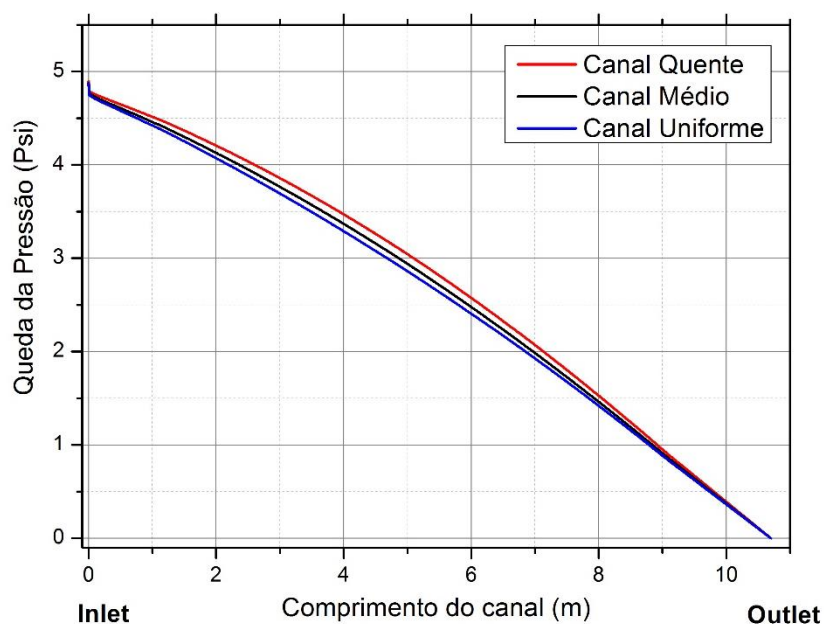


Figura 7-22 Comportamento da queda de pressão ao longo do canal para as três distribuições de temperatura.

À medida que vai aumentando a temperatura ao longo da região ativa, a velocidade vai aumentando; os perfis de velocidade apresentam o mesmo comportamento nos casos das três distribuições de temperatura, mas as velocidades máximas são encontradas para a distribuição quente e as menores para a distribuição uniforme como se observa na Figura 7.23. As velocidades máximas se localizam no eixo do canal na região do refletor inferior. Os perfis de velocidade se desenvolvem à medida que escoam pelo canal, desde um perfil de velocidade uniforme na entrada do canal até chegar a um perfil do tipo logarítmico. As velocidades máximas para o canal quente, médio e uniforme estão localizadas na região do refletor inferior (entre $x = 9,119$ m e à saída do canal) com valores de a 53,8; 50,6 e a 48,6 m/s respectivamente.

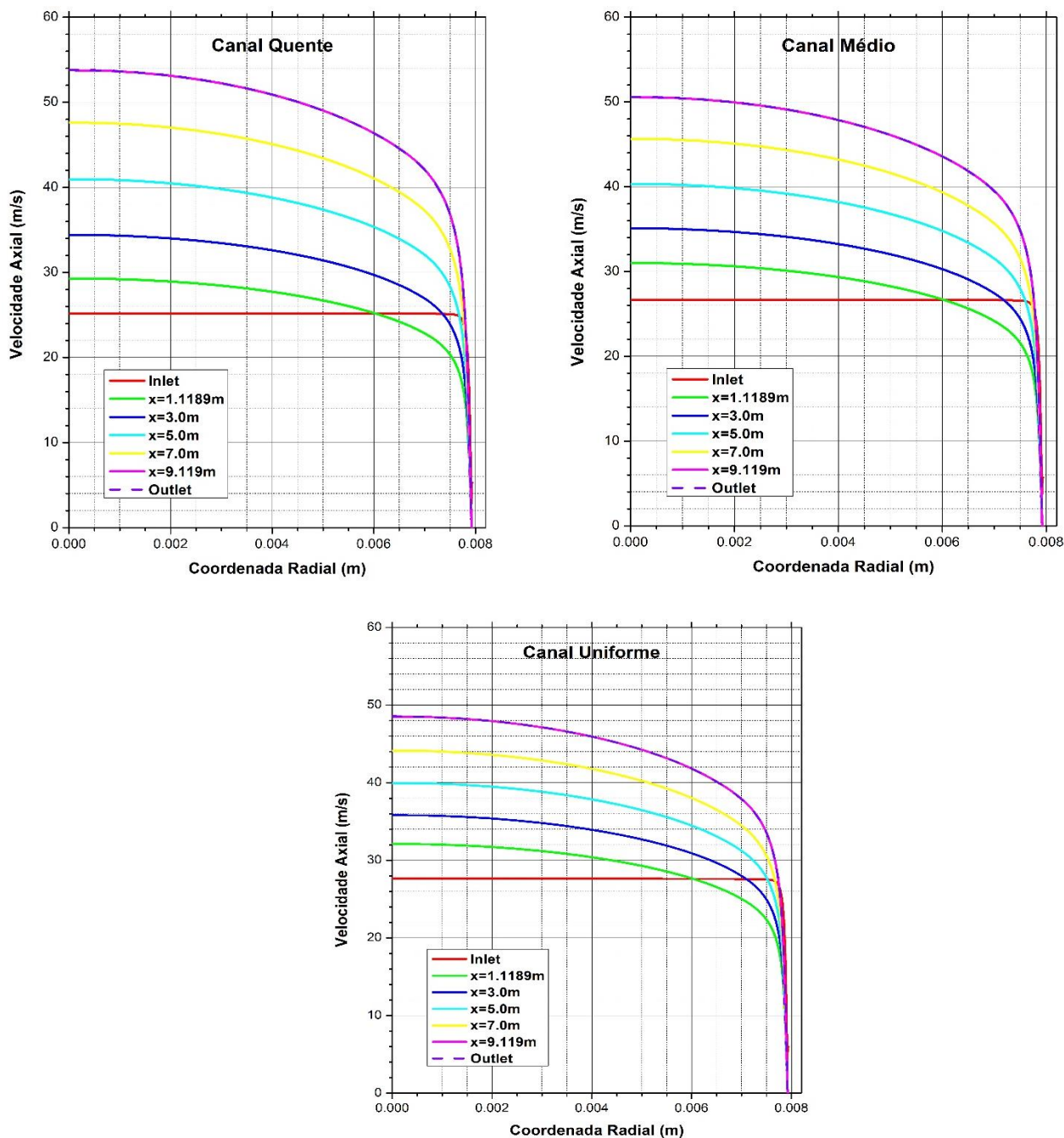


Figura 7-23 Perfis de velocidade ao longo do canal para as três distribuições de temperatura.

A temperatura do refrigerante no eixo do canal aumenta à medida que atravessa o canal; na parte do refletor axial superior a temperatura se mantém constante, depois o refrigerante é aquecido na região ativa e, portanto, há aumento da temperatura até chegar ao refletor axial inferior onde as temperaturas permanecem constantes, como pode ser observado na Figura 7.24. Esse comportamento ao longo do eixo do canal é o mesmo para as três distribuições de temperatura; no entanto, as temperaturas máximas se localizam na região do refletor axial inferior que corresponde à distribuição de calor do canal quente. Os valores das

temperaturas na saída do canal nas três distribuições de calor correspondem a 1397,8 K para o quente, 1242,6 K para o médio e 1152,0 K para o uniforme.

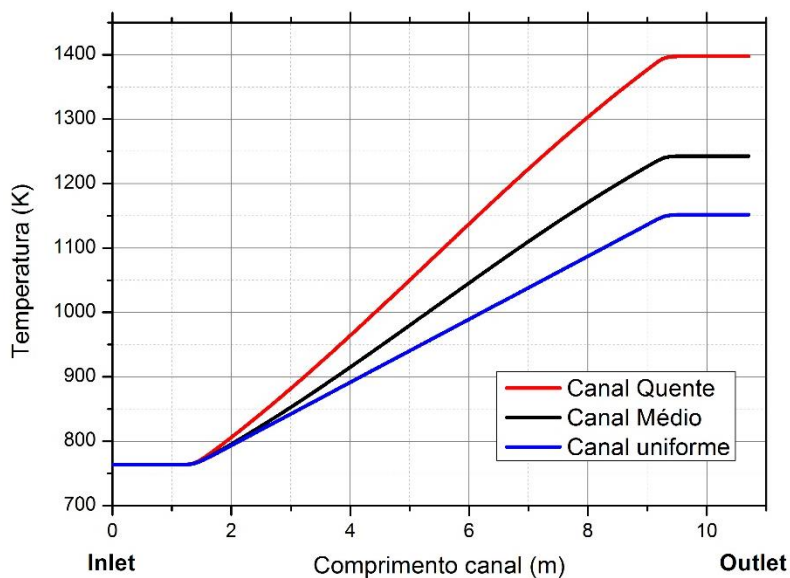


Figura 7-24 Temperatura ao longo do eixo do canal para as três distribuições de temperatura.

O comportamento da temperatura na direção radial a diferentes distâncias desde a entrada do canal é mostrado na Figura 7.25; em cada distância o comportamento da temperatura tem um valor constante desde o eixo do canal até chegar perto da parede onde aumenta moderadamente. Este comportamento da temperatura radialmente é o mesmo em cada distância e para cada distribuição de temperatura. Os maiores valores da temperatura em cada distância correspondem à distribuição de calor do canal quente. As temperaturas máximas localizadas na parede para o canal quente, médio e uniforme são 1453,3 K, 1286,2 K e 1194,5 K, respectivamente.

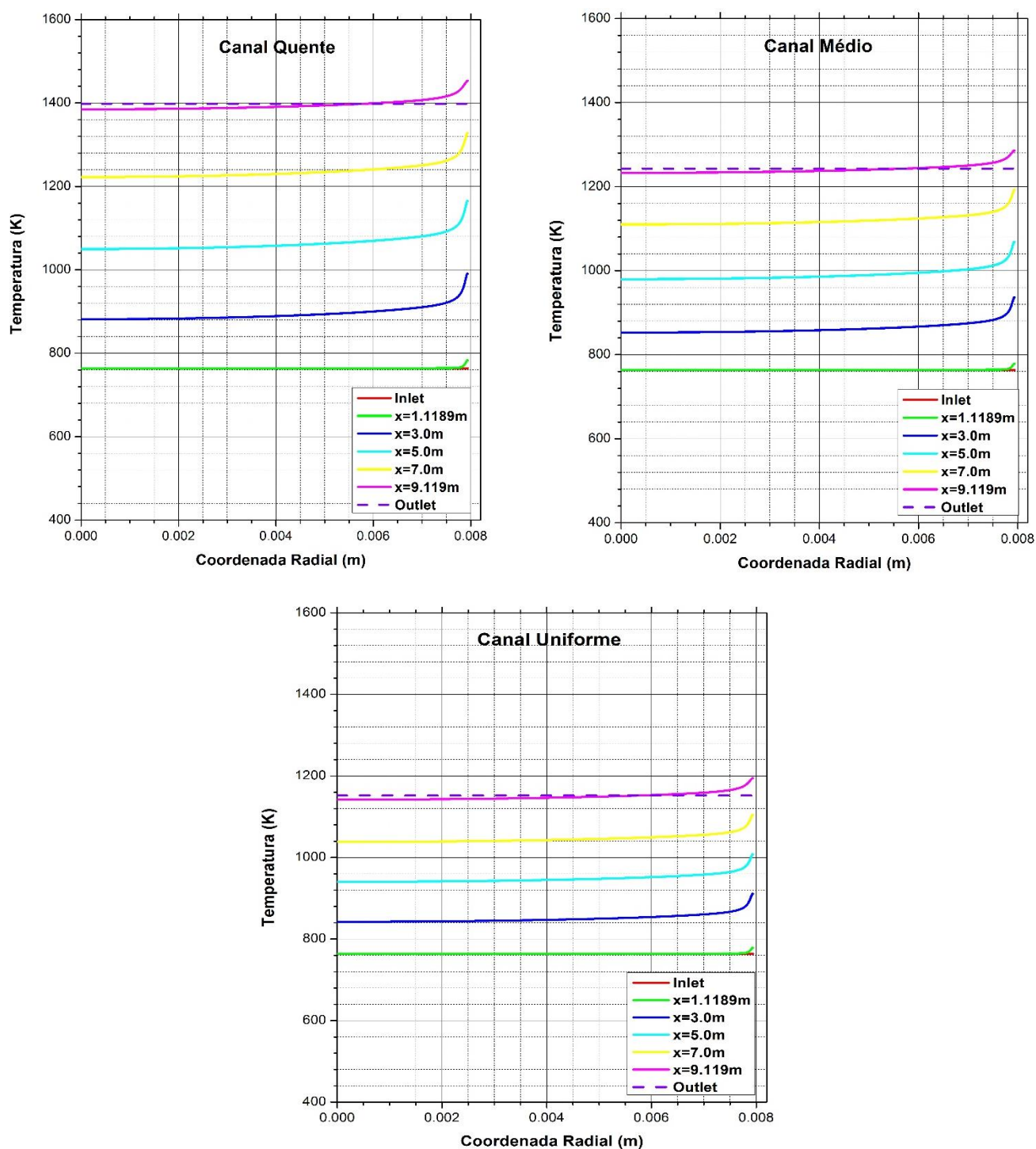


Figura 7-25 Comportamento da temperatura a diferentes distâncias da entrada do canal.

Simulações numéricas dos canais quentes e médios foram feitas usando o código CFD comercial FLUENT. Os cálculos foram feitos para quedas de pressão de 4, 5 e 6 psi para conjuntos de canais quentes e médios. Assume-se que as vazões nos canais quente e médio ocorrem ao longo da mesma queda de pressão. Essas quedas de pressão incluem os efeitos de entrada no topo do núcleo, mas não a expansão e outros efeitos da geometria da transição dos

canais de refrigeração logo acima de sua entrada no *plenum* inferior. A ausência de tais efeitos deve ter um efeito insignificante nas temperaturas de saída. As verdadeiras quedas de pressão, no entanto, serão ligeiramente maiores do que para as simulações.

As Figuras 7.17 e 7.23 ilustraram vários perfis de velocidade ao longo da coordenada axial para a simulação de canal quente e médio para diferentes valores de queda de pressão e perfis de temperatura. Observa-se que a velocidade de entrada é plana no núcleo e cai para zero na parede. Isso representa uma queda de pressão de um perfil plano e é consistente com uma queda de pressão em uma entrada. Observa-se também que a velocidade está aumentando com a coordenada axial até que o início do refletor inferior seja alcançado.

No modelo do canal de um tubo reto com raio de 0,07938 m, a malha mais adequada segundo os dados simulados anteriormente foi a malha 2b, uma malha de estrutura simples em 2D com intervalos de três regiões de malha uniformes na direção axial, representando o refletor superior, o canal aquecido e o refletor inferior, respectivamente. Assim, o espaçamento da malha na direção axial foi de aproximadamente um milímetro. Na direção radial, a malha começa na parede externa do tubo com um elemento de malha largo, com um tamanho de intervalo gradualmente crescente com base no total de 38 intervalos.

Como o modelo de turbulência mais adequado foi o k- ϵ como se observou nas Figuras 7.12 e 7.13, o tamanho do intervalo adjacente à parede foi projetado para satisfazer o valor recomendado para o tratamento de parede aprimorado (*enhanced wall treatment*) disponível no FLUENT para uso com o modelo de turbulência padrão k- ϵ . Este é um modelo semi-empírico de duas equações, onde são introduzidas duas novas variáveis para a modelagem do escoamento, sendo elas, a energia cinética gerada pela turbulência (k) e a sua taxa de dissipação (ϵ). Tal modelo apenas é válido para escoamentos turbulentos completamente desenvolvidos e em que a influência da viscosidade molecular é desprezada.

A recomendação no FLUENT é que a distância adimensional y^+ do nó próximo à parede seja de ordem 1, mas menor que 5, onde é definido como $y^+ = \rho y U_\tau / \mu$, onde y é a distância dimensional e $U_\tau = \sqrt{\tau_w / \rho}$ a velocidade de atrito; τ_w é a tensão de cisalhamento da parede. As Figuras 7.9, 7.13, 7.15 e 7.21 ilustraram os valores de y^+ para as simulações de canal quente. Todos os valores demonstrados estão dentro da faixa recomendada pelo manual do FLUENT.

O canal quente se distingue pelo fato de assumir que a densidade de potência radial de pico ocorre em todo o seu comprimento aquecido. O canal médio é derivado usando a densidade de potência média. O fluxo no canal quente é menor do que no canal médio, pois o hélio é mais quente, causando um aumento da viscosidade, o que produz um número de Reynolds menor e, portanto, um fator de atrito maior.

A Figura 7.26 ilustra os números de Reynolds das vazões para os canais médio, quente e uniforme para os casos de 4, 5 e 6 psi. Observa-se que, embora o número de Reynolds para todos os escoamentos diminua com a profundidade do núcleo, ele está firmemente no regime de escoamento turbulento ($Re > 5000$) para todos os casos.

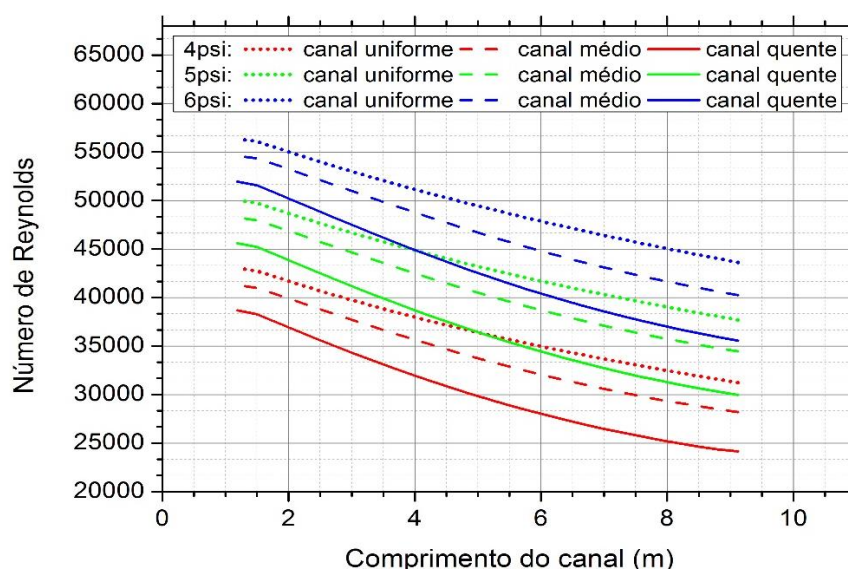


Figura 7-26 Distribuição do número de Reynolds para os canais médios e quentes para os casos da queda de pressão de 4, 5 e 6 psi na região ativa núcleo.

Uma consideração importante na simulação do escoamento nos canais de refrigeração é a possibilidade da necessidade de capturar quaisquer efeitos de flutuabilidade. O número de Grashof é uma maneira de quantificar as forças flutuantes em relação ao movimento da força viscosa. O número está relacionado com a expansão térmica, a diferença de temperatura e a viscosidade cinemática. À medida que aumenta a expansão térmica devido à diferença de temperatura, e diminui a viscosidade cinemática, o número de Grashof vai aumentando.

Como foram vistos anteriormente nas Figuras 7.19 e 7.25, a temperatura varia até cerca de 100 K ao longo da seção transversal do canal. Os efeitos de flutuabilidade são importantes se a razão adimensional do número de Grashoff para o número de Reynolds ao quadrado for da ordem de um (FLUENT, 2021), razão essa definida como:

$$\frac{Gr}{Re^2} = \frac{g\beta\Delta T}{V^2} \quad (7.1)$$

Onde g é a aceleração da gravidade, β é o coeficiente de expansão, V é a velocidade média do fluido em movimento e ΔT é a diferença de temperatura na direção radial. Esta proporção foi determinada e é da ordem de 10^{-5} no máximo. Assim, os efeitos de fluuabilidade são desprezíveis. Como se observou nas Figuras 7.19 e 7.25, o perfil de temperatura é essencialmente uniforme na saída do canal. Isso se deve ao fato de que o transporte turbulento de calor teve tempo para misturar completamente o hélio no refletor inferior, onde não é assumido nenhum aquecimento adicional e ao fato de que as paredes do refletor inferior são consideradas isoladas.

Outra consideração que foi analisada sobre o fluxo é que ele é compressível. Um fluxo é considerado compressível para um número de Mach maior que 0,3, onde o número de Mach é a velocidade do escoamento dividida pela velocidade local do som. O número de Mach e a velocidade do som no canal estão dadas por:

$$Ma = \frac{V \text{ (velociade do fluido)}}{c \text{ (velocidade do som)}} \quad c = \sqrt{kRT} \quad (7.2)$$

Onde c é a velocidade do som, k é a razão de calores específicos (c_p/c_v), $R = c_p - c_v$ e T é a temperatura absoluta. Como se observou nas Figuras 7.17 e 7.23 as velocidades máximas do refrigerante ao longo do canal quente foram cerca de 54 m/s, enquanto para temperatura de entrada $T = 764 \text{ K}(491^\circ\text{C})$ e temperatura de saída $T = 1273 \text{ K}(1000^\circ\text{C})$ a velocidade do som no canal é cerca de 1620 m/s e 2094 m/s, respectivamente. Portanto, o número de Mach está de acordo com o regime de escoamento incompressível.

Como os efeitos de fluuabilidade são desprezíveis além de o fluido no canal estar no regime de escoamento incompressível como foi demonstrado nos cálculos feitos nos parágrafos anteriores, essas análises serviram para determinar as correções adequadas para os fatores de atrito, devido às variações das propriedades termo-físicas com as temperaturas (utilizadas na equação 5.2 da metodologia); as correlações são corrigidas pelos método da razão de propriedades (NOBREGA, 2004; SCHLICHTING e KESTIN, 2003)

A temperatura de saída nos canais de refrigerante é uma função da queda de pressão através do núcleo porque esta determina em grande parte a vazão do refrigerante. O aumento

da temperatura do canal quente em relação ao canal médio também é função da queda de pressão no núcleo. A temperatura de saída do canal pode ser calculada a partir de um balanço de cálculo algébrico simples. Para escoamento no canal do refrigerante, o calor adicionado ao refrigerante é dado pela conhecida equação de balanço de calor:

$$Q = \dot{m}c_p[T(z) - T_{in}] \quad (7.3)$$

A Figura 8.27 ilustra as temperaturas de saída do canal de refrigerante quente e médio calculadas a partir da Equação 7.3 como uma função da vazão total do núcleo assumindo que a vazão é a mesma que para o canal médio. Também são mostradas as três temperaturas de saída do canal quente para os três casos calculados com FLUENT (quedas de pressão de 4, 5 e 6 psi). Como a temperatura dependerá da densidade de potência local, o número de Reynolds será diferente para canais distintos para uma determinada profundidade axial no núcleo. Finalmente, como o atrito da parede é uma função do número de Reynolds, a vazão dependerá da distribuição axial da temperatura média no canal.

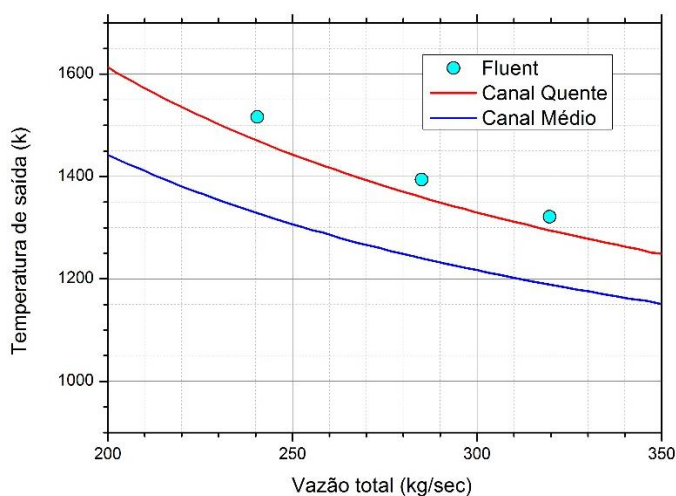


Figura 7-27 As temperaturas de saída do canal médio e quente assumindo as mesmas taxas de vazão mais os resultados do canal quente calculados com o FLUENT. Os casos FLUENT são para quedas de pressão de 4, 5 e 6 psi (da esquerda para a direita).

A Figura 7.27 ilustra as temperaturas de saída do canal de refrigeração quente e médio calculadas como uma função da vazão total do núcleo, assumindo que a vazão é a mesma tanto no canal quente (linha vermelha) quanto no canal médio (linha azul). Na verdade, a vazão no canal quente é menor do que no canal médio correspondente. Três temperaturas de saída do canal quente são mostradas (símbolos) para três casos calculados com FLUENT. Esses casos têm quedas de pressão no núcleo de 4, 5 e 6 psi. A vazão de desvio é assumida como 15%.

A vazão total é baseada em um aumento de escala da vazão média do canal, assumindo que a vazão é apenas uma função da área de escoamento da seção transversal do canal e a suposição de uma vazão de desvio de 15%. A verdadeira taxa da vazão total do núcleo precisaria ser baseada nas taxas da vazão reais de cada canal de refrigeração, que dependem da densidade de potência local.

Na operação normal do núcleo, as altas temperaturas nas regiões dos blocos de grafite onde ocorrerão as máximas densidades de potência farão com que haja transferência de calor para regiões de menor densidade de potência. Este efeito não é contabilizado no modelo 2D descrito acima. No entanto, este efeito causará uma diminuição na transferência de calor para o canal quente. Assim, as simulações numéricas limitarão a temperatura máxima da saída do canal quente.

7.2 Estudo em 3D

Para que seja realizada uma simulação em CFD é necessário que se atinja a independência da malha por meio da análise de resultados de diversas quantidades de elementos. De forma geral, quanto maior a quantidade de elementos de malha, mais precisos são os resultados e maior é o tempo necessário para realização da simulação. Verifica-se assim a partir de qual quantidade de células os resultados variam pouco, ou seja, a malha é refinada o suficiente para que não haja influência desta nos resultados gerados.

Diferentes análises foram realizadas no domínio 2D com o objetivo de avaliar os vários parâmetros em um canal refrigerante do reator GT-MHR. A simulação 2D em um tubo é amplamente discutida em muitos trabalhos relatados na literatura para diferentes refrigerantes, por exemplo, para água leve (HERNANDEZ-PEREZ, ABDULKAIR e AZZOPARDI, 2011; PIZZARELLI, 2008; JOSHI, BISHT e GUPTA, 2014; TAHA e CUI, 2006), metais líquidos (VODRET, DI MAIO e CARUSO, 2014), gases (JOHNSON e SCHULTZ, 2004; CHARMEAU, 2007). Entretanto, em relação ao estágio de geração da malha para a análise 3D de um canal refrigerante do reator GT-MHR observa-se que na literatura há falta de explicações detalhadas. Além disso, muitos desses trabalhos para outros refrigerantes foram realizados no domínio 2D, onde são feitas diferentes aproximações, enquanto para os resultados em 3D para os mesmos refrigerantes observam-se diferenças nos valores obtidos para certos parâmetros segundo, por exemplo, o trabalho de Hernandez-Perez et al. (2011).

Portanto diferentes estruturas de malha foram empregadas no domínio computacional 3D, para um canal refrigerante do reator GT-MHR, no intuito de prever o escoamento ao longo do canal com precisão aceitável. Além disso, os parâmetros de qualidade da malha foram avaliados, já que estes influenciam diretamente na convergência e nos resultados que serão obtidos pela simulação numérica. Alguns dos critérios recomendados pelos manuais do FLUENT foram analisados como: *Skewness*, *Orthogonality* e *Aspect Ratio*.

O critério *Skewness* avalia o quão perto do ideal uma célula se encontra, sendo que quanto mais perto de zero mais perfeita é essa célula. O critério *orthogonality* avalia o quanto os ângulos entre faces de elementos adjacentes estão próximos de um ângulo ótimo (90° para elementos com faces quadrilaterais e 60° para elementos com faces triangulares). Já o critério *Aspect Ratio* é baseado em uma relação das arestas de um mesmo elemento, sendo que o valor ideal desse critério é igual a um.

Três malhas não estruturadas em 3D foram estudadas, com elementos do tipo tetraédricos, hexaédricos e com elementos poliédricos com uma abordagem de refinamento na camada limite do fluido próximo às superfícies da parede. A otimização da malha em 3D foi baseada na análise dos resultados obtidos no estudo 2D, de maneira que melhorar a qualidade da malha, reduzindo as imperfeições, será muito importante, pois assim serão levadas em conta apenas as variáveis que influenciarão a análise, assim melhorando a eficiência da simulação, a precisão e o custo envolvido.

7.2.1 Análise da Malha

Baseados na geração da malha em 2D, os parâmetros de qualidade da malha em 3D foram avaliados nos intervalos ideais dos parâmetros de qualidade de malha, da mesma maneira que na geração em 2D: para as três malhas, os fatores de distorção (*skewness*) foram inferiores a 0,6 ou 0,5 (valores aceitáveis e bons), chegando mesmo a valores da ordem de 0,25 (excelentes). Os elementos têm uma boa ortogonalidade, com valores sempre maiores que 0,5 e muito próximos de 1,0 em muitas das células.

Na maior parte dos elementos a relação de proporção (*aspect ratio*) foi próxima da unidade, como é desejável, mesmo naquelas células que atingiram valores mais elevados onde a variação axial do tamanho da malha é maior em relação ao tamanho dos elementos. Análises feitas sobre a influência do tamanho axial mostraram que a precisão dos resultados não varia significativamente como se observa a seguir.

A geração da malha foi dividida em duas partes: na primeira o domínio computacional foi gerado com elementos hexaédricos, prismáticos, poliédricos e tetraédricos do mesmo tamanho correspondentes à malha 1a, malha 2a, malha 3a e malha 4a respectivamente como se observa na Figura 7.28.

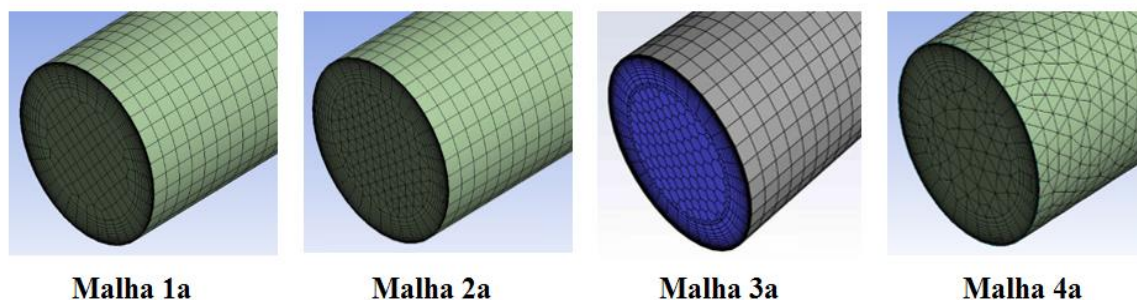


Figura 7-28 Malhas com elementos do mesmo tamanho.

Na segunda parte o domínio foi gerado com o mesmo tamanho de elementos, mas o tamanho axial da malha foi maior em relação ao tamanho dos elementos, correspondentes à malha 1b (hexaédrica), malha 2b (prismática) e malha 3b (poliédrica) como se observa na Figura 7.29; isso melhora a eficiência da simulação e o custo computacional envolvido, que será útil para as análises posteriores de transferência de calor.

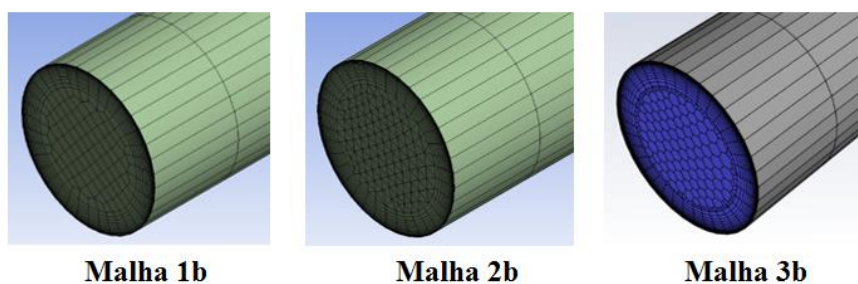


Figura 7-29 Malhas com variação axial.

As Figuras 7.28 e 7.29 mostram as diferenças de número de células e nós nas malhas geradas com elementos hexaédricos, prismáticos, poliédricos e tetraédricos. Foi observado que a malha tetraédrica teve um maior número de elementos, mas apresenta uma quantidade menor de nós. A malha poliédrica possui quantidade significativamente menor de elementos, entretanto apresenta maior quantidade de nós, pois um poliedro tem mais vértices do que um tetraedro.

A malha de elementos tetraédricos é muito usada, pois permite a discretização de geometrias complexas de forma satisfatória, entretanto, usar esse tipo de elemento pode

acarretar em uma malha com número muito elevado de células, por vezes comprometendo o custo computacional como foi observado neste estudo. Comparada com a malha tetraédrica, uma malha de elementos poliédricos possibilita também a discretização de geometrias complexas, entretanto consegue um número muito menor de elementos para um mesmo nível de refinamento.

Em relação às malhas hexaédricas se observou que não possuem problemas de qualidade de seus elementos. Além disso, promovem uma solução mais precisa para o mesmo número de arestas que a malha tetraédrica como se observará na seção seguinte. Tudo isso está resumido na Figura 7.30.

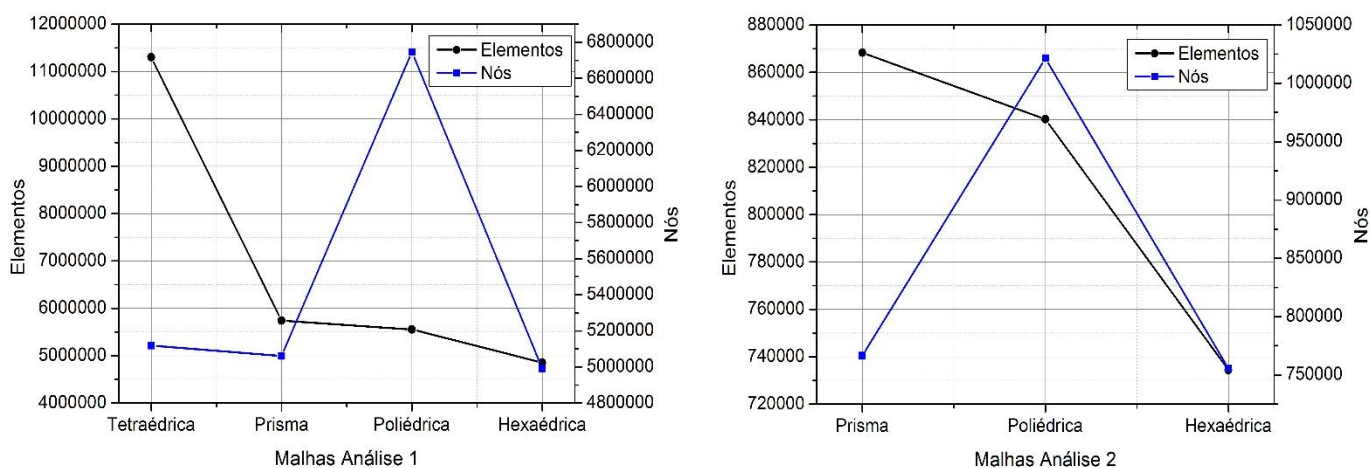


Figura 7-30 Elementos e nós para as malhas analisadas.

7.2.2 Influência da Malha

Uma vez obtidas as malhas com as quais simular o estudo 3D, procedeu-se à avaliação da incidência das malhas nos resultados simulados, avaliando parâmetros na parede do canal a fim de verificar se os modelos físicos na camada limite estão corretamente descritos além de verificar outros parâmetros ao longo do canal para estudar o escoamento turbulento com condições de calor na parede, todos para uma queda de pressão de 5 psi (a qual foi escolhida devido aos resultados da análise em 2D), utilizando o modelo de turbulência k-ε padrão (que apresentou maior precisão nos resultados como foi visto no análise 2D) e para a maior distribuição de calor imposta na parede do canal (ou seja para o canal quente da mesma forma que na análise 2D). Os resultados do estudo 3D foram validados com os resultados encontrados na análise 2D.

a) Análise de malhas com mesmo tamanho de elemento

A influência da geração da malha, no primeiro caso, para elementos de mesmo tamanho correspondentes à malha 1a (hexaédrico), malha 2a (prismático), malha 3a (poliédrico) e malha 4 (tetraédrico) foi analisada. Parâmetros como distância adimensional y^+ e a tensão de cisalhamento foram avaliados a fim de observar se os modelos físicos na camada limite turbulenta foram bem aplicados. Também foram analisados outros parâmetros como os perfis da temperatura e da velocidade axial ao longo do canal para verificar se os escoamentos foram corretamente descritos no domínio computacional 3D.

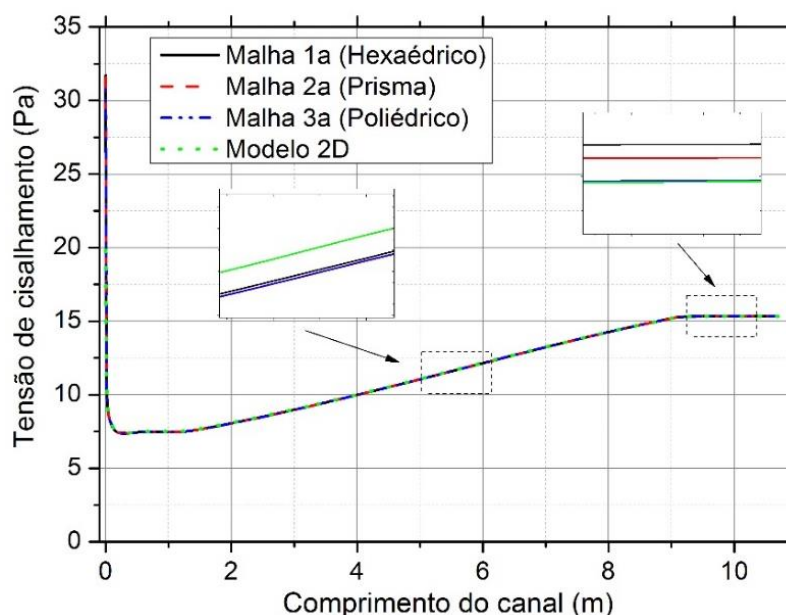


Figura 7-31 Tensão de cisalhamento na parede do canal para o análise 1.

A tensão de cisalhamento na parede do canal tem o mesmo comportamento para as malhas, como se observa na Figura 7.31, diminui drasticamente na entrada do canal, na região superior do refletor, onde o escoamento tem um comportamento laminar até que se torne turbulento. Uma vez que se desenvolve completamente, a tensão se mantém constante até ingressar na região ativa aonde vai aumentando linearmente e depois se mantém constante novamente na região do refletor inferior. Os resultados da tensão de cisalhamento foram comparados com os encontrados na análise em 2D, onde foi constatada diferença máxima de 0,67% para todas as malhas.

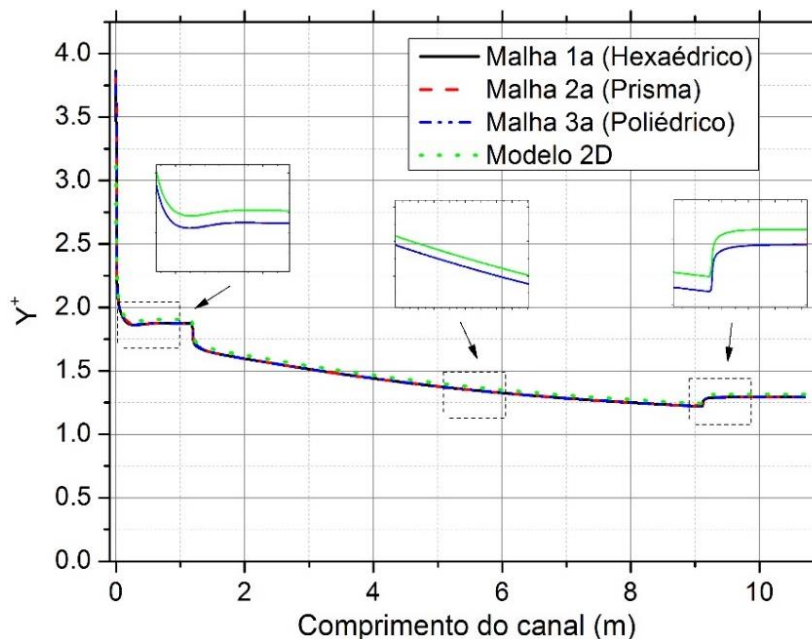


Figura 7-32 Distância adimensional y^+ na parede do canal para o análise 1.

No caso do y^+ , os resultados encontrados têm o mesmo comportamento. Da mesma forma que na tensão de cisalhamento o escoamento se desenvolve completamente turbulento na região do refletor superior. Para todas as malhas foram encontrados valores menores que 5, com erros relativos máximos de 2,53% para todas as malhas comparadas com o modelo 2D como pode ser observado na Figura 7.32.

O fluxo de calor ao longo da parede do canal foi analisado como se observa na Figura 7.33, o qual tem o mesmo comportamento que o fluxo imposto nas paredes como condição de contorno, onde o perfil do fluxo é do tipo senoidal na região ativa e nulo nos refletores superior e inferior. Os valores do fluxo na parede apresentam erros relativos máximos comparados com o modelo 2D de 0,21% para as todas as malhas.

Comparados com o valor do fluxo como condição de contorno (visto na equação 5.2, o modelo 2D tem um erro relativo de 0,21% e os modelos 3D têm os mesmo valores do fluxo da condição de contorno, de tal forma que o fluxo na parede é representado de maneira mais realista no modelo 3D do que no 2D.

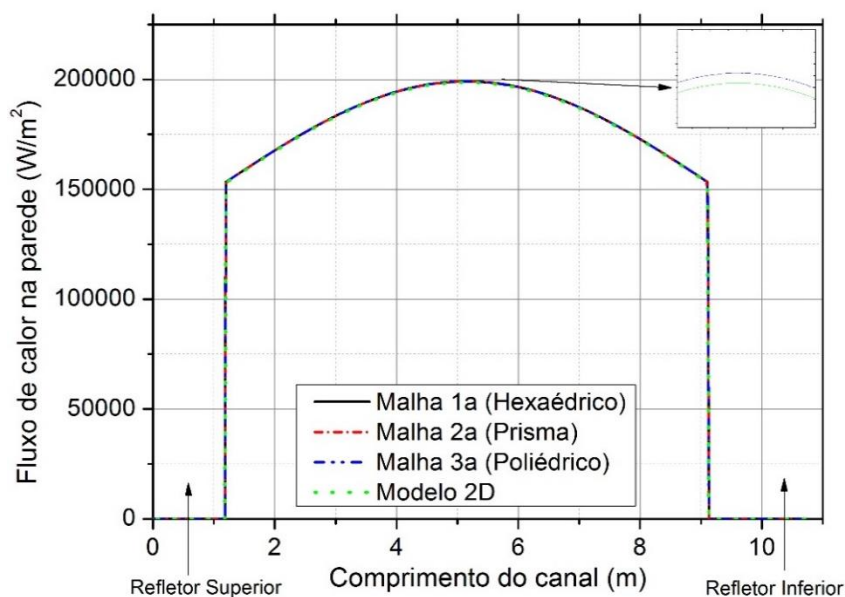


Figura 7-33 Fluxo de calor na parede do canal para os modelos 3D e 2D.

A temperatura na parede do canal foi avaliada, sendo que o comportamento foi semelhante para as malhas, ou seja, se mantém uniforme na região superior do refletor, depois incrementa na região ativa de maneira linear chegando a um valor máximo de 1473,4 K para todas as malhas. Na região do refletor inferior diminui até se estabilizar em um valor fixo de 1402,5 K; isto acontece porque não existe fonte de calor no refletor. Os resultados da temperatura na parede apresentam erros relativos máximos de 1,1% para todas as malhas comparados com o modelo 2D como se observa na Figura 7.34.

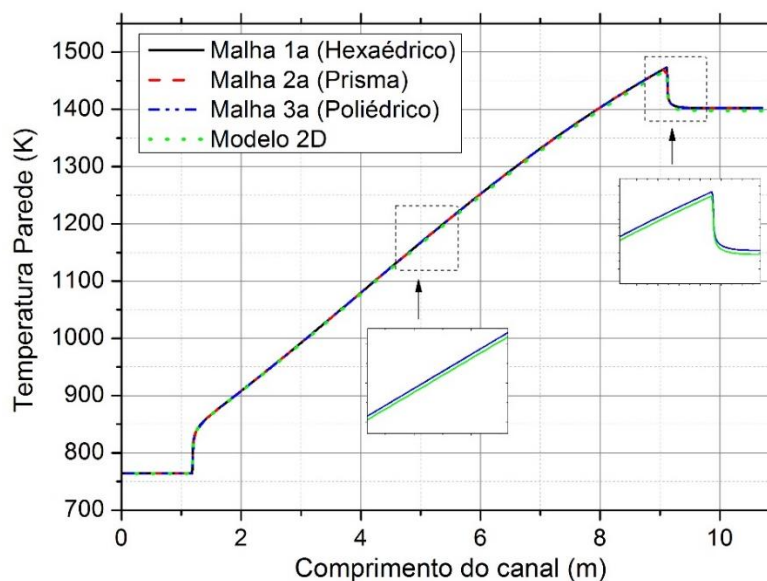


Figura 7-34 Temperatura ao longo da parede do canal para a análise 1.

O perfil da temperatura ao longo do eixo do canal foi semelhante para as malhas, uniforme nas regiões dos refletores superior e inferior, aumentando de maneira linear na região ativa chegando a valores máximos de 1402,5 K para todas as malhas. Os resultados comparados com a análise 2D tiveram erros relativos máximos de 0,35% para todas as malhas como é possível observar na Figura 7.35.

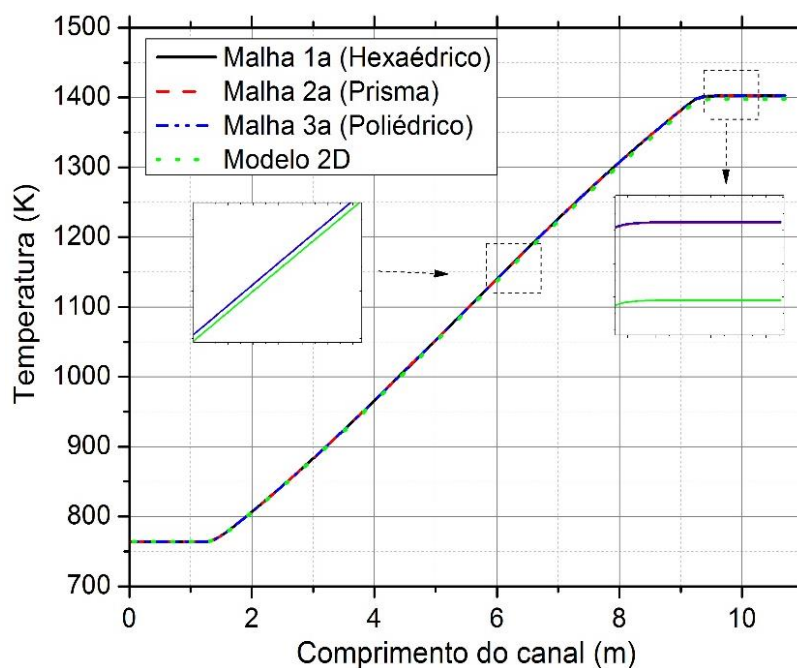


Figura 7-35 Temperatura do refrigerante ao longo do eixo do canal para a análise 1.

O perfil da temperatura radial ao longo do canal em diferentes comprimentos, na entrada, na saída e em 5 comprimentos intermediários entre a entrada e saída (1,1189 m, 3 m, 5 m, 7 m e 9,119 m) foi comparado com os encontrados em 2D como mostrado na Figura 7.36. Em cada comprimento os perfis foram semelhantes para todas as malhas sendo que as temperaturas máximas estão localizadas na parede do canal. A temperatura na saída do canal foi 1402,5 K para todas as malhas, com erros relativos comparados com o 2D de 0,33% para todas as malhas.

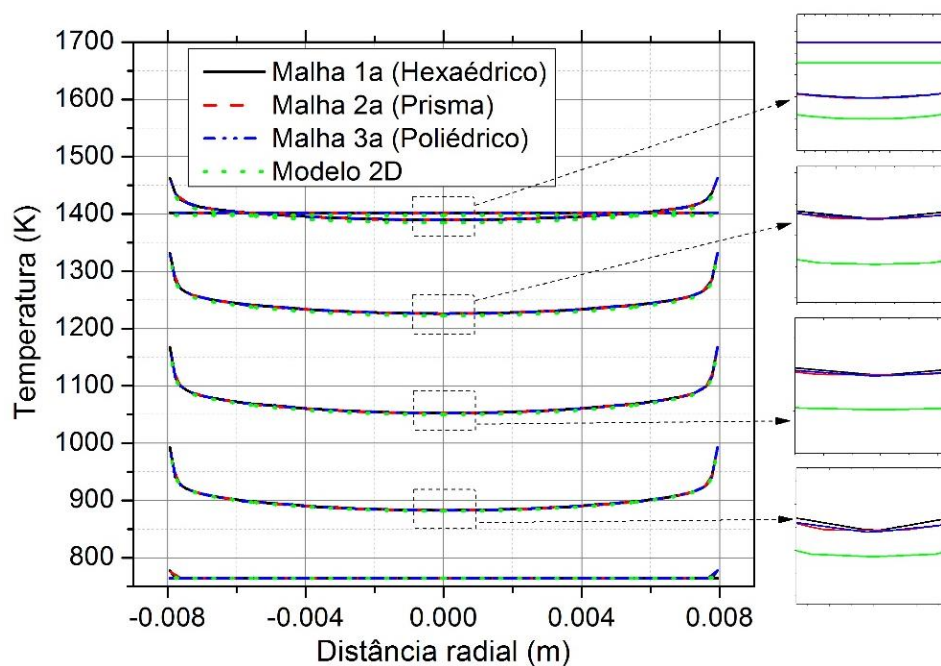


Figura 7-36 Temperatura radial ao longo do canal em diferentes comprimentos para a análise 1.

Os perfis da velocidade do escoamento turbulento ao longo de diferentes comprimentos do canal, na entrada, na saída e em 5 comprimentos intermediários entre a entrada e saída (1,1189 m, 3 m, 5 m, 7 m e 9,119 m) são mostrados na Figura 7.37. O escoamento turbulento se torna totalmente desenvolvido depois de ingressar na região do refletor superior, onde a distribuição de velocidade se aproximou a um comportamento do tipo logarítmico, e este comportamento não mais se altera com a posição axial do canal, e vai aumentando à medida que atravessa a região ativa até chegar na região do refletor inferior. Os valores máximos da velocidade estão localizadas na região do refletor inferior (entre 9,119 m e à saída do canal) com valores de 53,73, 53,72 e 53,76 m/s com erros relativos de 0,15% para a malha hexaédrica, 0,17% para a tetraédrica e 0,10% para a malha poliédrica comparados com o modelo 2D como se observa na Figura 7.37

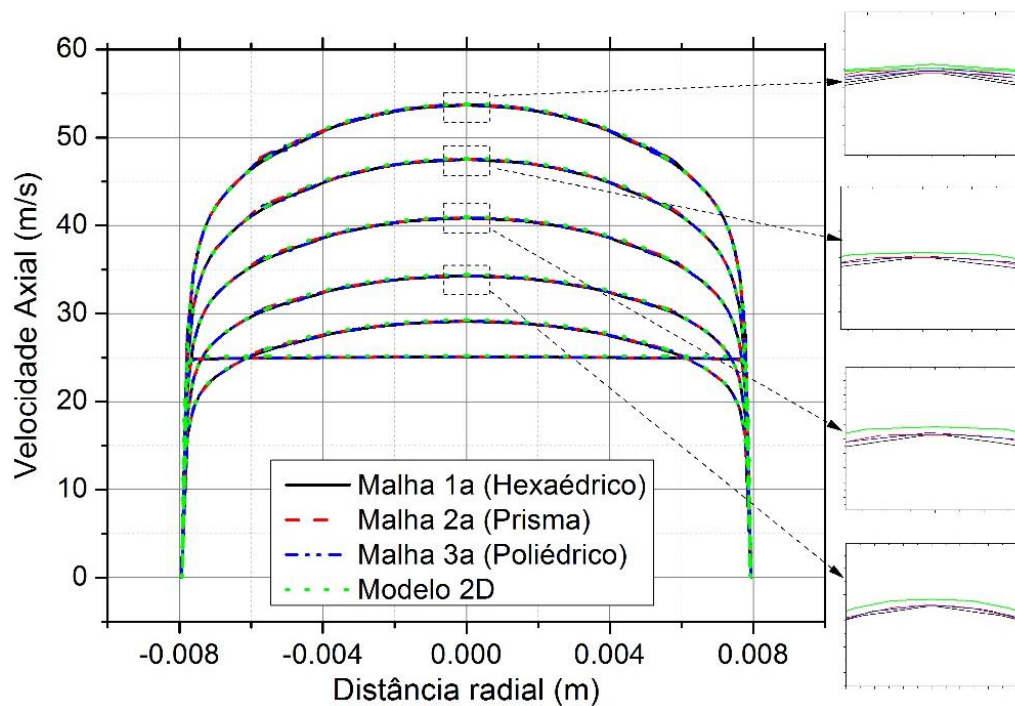


Figura 7-37 Perfis da velocidade ao longo do canal em diferentes comprimentos para a análise 1

A queda de pressão ao longo do eixo do canal para todas as malhas vai diminuindo linearmente desde o valor imposto nas condições de contorno até chegar a 0 psi como são mostrados na Figura 7.38 com erros relativos máximos de 0,20% para todas as malhas comparados com o modelo 2D.

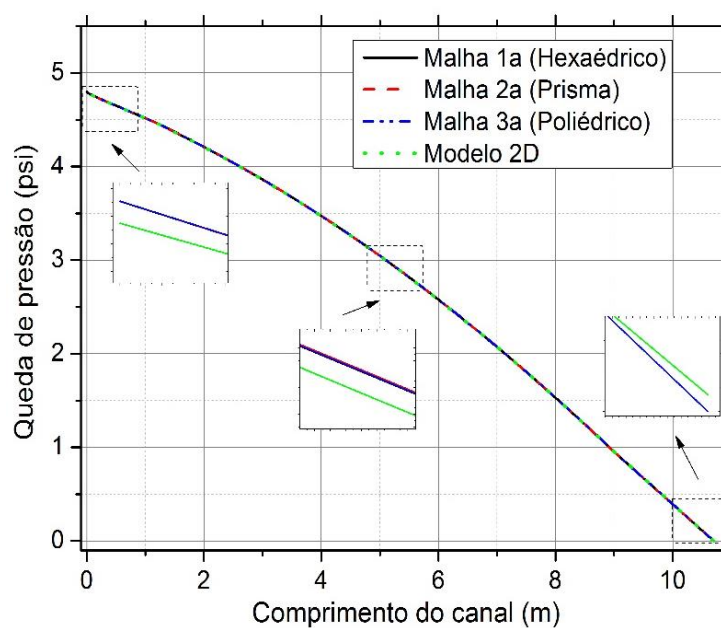


Figura 7-38 Queda de pressão ao longo do eixo do canal para a análise 1.

b) Análise de malhas com variação axial

Análises foram realizadas para verificar a influência do tamanho axial da malha no segundo caso, onde a variação axial do tamanho da malha é maior em relação ao tamanho dos elementos para: malha 1b (hexaédrico), malha 2b (prismático) e a malha 3b (poliédrico). Essa análise foi feita com o intuito de melhorar a eficiência da simulação e o custo computacional envolvido. Diferentes parâmetros como distância adimensional y^+ , a tensão de cisalhamento, os perfis da velocidade axial e temperatura ao longo do canal foram avaliados a fim de observar a influência axial da malha nos modelos físicos no domínio computacional 3D.

A tensão de cisalhamento e a distância adimensional y^+ foram avaliadas na parede do canal para as malha 1b (hexaédrico), malha 2b (prismático) e a malha 3b (poliédrico) como se observa na Figura 7.39. Os resultados foram comparados com os encontrados em 2D, onde os erros relativos máximos de tensão de cisalhamento e a distância adimensional y^+ foram de, respectivamente, 0,55% e 2,23% para todas as malhas.

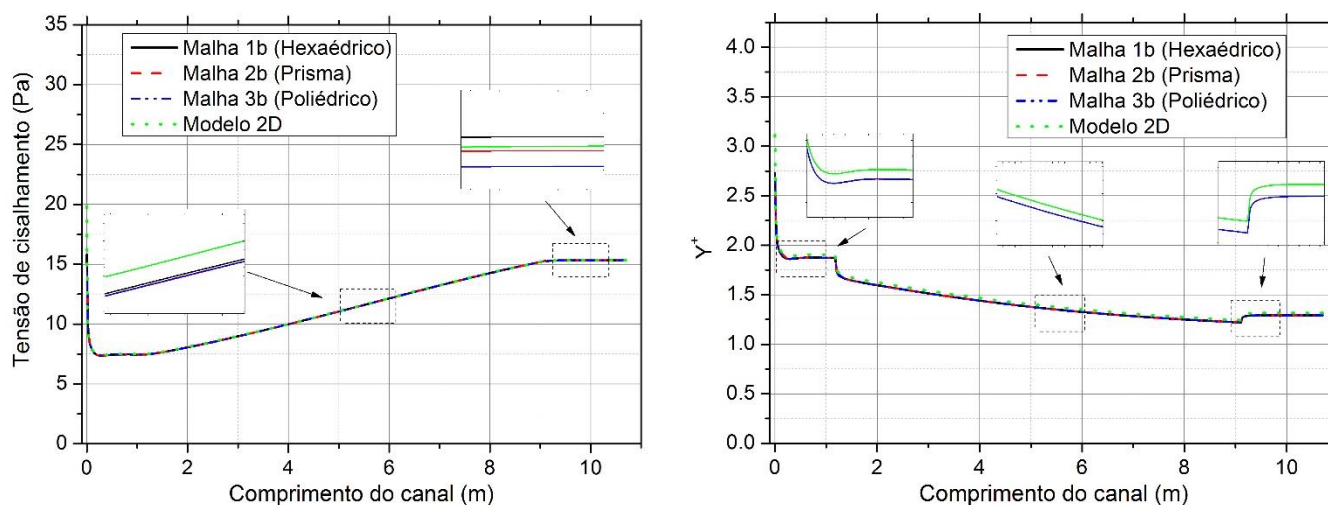


Figura 7-39 Tensão de cisalhamento e distância dimensional y^+ na parede do canal para a análise 2.

Os perfis da temperatura e da queda de pressão no eixo do canal foram avaliados para as três malhas como se observa na Figura 7.40. Temperatura máxima na região da saída atingiu valores de 1402,2 K em todas as malhas. Os resultados foram comparados com os encontrados em 2D, onde os maiores erros relativos para a temperatura e pressão foram, respectivamente, de 0,32% e 0,6% para todas as malhas.

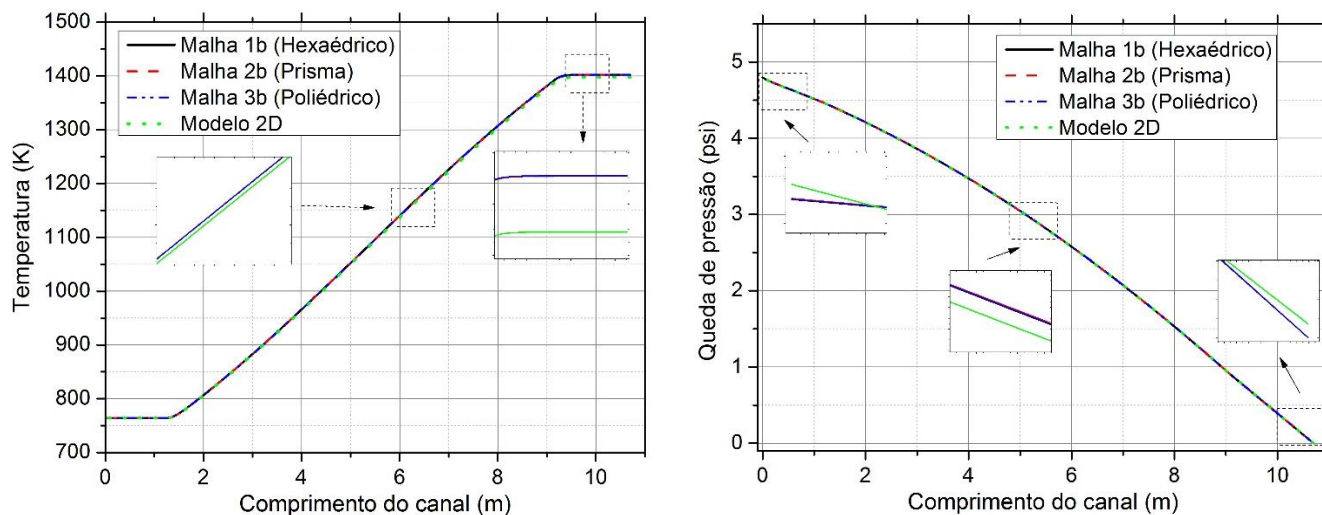


Figura 7-40 Temperatura e pressão do refrigerante ao longo do eixo do canal para a análise 2

Os perfis da temperatura e da velocidade na direção radial foram também avaliados para diferentes comprimentos do canal como se observa na Figura 7.41. A temperatura na saída do canal foi de 1402,2 K com erros relativos comparados com o 2D de 0,31% para todas as malhas. Os valores máximos das velocidades localizadas na região do refletor inferior foram de 53,75; 53,76 e 53,79 m/s com erros relativos de 0,11% para a malha hexaédrica, 0,10% para a tetraédrica e 0,04% para a malha poliédrica comparados com o modelo 2D.

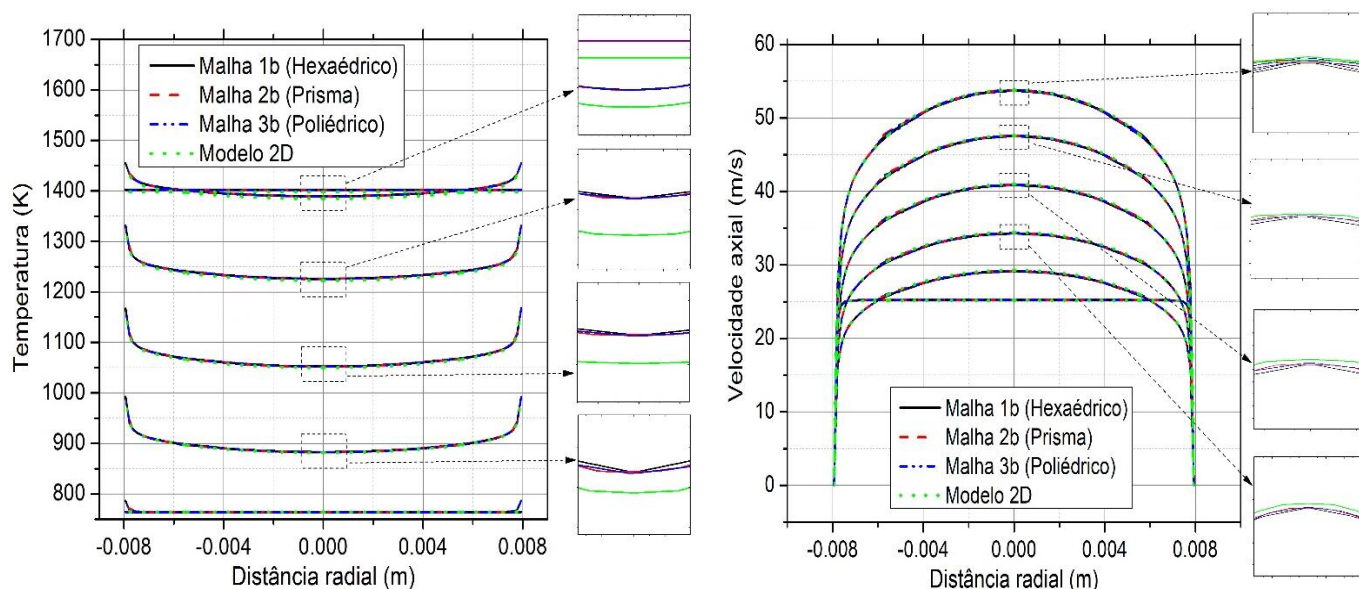


Figura 7-41 Perfis da temperatura e da velocidade em diferentes comprimentos do canal para a análise 2.

A temperatura na parede do canal foi avaliada, sendo que o comportamento foi semelhante para as malhas como pode ser observado na Figura 7.42. Os valores do fluxo na parede apresentam erros relativos máximos comparados com o modelo 2D de 0,22% para todas as malhas e os mesmos valores do fluxo da condição de contorno do modelo 3D (visto

na equação 5.4 da metodologia). A temperatura na parede do canal chegou a um valor máximo de 1473,5 K para todas as malhas; na região do refletor inferior diminui até se estabilizar em um valor fixo de 1402,2 K com erros relativos de 0,53% comparados com o modelo 2D para todas as malhas.

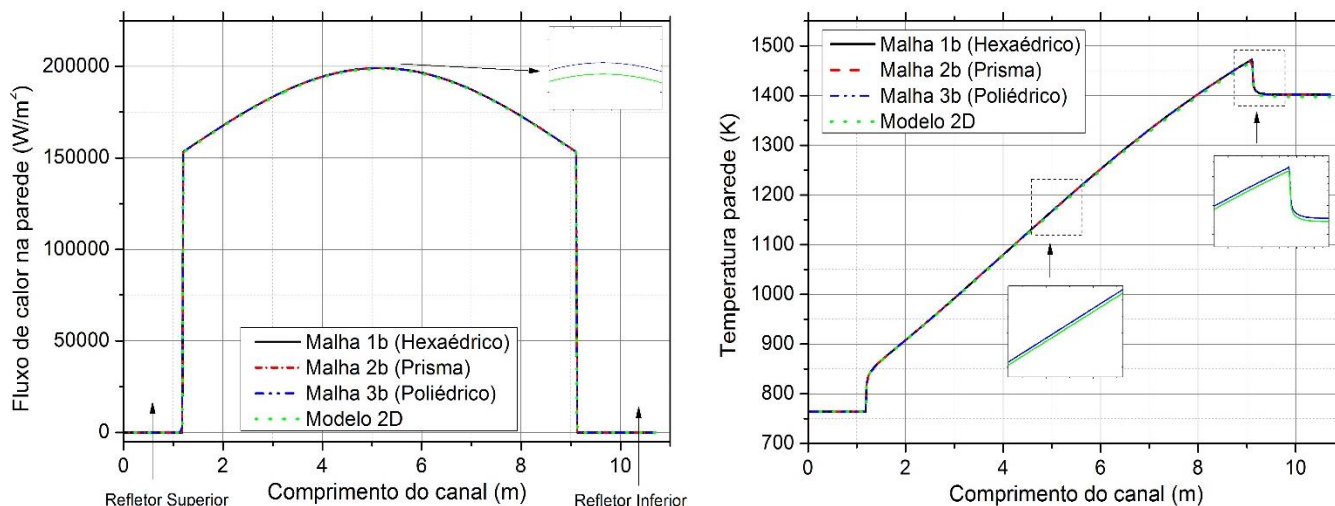


Figura 7-42 Fluxo de calor e temperatura na parede do canal para a análise 2.

Os resultados encontrados no estudo 3D foram validados com a análise 2D. O estudo da influência da malha com elementos do mesmo tamanho mostrou que a malha 1a (hexaédrico) obteve melhor economia e custo computacional na modelagem comparada com as malhas tetraédrica e poliédrica como foi possível observar nas Figuras de 7.31 a 7.38. Os resultados da análise 1 tiveram erros relativos comparados com a análise 2D na maioria dos parâmetros menores a 2%.

Normalmente as simulações 3D são mais realistas que as 2D porque podem fornecer mais gradientes ao longo da direção 3D que no conceito 2D que é considerado infinitamente estendido. Dessa maneira, as simulações 2D são suficientes para se obter os dados essenciais do escoamento, mas não são suficientes em simulações mais realistas, portanto é necessário identificar as direções dos gradientes espaciais das variáveis de interesse em seu domínio e, em seguida, decidir se é necessária uma simulação 2D ou 3D. Se uma quantidade não está mudando em uma direção específica, é possível desprezar essa dimensão e optar por 2D. Nesse estudo foi constatado que a condição de contorno do fluxo de calor nas paredes do canal não foi muito realista na análise 2D em comparação ao estudo 3D. Isto resultou em erros relativos na maioria dos parâmetros entre 0,2 e 2,5%, mas, no entanto esse intervalo é menor que os valores recomendados na validação no CFD.

O estudo da variação do tamanho axial da malha mostrou que os resultados da malha 2a (prisma) não variam significativamente com os resultados da malha 1a (hexaédrico) como foi observado nas Figuras 7.39 a 7.42. Quando comparadas as duas análises da malha observam-se erros relativos na maioria dos parâmetros menores que 0,3%. Isso será de muita importância para melhorar a eficiência da simulação e o custo computacional envolvido, o qual ajudará na economia da malha para as análises da transferência de calor.

Os diferentes tipos de malhas geradas em 3D apresentaram vantagens e desvantagens relacionadas ao custo, eficiência para soluções de escoamento e automação da geração de malhas como se observou anteriormente. Elementos tetraédricos e poliédricos podem se encaixar melhor em geometrias complexas, no entanto se a geometria for simples, a melhor opção para criar a malha é com elementos hexaédricos. Caso não seja possível, devido a geometrias curvas, ângulos agudos ou similares, então, para criar malhas eficientes, os modelos de criação devem ser com "hexaédrico-dominante" o qual inclui outras formas geométricas para compor a malha.

No entanto é importante ressaltar que a escolha adequada do tipo de elementos da malha irá depender do domínio e da física a ser simulada. Há casos em que a malha tetraédrica é mais precisa com os dados experimentais. No caso do domínio 3D analisado foi verificado um número maior de elementos com a mesma precisão que nas malhas hexaédrica e poliédrica, portanto, depende do que deve ser simulado. No caso da malha poliédrica é bem mais rápido dependendo do tamanho do elemento; nesse estudo foi obtido um custo computacional um pouco maior em relação aos elementos hexaédricos.

7.2.3 Estudo distribuição de calor

As malhas mais adequadas segundo os dados simulados anteriormente foram as 1a e 1b com elementos hexagonais (com parâmetros de qualidade nos intervalos recomendadas nos manuais do FLUENT) as quais representam adequadamente o domínio computacional 3D do escoamento do fluido nas regiões do refletor superior, inferior e da região ativa com uma eficiência, economia, precisão e o custo computacional envolvido na simulação. As malhas 1a e 1b apresentaram resultados semelhantes em todas as regiões, no entanto a malha 1b teve um custo computacional menor em comparação à malha 1a; portanto a malha 1b servirá de referência para o estudo posterior.

Como nos canais onde flui o refrigerante no núcleo do reator existe uma distribuição de potência radial, onde nas regiões centrais do núcleo têm-se as maiores distribuições de potência em comparação com as partes centrais e externas, três perfis de distribuição de temperatura no canal foram estudados para analisar estas regiões, descritas na metodologia. Uma região que representa os canais que têm maior temperatura denominado canal quente e aquelas que têm a maior distribuição de potência radial; uma que representa os canais mais comuns denominado canal médio e aquelas que representariam o escoamento de *bypass* com uma distribuição de calor uniforme.

Para estudar a distribuição de potência em diferentes regiões do núcleo, foram avaliadas as temperaturas no refrigerante e na parede do canal, a queda de pressão e a vazão ao longo do canal, para os perfis de temperatura ao longo da parede que representa canais em alguma região do núcleo do reator como foi descrito anteriormente.

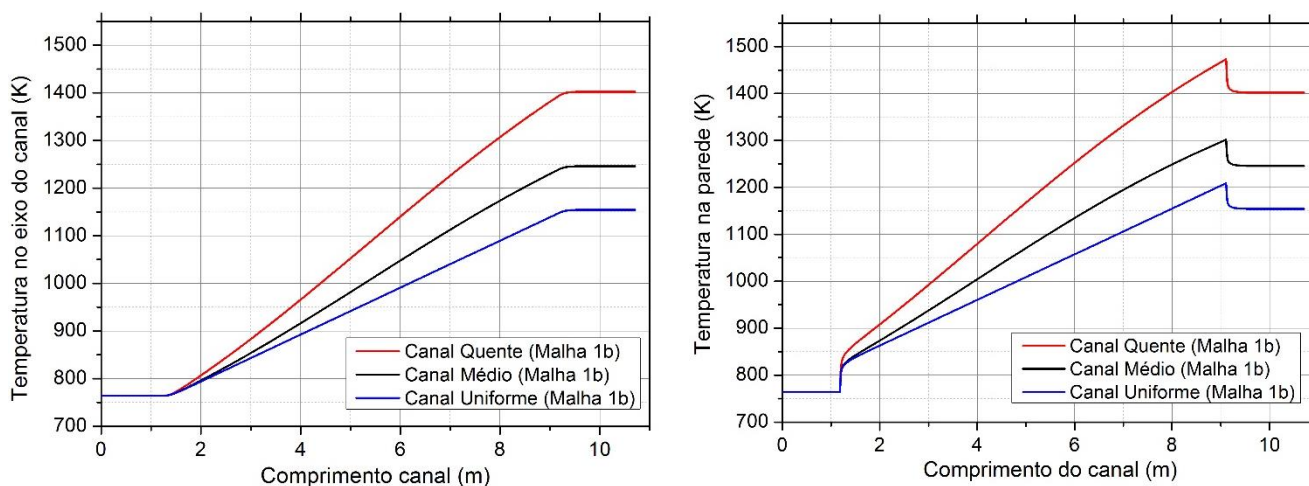


Figura 7-43 Temperatura no refrigerante no eixo do canal e na parede para as três distribuições de calor.

A temperatura do refrigerante vai aumentando à medida que o refrigerante atravessa o canal; na parte superior do refletor axial se mantém a temperatura de entrada; depois o refrigerante é aquecido na região ativa, portanto aumentando a temperatura até chegar à região do refletor axial inferior onde a temperatura se mantém na saída do canal. Este comportamento da temperatura ao longo canal foi o mesmo para as três distribuições de temperatura como se observa na Figura 7.43. No entanto a temperatura máxima foi localizada na região do refletor axial inferior que corresponde à distribuição de calor no canal quente. Os valores das temperaturas na saída do canal para as três distribuições de temperatura foram de 1402,2 K para o quente, 1246,0 K para o médio e 1154,4 K para o uniforme.

A temperatura na parede do canal foi avaliada nos refletores axiais superior e inferior onde as temperaturas se mantiveram uniformes. Na região ativa o incremento da temperatura foi maior em relação à temperatura no eixo do canal como era de se esperar, já que a potência do reator foi ponderada e imposta como condição diretamente na parede ativa do canal. As temperaturas máximas na parede para as três distribuições de temperatura estão localizadas na saída da região ativa como é possível observar nas Figuras 7.43 e 7.44.

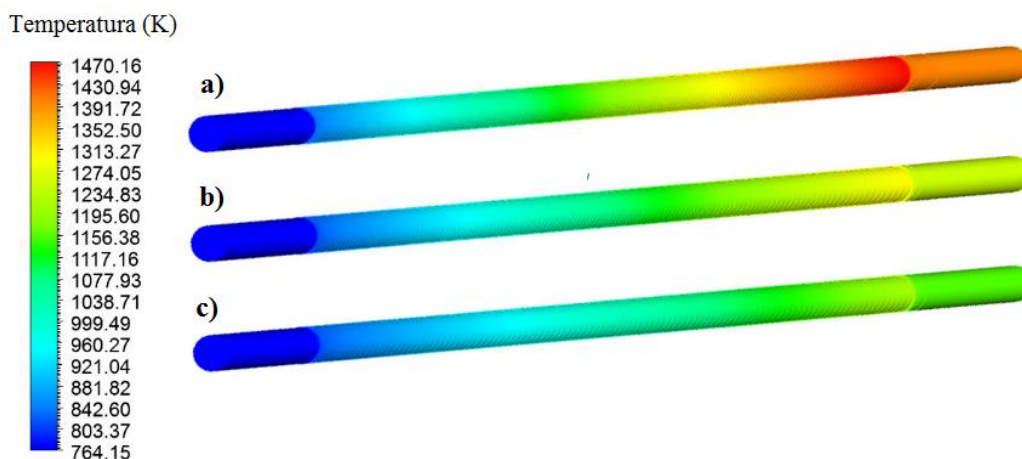


Figura 7-44 Distribuição da temperatura na parede canal refrigerante para: a) canal quente, b) canal médio e c) canal uniforme.

Os perfis de velocidade se desenvolvem à medida que o refrigerante escoar no canal, desde uma velocidade uniforme na entrada do canal até chegar a um perfil do tipo logarítmico. À medida que vai aumentando a temperatura ao longo da região ativa, o perfil velocidade do refrigerante no canal vai aumentando, com velocidades máximas encontradas para a distribuição de calor quente e as menores para a distribuição uniforme como se observa na Figura 7.45.

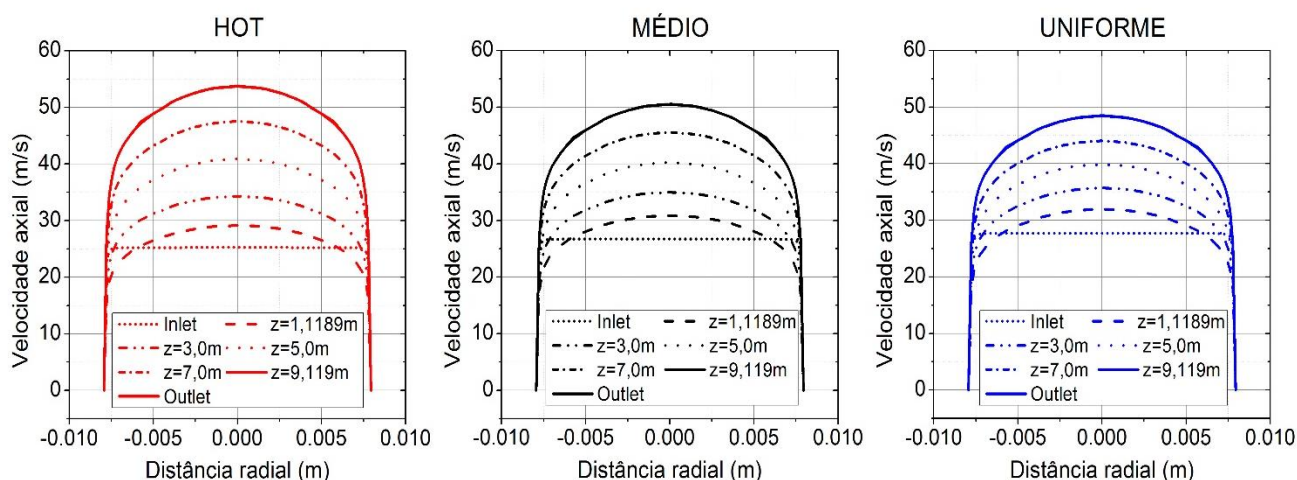


Figura 7-45 Perfis da velocidade ao longo do canal em diferentes comprimentos para o canal quente, médio e uniforme.

As velocidades máximas estão localizadas no eixo do canal, na região do refletor inferior (entre 9,119 m e à saída do canal) e tiveram valores de 53,8, 50,6 e a 48,6 m/s para o canal quente, médio e uniforme respectivamente como se observa nas Figuras 7.45 e 7.46.

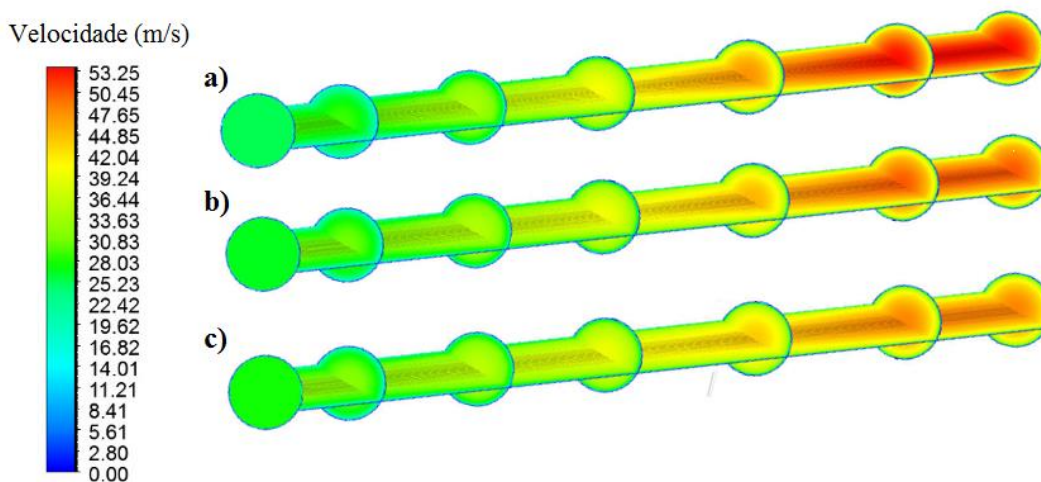


Figura 7-46 Velocidade ao longo do canal refrigerante para: a) canal quente, b) canal médio e c) canal uniforme.

As condições de contorno para a vazão foram baseadas na especificação de uma queda de pressão através do núcleo ativo mais as seções refletoras superior e inferior (sem combustível) onde a transição de bloco para bloco não cria uma queda de pressão. Se as condições de contorno da vazão pudessem ser especificadas usando uma determinada taxa da vazão, o cálculo para determinar a temperatura de saída do canal envolveria uma expressão algébrica simples que representa o equilíbrio de calor. No entanto, devido à especificação da condição de contorno da vazão definida por uma queda de pressão, as taxas de vazão através

dos vários canais são funções do atrito da parede ao longo de cada canal, que, por sua vez, são funções do número de Reynolds.

Embora os escoamentos não possam ser totalmente validados, o atrito calculado na parede do canal de refrigeração foi comparado com correlações empíricas, bem estabelecidas na literatura e descritas na metodologia do canal 2D e no Anexo, e corrigidas devido às variações das propriedades termo-físicas com a temperatura, para avaliar a adequação dos modelos físicos da turbulência e da camada limite empregados no cálculo da tensão de cisalhamento na parede como se observa na Figura 7.47, que foi um fator chave na determinação da vazão do refrigerante nas passagens do escoamento.

Na Figura 7.47 é apresentado o gráfico das tensões de cisalhamento na parede do canal versus a profundidade do núcleo obtidos na simulação CFD e dos dados obtidos a partir das correlações empíricas mencionadas. Constatou-se que os resultados alcançados com o modelo $k - \varepsilon$ e o tratamento na parede com distância adimensional y^+ menores que 5, guardam bastante semelhança com os valores das correlações, sendo que a diferença máxima entre os resultados CFD do modelo e das correlações foi de 3,9%.

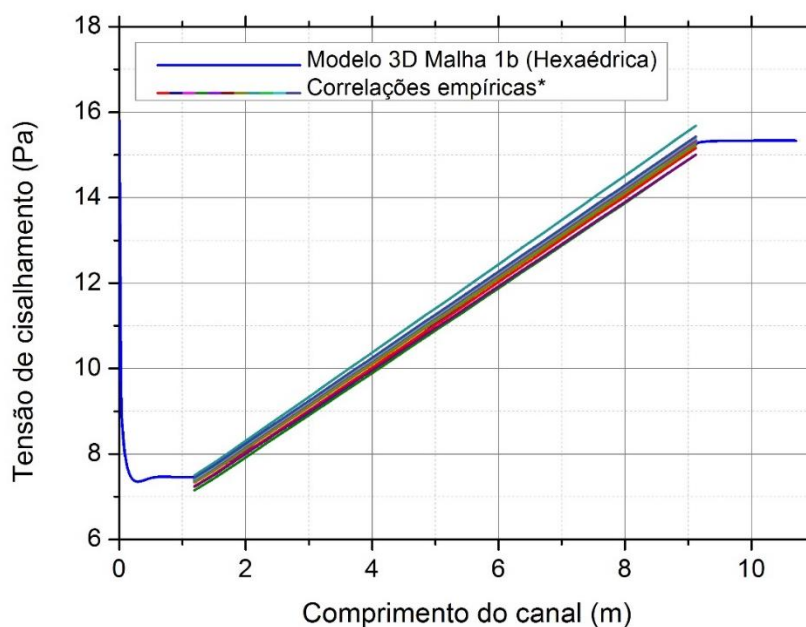


Figura 7-47 Validação da tensão de cisalhamento na parede do canal com correlações empíricas.

Esta parte da investigação envolveu o estudo de um único canal de refrigeração com condições de contorno térmicas e vazão especificadas (como queda de pressão). Para a condição de contorno térmica, o fluxo de calor é especificado na parede. Como a

especificação de fluxo de calor é feita para a condição de contorno térmica, não houve necessidade de especificar coeficientes de transferência de calor para resolver o problema.

O núcleo do reator está composto de blocos combustíveis com canais maiores e menores de refrigeração (102 maiores e 6 menores para o bloco combustível padrão), onde os canais menores estão localizados no centro do bloco onde não existe pinos de combustível, de modo que a temperatura do refrigerante nos canais menores foi considerada menor do que a dos canais maiores. Dessa maneira, a abordagem para calcular a taxa de vazão em um único canal foi determinada ponderando a potência do reator nas paredes dos canais como se todos fossem canais maiores. Os valores das temperaturas de saída e da taxa vazão do refrigerante ao longo do canal são mostrados na Tabela 7.1.

Tabela 7-1 Resultados principais do estudo 3D de um único canal de refrigeração, para uma queda de pressão de 5 psi e três distribuições de calor

Parâmetros	Modelo 3D		
	Quente	Médio	Uniforme
Temperatura de saída do canal (K)*	1404,16	1245,96	1154,42
Temperatura máxima na parede do canal (K)**	1473,45	1301,88	1209,40
Vazão ao longo do canal (g/s)	21,749	23,040	23,883

*Temperatura média na saída do canal, **Temperatura no ponto máximo.

Na operação normal no núcleo, as máximas densidades de potência farão com que haja transferência de calor para regiões de menor densidade de potência. Este efeito não é contabilizado nos modelos do canal 2D e 3D descritos, já que a potência do reator foi ponderada diretamente na superfície de todos os canais de refrigeração e imposta como condição na parede do canal com os perfis de distribuição que represente as máximas densidades de potência que foi o canal quente. No entanto, este efeito causará uma diminuição na transferência de calor para o canal quente como será observado nas análises de transferência de calor acoplada. Assim, as simulações numéricas limitarão a temperatura máxima da saída do canal quente.

O estudo no canal quente determinou e limitou a temperatura máxima de saída do refrigerante no canal que atende à preocupação das altas temperaturas do refrigerante que saem para o *plenum* inferior como jatos, chamados de *hot streaking* que afetariam adversamente os materiais no *plenum* inferior.

7.3 Estudo da transferência de calor

Uma análise termo-hidráulica tridimensional (3D) de toda a região do núcleo do reator GT-MHR exigirá recursos de computação massivamente paralelizados e pode levar semanas a meses para ser concluída (POINTER e THOMAS, 2010). Esse longo tempo de computação e grandes requisitos computacionais não são necessariamente causados pela condução de calor 3D nos blocos de grafite nuclear e nos compactos de combustível no núcleo, mas sim pela simulação 3D de dinâmica de fluidos computacional (CFD) do escoamento de hélio nos canais de refrigerante, e por seu acoplamento térmico à condução de calor 3D no grafite circundante e nos combustíveis compactos.

Tal abordagem computacional é impraticável para uma análise interativa completa do núcleo. Assim, substituir a simulação 3D do escoamento do hélio nos canais de refrigeração por uma análise 3D de uma única célula unitária hexagonal é uma alternativa para a abordagem da análise termo-hidráulica do reator. A motivação para essa parte do trabalho é reduzir o tempo de simulação e os requisitos computacionais de uma análise termo-hidráulica de toda a região do núcleo, sem comprometer a precisão dos cálculos, e principalmente validar a transferência de calor. Tais cálculos serão comparados com correlações do número de Nusselt para a transferência de calor por convecção turbulenta nos canais de refrigeração no núcleo do reator.

Baseado na análise da malha para a análise turbulenta do canal no domínio 3D, observou-se que a malha que apresentava uma boa qualidade e resultados aceitáveis foi a malha hexaédrica. Além de escolher a malha que teve o menor custo computacional, portanto, optou-se em gerar a malha para essa análise de transferência de calor conjugada para a célula unitária hexagonal com elemento do tipo hexaedros ou hexaédrico-dominante com tratamentos nas paredes de contato fluido-sólido e combustível-sólido.

A malha para a análise da transferência de calor na célula unitária hexagonal tem cerca de 1,73 milhões de elementos; uma malha mais refinada também foi construída e utilizada para obter resultados para verificar a independência da malha. A malha mais fina continha 7,25 milhões de elementos. As diferenças na vazão total, temperaturas médias de saída do canal de refrigeração e temperaturas máximas do combustível foram todas inferiores a 0,5%, de maneira que a malha usada para todos os cálculos posteriores foi a de 1,73 milhões de

elementos pela economia na malha e tempo computacional. As duas malhas são mostradas na Figura 7.48.

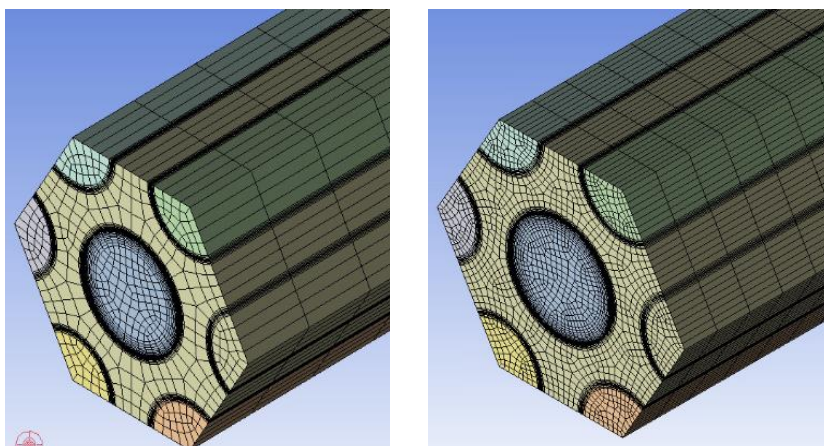


Figura 7-48 a) Malha utilizada para estudo da transferência de calor e b) malha refinada para verificar a independência da malha.

Uma vez obtida a malha para simular o estudo da transferência de calor conjugada, procurou-se avaliar: o escoamento turbulento ao longo do canal refrigerante nas regiões dos refletores axiais e na região ativa vista na seção 7.3.1, a transferência de calor dos combustíveis compactos para o grafite do bloco combustível e em seguida para os canais de refrigeração conforme apresentado na seção 7.3.2.

O modelo de célula unitária considera apenas uma região regular hexagonal no interior dos elementos combustíveis na qual estão contidos um canal refrigerante ao centro, e mais seis terças partes de canais combustíveis, instalados em cada um dos vértices da célula unitária. Embora o modelo seja um método simples, é muito útil para entender alguns aspectos básicos da transferência de calor no elemento combustível.

Diferentes parâmetros foram avaliados ao longo do canal para estudar o escoamento turbulento e a transferência de calor dos combustíveis compactos para o canal refrigerante, a fim de verificar se os modelos físicos no escoamento e na transferência de calor estão corretamente descritos com a especificação da fonte de calor como a condição de contorno térmico nos volumes dos combustíveis onde o calor gerado é removido apenas pelo refrigerante. Foi utilizado o modelo de turbulência $k-\epsilon$ padrão (que apresentou maior precisão nos resultados como foi visto na análise 2D e 3D) e para a maior distribuição de calor imposta nos combustíveis compactos (ou seja, para o canal quente) para uma queda de pressão 5 psi (a qual foi escolhida devido aos resultados da análise em 2D).

Parâmetros na parede do canal refrigerante foram avaliados a fim de verificar se os modelos físicos na camada limite estão corretamente descritos além de verificar outros parâmetros ao longo do canal como os perfis temperatura e velocidade e queda de pressão no escoamento do refrigerante. Também foram avaliados parâmetros como a temperatura nos combustíveis compactos (na região central e na superfície) e os fluxos de calor na superfície dos combustíveis compactos e na superfície do canal refrigerante. Todos os cálculos do modelo da célula unitária foram comparados com os resultados encontrados nos modelos do canal 2D e 3D.

7.3.1 Análise do escoamento

No escoamento do refrigerante ao longo do canal no centro da célula unitária hexagonal foram avaliadas a tensão de cisalhamento e a distância adimensional y^+ na parede do canal. Na medida em que o refrigerante vai atravessando o canal de refrigeração na célula unitária, o escoamento vai se desenvolvendo completamente turbulento na região da entrada do refletor inferior, onde a tensão de cisalhamento diminui rapidamente e se estabiliza em um valor constante até chegar à região onde o calor gerado devido às fissões nas seis terças partes de combustíveis compactos em cada um dos vértices da célula unitária, é transferido para o grafite e logo para o canal. A tensão de cisalhamento nesta região vai aumentando até atingir o valor máximo na saída da região ativa; depois a tensão estabiliza novamente em um valor uniforme na região inferior. O comportamento da tensão de cisalhamento ao longo do canal pode ser observado na Figura 7.49.

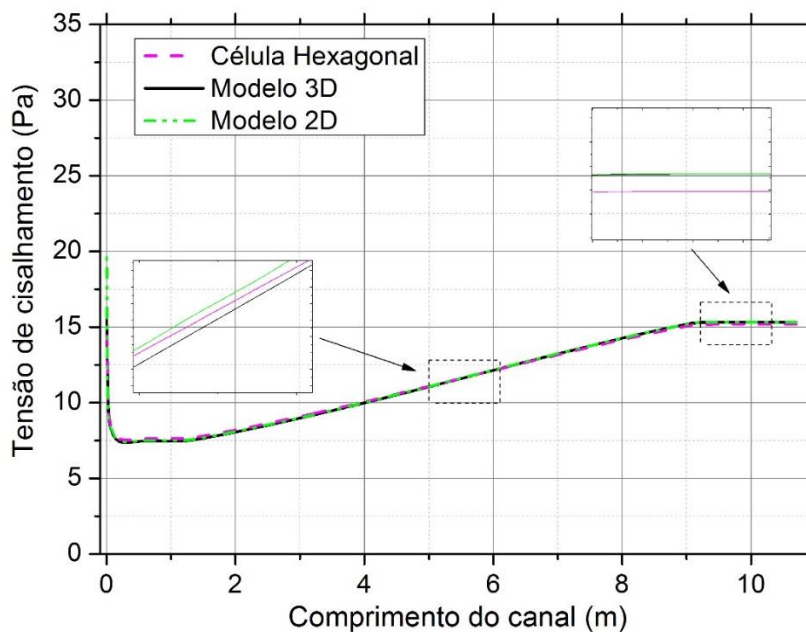


Figura 7-49 Tensão de cisalhamento ao longo da parede do canal da célula unitária.

Os resultados da tensão de cisalhamento encontrados no modelo da célula unitária foram comparados com os encontrados no estudo do canal 2D e 3D, sendo que os comportamentos nos três estudos foram semelhantes, com erros relativos máximos encontrados de 1,7% em relação ao 2D e de 2,1% em relação ao 3D.

No caso da distância adimensional y^+ , uma estratégia é recomendada ao lidar com escoamentos turbulentos como proposto por Gerasimov (2006), em que são significativamente afetados pela presença de paredes; as regiões afetadas pela viscosidade têm grandes gradientes nas variáveis da solução e a apresentação precisa da região próxima à parede determina uma previsão bem sucedida de escoamentos turbulentos limitados por paredes. Isso auxilia na seleção do tratamento próximo à parede mais adequado (funções de parede ou modelagem próxima à parede) e o modelo de turbulência correspondente com base na distância adimensional y^+ . O modelo de turbulência $k-\epsilon$ padrão com tratamento melhorado na parede foi o mais adequado para estudar o escoamento turbulento ao longo do canal de refrigeração na célula da mesma forma que nos estudos do canal 2D e 3D.

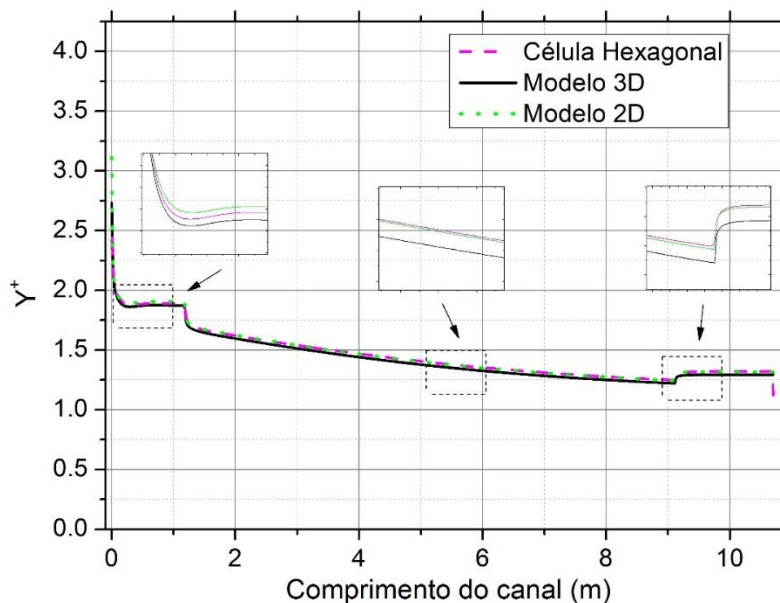


Figura 7-50 Distância adimensional y^+ ao longo da parede do canal da célula unitária.

Foram encontrados valores inferiores a 5 para a distância dimensional y^+ ao longo da parede de todo o canal como se observa na Figura 7.50, como recomendado no manual do FLUENT (resolvendo a camada limite na região da subcamada viscosa). À medida que o refrigerante atravessa o canal de refrigeração, os valores de y^+ vão diminuindo ao longo do canal inteiro, onde apresentam regiões em que se mantêm constantes como nos refletores axiais superior e inferior. Como o y^+ depende principalmente da tensão de cisalhamento e, por sua vez da viscosidade, para um incremento na temperatura do refrigerante, o y^+ vai diminuindo; portanto o escoamento turbulento ao longo do canal considerando o tratamento da parede ficaria com valores menores que 5 o qual é suficiente para esse estudo em elevadas temperaturas.

Outros parâmetros do escoamento ao longo do canal na célula unitária também foram avaliados como: o fluxo total de calor na superfície do canal, a distribuição da temperatura e a queda de pressão ao longo do canal, assim como a distribuição da velocidade em diferentes comprimentos do canal.

O fluxo total de calor na superfície do canal devido à contribuição das seis terças partes de combustíveis compactos (localizados em cada um dos vértices da célula unitária) foi avaliado na região ativa, e nas regiões dos refletores axiais superior e inferior como se observa na Figura 7.51. O perfil do fluxo de calor tem o mesmo comportamento que a condição de contorno nos volumes dos combustíveis compactos, onde o perfil é do tipo senoidal na região ativa e nulo nos refletores superior e inferior. O fluxo total na parede canal

refrigerante na célula unitária foi menor comparado aos dos modelos do canal 2D e 3D. Isso se deve à potência do reator distribuída nos volumes dos combustíveis compactos (considerando o efeito da transferência de calor ao longo do combustível e da matriz de grafite) com a diferença que nos modelos 2D e 3D a potência foi distribuída diretamente nas superfícies do canais, de maneira que o fluxo de calor foi superestimado nos modelos 2D e 3D (além de o fluxo na parede ser representado de maneira mais realista no modelo 3D do que no 2D). O fluxo de calor total no canal da célula unitária alcançou erros relativos máximos comparados aos dos modelos 2D e 3D de 8,4% e 8,6% respectivamente.

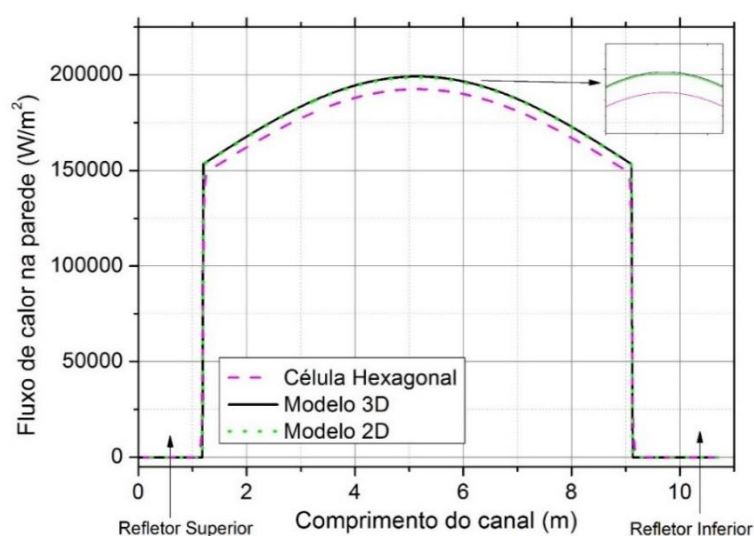


Figura 7-51 Fluxo de calor total na superfície do canal na célula unitária.

O fluxo de calor total na superfície do canal na célula unitária é removido pelo escoamento do refrigerante como se pode apreciar na Figura 7.52. Parâmetros como a temperatura na parede e no eixo do canal foram avaliados a fim de estudar a distribuição da temperatura ao longo do canal.

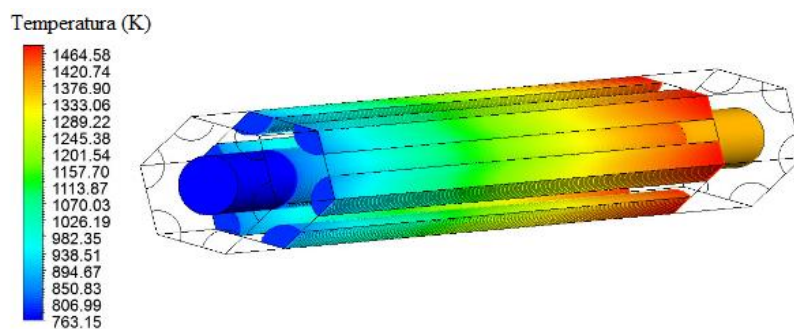


Figura 7-52 Distribuição da temperatura ao longo do canal devido a transferência de calor dos combustíveis compactos.

A temperatura na parede do canal se manteve uniforme na região do refletor superior; na região do fluxo de calor a temperatura vai aumentando de maneira linear até chegar ao refletor inferior onde a temperatura se estabiliza (temperatura de saída do refrigerante). À medida que o calor é transferido da parede para o centro do canal, a temperatura no eixo do canal fica menor em comparação à da parede como se observa na Figura 7.53. A distribuição da temperatura no eixo é semelhante à da parede onde é uniforme nas regiões dos refletores superior e inferior, e linear na região do fluxo de calor.

Os valores de temperaturas no eixo e na parede do canal na célula unitária foram comparados com os valores encontrados no estudo do canal 2D e 3D, onde as temperaturas na célula foram menores em relação às dos modelos 2D e 3D, devido ao fluxo de calor imposto nos estudos 2D e 3D ter sido superestimado. As temperaturas de saída, no eixo e na parede do canal, foram 1373,6 para célula unitária, e de 1402,2 K para o modelo 3D (com uma diferença de 0,2% em relação ao modelo 2D).

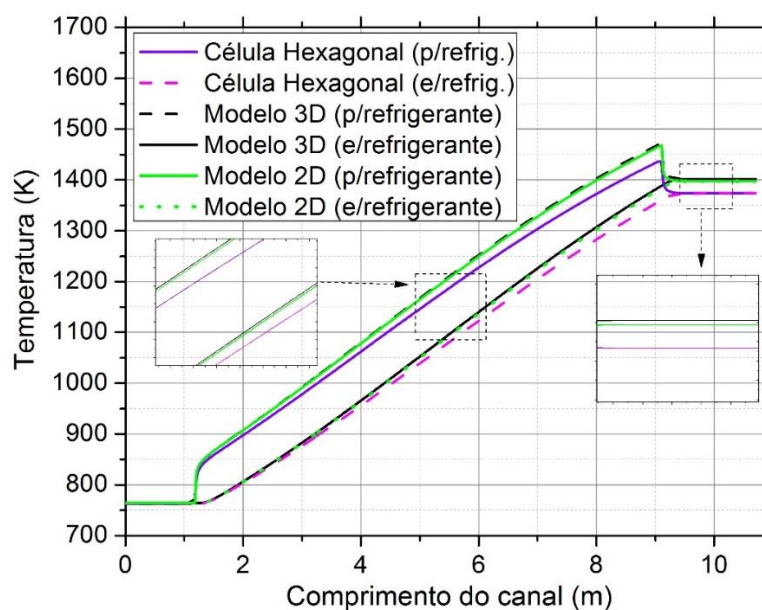


Figura 7-53 Comportamento da temperatura no eixo e na parede do canal devido ao fluxo total de calor.

O calor é transferido da parede para o refrigerante, onde a temperatura é máxima na parede e depois vai diminuindo até chegar ao eixo do canal como se observa na Figura 7.54 para os diferentes comprimentos axiais do canal.

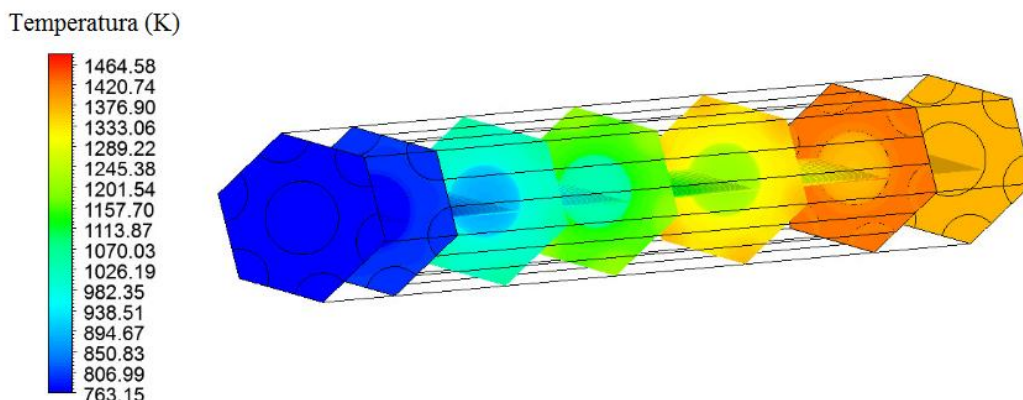


Figura 7-54 Distribuição da temperatura para diferentes comprimentos do canal.

Na Figura 7.55 se observa a distribuição da temperatura em diferentes comprimentos ao longo do canal, na entrada, saída e comprimentos intermediários (1,189 m, 3 m, 5 m, 7 m e 9,119 m). A temperatura na parede e no eixo vai aumentando até chegar à região do refletor inferior onde se localizaram os maiores valores no eixo e na parede de 1373,6 e 1436,7 K respectivamente (a 4,3 cm antes de chegar ao refletor inferior). O perfil da temperatura na direção radial para os diferentes comprimentos foi comparado com os encontrados nos modelos 2D e 3D. O resultado foi que a temperatura em cada comprimento axial foi menor porque o fluxo foi superestimado nos modelos 2D e 3D.

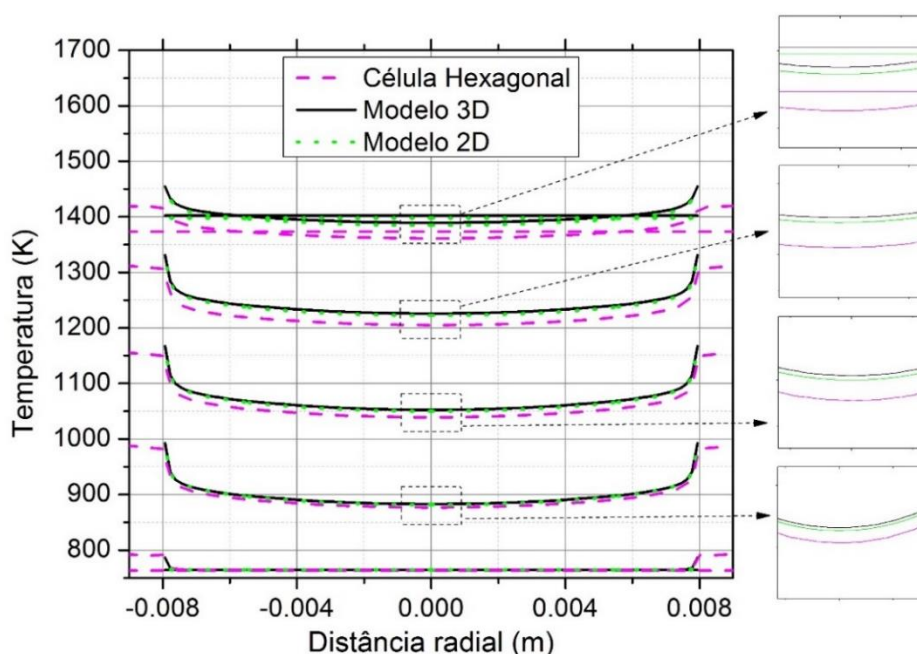


Figura 7-55 Perfil da temperatura na direção radial na célula unitária para diferentes comprimentos do canal.

Os perfis de velocidade se desenvolvem à medida que o escoamento do refrigerante remove o calor da superfície do canal da célula unitária, desde um perfil uniforme de

velocidade na entrada do canal até chegar a um perfil do tipo logarítmico quando o escoamento se desenvolve completamente turbulento na região do refletor superior como se observa na Figura 7.56.

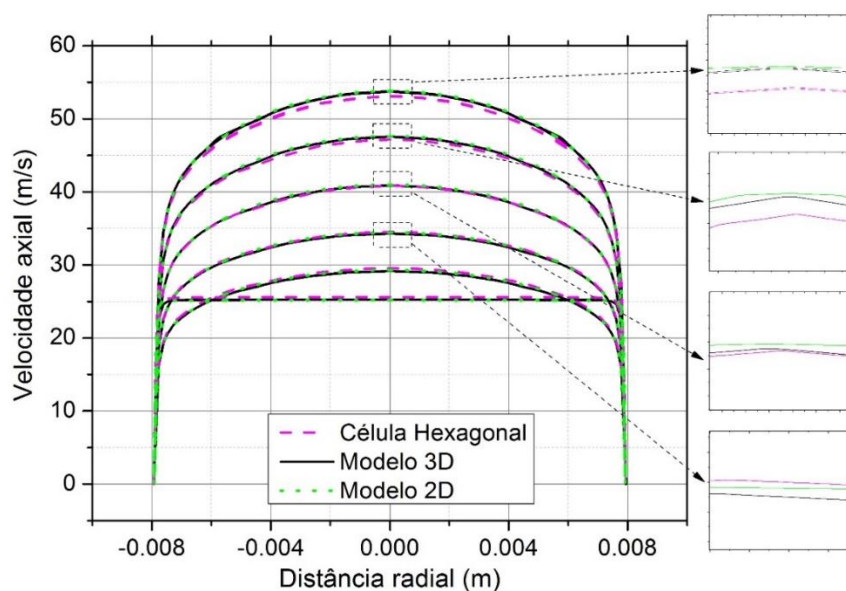


Figura 7-56 Perfis da velocidade para diferentes comprimentos ao longo do canal para a célula unitária.

Os perfis logarítmicos da velocidade vão aumentando ao longo do canal (comprimentos a partir da entrada até a saída: 1,189 m, 3 m, 5 m, 7 m, 9,119 m) devido ao incremento da temperatura no refrigerante, onde a velocidade máxima de 53,1 m/s está localizada na região do refletor inferior. Os perfis da velocidade nos diferentes comprimentos foram menores em relação aos modelos 2D e 3D devido às diferenças no fluxo de calor. A distribuição da velocidade ao longo do canal para diferentes comprimentos é mostrada na Figura 7.57.

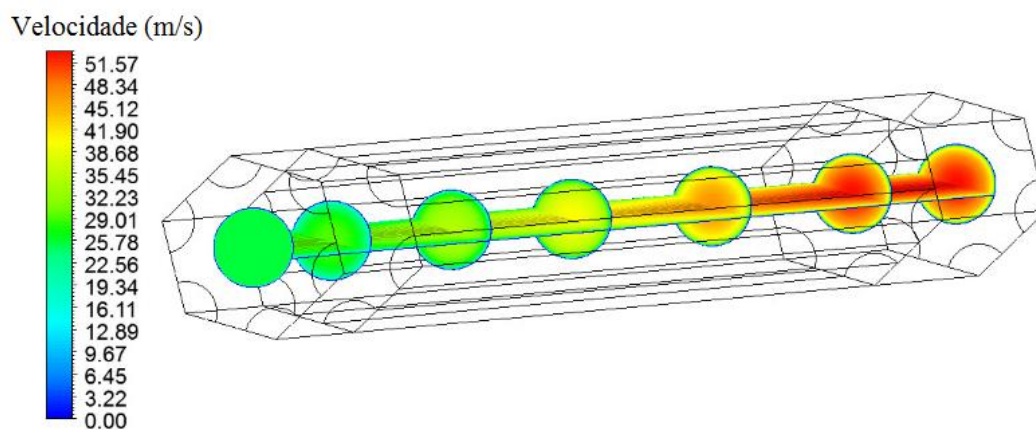


Figura 7-57 Distribuição da velocidade ao longo dos diferentes comprimentos do canal na célula unitária.

A queda da pressão ao longo do canal foi avaliada no eixo do canal, onde vai diminuindo de forma linear desde a entrada na região do refletor superior até na região da saída do refletor inferior como se observa na Figura 7.58. A queda da pressão ao longo do canal foi menor em comparação aos modelos 2D e 3D devido à influência do fluxo de calor.

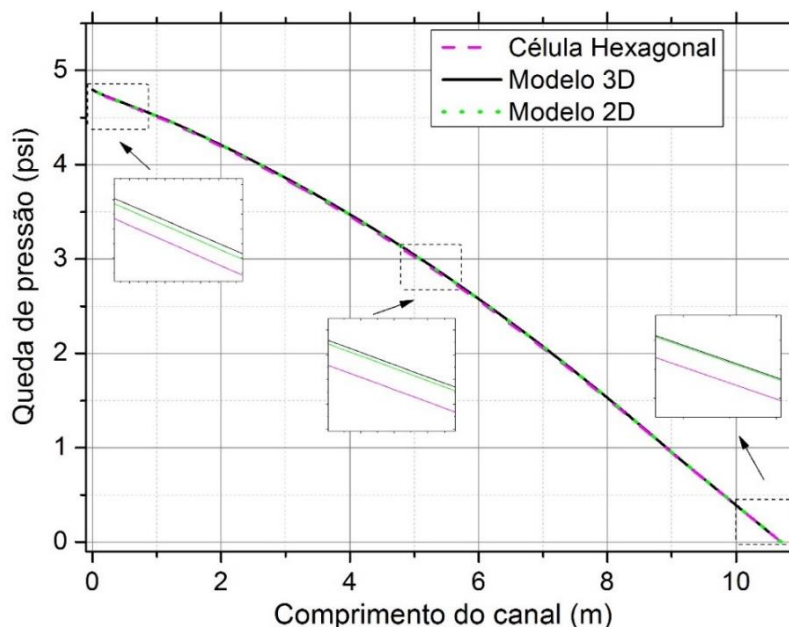


Figura 7-58 Queda da pressão ao longo do eixo do canal na célula unitária.

Como se viu na metodologia do canal 2D e no anexo, existem várias formulações semi-empíricas que foram desenvolvidas para modelar a tensão de cisalhamento a partir do fator de atrito. Como o escoamento ao longo do canal não pode ser totalmente validado, o atrito calculado na parede do canal foi comparado com as correlações, corrigidas devido às variações das propriedades termo-físicas com a temperatura. Isso é feito a partir da relação geral entre o fator de atrito f a tensão de cisalhamento dada por $\tau = f \cdot \rho \cdot v^2 / 8$ como se pode observar na Figura 7.59 a fim de avaliar a adequação do modelo físico do escoamento ao longo do canal na célula unitária.

As tensões de cisalhamento obtidas na simulação CFD ao longo da parede do canal de refrigeração na célula unitária, nas regiões dos refletores superior, inferior e da região ativa, foram comparadas com as correlações utilizadas (só na região ativa). As comparações mostraram que o modelo de turbulência e o tratamento na camada limite turbulenta para descrever o desenvolvimento do escoamento turbulento no canal foram os mais adequados junto com a transferência de calor na superfície do canal. A tensão de cisalhamento teve diferença máxima de 3,5% entre os resultados CFD e as correlações.

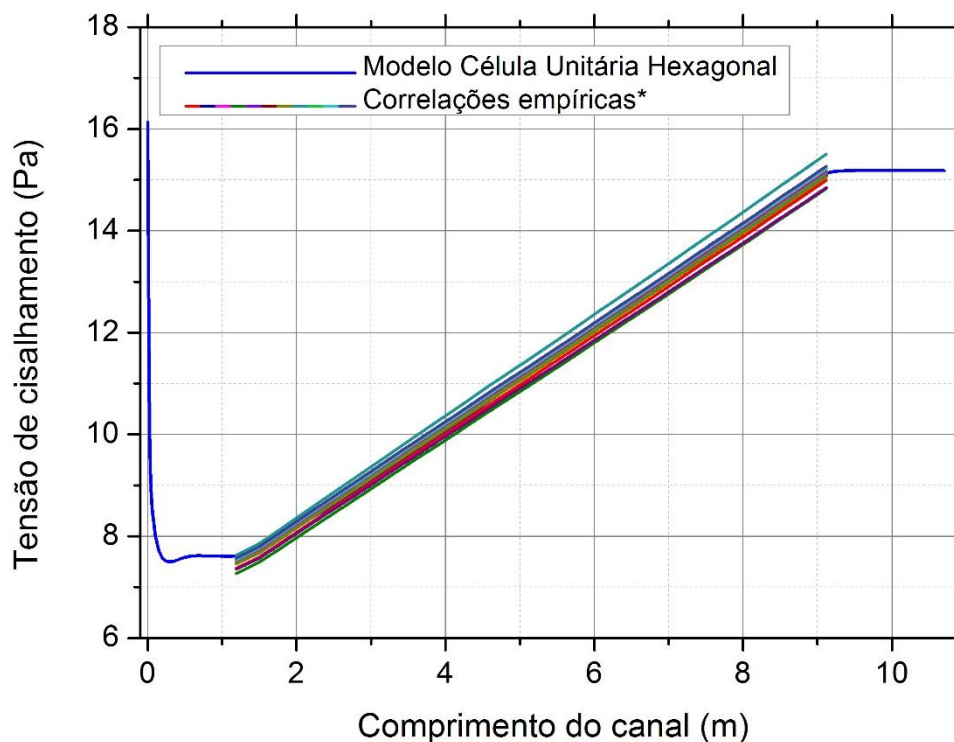


Figura 7-59 Validação da tensão de cisalhamento com correlações empíricas.

7.3.2 Análise da transferência de calor

As seis terças partes dos combustíveis compactos, localizados em cada um dos vértices da célula unitária, transferem a mesma quantidade de calor para a matriz de grafite porque: (1) o calor nos combustíveis compactos somente é transferido dentro da região limitada pela célula unitária hexagonal; isto foi possível impondo condições de contorno de simetrias nas superfícies laterais da célula unitária como foi explicado na metodologia; (2) cada uma das partes do combustível compacto transfere a mesma quantidade de calor porque cada uma tem o mesmo fator de potência radial local imposto através de uma só condição de calor em todo o domínio volumétrico do combustível. Tal suposição foi feita com base em que, como o núcleo do reator está composto por anéis de blocos combustíveis com seu correspondente fator radial, as células unitárias dentro de cada bloco teriam o mesmo fator radial.

O fluxo de calor em diferentes posições na célula unitária foi avaliado a fim de observar a distribuição do calor ao longo de toda a célula unitária. No combustível compacto foi avaliado na superfície de uma parte do combustível, onde o fluxo foi nulo nas regiões dos refletores superior e inferior, e teve o mesmo comportamento senoidal da distribuição de calor volumétrica na região ativa. Na superfície do canal de refrigeração na célula unitária, o fluxo

total de calor devido à contribuição de todos os combustíveis compactos foi avaliado. O fluxo foi nulo nas regiões dos refletores superior e na região ativa foi do tipo senoidal da mesma forma que na superfície do combustível como se pode verificar na Figura 7.60. O fluxo de calor na parede do canal refrigerante foi comparado com os resultados do canal 2D e 3D na seção anterior, onde se encontrou que o fluxo de calor foi superestimado nos modelos 2D e 3D. É possível observar que o fluxo de calor na superfície do combustível foi menor em comparação ao fluxo na superfície do canal. Cabe ressaltar que esse fluxo é devido somente à contribuição de um só combustível e, portanto, é menor do que a contribuição total do fluxo na superfície do canal.

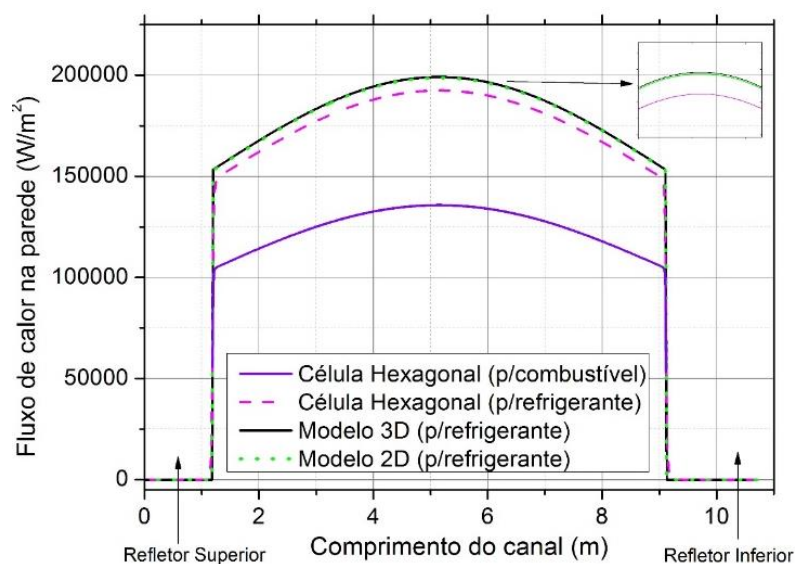


Figura 7-60 Fluxo de calor ao longo do canal de refrigeração e o canal combustível na célula unitária.

O calor transferido desde os combustíveis até o refrigerante é avaliado por meio das temperaturas nas regiões do refletor superior, inferior e na região ativa. As distribuições de temperatura nos combustíveis compactos foram as maiores porque são as fontes de calor; no caso da matriz de grafite a temperatura diminui desde a superfície de contato com o combustível até a superfície do canal de refrigeração. A distribuição da temperatura nos combustíveis compactos, na matriz de grafite e no canal de refrigeração são mostrados na Figura 7.61.

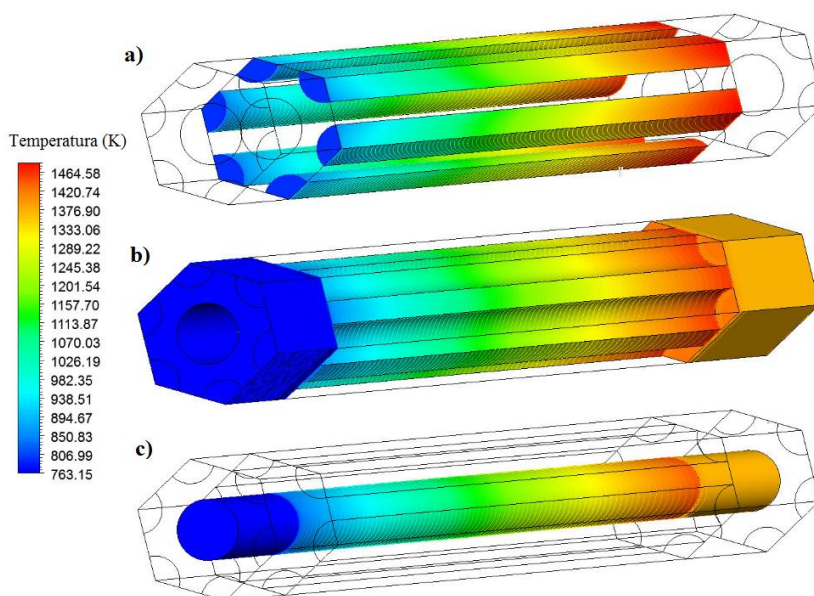


Figura 7-61 Distribuição da temperatura: a) no combustível, b) na matriz de grafite e blocos refletores e c) no canal de refrigeração.

Nas regiões dos refletores superior e inferior as temperaturas se mantiveram uniformes, sendo que no refletor superior se manteve à temperatura de entrada do refrigerante e no refletor inferior se manteve à temperatura de saída. Na região ativa as maiores temperaturas na célula unitária foram localizadas ao longo do eixo do combustível, depois a temperatura foi diminuindo até chegar ao eixo do canal refrigerante onde se encontram as menores temperaturas na célula unitária. As temperaturas máximas encontradas no combustível, na matriz de grafite e no canal refrigerante foram de 1486,4 K, 1447,3 K e 1436,7 K, respectivamente, localizadas na região ativa como se pode observar na Figura 7.62.

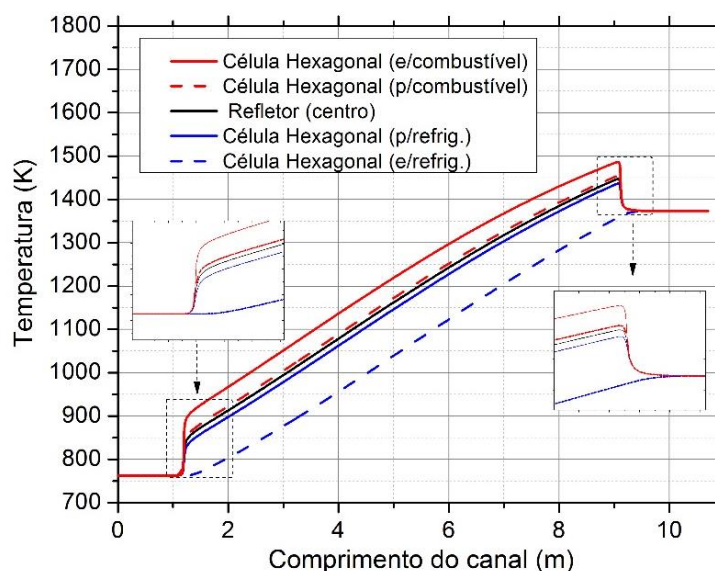


Figura 7-62 Perfil da temperatura ao longo do eixo e da parede para o combustível e canal refrigerante.

A distribuição da temperatura desde o combustível até o refrigerante é mostrada na Figura 7.63. A temperatura máxima no eixo do combustível vai diminuindo até chegar à interface entre o combustível e a matriz de grafite, onde a temperatura diminui lentamente no grafite até chegar à interface entre a matriz de grafite e o refrigerante; a temperatura no refrigerante diminui mais rapidamente até chegar à região do eixo do canal, onde se localizam as temperaturas mínimas na célula unitária. A distribuição da temperatura no refrigerante foi comparada com os estudos do canal 2D e 3D (visto na Figura 7.55).

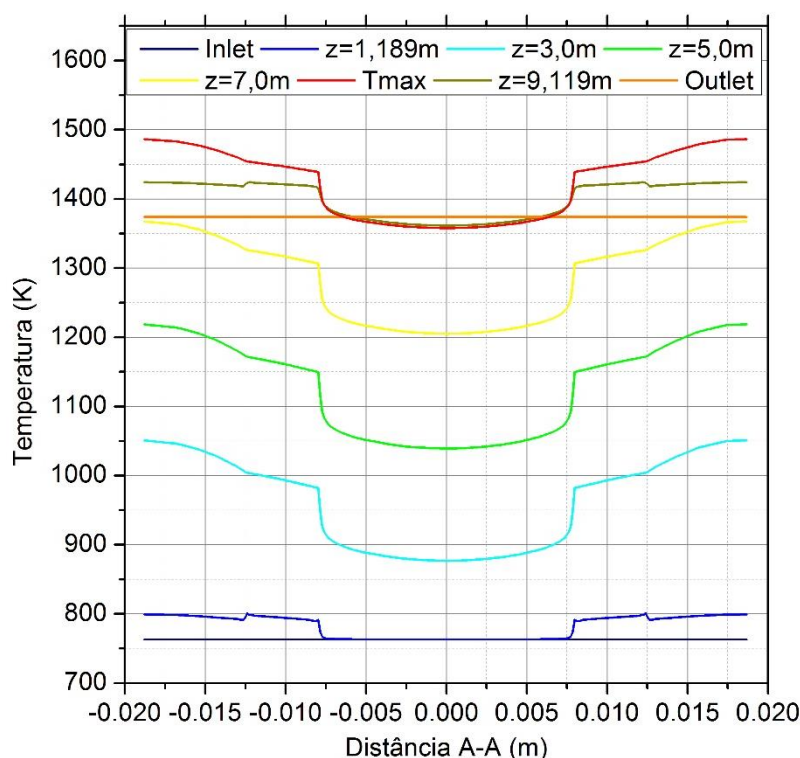


Figura 7-63 Perfil da temperatura entre a distância A-A, de um vértice para outro na célula unitária, em diferentes comprimentos.

Ao longo de diferentes comprimentos, o perfil da temperatura na distância A-A apresentou o mesmo comportamento. Nas regiões da entrada e saída da célula unitária, onde se localizam os refletores axiais, as temperaturas se mantiveram uniformes. Nas interfaces entre os refletores e a matriz de grafite da célula unitária (em 1,189 m e 9,119 m), os perfis da temperatura foram diferentes devido à resistência do contato térmico. As máximas temperaturas na célula unitária foram encontradas na região ativa (a 5,4 cm antes de chegar ao refletor inferior) como se pode observar nas Figuras 7.63 e 7.64.

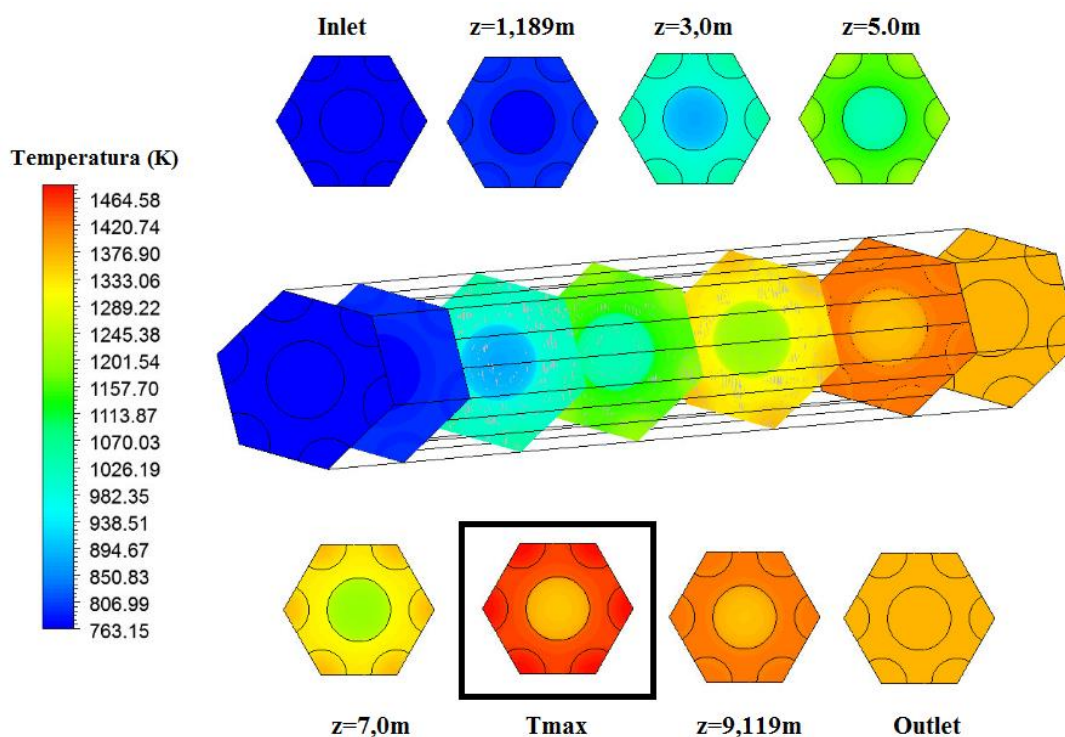


Figura 7-64 Distribuição da temperatura em diferentes comprimentos da célula unitária.

A simulação numérica 3D da transferência de calor conjugada na célula unitária hexagonal com um único canal refrigerante e seis terças partes de canais combustíveis foi realizada para um reator VHTR de tipo prismático. Embora o escoamento e a transferência de calor ainda não possam ser totalmente validados, os parâmetros relacionados ao escoamento do refrigerante no canal foram comparados com os resultados do estudo do canal 2D e 3D, e a validação do escoamento através do cálculo do fator de atrito nos canais de refrigeração foram validados com as correlações empíricas estabelecidas onde se mostrou que os resultados se encontram em uma margem aceitável como visto na Figura 7.59 anteriormente.

Para a análise da transferência de calor, correlações do número de Nusselt para a transferência de calor por convecção turbulenta nos canais de refrigeração foram validadas com os valores calculados. Essas correlações descritas na metodologia estão em termos do número de Reynolds local (Re_b), o número de Prandtl (Pr_b), e das propriedades termo-físicas do hélio calculadas à temperatura local.

Os valores do coeficiente de transferência de calor por convecção turbulenta local na região ativa são determinados em relação ao fluxo de calor local calculado (q'') e pela diferença entre a temperatura na superfície da parede do canal (T_w) e temperatura média no refrigerante (T_b), a partir da equação:

$$h = \frac{q''}{(T_w - T_b)} \quad (7.4)$$

A temperatura na superfície interna local da parede foi calculada a partir do balanço de energia local na interface da parede do canal-grafite. Já a temperatura média, que é um ponto de referência conveniente para avaliar propriedades relacionadas à transferência de calor por convecção, se determina como uma média na região da análise.

Os valores locais do número de Nusselt (Nu) foram calculados a partir dos valores locais do coeficiente de transferência de calor por convecção e das propriedades termo-físicas do hélio calculadas à temperatura local, utilizando a seguinte equação:

$$Nu = \frac{hD}{k} \quad (7.5)$$

Os resultados do número de Nusselt foram comparáveis aos relatados na literatura com base em medições experimentais do coeficiente de transferência de calor local para fluxos de gás em ambientes uniformemente aquecidos. Quando a convecção turbulenta torna-se totalmente desenvolvida na região aquecida no canal, o número de Nusselt local (Nu_{FD}) é independente da distância axial no canal. Tomando em conta o efeito da mistura na entrada à região aquecida, o número de Nusselt local (Nu) vai depender da distância axial. Essas diferenças são levadas em conta nas correlações utilizadas. As correlações para o número de Nusselt foram corrigidas devido às variações das propriedades termo-físicas com a temperatura; de forma semelhante ao que foi considerado para o fator de atrito, essas correções foram feitas pelo método da razão de propriedades (NOBREGA, 2004; SCHLICHTING e KESTIN, 2003).

O número de Nusselt calculado ao longo do canal refrigerante na célula unitária, vai diminuindo no sentido do escoamento do fluido. A mistura do refrigerante que ocorre na entrada da seção aquecida aumenta o coeficiente de transferência de calor turbulento local. O aumento acentuado da taxa de transferência de calor quando o refrigerante entra no núcleo ativo do reator faz com que o escoamento não esteja mais hidrodinamicamente e termicamente completamente desenvolvido.

À medida que o escoamento se desenvolve novamente, o número de Nusselt deixa de ser função da localização e então tem-se o escoamento completamente desenvolvido como se

observa na Figura 7.65. A queda do número de Nusselt é linear ao longo do canal, não variando em função da posição, à exceção da região de entrada e de saída. Na região de entrada, como já explicitado, há o efeito natural da mistura do gás, que aumenta muito o coeficiente de transferência de calor; entretanto, além disso, há outro fator que contribui para alterar o número de Nusselt nessa região, que é o fluxo de calor para o refletor de grafite superior. No caso da entrada do canal, o fluxo de calor para o refletor superior diminui o efeito da mistura do gás no coeficiente de transferência de calor.

Efeito semelhante ocorre na região de saída do núcleo ativo do reator. Embora nessa região não haja a mistura existente na entrada, há o fluxo de calor para o refletor de grafite inferior. Como a energia térmica flui para o refletor inferior, menos energia é fornecida aos canais refrigerantes nas proximidades da saída do núcleo ativo, e daí, como a temperatura média do fluido e a temperatura da face interna do grafite não diminuem repentina e significativamente seu valor, o coeficiente de transferência de calor diminui, o que reflete diretamente no número de Nusselt.

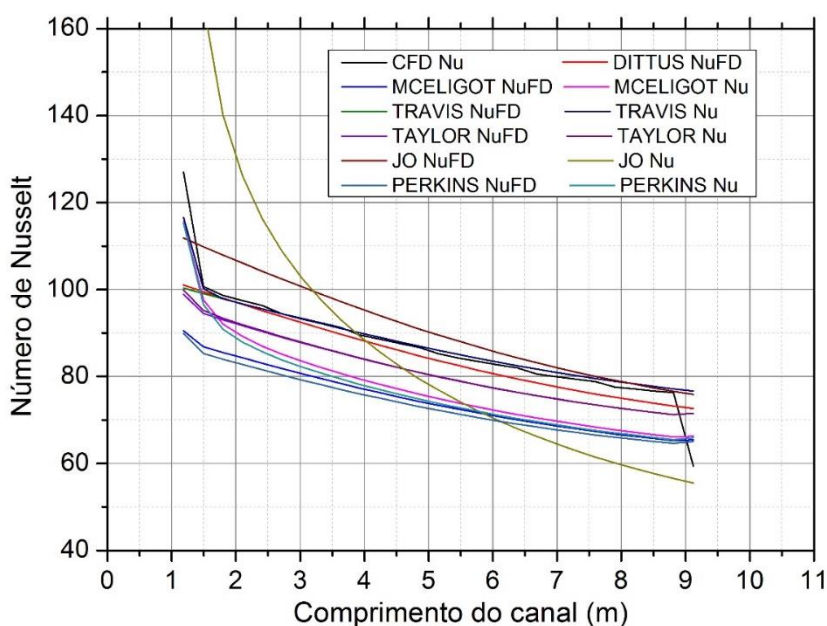


Figura 7-65 Número de Nusselt determinado no cálculo CFD comparado com as diferentes correlações semi-empíricas.

Os resultados esperados por meio das diferentes correlações utilizadas para o escoamento completamente desenvolvido ficaram, para $z > 1,189$ m, com diferenças máximas entre 1% e 15% em relação ao cálculo CFD. A correlação proposta por Travis e El Genk (2013a) - apenas a equação elaborada para o trecho completamente desenvolvido -

proporcionou a extração de valores do número de Nusselt próximos aos obtidos na simulação. Esta correlação especificamente foi desenvolvida com o único propósito de usá-la como um substituto para a dinâmica computacional de fluidos (CFD) do escoamento de gás hélio nos canais de refrigeração de um núcleo prismático HTGR ou VHTR, aguardando futura verificação experimental. As maiores diferenças em relação ao cálculo CFD foram para as demais correlações, pois foram especificamente desenvolvidas para diferentes condições térmicas e para outros refrigerantes.

O estudo da transferência de calor em uma célula unitária hexagonal envolveu um único canal de refrigeração com condições de contorno térmicas e vazão especificada (como queda de pressão). Para a condição de contorno térmica, fontes de calor volumétricas foram impostas nas seis terças partes dos combustíveis compactos localizados nos vértices da célula hexagonal. Como a especificação de condição de contorno térmica foi do tipo fonte de calor, não houve necessidade de especificar coeficientes de transferência de calor para resolver o problema.

O calor gerado no núcleo do reator é removido principalmente pelo escoamento do refrigerante ao longo dos canais de refrigeração com diferentes diâmetros, por exemplo, o escoamento ao longo dos blocos combustíveis padrão atravessa 102 canais maiores e 6 canais menores localizados no centro dos blocos combustíveis onde não existem combustíveis compactos.

As temperaturas do refrigerante nos canais menores foram consideradas mais baixas do que as dos canais maiores, isto para que a célula hexagonal unitária com um canal de diâmetro maior represente qualquer canal ao longo do núcleo do reator, sem considerar os efeitos dos gradientes de temperaturas das regiões de maior densidade de potência para as regiões de menor densidade de potência (isto significa que as células unitárias foram tratadas isoladamente sem a interação de outras células).

Dessa maneira, a abordagem para calcular a taxa de vazão em um único canal na célula unitária foi determinada ponderando a potência do reator nos volumes de combustível compacto na célula. Os valores das temperaturas de saída e da taxa vazão do refrigerante ao longo do canal quente na célula unitária são mostrados na Tabela 7.2.

Tabela 7-2 Resultados principais para o canal quente na célula unitária, para uma queda de pressão de 5 psi.

Parâmetros	Modelo 2D	Modelo 3D	
	Canal 2D	Canal 3D	Célula hexagonal
Temperatura de saída do canal (K)*	1397,82	1404,16	1373,60
Temperatura máxima na parede do canal (K)**	1468,17	1473,45	1436,73
Temperatura máxima do combustível (K)	-	-	1486,44
Temperatura máxima da matriz de grafite (K)	-	-	1447,34
Vazão ao longo do canal (g/s)	21,926	21,749	21,960

*Temperatura média na saída do canal, **Temperatura no ponto máximo

A densidade de potência dos combustíveis compactos deve ser limitada à temperatura máxima de operação e às limitações no projeto mecânico e termo-hidráulico do núcleo do reator. No VHTR prismático, a limitação de temperatura de 1873 K no combustível é imposta pela capacidade das partículas Triso de suportar temperaturas superiores sem apresentar falhas. No estudo da célula unitária, a distribuição da temperatura nos combustíveis compactos permanece sempre abaixo dos limites do projeto (1873 K) visando a probabilidade mínima de ocorrência de um acidente severo sem atingir as temperaturas limites na filosofia de segurança desses reatores (IAEA, 2020; IAEA, 2008).

Na operação normal do núcleo real, as altas temperaturas nas regiões dos blocos de grafite onde ocorrerão as máximas densidades de potência farão com que haja transferência de calor para regiões de menor densidade de potência. Esse mesmo efeito também acontece dentro dos blocos combustíveis, onde os combustíveis compactos com maiores densidades de potência farão com que haja transferência de calor para regiões de menor densidade de potência dentro do bloco.

Estes efeitos não foram contabilizados no modelo da célula unitária porque a potência do reator foi distribuída uniformemente nos volumes dos combustíveis compactos e imposta como uma só condição de calor através do perfil de distribuição que represente as máximas densidades de potência da mesma maneira que para o canal quente nos modelos 2D e 3D.

Estes efeitos na operação normal do núcleo real causarão uma diminuição na transferência de calor para o canal quente, assim, as simulações numéricas limitarão a temperatura máxima da saída do canal. O efeito dentro do bloco combustível será estudado no modelo de 1/12 do bloco combustível a seguir.

7.4 Estudo para 1/12 do bloco combustível

Como se discutiu anteriormente um estudo CFD em uma escala completa de reator exigiria elevados recursos computacionais e poderia levar semanas a meses para ser concluída (POINTER e THOMAS, 2010). Sob o atual poder computacional ao qual se têm acesso, a análise CFD de um núcleo HTGR prismático foi limitada ao estudo do escoamento e fenômenos de transferência de calor de forma local.

A abordagem realizada do estudo do canal 3D mostrou qual malha era a mais adequada em relação ao tempo computacional e à precisão dos resultados obtidos (seção 7.2.1 e 7.3). A análise da célula unitária hexagonal avaliou o acoplamento da transferência de calor com o escoamento. Embora o escoamento e a transferência de calor ainda não possam ser totalmente validados, o atrito calculado nos canais de refrigeração foi comparado com correlações empíricas estabelecidas para avaliar a adequação dos modelos de turbulência empregados no cálculo do atrito, que foi um fator chave na determinação da vazão do refrigerante nas passagens do escoamento (Tabelas 7.1 e 7.2). No estudo da transferência de calor da célula unitária calculou-se o número de Nusselt e o coeficiente de transferência que foram comparados com correlações empíricas para avaliar a transferência de calor conjugada na célula unitária.

Estudos na célula unitária hexagonal não mostraram a influência acoplada de vários canais de refrigeração e canais combustíveis. Cálculos CFD para um setor de 1/12 de um bloco prismático através do núcleo de um VHTR prismático foram conduzidos para investigar a influência da geometria de vários canais e dos *gaps* nas distribuições de vazão e temperatura no núcleo do reator usando o código CFD comercial FLUENT. Para esse estudo foram realizadas duas análises, sendo que na primeira não foi considerado o efeito do *gap* no escoamento e na segunda análise as diferentes larguras de *gaps* de 1, 2 e 3 mm foram consideradas.

Diferentes parâmetros foram avaliados para estudar o escoamento turbulento e a transferência de calor dos combustíveis compactos para os canais refrigerantes, a fim de verificar se os modelos físicos do escoamento e da transferência de calor estão corretamente descritos com a especificação da fonte de calor como a condição de contorno térmica nos volumes dos combustíveis onde o calor gerado é removido apenas pelo refrigerante na análise sem *gap* e posteriormente com *gap*. Foi utilizado o modelo de turbulência k- ϵ padrão, para a

maior distribuição de calor imposta nos combustíveis compactos e para uma queda de pressão de 5 psi.

7.4.1 Análise sem *gap*

A malha para a análise sem *gap* tem cerca de 7,7 milhões de elementos; uma malha mais fina também foi construída e utilizada para obter resultados para verificar a independência da malha. A malha mais fina continha 10,9 milhões de elementos. As diferenças na vazão total, e temperaturas médias de saída do canal de refrigeração e temperaturas máximas do combustível foram todas inferiores a 0,7% para o caso do *gap* de 0 mm de maneira que a malha usada para todos os cálculos seguintes foi a de 7,7 milhões de elementos devido a economia da malha e tempo computacional. A malha utilizada para a análise sem *gap* é mostrada na Figura 7.66.

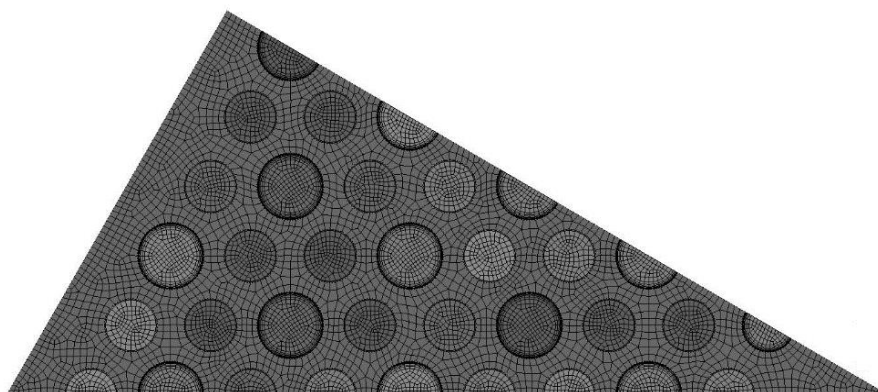


Figura 7-66 Malha utilizada para 1/12 de colunas de elementos combustíveis sem *gap*.

O comportamento da distância adimensional y^+ nas paredes de todos os canais foram semelhantes, onde os valores diminuem à medida que o refrigerante remove o calor ao atravessar os canais de refrigeração como se observa na Figura 7.67. Os valores de y^+ em todos os canais foram menores que 5 de modo que o modelo de turbulência k- ϵ padrão com tratamento melhorado na parede foi o mais adequado para estudar o escoamento turbulento ao longo dos 13 canais de refrigeração.

A distância adimensional y^+ do escoamento turbulento do fluido nos 13 canais de refrigeração foi significativamente afetada pela presença de paredes, onde as regiões afetadas pela viscosidade têm grandes gradientes nas variáveis da solução. Do canal 1 ao 12 os valores do y^+ foram semelhantes e no canal 13 a diferença foi mais acentuada em relação aos outros

canais de modo que a diminuição do y^+ se deve possivelmente ao aumento da temperatura do refrigerante, como se verificará nas análises seguintes.

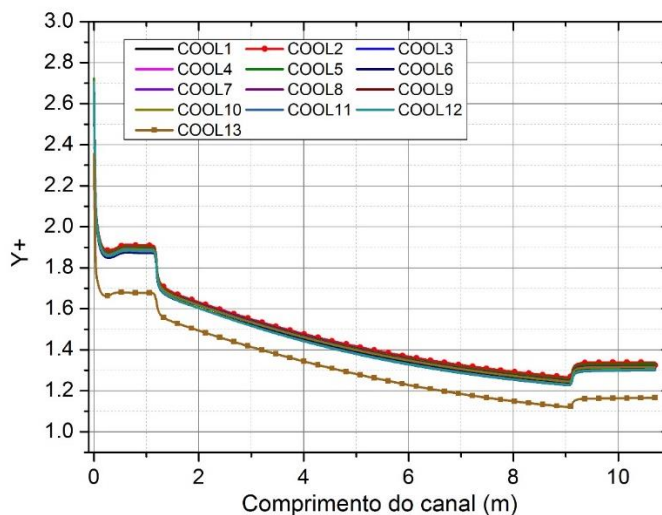


Figura 7-67 Distância adimensional y^+ para o escoamento turbulento ao longo dos 13 canais de refrigeração (COOL).

Os 20 combustíveis compactos, localizados na seção de 1/12 das colunas de blocos combustíveis, geram a mesma quantidade de calor volumétrica em cada um dos combustíveis compactos, pois o fator radial de potência em uma coluna de blocos combustíveis representa o fator radial em todos os combustíveis compactos (sem considerar os fatores radiais locais em cada combustível compacto). O calor dos combustíveis compactos é transferido à matriz de grafite da coluna de blocos combustíveis, que é então transferido a cada um dos canais de refrigeração, e o refrigerante, por convecção forçada, remove o calor.

A transferência de calor nos combustíveis compactos e na matriz de grafite somente ocorre dentro da região limitada na seção do 1/12 das colunas; isso foi possível impondo condições de contorno de simetria nas superfícies laterais da seção como foi explicado na metodologia. A distribuição da temperatura nos 20 combustíveis compactos, na matriz de grafite e nos 13 canais de refrigeração é mostrada na Figura 7.68. As maiores distribuições da temperatura ocorrem nos combustíveis compactos e as menores ocorrem nos canais de refrigeração.

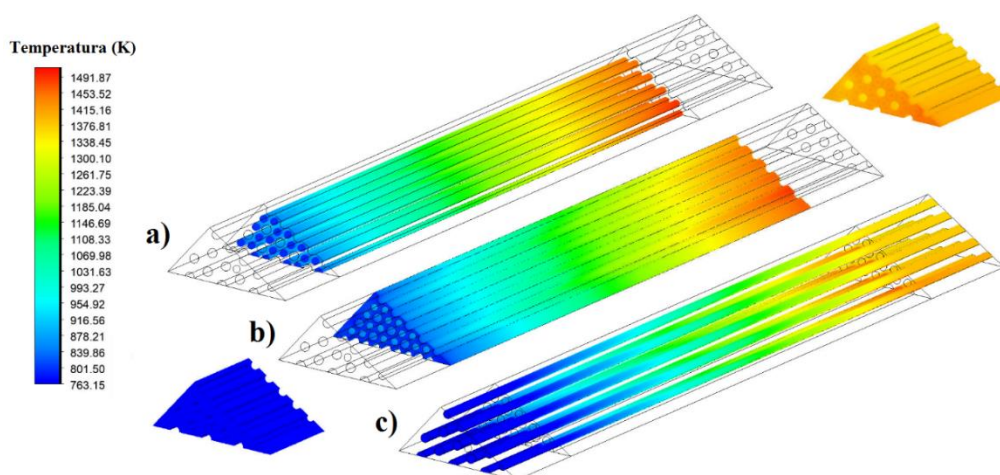


Figura 7-68 Distribuição da temperatura: a) nos combustíveis compactos, b) na matriz de grafite e blocos refletores e c) nos canais de refrigeração.

O calor transferido desde os combustíveis foi avaliado através dos perfis de temperatura (ao longo dos eixos dos combustíveis compactos) nas regiões do refletor superior, inferior e na região ativa como se observa na Figura 7.69. Como não há fontes de calor nos refletores, as temperaturas nestas regiões se mantiveram uniformes. Na região ativa, o perfil da temperatura em todos os combustíveis compactos aumenta de forma linear, onde os perfis com maiores temperaturas estão localizados na região central do 1/12 da seção de colunas de blocos combustíveis.

Nas regiões de contato entre o refletor superior-bloco combustível e refletor inferior-bloco combustível, os combustíveis compactos transferem calor em direção axial aos refletores, de forma que o comportamento do perfil da temperatura nestas transições aumenta rapidamente no refletor superior e diminui no refletor inferior. O perfil com maior temperatura no combustível compacto foi localizado na região central de 1/12 da seção, correspondendo ao combustível 21 com uma temperatura máxima de 1514,3 K; o perfil com menor temperatura foi localizado na borda do 1/12 da seção, correspondente ao veneno queimável que não tinha fonte de calor (nomeado como combustível 1 – FUEL1 na Figura 7.69).

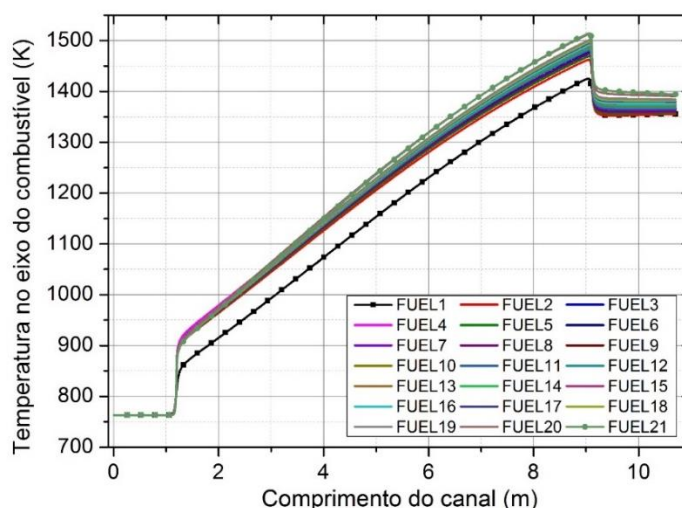


Figura 7-69 Perfis de temperatura ao longo dos eixos dos combustíveis compactos (FUEL) em 1/12 da seção.

O calor transferido desde os combustíveis até o refrigerante (por meio da matriz de grafite) foi avaliado através dos perfis de temperatura (ao longo dos eixos dos canais de refrigeração) nas regiões do refletor superior, inferior e na região ativa como se observa na Figura 7.70. O calor transferido aos canais de refrigeração no 1/12 da seção é removido pelo escoamento do refrigerante e a temperatura ao longo do refletor superior se mantém à temperatura de entrada em todos os canais de refrigeração. O perfil da temperatura é maior ou menor dependendo da localização do canal. O canal com maior perfil de temperatura foi o canal 13 o qual está localizado na região central do 1/12 da seção com uma temperatura máxima de 1418,9 K, e o canal 2 localizado na periferia de 1/12 da seção teve o menor perfil de temperatura.

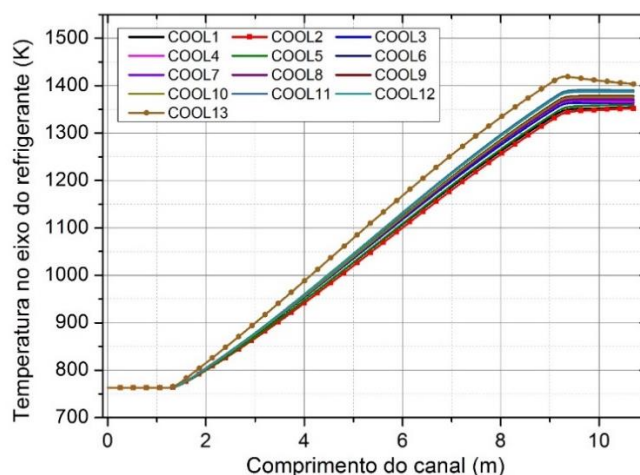


Figura 7-70 Perfis de temperatura ao longo dos eixos dos 13 canais de refrigeração (COOL).

O comportamento da queda pressão do escoamento ao longo dos canais de refrigeração no 1/12 da seção, nas regiões dos refletores (superior e inferior) e a região ativa, apresentam o mesmo comportamento, diminuindo aproximadamente de forma linear nas três regiões, com diferenças relevantes na entrada devido aos efeitos do escoamento nesse local.

Como a queda de pressão nos canais depende do fator de atrito, da densidade, da velocidade média e da geometria do canal, a variação destes parâmetros, devido à distribuição da temperatura nos canais, terá uma diferença na queda da pressão ainda que mínima como é possível observar na Figura 7.71.

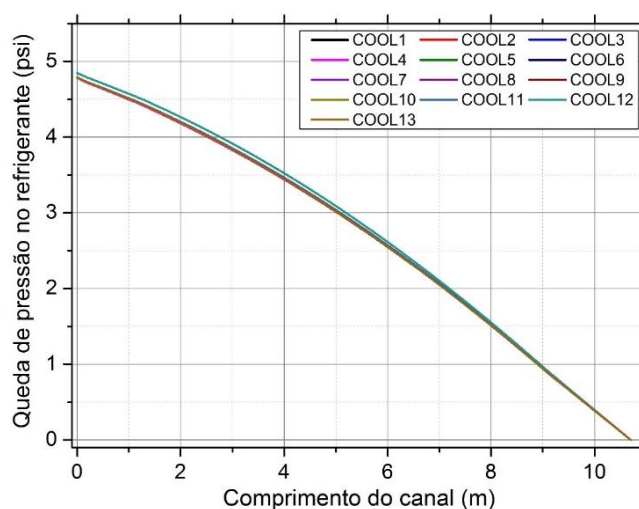


Figura 7-71 Queda da pressão ao longo dos diferentes canais de refrigeração (COOL).

A Figura 8.72 mostra a distribuição da temperatura nos combustíveis compactos e nos canais de refrigeração desde a região central do 1/12 da seção, onde se localizam as maiores temperaturas, até as regiões da periferia, onde se localizam as menores temperaturas. Os gradientes de temperatura na direção axial são influenciados pela distribuição de calor volumétrica nos combustíveis compactos para diferentes posições axiais.

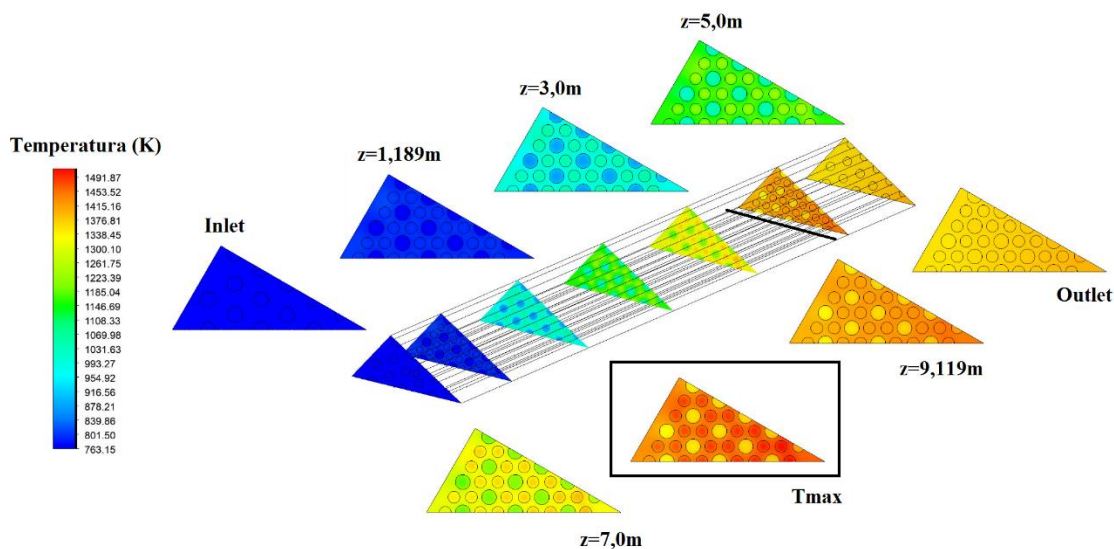


Figura 7-72 Distribuição da temperatura no 1/12 da seção em diferentes posições axiais.

Nas regiões dos refletores superior e inferior, o gradiente de temperatura no 1/12 do bloco combustível, a partir do centro (mais quente) para a região periférica, foi pequeno. Na região ativa, os gradientes (a partir do centro para a região periférica) aumentaram à medida que o fluido escoava pelos canais de refrigeração. Os gradientes máximos de temperatura foram encontrados na região ativa (a 5,4 cm antes de chegar ao refletor inferior) como ilustrado na Figura 7.72.

Os perfis da temperatura ao longo da distância A-A e distância B-B nos diferentes comprimentos axiais são mostrados nas Figuras 7.73 a) e 7.73 b) respectivamente. Os perfis em cada comprimento axial apresentaram um comportamento semelhante ao longo de cada distância: onde a temperatura na matriz de grafite se manteve uniforme (desde a origem das coordenadas), as temperaturas nos canais de refrigeração e combustíveis compactos apresentaram perfis característicos; e na periferia da matriz de grafite, a temperatura aumentou lentamente no caso da distância A-A e se manteve uniforme no caso da distância B-B.

Os perfis da temperatura foram aumentando à medida que o fluido escoava pelos canais de refrigeração em cada comprimento axial principalmente na região ativa. Nas regiões dos refletores axiais superior e inferior, os perfis de temperatura foram uniformes. Na região da entrada do fluido, o perfil da temperatura foi uma linha reta (a temperatura de entrada) e na região da saída do fluido a temperatura foi uma linha com uma pequena inclinação. Nas interfaces entre os refletores e a matriz de grafite (em 1,189 m e 9,119 m) os perfis da temperatura foram diferentes devido à resistência do contato térmico.

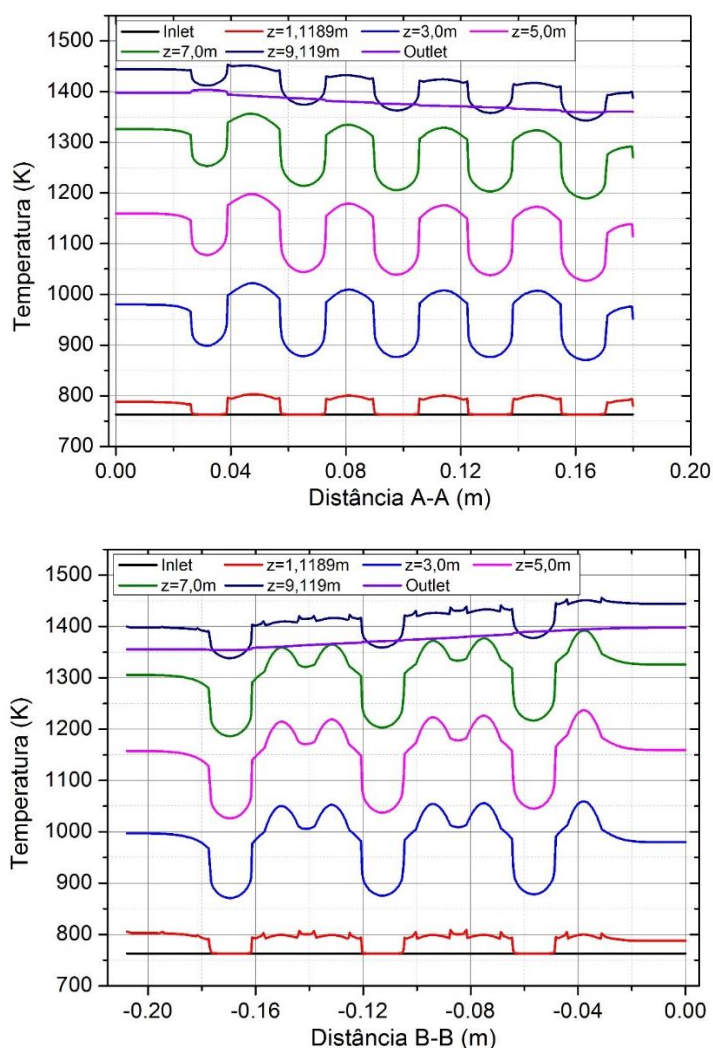


Figura 7-73 Perfis das temperaturas ao longo das distâncias A-A e B-B nos diferentes comprimentos axiais.

Os perfis da velocidade nos canais que estão ao longo da distância A-A e distância B-B, em diferentes comprimentos axiais, são mostrados na Figura 7.74a) e 7.74b), onde o escoamento do refrigerante ao longo dos canais de refrigeração remove o calor (devido à contribuição dos combustíveis compactos ao redor de cada canal) nas superfícies dos canais por convecção forçada.

Os perfis de velocidade em cada canal de refrigeração se desenvolvem à medida que o escoamento do refrigerante remove o calor em cada canal, desde um perfil uniforme da velocidade na entrada do canal até chegar a um perfil do tipo logarítmico quando o escoamento se desenvolve completamente turbulento na região do refletor superior; depois, o perfil da velocidade vai aumentando à medida que o refrigerante atravessa a região ativa até chegar à região do refletor inferior onde os perfis da velocidade já não aumentam mais. Os perfis da velocidade do fluido nos canais de maior dimensão tiveram valores semelhantes em

cada comprimento axial e os perfis da velocidade no canal de menor dimensão são inferiores àqueles observados nos outros canais de maior dimensão.

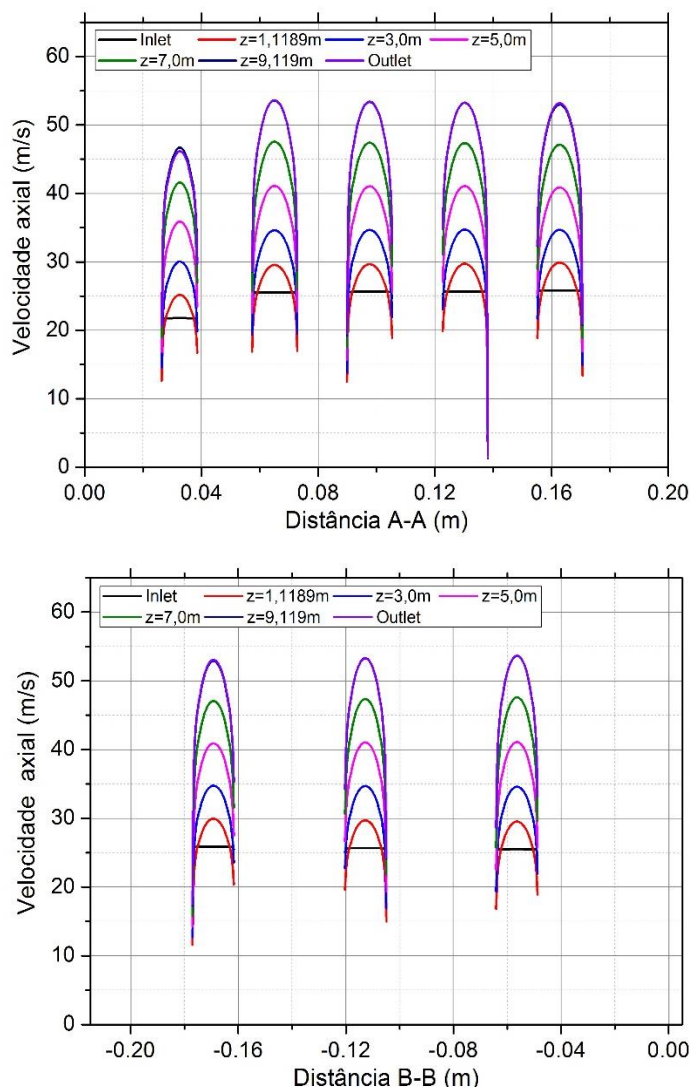


Figura 7-74 Perfis das velocidades ao longo das distâncias A-A e B-B nos diferentes comprimentos axiais

Constatou-se que o canal de refrigeração com menor dimensão (canal 13) tinha as maiores distribuições de temperatura como foram vistas nas Figuras 7.70 e 7.73; além disso, os menores perfis de velocidade foram encontrados também no canal de menor dimensão como visto na Figura 7.74. Portanto, com um menor diâmetro e uma menor velocidade a consequência será uma refrigeração insuficiente.

Os estudos sobre a transferência de calor conjugada e o escoamento do fluido tridimensional em 1/12 da coluna de combustível de um VHTR prismático de referência foram conduzidos usando o código CFD comercial FLUENT para investigar a influência dos efeitos dos gradientes de temperaturas das regiões de maior densidade de potência para as

regiões de menor densidade de potência, com condições de contorno da vazão especificadas em cada canal de refrigeração (como quedas de pressão), e condições de contorno térmicas nos volumes dos combustíveis compactos sem a necessidade de especificar coeficientes de transferência de calor para resolver o problema.

Wang et al. (2016) indicaram que uma importante razão para a verificação do gradiente de temperatura no bloco combustível, a partir do centro do mesmo (mais quente) para a região periférica, é o fato de que os canais refrigerantes localizados no centro desse bloco possuem um diâmetro menor do que aqueles canais refrigerantes padrão; entretanto, o gradiente seria ainda maior, mas no sentido contrário, ou seja, a periferia do bloco seria mais quente do que o centro, caso o canal central tivesse o mesmo diâmetro dos demais canais refrigerantes para a condição de inexistência do fluxo *bypass*.

O gradiente de temperatura existente no bloco combustível, com as maiores temperaturas estando no centro do bloco e as menores em sua periferia, deve-se fortemente ao fato de que o canal mais central (canal 13) tem menor diâmetro. Dessa maneira, a abordagem para calcular a taxa de vazão nos canais de refrigeração foram determinadas ponderando a potência do reator nos volumes de combustível compacto em 1/12 da seção. Os valores das temperaturas de saída e da taxa vazão do refrigerante ao longo dos canais de refrigeração são mostrados na Figura 7.75, e os principais parâmetros determinados estão na Tabela 7.3.

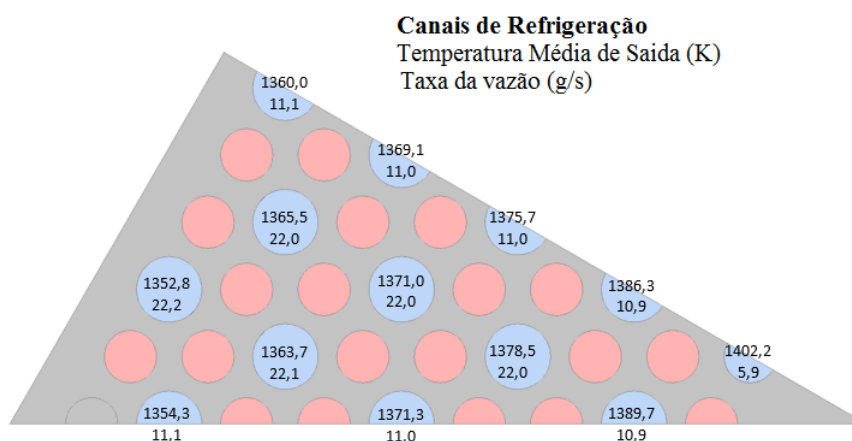


Figura 7-75 Temperatura média e vazão na saída dos canais de refrigeração no 1/12 da seção.

Tabla 7-1 Principais parâmetros determinados em 1/12 do núcleo sem gap.

Parâmetros	Modelo 3D	Modelo 3D
	Célula hexagonal	1/12 da seção

Temperatura de saída do canal (K)*	1373,60	1352,8-1402,21
Temperatura máxima na parede do canal (K)**	1436,73	1419,39-1463,19
Temperatura máxima do combustível (K)**	1486,44	1425,26-1514,31
Temperatura máxima da matriz de grafite (K)**	1447,34	1462,34
Vazão ao longo do canal (g/s)	21,960	5,927-22,236

*Temperatura média na saída do canal, **Temperatura no ponto máximo

Nas Figuras 7.69, 7.70 e 7.72 são mostradas as distribuições das temperaturas obtidas nas simulações realizadas com perfil de geração de energia variável do tipo senoidal. Verificou-se que, para o caso em que foi utilizado o fator radial 1,25, ou seja para o canal quente, as temperaturas nos canais combustíveis não ultrapassaram o limite de temperatura de segurança aceitável (aproximadamente 1250 °C, ou 1523 K) para a operação normal do reator. Em casos de acidentes, tais como perda de refrigerante, os valores considerados como críticos para a ruptura das estruturas de contenção da partícula TRISO poderiam ser extrapolados (1600°C ou 1873 K) (IAEA, 2020; IAEA, 2008).

7.4.2 Análise com *gap*

Uma consideração importante do projeto para o núcleo do reator de um VHTR prismático é o escoamento de desvio do refrigerante (*gap*), que ocorre nas regiões intersticiais entre os blocos de combustível. Tais *gaps* são uma presença inerente no núcleo do reator devido às tolerâncias na fabricação dos blocos e à natureza inexata de sua instalação. Além disso, a geometria dos blocos de grafite muda ao longo da vida útil do reator devido à expansão térmica e danos por irradiação (TRAVIS e EL-GENK, 2013a).

Tradicionalmente, métodos simplificados empregando correlações experimentais, têm sido usados para estimar as distribuições da vazão e temperatura no projeto do núcleo (NAKANO, TSUJI e TAZAWA, 2008; TAKADA, NAKAGAWA e FUJIMOTO, 2004). No entanto, a distribuição de temperatura nos combustíveis compactos, na matriz dos blocos de grafite, bem como as temperaturas de saída do refrigerante, estão fortemente acopladas à taxa de geração de calor local dentro dos blocos de combustível, que não é uniformemente distribuída no núcleo. Portanto, é crucial estabelecer métodos baseados em mecanismos que possam ser aplicados ao projeto termo-hidráulico do núcleo do reator e à análise de segurança.

Para este fim, nesta parte, diferentes tamanhos da largura de *gap*, 0 mm (no caso de referência) e de 1, 2 e 3 mm foram analisados para entender o efeito do tamanho do *gap* na distribuição da vazão e na transferência de calor. Como as condições de contorno para a vazão foram definidas através da queda de pressão, e se a queda de pressão fosse mantida constante,

então a taxa de vazão total aumentaria com o aumento do tamanho da largura do *gap* como se observará na análise. A malha gerada para análise com *gap* teve valores de 17,3 milhões de elementos para os diferentes *gaps* como mostrado na Figura 7.76.

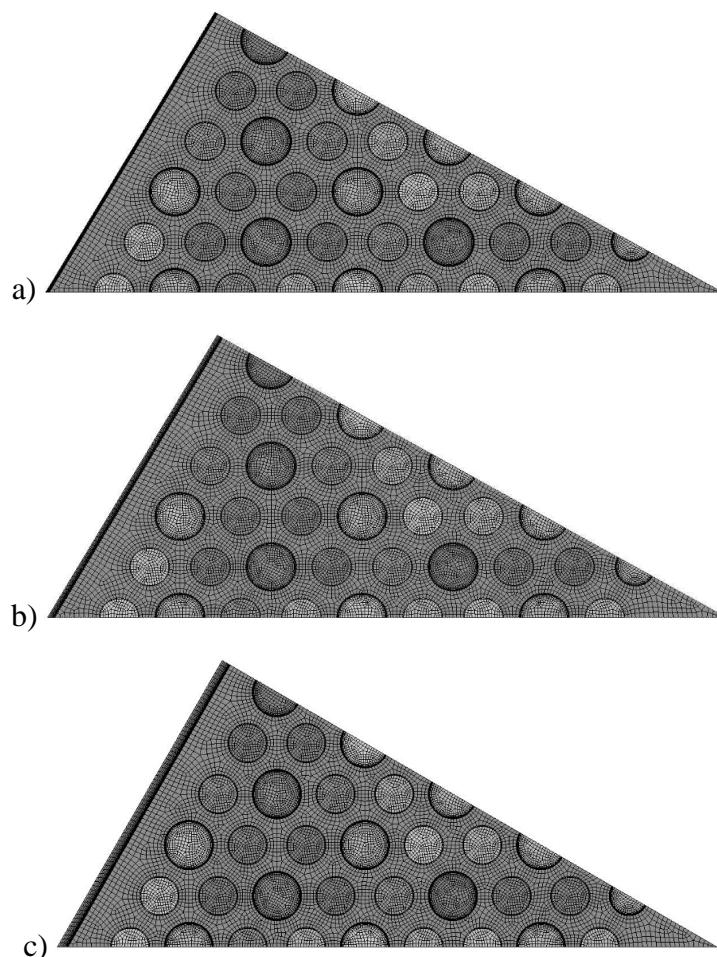


Figura 7-76 Malha utilizada para 1/12 de colunas de elementos combustíveis considerando o *gap* de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.

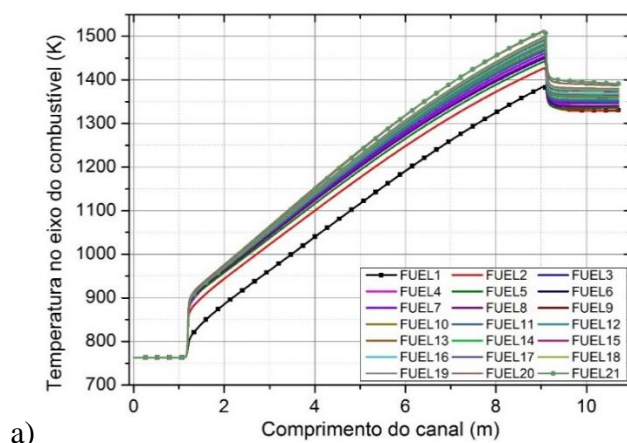
Os valores da distância adimensional y^+ em todos os canais de refrigeração (incluindo o *gap*) foram menores que 5 de modo que o modelo de turbulência k- ϵ padrão com tratamento melhorado na parede foi o mais adequado para estudar o escoamento turbulento ao longo dos 13 canais de refrigeração e do *gap*.

Constatou-se na análise de 1/12 da seção sem *gap* (largura de *gap* 0 mm) que o gradiente de temperatura no bloco combustível, a partir do centro (mais quente) para a região periférica, é o motivo pelo qual os canais refrigerantes localizados no centro do bloco possuem um diâmetro menor do que aqueles canais refrigerantes padrão como foi visto na Figura 7.73.

O efeito do *gap* na transferência de calor será avaliado a fim de observar a distribuição do calor ao longo de todo 1/12 da seção. O calor gerado nos combustíveis compactos é transferido à matriz de grafite, logo após cada um dos canais de refrigeração ser afetado pela presença dos *gaps*.

O efeito dos *gaps* com larguras de 1 mm, 2 mm e 3 mm na distribuição da temperatura dos combustíveis compactos foi avaliado por meio dos perfis da temperatura ao longo dos eixos dos combustíveis compactos como se observa na Figura 7.77 para a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm. Os canais de refrigeração que representam os *gaps* removem o calor da parede lateral da matriz de grafite do bloco combustível; tal remoção de calor afeta principalmente os combustíveis compactos e canais de refrigeração que estão localizados na periferia de 1/12 da seção.

Os combustíveis que estão perto da região periférica apresentam perfis de temperatura cada vez menores em função da largura do *gap* e os gradientes de temperatura, desde a região central até a periferia, apresentam maiores valores para a largura do *gap* de 3 mm e menores valores para a largura do *gap* de 1 mm. As temperaturas máximas nos combustíveis compactos foram localizadas no combustível compacto 21. Com valores de 1512,7 K ;1509,4 K e 1507,0 K para 1 mm, 2 mm e 3 mm de largura do *gap* respectivamente. As temperaturas mínimas foram localizadas no combustível compacto 1 (veneno queimável sem fonte de calor).



a)

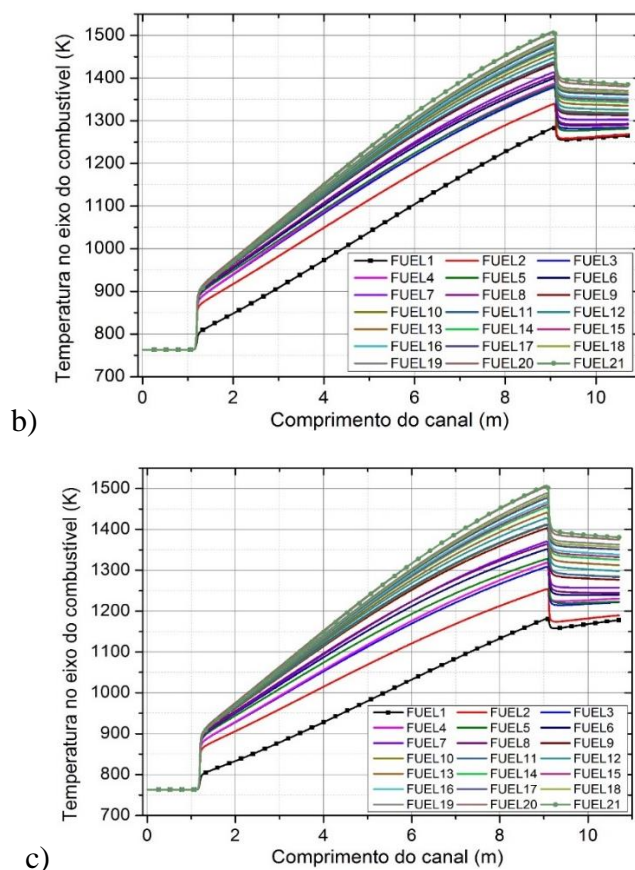


Figura 7-77 Perfis de temperatura ao longo dos eixos dos combustíveis compactos em 1/12 da seção para larguras do gap de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.

O efeito dos gaps com larguras de 1 mm, 2 mm e 3 mm na distribuição da temperatura nos canais de refrigeração foram avaliados por meio dos perfis da temperatura ao longo dos eixos no canal como se observa na Figura 7.78 para a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm. A remoção de calor devido aos *gaps* afeta os gradientes de temperatura no 1/12 da seção desde a região central, onde se localizam os canais de refrigeração com maiores perfis de temperatura, até a região da periferia onde se localizam os menores perfis de temperatura. Os valores máximos da temperatura foram localizados no canal de refrigeração 13, com valores de 1417,2 K, 1414,6 K e 1412,6 K para as larguras do *gap* de 1 mm, 2 mm e 3 mm respectivamente.

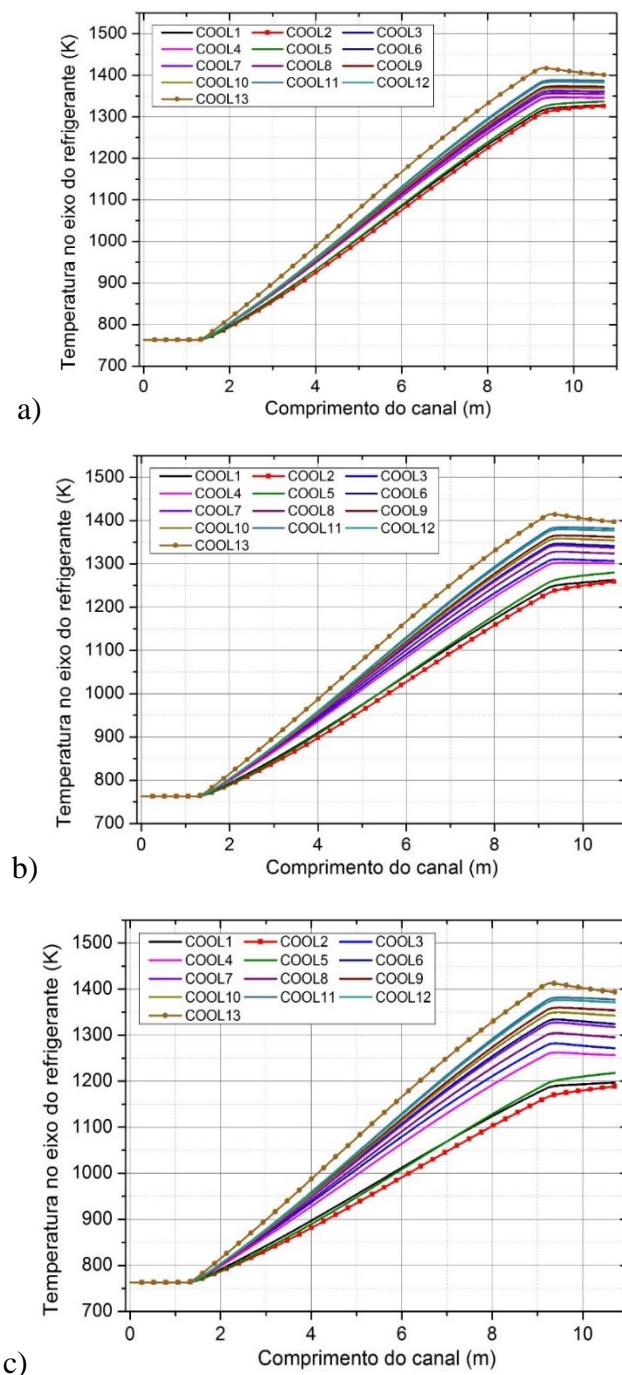
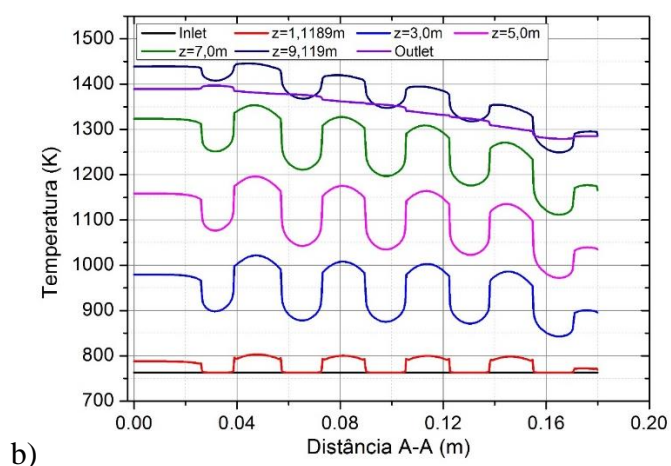
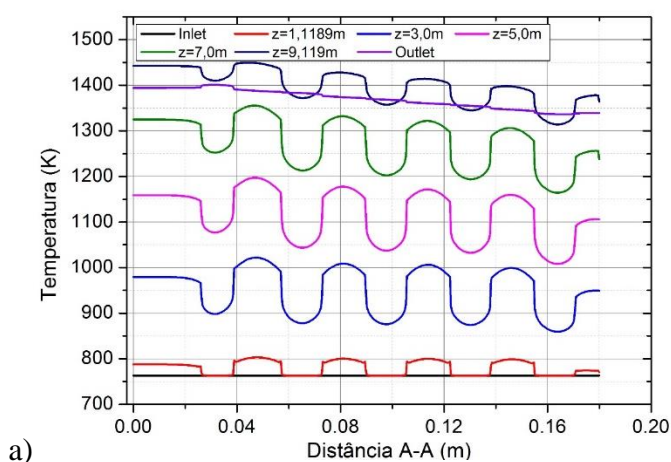


Figura 7-78 Perfis de temperatura ao longo dos eixos dos canais de refrigeração em 1/12 da seção para larguras do gap de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.

Os efeitos dos *gaps* com larguras de 1 mm, 2 mm e 3 mm na distribuição da temperatura em todo 1/12 da seção (na matriz de grafite, combustíveis compactos e canais de refrigeração) foram avaliados através dos perfis da temperatura ao longo das distâncias A-A e distância B-B como se observam na Figuras 7.79 e 7.80.

Na Figura 7.79 é mostrado o gradiente de temperatura no 1/12 do bloco combustível ao longo da distância A-A, a partir do centro do mesmo (mais quente) para a região periférica,

onde os canais refrigerantes localizados no centro possuem um diâmetro menor do que aqueles canais refrigerantes padrão. A remoção de calor nos *gaps* e nos canais com menor diâmetro (com refrigeração insuficiente) influencia fortemente os gradientes da temperatura; como o diâmetro não varia, mas sim a largura do *gap*, os gradientes de temperatura se comportam em função da largura dos *gaps*. À medida que as larguras dos *gaps* aumentam, os gradientes da temperatura ao longo da distância A-A em diferentes comprimentos também aumentam, de modo que o maior gradiente de temperatura foi localizado para a largura do *gap* de 3 mm (Figura 7.79c) e a menor para a largura do *gap* de 1 mm (Figura 7.79a).



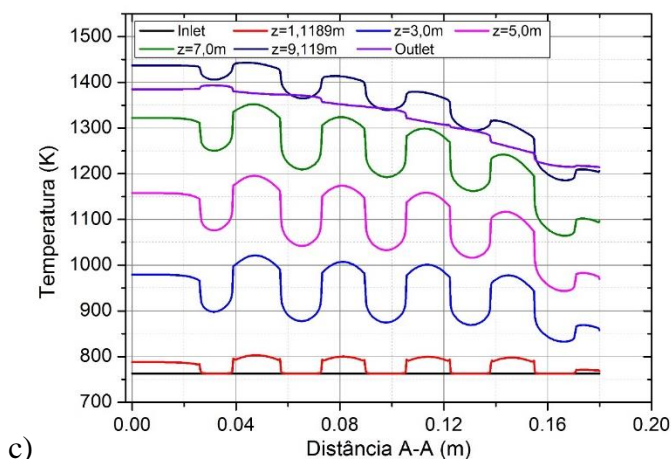
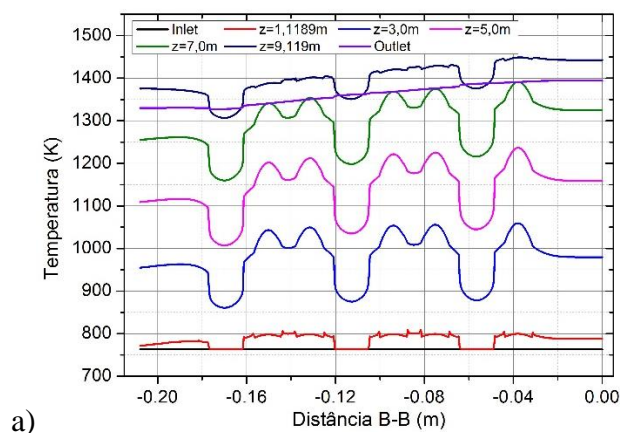


Figura 7-79 Perfis das temperaturas ao longo das distâncias A-A em 1/12 da seção para larguras do *gap* de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.

Na Figura 7.80 é mostrado o gradiente de temperatura no 1/12 do bloco combustível ao longo da distância B-B, a partir do centro do mesmo (mais quente) para a região periférica, onde os canais refrigerantes localizados no centro possuem um diâmetro menor do que aqueles canais refrigerantes padrão. Os gradientes da temperatura são fortemente influenciados pela temperatura do canal de menor diâmetro e a largura do *gap*; na distância B-B, os gradientes das temperaturas são diferentes em relação à distância A-A devido principalmente ao comprimento do 1/12 da direção A-A ou B-B. À medida que as larguras dos *gaps* aumentam, os gradientes da temperatura ao longo da distância B-B em diferentes comprimentos também incrementam, de modo que o maior gradiente de temperatura foi localizado para a largura do *gap* de 3 mm (Figura 7.80c) e a menor para a largura do *gap* de 1 mm (Figura 7.80a).



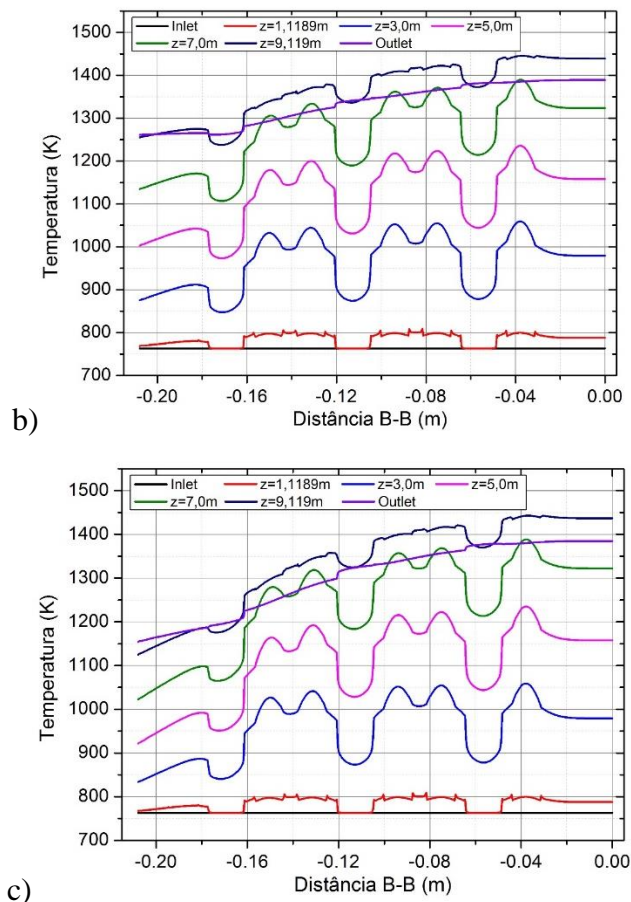


Figura 7-80 Perfis das temperaturas ao longo das distâncias B-B em 1/12 da seção para larguras do *gap* de a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.

O estudo da influência dos *gaps* na transferência de calor conjugada e do escoamento em um 1/12 da coluna de combustível de um VHTR prismático de referência foram conduzidos usando o código CFD comercial FLUENT, com condições de contorno da vazão especificadas através da queda de pressão em cada canal de refrigeração como no canal do *gap*, e condições de contorno térmicas nos volumes dos combustíveis compactos sem a necessidade de especificar coeficientes de transferência de calor para resolver o problema. Com esta abordagem foram determinados os valores das temperaturas de saída e das taxas vazão do refrigerante ao longo dos canais de refrigeração como são mostrados na Figura 7.81 para a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm. As temperaturas com menores valores ficam próximas ao canal *bypass*, enquanto as maiores valores ficam na região mais próxima ao centro do elemento combustível.

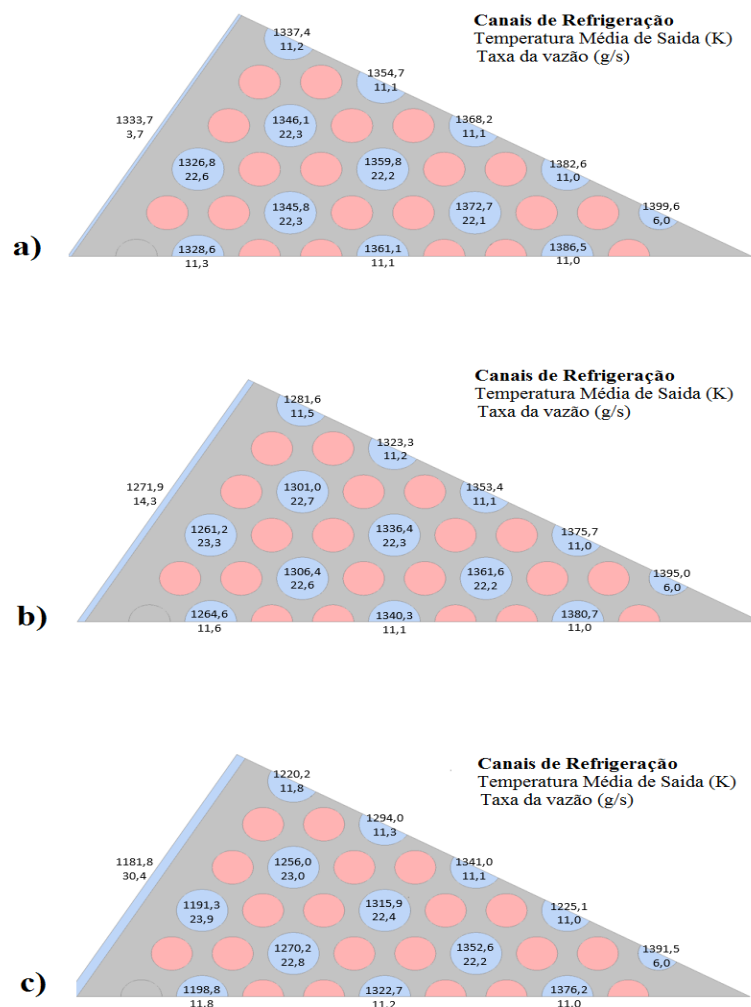


Figura 7-81 Temperaturas médias e taxas de vazão na saída dos canais de refrigeração e no canal do gap para a) 1 mm, b) 2 mm e c) 3 mm.

Os valores da queda de pressão tanto para os canais de refrigeração como para o *gap* foram considerados os mesmos, isto para realizar um estudo detalhado sobre a influência dos gradientes de temperatura no 1/12 do bloco combustível a partir da região central (mais quente) para a região periférica, considerando o efeito dos *gaps* nos gradientes de temperatura.

No entanto essa consideração não é a adequada quando se quer realizar um estudo sobre o efeito significativo no *hot spot* do núcleo (SATO, JOHNSON e SCHULTZ, 2010). Trabalhos como de Johnson et al. (2009) consideram quedas da pressão diferentes no *gap*, a fim de obter uma mesma taxa de vazão, no 1/12 do bloco combustível para ter um efeito mais realista no *hot spot* do núcleo.

Em virtude da dificuldade em estimar a vazão e da falta de dados experimentais, métodos simplificados empregando correlações têm sido usados para estimar as distribuições da vazão e temperatura no projeto do núcleo VHTR (TAKADA e NAKAGAWA, 2004; NAKANO, TSUJI e TAZAWA, 2008). No entanto, a distribuição de temperatura nos combustíveis compactos, na matriz dos blocos de grafite, bem como as temperaturas de saída do refrigerante estão fortemente acopladas à taxa de geração de calor local dentro dos blocos de combustível, que não é uniformemente distribuída no núcleo. Isso dificulta a estimativa da taxa da vazão, portanto, é crucial estabelecer métodos baseados em mecanismos que possam ser aplicados ao projeto termo-hidráulico do núcleo do reator e à análise de segurança.

Estudos de CFD em uma escala completa de reator seriam computacionalmente caros devido ao enorme número de elementos de malha necessários. Por exemplo, existem no total cerca de 7.000 canais de refrigerante e 13.800 canais de combustível no projeto do MHTGR da *General Atomics*. Dependendo de suas posições individuais no núcleo do reator, esses canais de refrigeração podem apresentar diferentes comportamentos no escoamento. Se todas essas características geométricas fossem capturadas por malhas de alta qualidade, a quantidade de malha poderia chegar a bilhões de elementos (POINTER e THOMAS, 2010).

Como resultado, a análise CFD de um núcleo HTGR prismático é geralmente limitada ao escoamento local e fenômenos de transferência de calor, ou seja, escoamento de circulação natural em uma porção limitada de um bloco de combustível (TUNG e JOHNSON, 2011; TUNG, JOHNSON, *et al.*, 2014a), e aos efeitos dos espaços de desvio e vazão cruzada de hélio na transferência de calor (TUNG, JOHNSON, *et al.*, 2014b).

No entanto, uma abordagem possível para diminuir o custo computacional é aplicar o modelo de escoamento poroso para o núcleo. Por exemplo, um núcleo HTGR do tipo leito de bolas foi simplificado para um meio poroso homogêneo para investigar os acidentes de entrada de ar (FERNG e CHI, 2012a; FERNG e CHI, 2012b) e vapor (FERNG e CHEN, 2011). No entanto, essa abordagem tem limitações quando se deseja obter os efeitos locais no *hot spot* no núcleo do reator.

Capítulo 8

Conclusões

Nesta tese, foi proposta uma metodologia para o estudo termo-hidráulico de reatores VHTR do tipo prismáticos a partir de modelagem termo-hidráulica computacional, por meio de estudos paramétricos, alterando-se modelo de turbulência, perfil de geração de energia nos blocos combustíveis e a influência de modificações na própria geometria. Para o núcleo inteiro, utilizou-se o código de análise termo-hidráulica RELAP5-3D para avaliar os parâmetros globais; já para uma parte do núcleo do reator, para a análise mais detalhada dos parâmetros locais, foram utilizadas ferramentas de CFD.

Apresentou-se uma análise para simular reatores VHTR de tipo prismático refrigerados com hélio (MGTHR, GT-MHR e NGNP) e sal líquido (AHTR e LS-VHTR) utilizando o código de análise termo-hidráulica RELAP5-3D. Como resultado, foram apresentados diferentes aspectos relativos à modelagem, ao estudo e à caracterização dos reatores VHTR refrigerados com hélio; vários modelos foram desenvolvidos e testados para obter uma visão completa do comportamento termo-hidráulico de reatores VHTR tipo prismático. Também foram avaliados os principais parâmetros termo-hidráulicos do reator MHTGR durante o acidente postulado de perda de vazão considerando o efeito das aberturas de desvio (gap) e foram verificados os efeitos transitórios, que demonstram a segurança passiva de que dispõe esse reator refrigerado a gás. Os resultados das simulações de perda de vazão mostraram que o pico de temperatura do combustível no núcleo atingiu um máximo abaixo dos limites do projeto e, em seguida, diminuiu lentamente. A capacidade de remoção de calor de decaimento passivo do VHTR é principalmente consequência da enorme quantidade de grafite que constitui a maior parte do núcleo. O grafite é o componente central do VHTR prismático: é usado como estrutura, moderador e tanque de armazenamento de energia térmica em caso de acidente.

Apresentou-se uma análise mais detalhada dos principais parâmetros termo-hidráulicos como temperatura do refrigerante, dos elementos combustíveis, dos elementos estruturais, velocidades e pressões utilizando ferramentas CFD. Foi comprovada a capacidade de predição dos principais parâmetros termo-hidráulicos a partir de diferentes modelos computacionais de análise do canal quente em 2D e 3D com menor utilização de recursos computacionais que permite obter uma descrição aceitável da termo-hidráulica do reator

VHTR. Um segundo modelo, mais abrangente, foi estudado; neste, a consideração de 1/12 da seção do bloco permite a determinação dos principais parâmetros termo-hidráulicos com um custo maior de utilização dos recursos computacionais.

A validação no canal de refrigeração em 2D e 3D, bem como da célula unitária hexagonal e 1/12 da seção de colunas combustíveis foi realizada comparando o atrito da parede com as correlações empíricas para simplesmente verificar as capacidades dos modelos de turbulência para corresponder aos resultados da correlação. Foram realizados estudos paramétricos variando a queda da pressão, modelo de turbulência, os perfis de geração e larguras do gap para entender os efeitos na simulação. Além disso, utilizaram-se correlações para avaliar a transferência de calor conjugada. O estudo revelou que as distribuições do escoamento e temperatura no conjunto de combustível prismático são fortemente acopladas e, portanto, análises tridimensionais detalhadas usando CFD são métodos eficazes para avaliar a física local dos fenômenos do escoamento de refrigerante e *bypass*. Em particular, verifica-se que as taxas de vazão de refrigerante nos canais e nos *gaps* são uma função da solução e não são conhecidas *a priori*. Os resultados também mostram que a geometria dos blocos prismáticos, especialmente a largura da *gap* no núcleo do reator, tem influência considerável no escoamento de *bypass* e, portanto, nas distribuições de temperatura e da vazão.

Em virtude da dificuldade em estimar a vazão e da falta de dados experimentais, métodos simplificados empregando correlações têm sido usados; no entanto, a distribuição de temperatura nos combustíveis compactos, na matriz dos blocos de grafite, bem como as temperaturas de saída do refrigerante, estão fortemente acopladas à taxa de geração de calor local dentro dos blocos de combustível, que não é uniformemente distribuída no núcleo. Isso dificulta a estimativa da taxa da vazão, portanto, é crucial estabelecer métodos baseados em mecanismos que possam ser aplicados ao projeto termo-hidráulico do núcleo do reator e à análise de segurança.

Foi identificado que os códigos de dinâmica de fluidos computacional aplicados à termo-hidráulica, permitem um entendimento melhor e mais detalhado dos processos que acontecem nos reatores nucleares, permitindo estudar os fenômenos complexos que acontecem nos mesmos tais como alta turbulência, sistemas multifásicos e grandes trocas de calor durante eventos transitórios e acidentes. Portanto, o uso da CFD para os estudos de reatores inovadores tais como os VHTRs prismáticos refrigerados a gás, apresenta a

possibilidade de acrescentar conhecimento de alto valor científico a partir da modelagem detalhada tridimensional destes sistemas.

No estudo, a distribuição da temperatura nos combustíveis compactos permanece sempre abaixo dos limites do projeto do reator de 1250°C em operação normal e sem atingir as temperaturas limites (1600°C) na filosofia de segurança desses reatores imposta pela capacidade das partículas Triso de suportar temperaturas superiores sem apresentar falhas.

Dessa forma, este trabalho agrega conhecimento às diversas pesquisas que vêm sendo realizadas sobre análise termofluidodinâmica desses novos sistemas, buscando modelagens capazes de reproduzir o comportamento térmico principalmente em casos de situação transitória ou de acidente.

Referências

ANSYS. **ANSYS CFX-Solver Theory Guide**. 19.0 ed. ed. Canonsburg, PA: ANSYS, Inc, 2019.

AVIGNI, P. **Thermal Hydraulic Modeling of the Advanced High Temperature Reactor for the Evaluation of Steady State and Transient Conditions**. 2012. Thesis, Politecnico di Milano. Milano.

BARRACHIN, M. et al. **High Temperature Gas Cooled Reactor Fuels and Materials. IAEATECDOC-1645**. INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Vienna. 2010.

BATTISTA, E.; PERKINS, H. C. Turbulent heat and momentum transfer in a square duct with moderate property variations. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 13, n. 6, p. 1063-1065, 1970.

BAXI, C. B. et al. Evolution of the power conversion unit design of the GT-MHR. **In: Proceedings of the 2006 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 06)**. Reno: ICAPP 06, 2006.

BECK, J. M.; PINCOCK, L. F. **High temperature gas-cooled reactors lessons learned applicable to the next generation nuclear plant**. Idaho National Laboratory (INL). Idaho Falls. 2011.

BEHAR, C. **Technology roadmap update for Generation IV nuclear energy system**. OECD Nuclear Energy Agency for the Generation IV International Forum. 2014.

BEVERIDGE, L.; SCHULTZ, R. **Calculation of Helium Coolant Behavior in A Single Cooling Channel in MHTGR Reflector Region During Pressurized Conduction Cooldown Scenario Using the COMSOL Multiphysics Code**. Idaho National Lab.(INL). Idaho Falls. 2018.

BISWAS, R.; STRAWN, R. C. Tetrahedral and hexahedral mesh adaptation for CFD problems. **Applied Numerical Mathematics**, v. 26, n. 1-2, p. 135-151, 1998.

BOYCE , W. T.; MONHAMED, S. E. **An Effective Methodology for Thermal-Hydraulics Analysis of a VHTR Core and Fuel Elements. Technical Report ISNPS-UNM-2-2012.** Institute for Space and Nuclear Power Studies. New Mexico. 2012.

BREY, B. L. **Development history of the gas turbine modular high temperature reactor. IAEA-TECDOC-1238.** INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY. Vienna. 2001.

BURCHELL, T. D. **The Effect of Neutron Irradiation on the Structure and Properties of Carbon-Carbon Composite Materials.** U. S. Department of Energy. 1992.

CARSON, J. K. **Predition Of Thermal Conductivity Of Pororus Food.** 2002. Master's thesis. Massey University. Palmerston North.

CENGE, Y. A.; GHAJAR, A. J. **Transferencia de calor y masa.** 4ta ed. McGraw-Hill Interamericana, 2007.

CHARMEAU, A. **A hybrid fine-coarse mesh computational fluid dynamics and heat transfer model for advanced nuclear energy systems.** 2007. Tesis Doctoral. University of Florida, Florida.

CLIFF, B. D.; GRANT, L. H. **Thermal-Hydraulic Analyses of the LS-VHTR. INL/CON-05-00942.** Nevada. Jun 2006.

CLIFFORD, I.; IVANOV, A.; AVRAMOVA, M. A general coarse and fine mesh solution scheme for fluid flow modeling in VHTRs. **In: International Conference on Mathematics and Computational Methods Applied to Nuclear Science and Engineering.** Rio de Janeiro: 2011.

COHEME, F. G. **Assessment of Passive Decay Heat Removal in the General Atomic Modular Helium Reactor.** 2004. Master's thesis, Texas A&M University, Texas.

CORWIN, W. R.; BURCHELL, T. D. **Generation IV Reactors Integrated Materials Technology Program Plan: Focus on Very High Temperature Reactor Materials. ORNL/TM-2008/129.** ORNL. Oak Ridge. 2008.

CROSSLAND, I. (Ed.). **Nuclear fuel cycle science and engineering**. Woodhead Publishing Limited, 2012.

D'AURIA, F. S.; MISAK, J.; ROYEN, J. **Use of Computational fluid dynamics codes for safety analysis of nuclear reactor systems. IAEA-TECDOC 1379**. IAEA. Viena. 2003.

DAVIS, C. B. **Implementation of Molten Salt Properties into RELAP5-3D/ATHENA. INEEL/EXT-05-02658**. INEEL. Idaho. 2005.

DE OLIVEIRA MARQUES, J. G. **Thermodynamic analysis of a novel trigeneration process of hydrogen, electricity and desalinated water: the case of Na-O-H cycle, GEN-IV nuclear reactors and MED installation**. 2021. Tese (Doutorado em Ciências e Técnicas Nucleares) - Departamento de Engenharia Nuclear, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

DEMIR, S. et al. An MS Excel add-in for calculating Darcy friction factor. **Spreadsheets in Education**, v. 10, n. 3, p. 4669, 2018.

EKARIANSYAH, A. S. et al. Preliminary analysis of core temperature distribution of experimental power reactor using RELAP5. **Jurnal Teknologi Reaktor Nuklir Tri Dasa Mega**, v. 20, n. 3, p. 159-165, 2018.

ELGER, D. F.; LEBRET, B. A. **Engineering Fluid Mechanics**. Jaico Publishing House, 1999.

FARIA, F. P. et al. Heat Transfer in a Simulated Spent Fuel Pool: A Comparison Between ANSYS CFX and OpenFoam Codes. **In: International Nuclear Atlantic Conference 2019**. Santos: INAC, 2019.

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

FERNG, Y. M.; CHI, C. W. CFD investigating the air ingress accident occurred in a HTGR simulation of thermal-hydraulic characteristics. **Nuclear Engineering and Design**. v. 245, p. 28-38, 2012a.

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

FERZIGER, J. H.; PERIĆ, M.; STREET, R. L. **Computational methods for fluid dynamics**. Berlin: Springer, 2002.

FLAGEUL, C. et al. DNS of turbulent channel flow with conjugate heat transfer: Effect of thermal boundary conditions on the second moments and budgets. **International Journal of Heat and Fluid Flow**, v. 55, p. 34-44, 2015.

FLUENT. **Theory Guide**. Retrieved April, v. 8, 2019.

FOLSOM, C. P. **Effective Thermal Conductivity of Tri-Isotropic (TRISO) Fuel Compacts**. 2012. Master's thesis. Utah State University. Logan.

FORSBERG, C. W. Brayton power cycles and high-temperature salt-cooled reactors. **Trans. Am. Nucl. Soc**, v. 92, p. 231, 2005.

FORSBERG, C. W.; PETERSON, P. F.; PICKARD, P. S. **Molten-Salt-Cooled Advanced High-Temperature Reactor for Production of Hydrogen and Electricity**. ORNL. Tennessee. 2003.

FORTINI, A. M. et al. Recent Advances on the Use of Reprocessed Fuels and Combined Thorium Fuel Cycles in HTR System. **Progress in Nuclear Energy**, v. 83, p. 482-496, 2015.

FORTINI, A. M. F. **Queima de transurânicos em Reatores HTGR**. 2014. Tese (Doutorado em Ciências e Técnicas Nucleares) - Departamento de Engenharia Nuclear, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

FOX, R. W.; MCDONALD, A. T. **Introduction to fluid mechanics**. John Wiley & Sons, 2020.

GA. **MHTGR nuclear physics benchmarks. DOE-HTGR-90406**. General Atomic. 1994.

GENERAL ATOMIC. **Gas Turbine-Modular Helium Reactor (GT-MHR) Conceptual Design Description Report. GA Project No. 7658.** General Atomic. California.

GERASIMOV, A. **Modeling turbulent flows with fluent..** ANSYS, Inc. 2006.

GODINO, D. M. et al. Simulación Computacional Termo-Hidráulica del Reactor Nuclear TRIGA Mark I-IPR-R1. **Mecánica Computacional**, v. 36, n. 9, p. 345-357, 2018.

GONZO, E. Estimating Correlations For The Effective Thermal Conductivity Of Granular Materials. **Chemical Engineering Journal**, v. 90, p. 299-302, May 2002.

GOUGAR, H. et al. **Prismatic Coupled Neutronics/Thermal Fluids Transient Benchmark Of The Mhtgr-350 Mw Core Design Benchmark Definition.** INL. Tennessee. 2012.

GRIVEAU, A. **Modeling and Transient Analysis for the Pebble Bed Advanced High. M.S. PROJECT REPORT UCBTH-07-001.** University of California at Berkeley. California. 2007.

GROS, E. B. **Liquid-Salt-Cooled Reactor Start-Up with Natural Circulation Under Loss-of-Offsite-Power (Loop) Conditions.** 2012. Master's thesis. Georgia Institute of Technology. Georgia.

HERNANDEZ-PEREZ, V.; ABDULKAIR, M.; AZZOPARDI, B. J. Grid generation issues in the CFD modelling of two-phase flow in a pipe. **The Journal of Computational Multiphase Flows**, v. 3, n. 1, p. 13-26, 2011.

HERRANZ, L. E.; LINARES, J. I.; MORATILLA, B. Y. Power cycle assessment of nuclear high temperature gas-cooled reactors. **Applied Thermal Engineering**, v. 29, n. 8-9, p. 1759-1765, 2009.

HIRCH, C. **Numerical computation of internal and external flows:** The fundamentals of computational fluid dynamics. Second Edition. Elsevier, 2007.

HUDA, M.; OBARA, T. Development and testing of analytical models for the pebble bed type HTRs. **Annals of Nuclear Energy**. 2008. p. 1994-2005.

IAEA - INTERNATIONAL AGENCY ENERGY ATOMIC. **Considerations in the development of safety requirements for innovative reactors: Application to modular high temperature gas cooled reactors. IAEA-TECDOC-1366.** IAEA. Vienna. 2003.

IAEA - INTERNATIONAL AGENCY ENERGY ATOMIC. **Evaluation of High Temperature Gas Cooled Reactor Performance: Benchmark Analysis Related to Initial Testing of the HTTR and HTR-10. IAEA TECDOC No. 1382.** IAEA. Vienna. 2003.

IAEA - INTERNATIONAL AGENCY ENERGY ATOMIC. **Accident Analysis for Nuclear Power Plants with Modular High Temperature Gas Cooled Reactors. International Atomic Energy Agency.** IAEA. Vienna. 2008.

IAEA - INTERNATIONAL AGENCY ENERGY ATOMIC. **High Temperature Gas Cooled Reactor Fuels and Materials. IAEA-TECDOC-1645.** IAEA. Vienna. 2010.

IAEA - INTERNATIONAL AGENCY ENERGY ATOMIC. **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.** IAEA. Vienna. 2013.

IAEA - INTERNATIONAL AGENCY ENERGY ATOMIC. **Climate Change and Nuclear Power 2014.** IAEA. Vienna. 2018.

IAEA - INTERNATIONAL AGENCY ENERGY ATOMIC. **Applicability of Design Safety Requirements to Small Modular Reactor Technologies Intended for Near Term Deployment. IAEA-TECDOC-1936.** IAEA. Vienna. 2020.

ICTP. **Joint ICTP-IAEA Workshop on Physics and Technology of Innovative High Temperature Nuclear Energy Systems.** International Centre for Theoretical Physics. Trieste. 2019.

IEA. **Global Energy and CO2 Status Report.** INTERNATIONAL ENERGY AGENCY. IEA. Paris. 2018.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L. **Fundamentos de Transferência de Calor E de Massa.** Sexta. ed. Grupo Gen-LTC, 2006.

INCT. Institutos Nacionais de Ciências e Tecnologia. **Institutos Nacionais de Ciências e Tecnologia**, março 2019. Disponível em: <http://estatico.cnpq.br/programas/inct/_apresentacao/inct_reatores_nucleares.html>. Acesso em: 24 Março 2020.

INGERSOLL, D. T. **Status of Physics and Safety Analyses for the Liquid-Salt-Cooled Very High-Temperature Reactor (LS-VHTR)**. ORNL/TM-2005/218. ORNL. Tennessee. 2005.

INGERSOLL, D. T. Deliberately small reactors and the second nuclear era. **Progress in Nuclear Energy**. v. 51, n. 4-5, p. 589-603, 2009.

INGERSOLL, D. T. et al. **Status of Preconceptual Design of the Advanced High-Temperature Reactor (AHTR)**. ORNL/TM-2004/104. ORNL. Tennessee. 2004.

INGERSOLL, D. T.; FORSBERG, C. W.; MACDONALD, P. E. **Trade Studies for the Liquid- Salt-Cooled Very High Temperature Reactor: Fiscal Year 2006 Progress Report**. ORNL/TM-2006/140. ORNL. Tennessee. 2007.

INL. **RELAP5-3D Code Manual Volume V: User's Guidelines**. INEEL-EXT-98-00834. INL. 2009.

IRENA. **Planning for the renewable future: Long-term modelling and tools to expand variable renewable power in emerging economies**. International Renewable Energy Agency. Abu Dhabi. EPE. 2017.

JENSEN, C. **TRISO Fuel Thermal Conductivity Measurement Instrument Development**. 2010. Master's thesis. Utah State University. Logan. 2010.

JO, D. et al. Experimental investigation of convective heat transfer in a narrow rectangular channel for upward and downward flows. **Nuclear Engineering and Technology**, v. 46, n. 2, p. 195-206, 2014.

JOHNSON, R. W.; SATO, H.; SCHULTZ, R. R. **CFD Analysis of Core Bypass Phenomena (No. INL/EXT-09-16882)**. Idaho National Laboratory (INL). Idaho Falls. 2009.

JOHNSON, R. W.; SCHULTZ, R. R. **Bounding Estimate for the ‘Hot’Channel Coolant Temperature and Preliminary Calculation of Mixing in the Lower Plenum for the NGNP Point Design Using CFD.** Idaho National Engineering and Environmental Laboratory. Idaho Falls. 2004.

JOSHI, J.; NAYAK, A. K. **Advances of computational fluid Dynamics in nuclear reactor design and safety assessment.** 1st Edition. Woodhead Publishing, 2019.

JOSHI, M.; BISHT, P.; GUPTA, A. Analysis of Fully Developed Turbulent Flow in a AXI-Symmetric Pipe using ANSYS FLUENT Software. **International Journal of Engineering Research.** v. 3, n. 3, 2014.

KANG, J. H.; NAM, I. T.; KIM, M. H. Thermo-Mechanical Analysis of the Prismatic fuel Assembly of VHTR in Normal Operational Condition. **Annals of Nuclear Energy,** Amsterdam, Mar 2012. p. 76-86. 2012.

KEE, W.; WON, J.; HASSAN, A. CFD simulation of a coolant flow and a heat transfer in a pebble bed reactor. **In: High Temperature Reactor Technology,** 2008.

KTA. **Reactor Core Design for High-Temperature Gas-Cooled Reactor Par1: Calculation of the Material Properties of Helium.** 1978.

LABAR, M. P. et al. **Nuclear Energy Materials And Reactors: The Gas-Turbine Modular Helium Reactor (vol. 2).** Oxford: Eolss Publishers Co, 2010. ISBN 978-1-84826-312-3.

LEE, J. J.; YOON, S. J.; PARK, G. C. . & L. W. J. Turbulence-induced heat transfer in PBMR core using LES and RANS. **Journal of Nuclear Science and Technology,** v. 44, n. 7, p. 985-996, 2007.

MACDONALD, P. E. et al. **NGNP Point Design - Results of the Initial Neutronics and Thermal-Hydraulic Assessments During FY-03. INEEL/EXT-03-00870, Rev. 1.** INEEL. Tennessee. 2003.

MACDONALD, P. E. et al. The Next Generation Nuclear Plant – Insights Gained from the INEEL Point Design Studies. **In: Proceedings of ICAPP-04.** Pittsburgh, PA, USA. 2004. p. 13-17.

MALISKA, C. R. **Transferência De Calor e Mecânica Dos Fluidos Computacional**. 2 ed. Brasil. Ltc Editora, 2005.

MARCUM, W. R. **Thermal hydraulic analysis of the Oregon State TRIGA Reactor using RELAP5-3D**. 2008. Master's thesis. Oregon State University. Oregon. 2008.

MASAAKI, N.; NOBUMASA, T.; YUJIRO, T. Conceptual reactor design study of very high temperature reactor (VHTR) with prismatic-type core. **Journal of Power and Energy Systems**. v. 2, n. 2, p. 768-774, 2008.

MCELIGOT, D. M.; MAGEE, P. M.; LEPPERT, G. Effect of large temperature gradients on convective heat transfer: The downstream region. **Journal of Heat Transfer**. v. 87, p. 67-76, 1965.

MEMMOTT, M.; BUONGIORNO, J.; HEJZLAR, P. On the use of RELAP5-3D as a subchannel analysis code. **Nuclear Engineering and Design**, v. 240, n. 4, p. 807-815, 2010.

NAKANO, M.; TSUJI, N.; TAZAWA, Y. Conceptual reactor design study of very high temperature reactor (VHTR) with prismatic-type core. **Journal of Power and Energy Systems**. v. 2, n. 2, p. 768-774, 2008.

NEALL, F. et al. **Understanding the evolution of the carbon component of the Dragon reactor fuel during the post-closure phase of geological disposal**. ASSIST Report to RWM, 1405-1. Galson Sciences Ltd. 2015.

NIST. **NIST Thermophysical Properties of Fluid Systems**, Agosto 2009. Disponível em: <<https://webbook.nist.gov/>>.

NOBREGA, J. M. E. A. Accounting for temperature-dependent properties in viscoelastic duct flows. **International Journal of Heat and Mass Transfer**. v. 47, n. 6-7, p. 1141-1158, 2004.

NUNES, V. V. et al. LS-VHTR Core Thermal Analysis. In: **International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2015**. São Paulo, SP, Brazil. October 2015.

NYSERDA. **Comparison of reported effects and risks to vertebrate wildlife from six electricity generation types in the new york/new england region**. New York. 2009. p. 87.

OLUMAYEGUN, O.; WANG, M.; KELSALL, G. Closed-cycle gas turbine for power generation: A state-of-the-art review. **Fuel**, v. 180, p. 694-717, 2016.

ORTENSI, J. et al. **Prismatic coupled neutronics/thermal fluids transient benchmark of the MHTGR-350 MW core design: benchmark definition**. 2013.

ORTENSI, J.; OUGOUAG, A. M. **Improved Prediction of the Temperature Feedback in TRISO-Fueled Reactors**. INL/EXT-09-16494. INL. Idaho Falls. 2009.

PEDRAZA, J. M. (Ed.). **Small Modular Reactors for Electricity Generation**. Springer International Publishing, 2017.

PENNER, S. S. Steps toward the hydrogen economy. **Energy**, v. 31, n. 1, p. 33-43, 2006.

PETRUZZI, A.; D'AURIA, F. Thermal-hydraulic system codes in nuclear reactor safety and qualification procedures. **Science and Technology of Nuclear Installations**, v. 2008, 2008.

PIORO, I. **Handbook of generation IV nuclear reactors**. Woodhead Publishing, 2016.

PIZZARELLI, M. E. A. CFD analysis of heat transfer to transcritical fluids in liquid rocket engines. **6th European Symposium on Aerothermodynamics for Space Vehicles**. SP-659, 2008.

POINTER, W.; THOMAS, J. Steady-state, whole-core prismatic VHTR simulation including core bypass. **In: Proceedings of the 2010 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants-ICAPP'10**. California: ICAPP. 2010.

POWERS, J. J.; WIRTH, B. D. A Review of TRISO Fuel Performance Models. **Journal of Nuclear Materials**, v. 405, p. 74-82, Jul 2010.

RAMOS, M. **Modelagem e análise termo-hidráulica do reator LS-VHTR utilizando o código RELAP5-3D**. 2017. Dissertação (Ciências e Técnicas Nucleares) - Departamento de Engenharia Nuclear. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

RAMOS, M. C. et al. Steady-state thermal simulations of the liquid-salt-cooled high-temperature reactor. **International Journal of Energy Research**, v. 42, n. 1, p. 245-254., 2018.

RAMOS, M. C. et al. TRISO fuel thermal simulations in the LS-VHTR. **Brazilian Journal of Radiation Sciences**, v. 7, n. 2B, 2019.

RAVNIK, M. Determination of Research Reactor Safety Parameters by Reactor Calculations. **Workshop on Nuclear Data and Nuclear Reactors: Physics, Design and Safety**. Trieste. 2000.

REIS, P. A. L. **Estudos Neutrônicos e Termo-Hidráulicos para o Desenvolvimento de uma Metodologia de Acoplamento entre Códigos Aplicada ao Reator de Pesquisa Triga IPR-R1**. 2013. Tese (Ciências e Técnicas Nucleares) - Departamento de Engenharia Nuclear. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

REZA, S. M. **Design modification for the modular helium reactor for higher temperature operation and reliability studies for nuclear hydrogen production processes**. 2010. PhD Thesis . Texas A & M University.

RODRIGUEZ, S. **Applied Computational Fluid Dynamics and Turbulence Modeling**. Springer International Publishing, 2019.

SATO, H.; JOHNSON, R.; SCHULTZ, R. Computational fluid dynamic analysis of core bypass flow phenomena in a prismatic VHTR. **Annals of Nuclear Energy**, v. 37, n. 9, p. 1172-1185, 2010.

SCARI, M. E. et al. Thermal Hydraulic Modeling of the LS-VHTR. **In: International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2013**. Recife: INAC, 2013.

SCARI, M. E. et al. Modeling and thermal investigations of the HTTR using the RELAP5-3D. In: **International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2015**. São Paulo: INAC, 2015b.

SCARI, M. E. et al. HTR Steady State and Transient Thermal Analyses. **International Journal of Hydrogen Energy**, v. 41, n. 17, p. 7192-7196, 2016. ISSN 0360-3199.

SCHLEICHER, R. W.; KENNEDY, A. J. **Potential applications of high temperature helium. GA-A-21079**. General Atomics (GA). 1992.

SCHLICHTING, H.; KESTIN, J. **Boundary-layer theory**. Springer Science & Business Media, 2003.

SHAVER, D. et al. **Initial Industry Collaborations of the Center of Excellence**. Argonne National Laboratory (ANL). 2019.

SHAW, C. T. **Using Computational Fluid Dynamics**. Michigan: Prentice Hall, 1992.

SHIN, D. H. et al. Evaluation of Effective Thermal Conductivity Models for the VHTR fuel block. **Proceedings of the KNS 2015. Spring Meeting**. Jeju. 2015.

SIEDER, E. N.; TATE, G. E. Heat transfer and pressure drop of liquids in tubes. **Industrial & Engineering Chemistry**, v. 28, n. 12, p. 1429-1435, 1936.

SILVA, C. A. M. **Desenvolvimento de uma metodologia para simulação de reatores refrigerados a gás com propósito de transmutação**. 2009. Tese (Ciências e Técnicas Nucleares) - Departamento de Engenharia Nuclear. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

SILVA, F. C. **Reatores Avançados de Alta Temperatura: Avaliação Neutrônica**. 2008. Dissertação (Ciências e Técnicas Nucleares) - Departamento de Engenharia Nuclear. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

SILVA, F. C. **Avaliação neutrônica da inserção de transurânicos em reatores nucleares tipo VHTR**. 2012. Tese (Ciências e Técnicas Nucleares) - Departamento de Engenharia Nuclear. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

SOARES, H. V. et al. Nuclear power plant transient simulation using thermal-hydraulic/neutron kinetic system codes. **12th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering-ENCIT**. Belo Horizonte. 2008.

SOUTHWORTH, F. H. et al. **The Next Generation Nuclear Plant (NGNP) Project. INEEL/CON--03-01150**. 2003 ANS/ENS International Winter Meeting. New Orleans: ANS. Nov 2003.

SOUZA, R. V. et al. A preliminary neutronic evaluation of the high temperature gas-cooled test reactor HTR-10 using the SCALE 6.0 code. **In: Proceedings of the International Nuclear Atlantic Conference - INAC 2013**. Recife: INAC. 2013.

STAINSBY, R. . G. A. . W. W. **Investigation of local heat transfer phenomena in a prismatic modular reactor core**. AMEC NSS Limited, NR001/RP/001. Toronto. 2009.

STRYDOM, G. **IAEA Coordinated Research Project on HTGR Physics, Thermal-Hydraulics, and Depletion Uncertainty Analysis Prismatic HTGR Benchmark Specification: Phase II (No. INL/EXT-18-44815-Rev000)**. INL. Idaho Falls. 2018.

STRYDOM, G. et al. **INL Results for Phases I and III of the OECD/NEA MHTGR-350 Benchmark**. INL. Idaho Falls. 2013.

STRYDOM, G.; BOSTELMANN, F. **IAEA Coordinated Research Project on HTGR Reactor Physics, Thermal-hydraulics and Depletion Uncertainty Analysis**. Idaho National Lab.(INL). Idaho Falls. 2015.

STRYDOM, G.; BOSTELMANN, F. **IAEA Coordinated Research Project on HTGR Reactor Physics, Thermal-hydraulics and Depletion Uncertainty Analysis. INL/EXT--15-34868**. INL. Idaho Falls. 2015.

STRYDOM, G.; BOSTELMANN, F.; YOON, S. J. **Results for Phase I of the IAEA Coordinated Research Program on HTGR Uncertainties. No. INL/EXT-14-32944**. Idaho National Lab.(INL). Idaho Falls. 2015.

SUMNER, T. **Effects of Fuel Type on the Safety Characteristics of a Sodium Cooled Fast Reactor**. 2010. PhD Thesis. Georgia Institute of Technology. Georgia.

TAHA, T.; CUI, Z. CFD modelling of slug flow in vertical tubes. **Chemical engineering science**. v. 61, n. 2, p. 676-687, 2006.

TAK, N. I.; KIM, M. H.; LEE, W. J. Numerical investigation of a heat transfer within the prismatic fuel assembly of a very high temperature reactor. **Annals of Nuclear Energy**, v. 35, n. 10, p. 1892-1899, 2008.

TAK, N.-I. et al. Development of a core thermo-fluid analysis code for prismatic gas cooled reactors. **Nuclear Engineering and Technology**, v. 46, n. 5, p. 641-654, 2014.

TAKADA, E.; NAKAGAWA, S.; FUJIMOTO, N. Core thermal-hydraulic design. **Nuclear engineering and design**, v. 233, n. 1-3, p. 37-43, 2004.

TALAMO, A.; GUDOWSKI, W. Incineration of light water reactor waste in high-temperature gas reactors: Axial fuel management and efficiency of americium and curium transmutation. **Nuclear science and engineering**, v. 156, n. 2, p. 244-266, 2007.

TANNEHILL, J. C.; ANDERSON, D. A.; PLETCHER, R. H. **Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer**. 2 ed. ed. Washington: Taylor & Francis, 1997.

TAYLOR, M. F. **Correlation of local heat-transfer coefficients for single-phase turbulent flow of hydrogen in tubes with temperature ratios to 23**. 1968.

THE RELAP5-3D. **RELAP5-3D Code Manual Volume I: Code Structure, System Models, And Solution Methods**. INEEL-EXT-98-00834. INL. Idaho Falls. 2009.

TISELJ, I.; CIZELJ, L. DNS of turbulent channel flow with conjugate heat transfer at Prandtl number 0.01. **Nuclear Engineering and Design**, v. 253, p. 153-160, 2012.

TRAVIS, B. W.; EL-GENK, M. S. Numerical simulation and turbulent convection heat transfer correlation for coolant channels in a very-high temperature reactor. **Heat Transfer Engineering**, v. 34, p. 1-14, 2013a.

TUNG, Y. H. et al. Modeling strategies to compute natural circulation using CFD in a VHTR after a LOFA. **Nuclear Engineering and Design**, v. 275, p. 80-90, 2014a.

TUNG, Y. H. et al. Bypass flow computations on the LOFA transient in a VHTR. **Applied thermal engineering**, v. 62, n. 2, p. 415-423, 2014b.

TUNG, Y.-H.; JOHNSON, R. W. CFD calculations of natural circulation in a high temperature gas reactor following pressurized circulator shutdown. **In: ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition**, 2011.

U.S. DOE. **Preliminary safety information document for the standard MHTGR. DOE/HTGR 86-024 Vol. 1.** United States Department of Energy. 1986a.

U.S. DOE. **Preliminary safety information document for the standard MHTGR. DOE/HTGR 86-024 Vol. 2.** United States Department of Energy. 1986b.

U. E. DOE. **Concept description report reference modular high temperature gas-cooled reactor plant. DOE-HTGR-86-118.** United States Department of Energy. 1986c.

U.S. DOE. **U. S. DEPARTMENT OF ENERGY. A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems GIF-002-00.** Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum. 2002.

VASCONCELOS, V. **Acoplamento Neutrônico e Termo-Hidráulico Usando os Códigos Milonga e OpenFOAM: uma abordagem com software livre.** 2016. Tese (Ciências e Técnicas Nucleares) - Departamento de Engenharia Nuclear. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte.

VASCONCELOS, V. et al. Coupled unstructured fine-mesh neutronics and thermal-hydraulics methodology using open software: A proof-of-concept. **Annals of Nuclear Energy**, v. 115, p. 173-185., 2018.

VERMA, M. P. . R. A. . & P. C. Moodychart: an activex component to calculate frictional factor for fluid flow in pipelines. **In Proceedings, Thirty-Third Workshop on Geothermal Reservoir Engineering, Stanford University.** Stanford, California. 2008.

VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method.** Second Edition. Pearson education., 2007.

VODRET, S.; DI MAIO, D.; CARUSO, G. Numerical simulation of turbulent forced convection in liquid metals. **In: Journal of Physics. Conference Series.** IOP Publishing, p. 012033, 2014.

WANG, L.; LIU, Q.; FUKUDA, K. Numerical solution of heat transfer process in a prismatic VHTR core accompanying bypass and cross flows. **Nuclear Engineering and Design**, , v. 307, p. 275-283, 2016.

WHITE, F. **Mecânica dos fluidos. 6.ed.** Rio de Janeiro: McGraw-Hill, 2010.

WIDODO, S.; ROHANDA, A.; SUBEKTI, M. Study RELAP5 Helium Properties for HTGR Thermal Hydraulic Analysis. **Journal of Physics: Conference Series**, 2018.

WILLIAMS, D. F.; TOTH, L. M.; CLARMO, K. T. **Assessment of Candidate Molten Salt Coolants for the Advanced High Temperature Reactor (AHTR).** ORNL/TM-2006/12. ORNL. Tennessee. 2006.

WILLIAMS, P. M. et al. MHTGR development in the United States. **Progress in Nuclear Energy**, v. 28, n. 3, p. 265-346, 1994.

WU, C. Y.; FERNG, Y. M. . C. 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.

YOON, S. J. et al. The Effects of Crossflow Gap and Axial Bypass Gap Distribution on the Flow Characteristics in Prismatic VHTR Core. **Nuclear Engineering and Design**, Amsterdam, v. 250, p. 465-479, 2012. ISSN 0029-5493.

ZHAO, H.; PETERSON, P. F. Optimization of advanced high-temperature brayton cycles with multiple-reheat stages. **Nuclear technology**, v. 158, n. 2, p. 145-157, 2007.

ZHOU, X. W.; TANG, C. H. Current status and future development of coated fuel particles for high temperature gas-cooled reactors. **Progress in Nuclear Energy**, v. 53, p. 182-188, 2011.

Anexos

Correlações empíricas

Um total de 16 formulações para determinar o fator de atrito de Darcy sob condições turbulentas ($Re \geq 4000$) são mostrados na Tabela. Na Tabela, D é o diâmetro do tubo circular, Re é o número de Reynolds e RR representa a rugosidade relativa do tubo, que é igual à razão entre a altura da rugosidade e o diâmetro interno do tubo. Discussões detalhadas sobre essas formulações são fornecidas em Demir et al. (2018)

Numero	Escoamento Turbulento $Re \geq 4000$	
1	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[\frac{RR}{3.7} + \frac{2.51}{Re \sqrt{f}} \right]$	Moody (1947)
2	$f = 0.11 \left(\frac{68}{Re} + RR \right)^{0.25}$	Altshul (1952)
3	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[\frac{RR}{3.71} + \left(\frac{7}{Re} \right)^{0.9} \right]$	Churchill (1973)
4	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[\frac{RR}{3.71} + \frac{15}{Re} \right]$	Eck (1973)
5	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[\frac{RR}{3.715} + \frac{5.72}{Re^{0.9}} \right]$	Jain (1976)
6	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[\frac{RR}{3.7} + \frac{5.74}{Re^{0.9}} \right]$	Swamee-Jain (1976)
7	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -1.8 \log \left[0.135 RR + \frac{6.5}{Re} \right]$	Round (1980)
8	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[\frac{RR}{3.7} - \frac{5.02}{Re} \log \left(\frac{RR}{3.7} + \frac{14.5}{Re} \right) \right]$	Shacham (1980)
9	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -1.8 \log \left[\left(\frac{RR}{3.7} \right)^{1.11} + \frac{6.9}{Re} \right]$	Haaland (1983)
10	$\frac{1}{\sqrt{f}} = A - \frac{(B - A)^2}{C - 2B + A}$ $A = -2 \log \left[\frac{RR}{3.7} + \frac{12}{Re} \right]$ $B = -2 \log \left[\frac{RR}{3.7} + \frac{2.51A}{Re} \right]$ $C = -2 \log \left[\frac{RR}{3.7} + \frac{2.51B}{Re} \right]$	Serghides (1984)
11	$f = \begin{cases} C & \Leftrightarrow C \geq 0.018 \\ 0.0028 + 0.85C & \Leftrightarrow C < 0.018 \end{cases}$ $C = 0.11 \left(\frac{68}{Re} + RR \right)^{0.25}$	Tsal (1989)
12	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[\frac{RR}{3.7065} - \frac{5.0272B}{Re} \right]$ $A = \log \left[\left(\frac{RR}{3.7} \right)^{0.9924} + \left(\frac{5.3326}{208.815 + Re} \right)^{0.9345} \right]$ $B = \log \left[\frac{RR}{3.827} - \frac{4.567A}{Re} \right]$	Romeo et al (2002)

13	$\frac{1}{\sqrt{f}} = 0.8686 \ln \left[\frac{0.4587 Re}{(C - 0.31)^c / (C + 1)} \right]$ $C = 0.124 Re RR + \ln(0.4587 Re)$	Goudar-Sonnad (2006)
14	$\frac{1}{\sqrt{f}} = A - \frac{A + 2 \log \left(\frac{B}{Re} \right)}{1 + \frac{2.18}{B}}$ $A = \frac{0.744 \ln Re - 1.41}{1 + 1.32 \sqrt{RR}}$ $B = \frac{RR}{3.7} Re + 2.51 A$	Buzelli (2008)
15	$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log \left[\frac{RR}{3.71} + \frac{2.18 A}{Re} \right]$ $A = \ln \left[\frac{Re}{1.816 \ln \left(\frac{1.1 Re}{\ln(1 + 1.1 Re)} \right)} \right]$	Brkic (2011)
16	$f = \left[-1.52 \log \left(\left(\frac{RR}{7.21} \right)^{1.042} + \left(\frac{2.731}{Re} \right)^{0.9152} \right) \right]^{-2.169}$	Ghanbari et al (2011)