



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

CAIO JÚLIUS CÉSAR MIRANDA RODRIGUES DA CUNHA

**ESTUDO TERMOHIDRÁULICO DO NÚCLEO AP-Th 1000**

Recife  
2023

CAIO JÚLIUS CÉSAR MIRANDA RODRIGUES DA CUNHA

**ESTUDO TERMOHIDRÁULICO DO NÚCLEO AP-Th 1000**

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

Área de concentração: Engenharia de Reatores.

Orientador: Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima

Coorientador: Prof. Dr. Daniel González Rodríguez

Recife

2023

.Catalogação de Publicação na Fonte. UFPE - Biblioteca Central

Cunha, Caio Július César Miranda Rodrigues da.  
Estudo termohidráulico do núcleo AP-Th 1000 / Caio Július  
César Miranda Rodrigues da Cunha. - Recife, 2023.  
109f.: il.

Tese (Doutorado)- Universidade Federal de Pernambuco, Centro  
de Tecnologia e Geociências, Programa de Pós-Graduação em  
Tecnologias Energéticas e Nucleares, 2023.

Orientação: Fernando Roberto de Andrade Lima.

Coorientação: Daniel González Rodríguez.

1. PWR; 2. Termohidráulica; 3. Tório; 4. AP-Th 1000; 5. CFD.  
I. Lima, Fernando Roberto de Andrade. II. Rodríguez, Daniel  
González. III. Título.

UFPE-Biblioteca Central

CAIO JÚLIUS CÉSAR MIRANDA RODRIGUES DA CUNHA

## **ESTUDO TERMOHIDRÁULICO DO NÚCLEO AP-TH 1000**

Tese Apresentada ao Programa de Pósgraduação Tecnologias Energéticas e Nucleares da Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociência - CTG, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Tecnologias Energéticas e Nucleares. Área de Concentração: Engenharia de Reatores.

Aprovado em: 24/07/2023.

### **BANCA EXAMINADORA**

---

Prof. Dr. Fernando Roberto de Andrade Lima (Orientador)  
Comissão Nacional de Energia Nuclear – CNEN

---

Prof. Dr. Carlos Alberto Brayner de Oliveira Lira (Examinador Interno)  
Comissão Nacional de Energia Nuclear – CNEN

---

Prof. Dr. Leorlen Yunier Rojas Mazaira (Examinador Externo)  
Comissão Nacional de Energia Nuclear – CNEN

---

Prof. Dr. Jorge Recarte Henriquez Guerrero (Examinador Externo)  
Universidade Federal de Pernambuco - UFPE

---

Prof. Dr. Abel Gámez Rodríguez (Examinador Externo)  
Universidade Federal de Pernambuco - UFPE

Dedico este feito às três pessoas mais importantes na minha vida, minha futura esposa; mãe e irmã, que sonharam esse sonho junto comigo, dia após dia, sendo estes bons ou difíceis, mas permanecendo sempre juntos.

## **AGRADECIMENTOS**

À CAPES pela concessão da bolsa de doutorado para o desenvolvimento dessa pesquisa

Ao CRCN-NE e ao DEN-UFPE pela infraestrutura disponibilizada para a realização das análises.

Ao professor Fernando Roberto de Andrade Lima, pela orientação, acompanhamento durante toda minha trajetória acadêmica e por ser um exemplo de profissional e ser humano. Muito obrigado professor, por acreditar na minha vontade de aprender.

À Daniel González Rodríguez, que, foi além de um coorientador e excelente profissional, é um grande amigo que a jornada acadêmica me presenteou.

À Leorlen Yunier Rojas Mazaira pelas contribuições valorosas ao longo desta pesquisa.

Aos professores Mário e Jair do grupo de Engenharia de Reatores do DEN-UFPE, pelo conhecimento compartilhado, tanto nas disciplinas, quanto da participação em seminários.

À Giovanni Laranjo de Stefani, pela parceria e troca de conhecimentos, além de sua contribuição neste trabalho.

À Taynã Ferreira de Souza, que acompanhou e me apoiou durante todo esse processo, sendo meu porto seguro.

À minha mãe e irmã, que sempre me apoiaram em todas as decisões da vida, inclusive nesta caminhada acadêmica.

“No one can hold their breath forever.”  
(Viper, 2023)

## RESUMO

Os Planos Nacionais de Energia (PNE's) do governo brasileiro no horizonte de 2030 e 2050 apontam estratégias de transição para uma matriz energética cada vez mais sustentável, o que inclui o desenvolvimento das fontes de energia renováveis e da energia nuclear. O Brasil possui uma das maiores reservas de tório no mundo, além de ter envolvimento com o desenvolvimento da tecnologia de combustíveis MOX desde a primeira geração de reatores nucleares. Tendo em vista esses PNE's e a criação da Política Nuclear Brasileira (PNB), assim como os esforços globais para o desenvolvimento de novas tecnologias de reatores nucleares, esta tese de doutorado apresenta uma metodologia para determinação das características termohidráulicas e dos parâmetros de projeto de engenharia do núcleo AP-Th 1000 para seu primeiro ciclo combustível. Foi desenvolvido um modelo em CFD da região do subcanal e do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000 utilizando a ferramenta ANSYS CFX, além de modelos em MATLAB para o mapeamento das varetas no núcleo e a determinação dos limites de distribuição de potência sob condições normais de operação. Os limites de operação obtidos para o núcleo AP-Th 1000 neste ciclo de combustível, estão de acordo com os valores de referência reportados pela Westinghouse para núcleo padrão do reator AP1000. O núcleo AP-Th 1000 apresenta uma densidade de potência máxima do ciclo de  $1009,18 \text{ W/cm}^3$ , onde o combustível atinge uma temperatura máxima de  $1647,11^\circ\text{C}$ , enquanto que a temperatura no revestimento alcança um valor máximo de  $441,75^\circ\text{C}$ . O núcleo apresenta ao longo do ciclo de combustível 2,70 e 1,68 como valores médios para o fator de canal quente de fluxo de calor ( $F_Q$ ) e o fator de canal quente nuclear de aumento da entalpia ( $F_{\Delta H}^N$ ), respectivamente, além de uma Mínima Razão da Saída da Ebulição Nucleada (MDNBR) média de 2,10.

Palavras-chave: PWR; termohidráulica; Tório; AP-Th 1000; CFD.



## ABSTRACT

The Brazilian government's National Energy Plans (PNEs) for the horizon of 2030 and 2050 outline strategies for transitioning to an increasingly sustainable energy matrix, which includes the development of renewable energy sources and nuclear energy. Brazil possesses one of the largest thorium reserves in the world and has been involved in the development of Mixed Oxide (MOX) fuel technology since the first generation of nuclear reactors. Considering these PNEs and the revival of the Brazilian Nuclear Policy (PNB), along with global efforts to develop new nuclear reactor technologies, this doctoral thesis presents a methodology to assess the thermohydraulic characteristics and engineering design parameters of the AP-Th 1000 core for its first fuel cycle. A CFD model of the subchannel region and the fuel assembly of the AP-Th 1000 core has been developed using the ANSYS CFX tool, along with MATLAB codes for mapping the fuel assemblies and determining the power distribution limits under normal operating conditions. The operating limits obtained for the AP-Th 1000 core in this fuel cycle are under the reference values reported by Westinghouse for the standard AP1000 reactor core. The AP-Th 1000 core exhibits a maximum power density of  $1009.18 \text{ W/cm}^3$  for the fuel cycle, with the fuel reaching a maximum temperature of  $1647.11^\circ\text{C}$ , while the cladding temperature reaches a maximum of  $441.75^\circ\text{C}$ . Throughout the fuel cycle, the core has average values of 2.70 and 1.68 for the Heat Flux Hot Channel Factor  $F_Q$  and the Nuclear Enthalpy Rise Hot Channel Factor  $F_{\Delta H}^N$  parameters, respectively, along with a 2.10 average Minimum Departure from Nucleate Boiling Ratio (MDNBR).

Keywords: PWR; thermohydraulics; Thorium; AP-Th 1000; CFD.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 –	Matriz elétrica brasileira 2021	22
Figura 2 –	Evolução das principais fontes de energia renováveis e nuclear (GWh)	25
Figura 3 –	Evolução da tecnologia dos reatores de água pressurizada	32
Figura 4 –	Número de publicações relativas as principais tecnologias de reatores nucleares	34
Figura 5 –	Número de publicações relativas as principais tecnologias de reatores nucleares do tipo PWR	34
Figura 6 –	Fluxograma padrão para uma análise em CFD	41
Figura 7 –	Componentes do sistema primário do reator AP1000	52
Figura 8 –	Vaso de pressão do reator AP1000	53
Figura 9 –	Fluxograma da metodologia utilizada para o acoplamento neutrônico/termohidráulico	55
Figura 10 –	Fluxograma do mapeamento do conjunto combustível	56
Figura 11 –	Descrição do núcleo padrão do reator AP1000	57
Figura 12 –	Configuração do subcanal de um elemento combustível do reator AP1000	58
Figura 13 –	Conformação dos materiais IFBA e PYREX presentes no núcleo do reator AP1000	58
Figura 14 –	O núcleo AP-Th 1000	59
Figura 15 –	Tipos de subcanais em núcleos PWR quadrados	61
Figura 16 –	Geometria do subcanal do núcleo AP-Th 1000	61
Figura 17 –	Discretização da região do subcanal do núcleo AP-Th 1000	62
Figura 18 –	Geometria do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000	63
Figura 19 –	Malha do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000	64
Figura 20 –	Distribuição axial da densidade de potência máxima do núcleo AP1000 em condições normais de operação	77
Figura 21 –	Distribuição axial da temperatura na linha central da vareta de combustível mais quente do núcleo padrão do reator AP1000	77

Figura 22 –	Perfil de temperatura nas superfícies interna e externa do revestimento da vareta de combustível do núcleo padrão do reator AP1000	78
Figura 23 –	Variação da pressão ao longo do canal de escoamento do reator AP1000	79
Figura 24 –	Temperatura média do fluido refrigerante ao longo do canal de escoamento mais quente do núcleo padrão do reator AP1000	80
Figura 25 –	Distribuição do DNBR, CHF e fluxo de calor local do núcleo padrão do reator AP1000	81
Figura 26 –	Distribuição axial da densidade de potência da vareta de combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	82
Figura 27 –	Distribuição axial da temperatura na linha central da vareta de combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	83
Figura 28 –	Perfil de temperatura nas superfícies interna e externa do revestimento da vareta de combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	84
Figura 29 –	Variação da pressão ao longo do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000	85
Figura 30 –	Temperatura média do fluido refrigerante ao longo do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000	86
Figura 31 –	Distribuição axial do DNBR, CHF e fluxo local do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000	87
Figura 32 –	Distribuição radial da temperatura média do fluido refrigerante no núcleo padrão do reator AP1000	89
Figura 33 –	Distribuição radial da temperatura do fluido refrigerante na saída do núcleo AP1000	90
Figura 34 –	Mapa do pico de potência linear do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	91
Figura 35 –	Mapa de temperatura das varetas de combustível na região do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	92

Figura 36 –	Mapa de temperatura do revestimento das varetas de combustível presentes no conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	93
Figura 37 –	Mapa de temperatura das varetas de controle do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	94
Figura 38 –	Distribuição radial da temperatura do fluido refrigerante na saída do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	95
Figura 39 –	Variação da pressão ao longo do canal de escoamento do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	96
Figura 40 –	Perfil de velocidade do fluido refrigerante ao longo do canal de escoamento do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000	96

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 –	Panorama da energia elétrica no Brasil entre 2020 e 2021	21
Tabela 2 –	Desenvolvimento das fontes de energia renovável no Brasil	23
Tabela 3 –	Variação da capacidade instalada no Brasil entre 2020 e 2021	23
Tabela 4 –	Dimensões do núcleo do reator AP1000	59
Tabela 5 –	Métrica da malha do modelo do subcanal do núcleo AP-Th 1000	62
Tabela 6 –	Métrica da malha do modelo do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000	64
Tabela 7 –	Condições de operação utilizadas no modelo CFD para o núcleo AP-Th 1000	69
Tabela 8 –	Faixa de aplicação da correlação W-3	72
Tabela 9 –	Limites de distribuição de potência do núcleo AP-Th 1000	88
Tabela 10 –	Projeto termohidráulico conceitual do núcleo AP-Th 1000	99

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ADS	Accelerator Driven System (Sistema Dirigido por Acelerador)
BARC	Bhabha Atomic Research Centre (Centro de Pesquisa Atômica de Bhabha)
BOC	Beginning of Cycle (Início de Ciclo)
BWR	Boiling Water Reactor (Reator de Água Fervente)
CAD	Computer-Aided Design (Desenho Auxiliados por Computador)
CAE	Computer-Aided Engineering (Engenharia Guiada por Computador)
CFD	Computational Fluid Dynamics (Fluidodinâmica Computacional)
CHF	Critical Heat Flux (Fluxo de Calor Crítico)
CNAAB	Central Nuclear Almirante Álvaro Alberto
COLRS	Core Operating Limits Reports (Manuais de Limites de Operação do Núcleo)
DNBR	Departure Nucleate Boiling Ratio (Razão da Saída da Ebulição Nucleada)
DNS	Direct Numerical Simulation (Simulação Numérica Direta)
DVI	Direct Vessel Injection (Injeção Direta de Vaso)
EPE	Empresa de Pesquisa Energética
EOC	End of Cycle (Fim de Ciclo)
FBR	Fast Breeder Reactor (Reator Queimador Rápido)
FEA	Finite Element Analysis (Análise em Elementos Finitos)
FIV	Flow Induced Vibration (Vibração Induzida por Fluxo)
GCR	Gás Cooled Reactor (Reator Refrigerado a Gás)
HTGR	High Temperature Gas-Cooled Reactor (Reator de Alta Temperatura Refrigerado a Gás)
HTR	High Temperature Reactor (Reator de Alta Temperatura)
IAEA	International Atomic Energy Agency (Agência Internacional de Energia Atômica)
IFBA	Integral Fuel Burnable Absorber (Absorvedor Integral de Combustível Queimado)
LCO	Limiting Conditions for Operation (Condições Limitantes para Operação)
LEU	Low Enrichment of Uranium (Baixo Enriquecimento de Urânio)
LES	Large Eddy Simulation (Simulação de Grandes Redemoinhos)

LDP	Limite de Distribuição de Potência
LOCA	Loss Of Coolant Accident (Acidente por Perda de Refrigerante)
LWGR	Light Water Graphite Reactor (Reator de Água Leve Refrigerado a Grafite)
MDNBR	Minimum Departure from Nucleate Boiling Ratio (Mínima Razão da Saída da Ebulição Nucleada)
MOX	Mixed Oxide Fuel (Combustível de Óxidos Mistos)
MOC	Middle of Cycle (Meio de Ciclo)
MME	Ministério de Minas e Energias
MSR	Molten Salt Reactor (Reator de Sal Fundido)
NPP	Nuclear Power Plant (Planta de Potência Nuclear)
PNB	Política Nuclear Brasileira
PNE	Plano Nacional de Energia
PTS	Pressurized Thermo Stroke (Choque Térmico Pressurizado)
PHWR	Pressurized Heavy Water Reactor (Reator Pressurizado de Água Pesada)
PWR	Pressurized Water Reactor (Reator de Água Pressurizada)
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes
RPV	Reactor Pressure Vessel (Vaso de Pressão do Reator)
SBLOCA	Small Break Loss of Coolant Accident (Acidente de Perda de Refrigerante por Pequena Ruptura)
SMR	Small Modular Reactor (Reator Modular Pequeno)
VVER	Vodo-Vodyanoi Energetichesky Reaktor
WNA	World Nuclear Association (Associação Nuclear Mundial)

## LISTA DE SÍMBOLOS

$C_{p_{ThO_2}}$	Calor específico à pressão constante do dióxido de tório
$C_{p_{UO_2}}$	Calor específico à pressão constante do dióxido de urânio
$C_{p_{He}}$	Calor específico à pressão constante do Hélio
$C_{p_{(U_\beta, Th_{1-\beta})O_2}}$	Calor específico à pressão constante da mistura de óxidos de urânio e tório
$C_{p_{Zirlo}}$	Calor específico à pressão constante do Zircaloy
$L$	Comprimento aquecido da vareta
$k_{ThO_2}$	Condutividade térmica do dióxido de tório
$k_{UO_2}$	Condutividade térmica do dióxido de urânio
$k_{He}$	Condutividade térmica do hélio
$k_{(U_\beta, Th_{1-\beta})O_2}$	Condutividade térmica da mistura de óxidos de urânio e tório
$k_{Zirlo}$	Condutividade térmica do Zircaloy
$\rho_{He}$	Densidade do hélio
$\rho_{(U,Th)O_2}$	Densidade da mistura de óxidos de urânio e tório
$\rho_{Zirlo}$	Densidade do Zircaloy
$D_h$	Diâmetro hidráulico aquecido
$Y_M$	Dissipação devido à variação volumétrica para o caso compressível
$k$	Energia cinética turbulenta
$h_{ent}$	Entalpia na entrada do canal de escoamento
$F_Q$	Fator de canal quente de fluxo de calor
$F_{\Delta H}^N$	Fator de canal quente de aumento da entalpia
$\eta$	Fator de reprodução
$q''_{CHF}$	Fluxo de calor crítico
$q''_{CHF,U(W-3)}$	Fluxo de calor crítico uniforme para a correlação W-3
$q''_{local}$	Fluxo de calor local
$G$	Fluxo mássico
$\beta_{eff}$	Fração de nêutrons atrasados
$f_P$	Fração da potência térmica nominal
$\sigma_k$	Número de Prandtl turbulento para k



$\sigma_\varepsilon$	Número de Prandtl turbulento para $\varepsilon$
$P$	Pressão
$P_k$	Produção de energia cinética turbulenta por gradientes de velocidade média
$P_b$	Produção de energia cinética turbulenta por flutuações das velocidades
$q'(z)$	Potência linear em função da altura da vareta
$R_{rod}$	Raio da vareta de combustível
$\varepsilon$	Taxa de dissipação turbulenta
$x_{eq}$	Título

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>19</b>
1.1	CENÁRIO ENERGÉTICO BRASILEIRO	20
1.2	ENERGIA NUCLEAR NO BRASIL E SUA PERSPECTIVA PARA O FUTURO	24
1.3	JUSTIFICATIVA	27
<b>1.3.1</b>	<b>Justificativa da escolha do combustível MOX de urânio e tório</b>	<b>27</b>
<b>1.3.2</b>	<b>Justificativa da seleção de um reator de tecnologia III+ do tipo PWR</b>	<b>31</b>
1.4	OBJETIVOS	35
1.4.1	Objetivo geral	35
1.4.2	Objetivos específicos	35
<b>2</b>	<b>REVISÃO DE LITERATURA</b>	<b>36</b>
2.1	USO DE COMBUSTÍVEIS MOX EM REATORES PWR	36
2.2	FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL (CFD)	40
<b>2.2.1</b>	<b>Conceito e método de solução</b>	<b>41</b>
<b>2.2.2</b>	<b>Modelos de turbulência</b>	<b>43</b>
2.3	APLICAÇÃO DAS FERRAMENTAS CFD EM ANÁLISE DE REATORES DE ÁGUA PRESSURIZADA	47
2.4	REATOR AP1000: UMA EVOLUÇÃO DO PROJETO AP600	51
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA</b>	<b>55</b>
3.1	MODELAGEM EM CFD DO NÚCLEO AP-Th 1000	56
<b>3.1.1</b>	<b>Construção da geometria e discretização da região do subcanal e do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000</b>	<b>60</b>
<b>3.1.2</b>	<b>Avaliação das propriedades termofísicas dos materiais presentes no núcleo AP-Th 1000</b>	<b>65</b>
<b>3.1.3</b>	<b>Modelos físicos e condições de contorno do núcleo AP-Th 1000</b>	<b>69</b>
3.2	CÁLCULO DOS LIMITES DE DISTRIBUIÇÃO DE POTÊNCIA	70
<b>3.2.1</b>	<b>Considerações termohidráulicas</b>	<b>70</b>
3.2.1.1	DNBR	71

<b>3.2.2</b>	<b>Considerações nucleares</b>	<b>73</b>
3.2.2.1	Fator de canal quente de fluxo de calor ( $F_Q$ )	74
3.2.2.2	Fator de canal quente nuclear de aumento da entalpia ( $F_{\Delta H}^N$ )	74
<b>4</b>	<b>CÁLCULOS TERMOHIDRÁULICOS DO NÚCLEO AP-Th 1000</b>	<b>76</b>
4.1	SUBCANAL	76
<b>4.1.1</b>	<b>Verificação do modelo do subcanal com o núcleo de referência AP1000</b>	<b>76</b>
<b>4.1.2</b>	<b>Análise termohidráulica do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000</b>	<b>81</b>
4.1.2.1	Cálculo da densidade de potência da vareta de combustível mais quente	82
4.1.2.2	Avaliação da região do combustível e do revestimento	83
4.1.2.3	Estudo das características termohidráulicas do canal de escoamento do fluido refrigerante	85
4.2	CONJUNTO COMBUSTÍVEL	88
<b>4.2.1</b>	<b>Verificação do modelo do conjunto combustível com o núcleo de referência AP1000</b>	<b>89</b>
<b>4.2.2</b>	<b>Análise termohidráulica do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000</b>	<b>91</b>
4.2.2.1	Avaliação das regiões das varetas de combustível e de controle	92
4.2.2.2	Estudo das características termohidráulicas do canal de escoamento do fluido refrigerante	94
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES</b>	<b>98</b>
	<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>102</b>
	<b>APÊNDICE A – CÓDIGO EM MATLAB PARA O CÁLCULO DO DNBR, CHF E FLUXO DE CALOR LOCAL EM NÚCLEOS PWR</b>	<b>107</b>

## 1 INTRODUÇÃO

O consumo de energia global tem crescido rapidamente no último século, impulsionado por uma população em expansão e um aumento na prosperidade. A demanda aumentou para praticamente todas as fontes de energia - carvão, petróleo, gás natural, energia nuclear e renováveis. Essas “adições” ao sistema global de energia refletem tendências amplamente positivas de padrões de vida mais elevados, redução da pobreza global e meios de subsistência mais longos. Ao mesmo tempo, o evidente aumento na utilização de fontes de energia que utilizam combustíveis fósseis é uma das principais causas das mudanças climáticas e conduz a grandes desafios do ponto de vista ambiental em escala global.

Para enfrentar esses desafios, o sistema energético global precisará passar por uma transição energética, em que, as fontes de energia que corroboram para a emissão de gases de efeito estufa sejam substituídas por fontes cada vez mais limpas do ponto de vista de geração de energia. Projeções de longo prazo de algumas das principais instituições de energia do mundo sugerem que, este, pode estar à beira de sua primeira transição energética verdadeira, mas também que políticas públicas mais ambiciosas e inovações tecnológicas são necessárias para satisfazer as demandas de energia da crescente população mundial e, ao mesmo tempo, atingir metas ambientais de longo prazo (Newell et al., 2020).

A economia global se torna mais eficiente em termos de energia ao longo do tempo, embora as emissões de dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>) continuem a crescer, a menos que haja uma mudança nas tendências atuais de política e tecnologia. Esforços globais têm contribuído consideravelmente no desenvolvimento e aprimoramento das tecnologias de energia renovável nos últimos anos, principalmente no Brasil. A participação destas fontes na matriz energética brasileira é muito superior do que nas matrizes energéticas ao redor do mundo, fazendo do Brasil, referência mundial em termos de geração de energia limpa (EPE, 2023).

O uso de energias renováveis, como energia eólica e solar, está aumentando, enquanto a energia nuclear continua a contribuir significativamente para o fornecimento de energia, segurança energética e estabilidade da rede. A energia nuclear desempenhará um papel importante junto as fontes de energia renováveis, que devem crescer rapidamente em todas as estratégias para a mitigação das mudanças climáticas. Por exemplo, o cenário Net Zero da Agência Internacional de

Energia (IEA, 2021) prevê que até 2050 as energias renováveis serão responsáveis por 88% do setor elétrico mundial e 67% do suprimento mundial de energia.

Em virtude da reformulação no âmbito energético global, algumas indagações acabam surgindo, tais como: Como o Brasil aparece nessa nova era? Quais as soluções que o Brasil pode adotar para aderir a este novo panorama? Como fica a energia nuclear no Brasil com todas essas mudanças? Quais as estratégias definidas nos Planos Nacionais de Energia nos horizontes de 2030 e 2050 (PNE30 e PNE50)? O item 1.1 apresenta o panorama energético brasileiro atual e as estratégias para sua modificação até o ano de 2050.

## 1.1 CENÁRIO ENERGÉTICO BRASILEIRO

Os estudos e pesquisas destinados a subsidiar o planejamento do setor energético brasileiro são desenvolvidos pela Empresa de Pesquisa Energética (EPE), a qual trabalha junto ao Ministério de Minas e Energia (MME) em diversos âmbitos, tais como: energia elétrica, estudos de economia de energia, estudos socioeconômicos, petróleo, gás e biocombustíveis, além de estudos estatísticos. No relatório final do ano de 2022 divulgado pela EPE, foram apresentados resultados referentes a diversas esferas do setor energético, dentre elas, a análise energética, oferta e demanda de energia por fonte e o consumo de energia por setor.

De acordo com o balanço energético nacional de 2022, considerando 2021 como ano base, a geração de energia elétrica no Brasil totalizou 656,1TWh, mostrando-se 4,3% superior a 2020. A cerca dessa geração de energia, 82,6% fazem referência as centrais elétricas de serviço público, onde o setor hídrico, principal fonte de produção de energia no Brasil, mostrou uma redução de 8,6% em comparação ao ano anterior (EPE, 2022a). A outra forma de geração de energia elétrica é através da chamada autoprodução (APE), que em 2021 alcançou um total de 17,4% do total produzido, levando em consideração o conjunto de todas as fontes, totalizando 114TWh. Vale salientar que desse total, apenas 48,1TWh foram injetados na rede. A Tabela 1 apresenta o panorama da energia elétrica no Brasil entre os anos de 2020 e 2021 (EPE, 2022b).

Tabela 1– Panorama da energia elétrica no Brasil entre 2020 e 2021

Parâmetro (TWh)	2020	2021	Δ%
Oferta Interna de E. Elétrica	653,5	679,2	3,9
Geração Elétrica – Serviço Público	514,8	542,1	5,3
Geração Elétrica – Autoprodução	114	114	0,0
Importação de Eletricidade	24,7	23,1	-6,5
Consumo Final	547,7	570,8	4,2

Fonte: Adaptado de EPE (2022b).

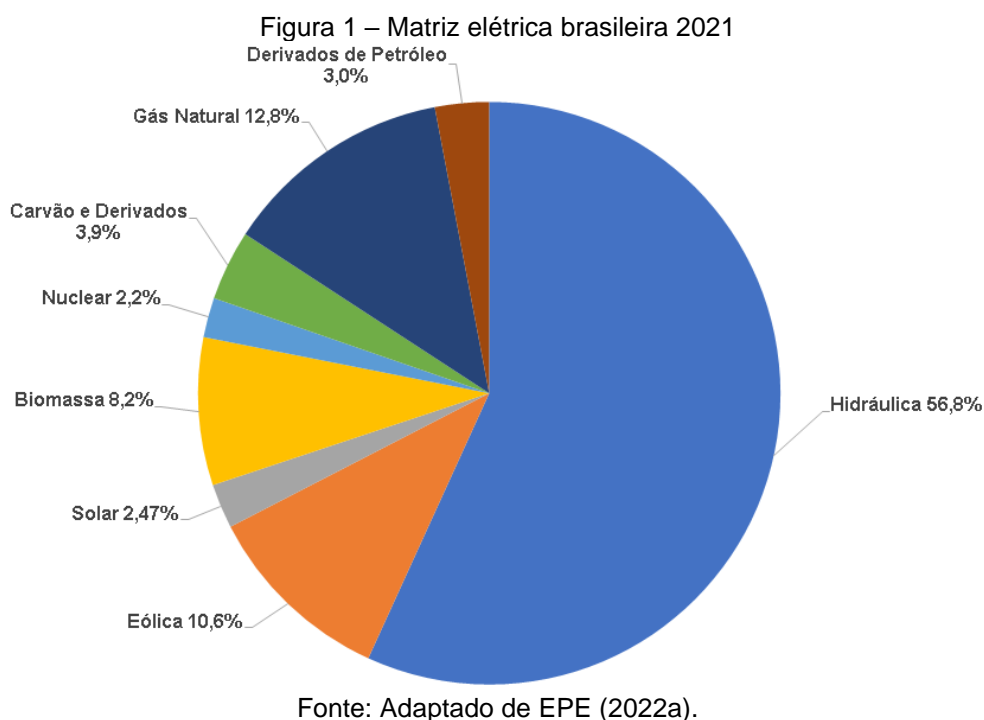
A oferta interna de energia elétrica é composta pela soma da geração oriunda do serviço público, da autoprodução e da importação. De acordo com os dados apresentados na Tabela 1, pode-se observar uma oferta interna mais independente, visto a diminuição na importação de eletricidade e o aumento considerável da geração por meio do serviço público.

O Brasil possui uma matriz elétrica bastante diversificada em termos de fontes de energia, esta inclui fontes renováveis e não renováveis, entretanto, a geração de energia elétrica através de fontes hídricas é predominante no território, onde em 2021 foi responsável por 56,8% da oferta interna (EPE, 2022a), como apresentado na Figura 1. O Brasil não se encontra distante de uma matriz elétrica limpa do ponto de vista de geração, contudo, segundo o relatório final de 2022 da Empresa de Pesquisa Energético (EPE), ainda 19,7% da energia elétrica é proveniente de fontes prejudiciais ao meio ambiente, como derivados de petróleo, gás natural, além de carvão e derivados.

Em virtude das mudanças climáticas que se evidenciam ao longo dos anos, a busca pela sustentabilidade ambiental por meio de fontes limpas, sejam elas renováveis ou não renováveis, tem sido um dos pontos principais das discussões em todo o mundo durante os últimos anos. No Brasil, os estudos referentes a prospecção desse tipo de matriz já vêm sendo desenvolvidos, como por exemplo, nos Planos Nacionais de Energia no horizonte de 2030 e 2050. Outro fator de grande destaque é a expansão anual das fontes eólicas e solar, as quais, estão ganhando uma participação cada vez mais significativa na matriz elétrica brasileira.

Devido à grande extensão territorial do Brasil, o mesmo é frequentemente tido como uma nação continental e que, em face dessa situação, exerce uma influência expressiva com relação as mudanças climáticas. O Brasil é um país que tem um

potencial de geração de energia renovável (eólica, solar, biomassa etc.) que o favorece para a reformulação de sua matriz elétrica, entretanto, devido as condições de utilização dessas fontes, o estabelecimento de uma energia de base adequada é essencial. A cerca deste ponto, discute-se a possibilidade de adotar a energia nuclear como energia de base no Brasil.



De acordo com o relatório final da EPE de 2022, foi apontado que a escassez de chuvas no ano de 2021 resultou na diminuição do volume de água armazenado nas principais hidrelétricas do país, levando a uma redução na oferta de energia proveniente de hidrelétricas. No entanto, essa queda foi contrabalanceada pelo aumento da oferta de outras fontes de energia, tais como o carvão e derivados (+47,2%), gás natural (+46,2%), energia eólica (+26,7%) e energia solar fotovoltaica (+55,9%). Este cenário de escassez que pode eventualmente ocorrer no país, ainda o leva a recorrer a fontes de energia prejudiciais ao meio ambiente, mesmo com o aumento significativo das fontes renováveis de energia, conforme os dados apresentados no relatório da EPE de 2022.

O futuro energético do Brasil vem sendo discutido como ponto fundamental para seu desenvolvimento e para o cumprimento de suas responsabilidades globais no combate as questões climáticas. Portanto, a necessidade de uma energia de base estável, confiável e limpa do ponto de vista de geração de energia, é indispensável

para o futuro da matriz energética do Brasil e do mundo. A Tabela 2 apresenta o desenvolvimento das fontes de energia renovável entre 2017 e 2021.

Tabela 2 – Desenvolvimento das fontes de energia renovável no Brasil

Fonte (%)	Ano				
	2017	2018	2019	2020	2021
Hídrica	65,2	66,6	64,9	65,2	56,8
Eólica	6,8	7,6	8,6	8,8	10,6
Solar	0,1	0,5	1,0	1,66	2,47
Biomassa	8,5	8,5	8,4	9,1	8,2

Fonte: Adaptado de EPE (2022b).

De acordo com os dados apresentados na Tabela 2, fica evidente os esforços no desenvolvimento das fontes de energia renováveis, visto que a evolução observada é o reflexo de investimentos nesse tipo de tecnologia. A variação da capacidade instalada por fonte entre os anos de 2020 e 2021 é apresentada na Tabela 3.

Tabela 3 – Variação da capacidade instalada no Brasil entre 2020 e 2021

Fonte (TW)	Ano		Δ%
	2020	2021	
Hidrelétrica	109271	109350	+0,1
Térmica	43057	44866	+4,2
Eólica	17131	20771	+21,2
Solar	3287	4632	+40,9
Nuclear	1990	1990	0,0
Capacidade Disponível	174737	181610	+3,9

Fonte: Adaptado de EPE (2022b).

A energia eólica apresentou em 2021 uma capacidade instalada de 20.771 TW, representando um aumento de 21,2% com relação ao ano anterior. Já a capacidade instalada referente a energia solar foi de 4.632 TW em 2021, 40,9% maior em relação ao ano de 2020 (EPE, 2022b). A Tabela 3 não contém os dados de micro e minigeração distribuídas, além de que os valores referentes a fonte térmica incluem biomassa, gás natural, petróleo e carvão mineral. De acordo com a Tabela 3, pode-se observar que foi possível o aumento da capacidade instalada mesmo que sem um aumento generoso por parte das fontes térmicas, mostrando o potencial que as fontes de energia renovável têm, se atrelada com uma energia de base também limpa, mesmo que não seja renovável, como o caso da energia nuclear.

Para que o desenvolvimento dessas fontes renováveis se torne cada vez maior nos próximos 20 e 30 anos, deve existir uma forma de lidar com as variações advindas



destas fontes, sem que se tenha que utilizar uma fonte não limpa como base. Tendo isso em vista essa problemática e levando em consideração o potencial que o Brasil tem para a expansão da energia nuclear, no Plano Nacional de Energia de 2050 (PNE50) está incluso um projeto de expansão da tecnologia nuclear no Brasil, este, será discutido no item 1.2.

## 1.2 ENERGIA NUCLEAR NO BRASIL E SUA PERSPECTIVA PARA O FUTURO

A relação do Brasil com a geração de energia elétrica por meio da tecnologia nuclear vem de longa data. Em virtude das crescentes demandas por eletricidade no Centro-Sul do Brasil durante os anos de 1970 e o indicativo de uma escassez de energia pelas fontes hídricas iminente em 1990, a energia nuclear foi apresentada em seu planejamento como uma solução compatível não apenas com o modelo econômico do Brasil da época, mas também com sua condição de economia emergente (Rosa, 2006).

Em 30 de abril de 1971 foram iniciadas as construções da primeira usina nuclear no Brasil, esta chamada de Angra 1, que posteriormente iria abrigar um reator do tipo água pressurizada (PWR – Pressurized Water Reactor) da empresa norte americana Westinghouse. Angra 1 sofreu problemas contínuos com seu sistema de abastecimento de vapor e foi paralisada por algum tempo durante os primeiros anos. Seu fator de carga ao longo dos primeiros 15 anos foi de apenas 25%, mas já em 2020 encontra-se por volta de 55%. Angra 1 é uma usina com capacidade térmica de 1882 MW térmicos e uma capacidade líquida de 609MW elétricos, a qual, está em operação comercial desde 1984.

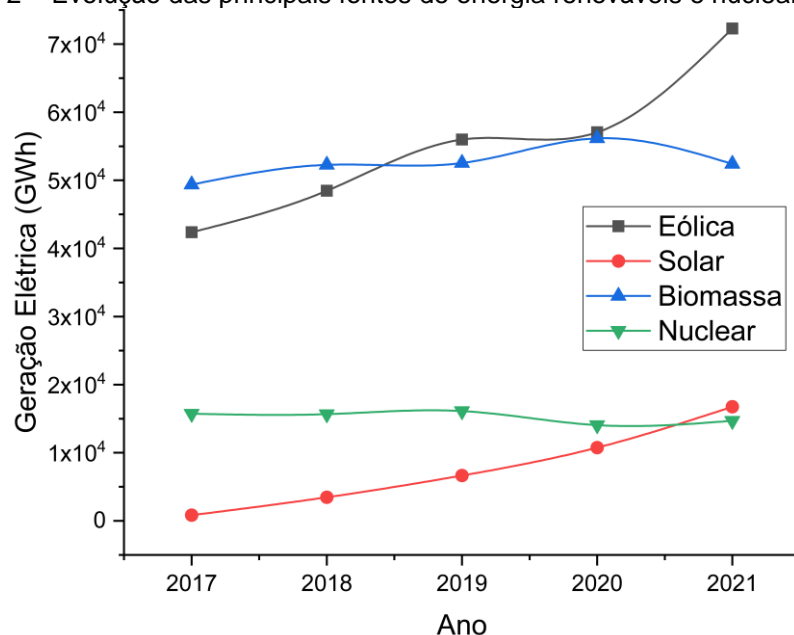
A Eletrobrás vem trabalhando junto com a Westinghouse desde fevereiro de 2020, para estender a vida útil de Angra 1 de 40 para 60 anos. Em outubro de 2020, a Westinghouse assinou um contrato com a Eletronuclear para que sejam realizadas análises de engenharia, com o objetivo de apoiar o programa de operação de longo prazo (WNA, 2023). A construção da segunda usina nuclear construída no Brasil, denominada Angra 2, teve início em 31 de dezembro de 1975, entretanto, devido à falta de recursos financeiros e ao crescimento da demanda abaixo do esperado, teve seu processo de construção suspenso no final do ano de 1985, sendo retomada dez anos à frente, isto é, em 31 de dezembro de 1995. A usina de Angra 2 detém uma capacidade térmica de 3764MW e líquida de 1350MW elétricos, onde no ano de 2000

entrou em operação comercial também abrigando um reator do tipo PWR, este por sua vez, da empresa SIEMENS/KWU. Ambos os reatores nucleares utilizados no Brasil, são operados pela ELETRONUCLEAR.

A última usina proposta nesta época de imersão brasileira na energia nuclear foi a de Angra 3, projetada para ser “gêmea” da unidade dois. As construções da usina de Angra 3 tiveram início em 1984, entretanto, foram suspensas em 1986 e continuam até a presente data. De acordo com os novos Planos Nacionais de Energia (PNEs) do governo brasileiro, PNE30 e PNE50, é de conhecimento público que a retomada das construções de Angra 3 e a construção de 8 novas usinas estão dentro do plano de expansão do setor energético. Conforme os relatórios apresentados pelo governo, Angra 3 deve estar construída até meados de 2026, completando assim, a Central Nuclear Almirante Álvaro Alberto (CNAAA), composta Angra 1, Angra 2 e Angra 3 (EPE, 2020).

A energia nuclear no Brasil não é vista como uma cultura, diferente de outros países que tem a área nuclear em pleno desenvolvimento, os quais, investem não somente na tecnologia, mas também em sua difusão na sociedade. A questão cultural tem influência direta na venda da tecnologia, que pode ser comprovada com a evolução das fontes de energias renováveis no Brasil, entre os anos de 2017 e 2021, conforme apresentado na Figura 2.

Figura 2 – Evolução das principais fontes de energia renováveis e nuclear (GWh)



Fonte: Adaptado de EPE (2018, 2020, 2022).

Esse aumento na geração elétrica proveniente de fontes eólicas está diretamente ligado com os planos de desenvolvimento do governo, onde nestes estão inclusos também a difusão da tecnologia na sociedade, por meio das mídias sociais, congressos, simpósios e eventos no geral. A fonte solar fotovoltaica também demonstra grande avanço, entretanto, atualmente compete apenas com a fonte de energia nuclear, contudo, em 2017 sua geração elétrica era de 832GWh, já em 2021 atingiu 16752GWh. A biomassa é a fonte que não apresenta muita evolução, porém, se mantém constante em termos de participação na matriz elétrica, uma vez que, em 2017 e 2018 sua contribuição foi de 8,5%, tendo seu máximo em 2020 com 9,1%, e em 2021 apresentou uma redução na participação para 8,2%.

Em face dessa situação, o governo criou no final de 2018 uma política para o setor nuclear, chamada PNB (Política Nuclear Brasileira), a qual foi estabelecida em 5 de dezembro de 2018 através do decreto nº9600. Esta nova política estabelece um conjunto de diretrizes norteadoras para toda a área nuclear inclusive a conscientização junto à sociedade, acerca dos benefícios que o setor nuclear pode oferecer, tanto em relação a geração de energia, quanto das aplicações das tecnologias nucleares de maneira geral.

A participação da energia nuclear na matriz global deve subir para 25% até 2050 segundo IAEA (2020). De acordo com o Sistema de Informação do Reator de Potência (PRIS – Power Reactor Information System), em julho de 2023, foi registrado 391GW(e) de capacidade instalada líquida total, referente a 410 reatores nucleares em operação e 27 com operação suspensa. Outros 57 reatores nucleares representando uma capacidade líquida total de 58GW(e) estavam em diferentes estágios de construção em países membros da IAEA.

Esta prospecção de aumento da participação da energia nuclear é fruto de uma preocupação a nível global com relação as emissões de carbono na atmosfera, uma vez que a energia nuclear é considerada limpa e seu crescimento não favorece apenas o setor de geração de energia, mas também, outras inúmeras aplicações da tecnologia nuclear, tais como: medicina nuclear; setor alimentício (irradiação de alimentos); setor agrícola (controle de pragas); marcadores industriais; radioisótopos; dessalinização; geração de hidrogênio etc.

De acordo com o Plano Nacional de Energia no horizonte de 2050, além da conclusão da construção de Angra 3, também é apresentado o novo programa nuclear brasileiro, que propõe a construção de usinas nucleares na região Nordeste e Sudeste

do País. O MME em parceria com a Cepel, aponta que o local mais bem avaliado para implantação de uma central nuclear foi no Nordeste, especificamente no município de Itacuruba em Pernambuco, local onde estão sendo direcionados esforços para a implantação de quatro reatores do tipo água pressurizada, que devem fornecer cerca de 6000 a 6600 MW elétricos. Também que no sudeste brasileiro, mais precisamente no estado de Minas Gerais, quatro reatores também do tipo PWR estão sendo direcionados para implantação, com um fornecimento por volta de 4000 à 6000MW elétricos (WNA, 2023).

### 1.3 JUSTIFICATIVA

Visto que o trabalho trata da análise termohidráulica de um novo projeto de núcleo para o reator AP1000 utilizando Combustível de Óxidos Mistos (MOX) de urânio e tório, neste tópico serão apresentadas as justificativas relacionadas a escolha do tipo de combustível e do tipo de tecnologia PWR.

#### 1.3.1 Justificativa da escolha do combustível MOX de urânio e tório

O tório teve sua era de ouro entre as décadas de 1960 e 1980, com estudos intensivos em escala global, na busca de uma base potencial para futuros ciclos de combustível nuclear. Entretanto, após a demonstração da viabilidade dos conceitos de ciclo de combustível utilizando tório, os Estados Unidos decidiram dedicar esforços em reatores de regeneração rápida de metal líquido usando urânio e plutônio. Os interesses globais acerca do desenvolvimento de ciclos de combustível de tório continuaram, porém, a um ritmo menor, cujos esforços majoritários foram conduzidos pela Índia (Krahn e Worrall, 2017).

No Brasil, pesquisas com o objetivo de analisar e comprovar a utilização do tório em reatores PWR foram conduzidas por meio de um acordo Brasil – Alemanha, onde no Brasil, a participação foi dirigida pelo CDTN/NUCLEBRAS (Centro para o Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear) e na Alemanha pela antiga KFA (Kernforschungsanlage Juelich). O programa perdurou entre os anos 1979 e 1988 e com ele foram definidas as configurações básicas do ciclo de combustível de tório para o núcleo PWR padrão da Siemens de 1300MW; definidas as especificações técnicas para a tecnologia de combustíveis de (U-Th)O<sub>2</sub> e (Th-Pu)O<sub>2</sub>; foi estudado o

projeto e a modelagem de combustível, incluindo o comportamento do mesmo em experimentos de irradiação no FRJ-2 em KFA, além disso, também foi estudado o tratamento de combustível irradiado, incluindo investigação laboratorial sobre o reprocessamento de combustíveis irradiados de tório com elementos não irradiados. Contudo, devido a uma completa reformulação no setor nuclear brasileiro o programa foi interrompido em 1988 (Maiorino et al., 2018b).

Toda essa mobilização global para o estudo do tório como combustível nuclear é devido as suas características favoráveis a uma ampla possibilidade de aplicação, não somente para uma tecnologia de reatores em específico. O tório encontra-se em abundância na crosta terrestre, chegando a ser entorno de três a quatro vezes maior que a quantidade do urânio atual, sendo normalmente encontrado na forma de óxidos, fosfatos e silicatos, como o isótopo  $^{232}\text{Th}$  100%, possuindo uma meia vida de  $1,4 \times 10^{10}$  anos, se tornando estável em  $^{208}\text{Pb}$  (IAEA, 2018). O potencial energético do tório pode ser maximizado, uma vez que pode ser obtido facilmente como produto ou subproduto de depósitos minerados de outras atividades, as quais possuem maior valor agregado em virtude de minerais como elementos de terras raras e/ou titânio (Van gosen e Tulsidas, 2016).

Combustíveis compostos por tório contem menos elementos radioativos, além de serem menores em volume e massa que os resíduos nucleares convencionais à base de urânio. O ciclo de combustível do tório fornece uma maneira eficiente de reduzir os estoques de plutônio existentes, por meio de seu uso para iniciar a reação em cadeia de fissão de tório, além de outras combinações de ciclos que podem ser conduzidas. A utilização do tório como combustível nuclear em diversos tipos de tecnologia de reatores não está relacionada apenas com suas propriedades neutrônicas, mas também com as termofísicas. O dióxido de tório apresenta um elevado ponto de fusão, alta condutividade térmica, baixo coeficiente de expansão térmica e ótima estabilidade química, quando comparado com combustíveis a base de urânio e plutônio. Estas características conferem ao tório uma ampla possibilidade de aplicação, podendo ser utilizado em reatores de alta e baixa temperatura.

Embora o tório tenha sido apresentado como uma opção sustentável para ciclos de combustível nuclear, devido a sua abundancia e suas características, além de sua relativa facilidade de manuseio, no passado, não foi dada a merecida atenção ao desenvolvimento de um ciclo de combustível de tório comercializável. Nas últimas décadas, em virtude da retomada nos interesses em relação a energia nuclear e ao

tório, inúmeros trabalhos foram e estão sendo desenvolvidos acerca de ciclos de combustível.

O ciclo de combustível de tório difere do ciclo de combustível de urânio de várias maneiras. O tório natural contém apenas vestígios de material físsil (como  $^{231}\text{Th}$ ), que são insuficientes para iniciar uma reação nuclear em cadeia. Um dos principais atrativos com relação ao uso do tório é sua capacidade de produção do isótopo  $^{233}\text{U}$ , de forma que, em um reator alimentado por tório, o  $^{232}\text{Th}$  absorve nêutrons, para que então seja produzido o  $^{233}\text{U}$ , o qual pode fissionar-se dentro do próprio reator ou ser quimicamente separado para ser transformado em um novo combustível nuclear. Para que a reação em cadeia possa ser sustentada,  $^{233}\text{U}$  ou algum outro material físsil ( $^{235}\text{U}$  ou  $^{239}\text{Pu}$ ) deve ser utilizado. Com isso, pode ser criado um ciclo de reprodução semelhante, porém mais eficiente do que utilizando  $^{238}\text{U}$  e  $^{239}\text{Pu}$  (IAEA, 2005).

No espectro térmico, o fator de reprodução  $\eta$ , que representa número de nêutrons produzidos por nêutron absorvido no nuclídeo físsil é maior para o  $^{233}\text{U}$  do que para qualquer outro no espectro térmico, na qual, o  $^{239}\text{Pu}$  apresenta o valor mais baixo. O valor relativamente elevado do parâmetro  $\eta$  para  $^{233}\text{U}$  no espectro térmico é considerado o fator mais importante na contribuição para as taxas de conversão potencialmente maiores alcançáveis com o ciclo de tório. Porém, para realização da geração térmica utilizando tório, a economia de nêutrons no reator tem que ser muito boa. O ciclo de tório tende a ser mais econômico do que o ciclo de urânio em reatores de alta temperatura como por exemplo: HTGR (Reator de Alta Temperatura Refrigerado a Gás) e MSR (Reator de Sal Fundido), onde o fator de reprodução  $\eta$  permanece alto e a taxa de conversão é maior com o ciclo de tório do que com o ciclo de urânio. Assim, o ciclo de tório tende a reduzir os custos do ciclo do combustível, embora os custos de fabricação do combustível sejam relativamente altos.

O tório oferece uma vantagem do ponto de vista do rejeito, pois como o  $^{232}\text{Th}$  é seis unidades de massa inferior ao  $^{238}\text{U}$ , a produção de plutônio e actínídeos menores, como neptúnio, amerício e cúrio, que são os principais contribuintes para a radiotoxicidade dos resíduos no ciclo de urânio-plutônio, os resíduos são drasticamente reduzidos se os actínídeos são reciclados (David et al., 2007). A radiotoxicidade de longo prazo do combustível usado é advinda principalmente de plutônio e actínios menores, a qual, é significativamente mais baixa no ciclo de

combustível Th –  $^{233}\text{U}$ ; este efeito se torna observável apenas quando o combustível envolve  $^{239}\text{Pu}$  ou  $^{238}\text{U}$ .

O  $^{233}\text{U}$  produzido em combustíveis de tório está inevitavelmente contaminado com  $^{232}\text{U}$ , um forte emissor gama, como consequência, instalações fortemente blindadas são necessárias para manuseá-lo. Devido a esse problema, os combustíveis nucleares usados à base de tório possuem resistência à proliferação inerente. No entanto, a separação química de  $^{233}\text{Pa}$  pode ser possível, o que pode evitar o problema do  $^{232}\text{U}$ .

A utilização do tório em reatores vem desde as plantas de primeira geração até os projetos atuais de reatores de geração IV. Alguns países, como China e Índia, têm programas ambiciosos relacionados ao uso do tório como combustível nuclear, em razão de uma quantidade limitada de recursos de urânio e consideráveis recursos de tório. Em termos de seguridade energética, a utilização do tório é favorecida nestes locais. Como citado anteriormente, a aplicação do tório como combustível nuclear abrange várias tecnologias de reatores, tanto que vem sendo usado desde o início da energia nuclear (Anantharaman et al., 2008).

A viabilidade da utilização de tório em reatores de água pressurizada tem sido demonstrada em centrais nucleares tais como, Indian Point Reactor Number 1 (270MWe), o qual foi o primeiro a utilizar um núcleo carregado com combustível MOX de (U,Th) $\text{O}_2$  com alto enriquecimento de urânio (93 w/o) alcançando uma queima de 32 MWD/kg HM. Shippingport teve seu último núcleo carregado com barras de Th $\text{O}_2$  e (U,Th) $\text{O}_2$  utilizando o conceito seed-blanket e operado como um reator reproduzidor de água leve durante 1200 dias de potência total efetiva e atingiu uma queima final de 60 MWD/kg HM (IAEA, 2003). A experiência obtida com a fabricação, análise pós-irradiação de combustível de tório desses desenvolvimentos demonstrou a viabilidade técnica da utilização de tório como combustível em PWR (Maiorino et al., 2018b).

A utilização de combustíveis a base de tório está presente em vários tipos de tecnologias de reatores, não só em PWR, mas também em PHWR (Reator Pressurizado de Água Pesada), HTR (Reator de Alta Temperatura) e mais recentemente em reatores de quarta geração, principalmente Reatores de Sal Fundido (MSR) e Sistemas Dirigidos por Aceleradores (ADS). Como citado anteriormente, a Índia é um dos países que mais investem na tecnologia do tório, de forma que o Centro de Pesquisa Atômica de Brabha (BARC) está atualmente envolvido com a fabricação, caracterização e com testes de irradiação de

combustíveis de  $\text{ThO}_2$ ,  $(\text{Pu,Th})\text{O}_2$  e  $(\text{U,Th})\text{O}_2$  em reatores de teste e de potência (Sinha e Kakodkar, 2006). A Índia projetou um reator do tipo AHWR de 300Mwe compatível com a utilização de combustíveis MOX tanto de  $(\text{Pu,Th})\text{O}_2$ , quanto de  $(\text{U,Th})\text{O}_2$ . O reator de teste KAMINI foi o primeiro a utilizar combustíveis do tipo  $^{233}\text{U}$ -Al. O combustível de tório também está sendo considerado como blanket radial e axial no reator de teste Kalpakkam (Gopalakrishnan, 2002).

Para o caso de Reatores de Alta Temperatura (HTR), a experiência obtida com a utilização de combustível à base de tório no antigo conceito de HTGR e o Reator Alemão de leito de bolas (Pebble Bed) usando o tipo de combustível TRISO, são usados no HTR de Geração IV e no Reator Modular de leito de bolas (Serp et al., 2014). Um estudo do fórum internacional de geração IV (GIF, 2010), apresenta várias sugestões de ciclos de combustível envolvendo o uso de tório para diferentes possibilidades de ciclos fechados, contemplando reatores de água leve, reatores rápidos e sistemas dirigidos por acelerador. Um projeto de cooperação internacional voltado para o desenvolvimento de uma base de dados para as futuras opções de ciclos de combustíveis de tório foi dirigido entre os anos de 2014 e 2017 (Krahn e Worrall, 2017).

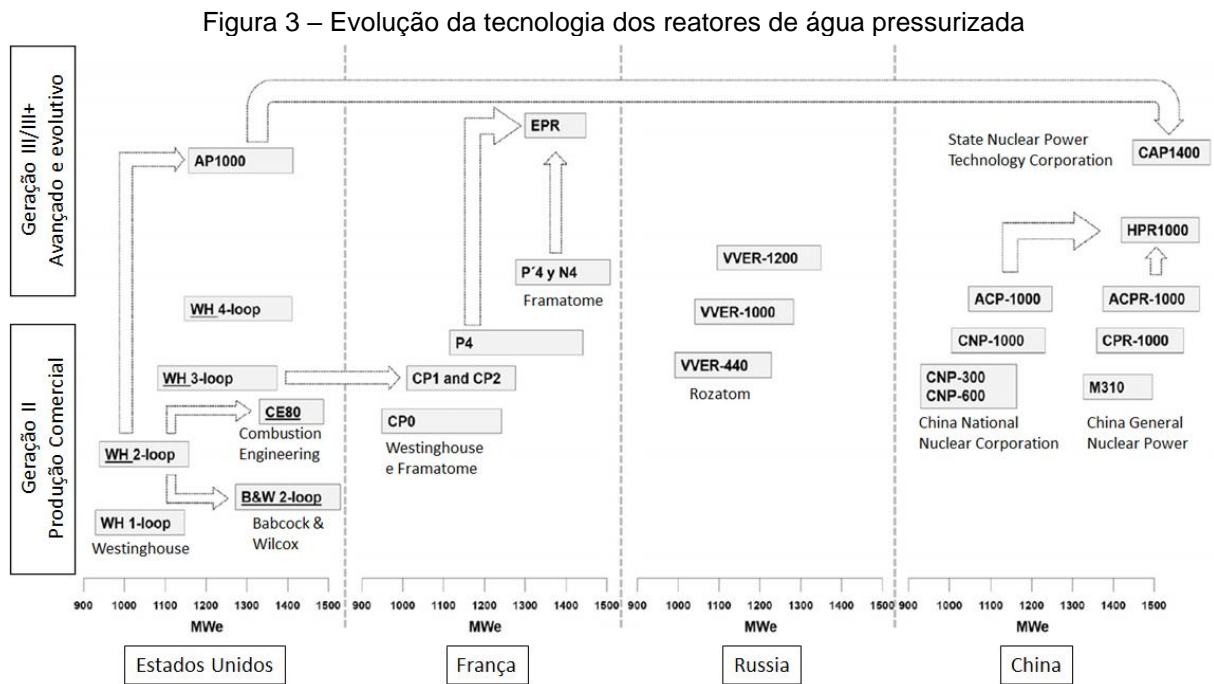
De acordo com o que foi apresentado nesta seção, bem como, em relação ao futuro do cenário energético mundial e a participação significativa que o Brasil teve e ainda tem no desenvolvimento de estudos com relação ao uso do tório como combustível nuclear, dar continuidade neste seguimento é de extrema importância tanto para o desenvolvimento nacional, quanto para sua participação no âmbito global. Segundo a Associação Nuclear Mundial (WNA, sigla em inglês) o Brasil é o segundo maior detentor de recursos de tório no mundo, além de ser o sétimo em relação a urânio. Vale ressaltar também, que o governo brasileiro lançou um novo programa nuclear, que envolve não só a criação de novas usinas, mas tudo que a ela está atrelado. Dentre estes novos reatores avaliados para aplicação, foi escolhido reatores do tipo PWR da geração III+, cuja tecnologia será discutida na seção seguinte.

### **1.3.2 Justificativa da seleção de um reator de tecnologia III+ do tipo PWR**

A tecnologia de reator moderado e resfriado a água leve pressurizada (PWR) vem sendo desenvolvida desde o início da energia nuclear, a qual, ao longo da evolução dos projetos, são observadas diferentes influências técnicas nos modelos



americanos, franceses, russos e chineses, gerando assim, uma grande variedade de projetos com diferentes aspectos técnicos. O início do desenvolvimento da tecnologia PWR pode ser observado nas diferentes versões proposta pela Westinghouse (Figura 3), nas quais, tanto o número de loops quanto o tamanho dos componentes principais aumentaram ao passo do aprimoramento tecnológico dos projetos de reatores.



O modelo PWR de dois loops da empresa americana Westinghouse foi referência para o desenvolvimento de dois modelos fundamentais da tecnologia PWR na 2ª geração de reatores, o B&W 2-loop da Babcock & Wilcox e o CE80 da Combustion Engineering. Em seguida, o modelo CE80 serviu como base para o desenvolvimento do projeto do reator coreano chamado OPR1000. Na França, a empresa Framatome optou por uma parceria com a Westinghouse para o desenvolvimento de projetos de reatores PWR. A segunda geração na França, foi marcada pelo início do seu desenvolvimento nuclear com a série CP0, a qual, tinha características da Westinghouse, entretanto, com a evolução e o desenvolvimento da indústria nuclear francesa, os modelos CP1 e CP2 começaram a incluir aspectos próprios de sua tecnologia. Estes aspectos ficaram mais evidentes na sua última série, mesmo que ainda em colaboração com a Westinghouse (Fernández-arias et al., 2020).

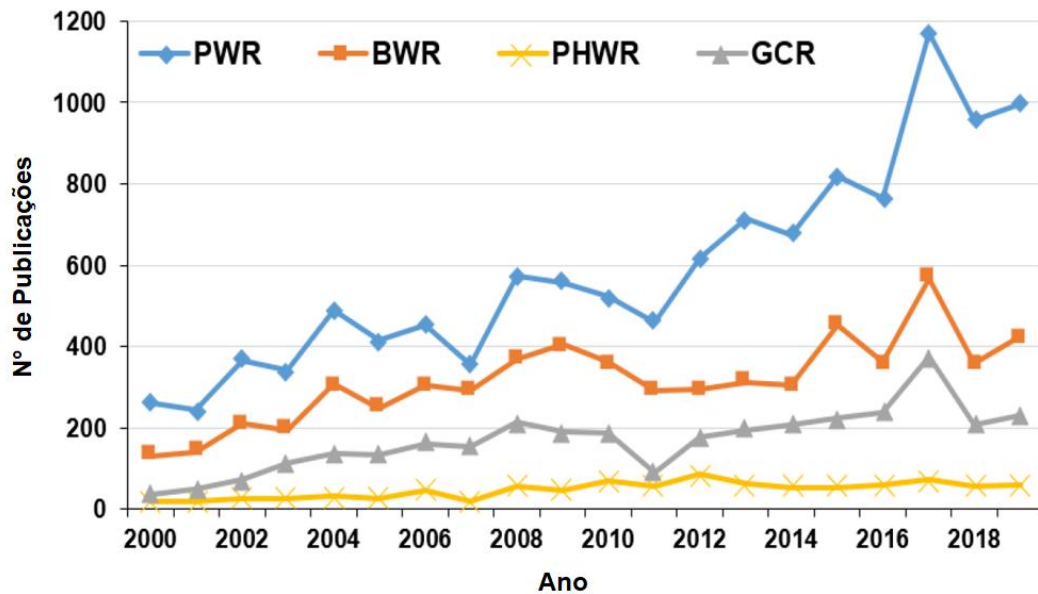
Com relação aos reatores russos, ou chamados de VVER's, existe uma séria dificuldade para correlacionar semelhanças com modelos PWR ocidentais, uma vez que, seus projetos diferem em características e aspectos, como a geometria hexagonal de seus conjuntos combustíveis, geradores de vapor na posição horizontal, além do aumento no número de loops. Um grande competidor nessa corrida tecnológica é a China, que inicialmente optou por uma parceria com grandes centrais do ocidente para o desenvolvimento dos primeiros reatores de segunda geração, entretanto, atualmente tem gerado autonomia suficiente para desenvolver seus próprios projetos.

A evolução para as gerações III/III+, foi marcada pelas melhorias nas áreas de tecnologia de combustível, eficiência térmica, modularização, segurança passiva e design padronizado. Em termos de segurança, o uso de sistemas passivos tornou-se muito maior que os sistemas ativos (Goldberg e Rosner, 2011). As melhorias apresentadas na tecnologia dos reatores de geração III/III+ visam a uma vida operacional mais longa, normalmente 60 anos de operação.

Dentro da geração III+, a Westinghouse continua com seu comprometimento na segurança passiva (ou inerente), além da característica de construção modular e simplicidade através do projeto do reator AP1000, que atualmente é a tecnologia mais bem avaliada no mercado, destacando-se além de tudo, pela sua segurança e confiabilidade. O AP1000 é referência para o projeto do reator PWR chinês, o CAP1400, este mantém a filosofia de projeto do AP1000, aumentando a capacidade de geração elétrica. Como consequência de seu projeto evolutivo, atualmente nos Estados Unidos existem 4 reatores AP1000 em funcionamento e 1 em construção.

A opção por reatores moderados e resfriados a água leve pressurizada não é só americana, mas também global, onde, dos 410 reatores nucleares em funcionamento no mundo, 301 são da tecnologia PWR, seguido de 46 e 41 do tipo PHWR e BWR (Reator de Água Fervente), respectivamente. Reatores do tipo LWGR (Reator de Água Leve Refrigerado a Grafite), GCR (Reator Refrigerado a Gás), FBR (Reator Queimador Rápido) e HTGR, completam a lista, contudo, estes sem uma quantidade expressiva de reatores. As publicações científicas demonstram a evolução das tecnologias de reatores, como ilustra a Figura 4.

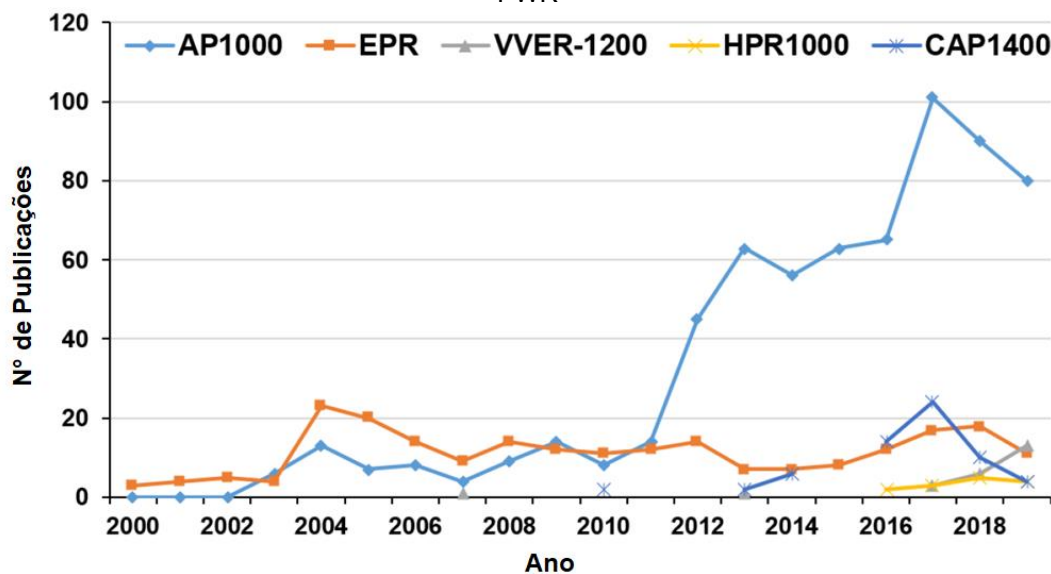
Figura 4 – Número de publicações relativas as principais tecnologias de reatores nucleares



Fonte: Adaptado de (Fernández-arias et al., 2020).

De acordo com a Figura 4, nota-se o grande desenvolvimento da tecnologia de reatores refrigerados a água pressurizada ao longo dos últimos 20 anos, sendo impulsionada em virtude das novas tecnologias que foram apresentadas nesta seção. Nesta crescente que vem a tecnologia PWR, inerentemente, as pesquisas relacionadas com os principais reatores desta tecnologia tendem a aumentar, como ilustrado na Figura 5.

Figura 5 – Número de publicações relativas as principais tecnologias de reatores nucleares do tipo PWR



Fonte: Adaptado de (Fernández-arias et al., 2020).

## 1.4 OBJETIVOS

### 1.4.1 Objetivo geral

Esta tese de doutorado tem por objetivo determinar as características termohidráulicas e os limites de distribuição de potência do conceito de núcleo AP-Th 1000 para um primeiro ciclo de combustível sob condições normais de operação.

### 1.4.2 Objetivos específicos

- Construir um modelo computacional do núcleo AP-Th 1000 para análise de subcanal e de conjunto combustível, por meio da fluidodinâmica computacional (CFD);
- Desenvolver um código para:
  - O mapeamento da densidade de potência no conjunto combustível;
  - O cálculo do DNBR, do fluxo de calor crítico e do fluxo de calor local;
- Definir as propriedades termofísicas dos materiais presentes no núcleo AP-Th 1000
- Determinar as características termohidráulicas de operação do núcleo AP-Th 1000 em BOC, MOC, EOC para um primeiro ciclo de combustível;
- Definir limites térmicos e de distribuição de potência do núcleo AP-Th 1000;
- Comparar os resultados do núcleo AP-Th 1000 com o projeto original do núcleo padrão do reator AP1000 e com a literatura.

## 2 REVISÃO DE LITERATURA

Nesta seção é apresentada uma revisão de literatura de trabalhos relacionados com o uso de combustíveis MOX em reatores moderados e refrigerados a água pressurizada, bem como, da explicação da metodologia CFD e de sua aplicação em análise de reatores deste tipo de tecnologia, seguido de um breve texto sobre o reator AP1000.

### 2.1 USO DE COMBUSTÍVEIS MOX EM REATORES PWR

Alhaj et al (2016) estudaram a utilização de combustível MOX de tório – plutônio em reatores de água pressurizada. No estudo, admitiram o reator AP1000 como reator PWR de referência. Foi feita uma mudança parcial dos conjuntos combustíveis de  $\text{UO}_2$  para uma mistura de óxidos de tório e plutônio com o objetivo de reduzir a demanda de urânio. Os casos estudados continham 36, 48, 60, 72 e 84 conjuntos de combustível MOX de tório-plutônio, com o resto dos 193 conjuntos de combustível carregados com combustível de  $\text{UO}_2$ . A duração do ciclo do núcleo, a quantidade de plutônio incinerado, a quantidade de  $^{233}\text{U}$  gerado no combustível usado e as taxas de conversão foram determinadas usando MCNP6. Para os diferentes casos, foram avaliados os parâmetros de segurança, como o fator de pico de potência e a fração de nêutrons atrasados ( $\beta_{\text{eff}}$ ). O estudo mostrou que o uso de MOX de tório-plutônio pode alcançar bons fatores de potência de pico com frações de nêutrons atrasados dentro dos limites de segurança. Também foi alcançado um fator de conversão de cerca de 10%.

Maiorino et al (2016) investigaram a conversão do núcleo do AP1000, isto é, contendo  $\text{UO}_2$  como combustível, para uma mistura de óxidos de urânio e tório, através de análises neutrônicas e termohidráulicas. O estudo consistiu de uma análise paramétrica por meio da variação do tipo de geometria dos pinos em elementos combustíveis, utilizando o conceito de “seed and blanket” e o conceito homogêneo. No estudo, toda a geometria e materiais para o veneno queimável foram mantidos iguais ao projeto original do AP1000, sendo a única variável o material da vareta de combustível, na qual, usaram várias proporções mássicas de urânio e tório, mas mantendo o enriquecimento em  $^{235}\text{U}$ , como LEU (Baixo Enriquecimento de Urânio) (20 w/o). Os cálculos neutrônicos foram feitos por meio do código SERPENT, e para

a validação os limites térmicos foi utilizado um código próprio (STH-MOX-Th). Os critérios de otimização foram maximizar a produção do  $^{233}\text{U}$ , o fator de conversão e minimizar a produção de plutônio. Os resultados obtidos mostraram que o conceito homogêneo com três diferentes zonas de proporção de massa satisfaz os critérios de otimização e atende a todas as restrições térmicas. De acordo com os autores, o conceito apresentou vantagens em comparação com o núcleo  $\text{UO}_2$  original, como menor densidade de potência, e mantendo os mesmos 18 meses de ciclo, redução da concentração de B-10 no veneno solúvel e eliminação do Absorvedor Integral de Combustível Queimado (IFBA).

Stefani em 2017 apresentou uma tese de doutorado acerca da viabilidade de conversão de núcleos PWR tradicionais carregados com dióxido de urânio ( $\text{UO}_2$ ), para a utilização de combustíveis MOX de urânio e tório ( $\text{U,Th}\text{O}_2$ ). Este estudo teve como principal objetivo a redução na produção de plutônio, isto é, actínídeos de longa vida e a produção do isótopo  $^{233}\text{U}$ , almejando uma aplicação em ciclos de combustíveis avançados no futuro. Nesta análise foi considerado o reator AP1000 da Westinghouse como referência para os cálculos, em que, segundo o autor, é um dos mais modernos e seguros da sua classe na época em que foi realizado o estudo. De acordo com os resultados obtidos, a utilização dos combustíveis MOX se mostrou viável, além de não necessitar de nenhuma alteração no projeto do núcleo do reator. As análises apresentadas na tese foram majoritariamente da parte neutrônica, através do código SERPENT, com pouca ênfase nos resultados termohidráulicos, apenas parâmetros gerais (como temperatura máxima do combustível e DNBR). Os resultados se mostraram favoráveis com relação as questões de segurança do reator, apresentando uma densidade de potência linear máxima inferior ao reportado pela fabricante do reator, além disso, de forma a garantir a eficácia do conceito, tanto a fração de nêutrons atrasados quanto os coeficientes de reatividade também se mostraram dentro dos limites de projeto do núcleo de referência.

No trabalho de Maiorino et al (2018a) foi realizada uma avaliação neutrônica para uma possível conversão de um núcleo de urânio para o núcleo de óxido misto de tório de um Small Modular Reactor (SMR - Reator Modular Pequeno), com o mínimo possível de alterações na geometria e parâmetros principais do núcleo SMR. No trabalho, foram avaliadas duas configurações de conjunto combustível, a homogênea e a heterogênea, onde a configuração heterogênea de combustível ( $\text{Th,U}\text{O}_2$ ) apresentou melhores características neutrônicas. Foi verificado que as características

neutrônicas do núcleo SMART melhoram significativamente ao usar configuração heterogênea com conceito de “seed and blanket” de Radkowsky. Os autores concluíram que o conjunto combustível heterogêneo é aquele que confere maior comprimento de ciclo e utiliza menor quantidade de veneno queimável e boro solúvel, além de consumir quase a mesma quantidade de  $^{235}\text{U}$ .

Selim et al (2019) examinaram a possibilidade da utilização de uma mistura de óxidos de tório e plutônio no reator de água pressurizada avançado da Westinghouse AP1000, sob condições de estado estacionário e início de vida. O estudo consistiu da substituição de 1/3 dos conjuntos combustíveis de  $\text{UO}_2$  presentes no núcleo, para um MOX de  $(\text{Th,Pu})\text{O}_2$ , considerando dois tipos de arranjos: o primeiro assumindo um blanket com combustível de  $(\text{Th,Pu})\text{O}_2$  que substitui os conjuntos de combustível com 4,45% de enriquecimento de  $\text{UO}_2$ , situados em torno dos conjuntos combustíveis de baixo enriquecimento. No segundo arranjo, a mudança é feita em alguns dos conjuntos combustíveis de  $\text{UO}_2$ , construindo uma espécie de anel de combustível de  $(\text{Th,Pu})\text{O}_2$  no núcleo. Para realizar a modelagem do reator, os autores utilizaram o código QUARK e os dados de seção de choque necessários para definição do problema, foram obtidos a partir do código WIMSD5. De acordo com os resultados obtidos, a aplicação do combustível MOX de  $(\text{Th,Pu})\text{O}_2$  no AP1000 não apresentaram efeitos negativos com relação a segurança do reator, uma vez que, os limites encontram-se dentro do estipulado pela Westinghouse. Em ambos os casos estudados, o fator de pico de potência calculado se mostrou menor ou igual ao delimitado no projeto original do reator, além de que, ao longo do canal mais quente o valor do MDNBR (Mínima Razão da Saída da Ebulição Nucleada) muda com seu ponto mínimo situando-se acima do limite de projeto.

Maiorino et al (2018b). fizeram uma revisão da utilização do tório em reatores nucleares e ciclos de combustíveis. No trabalho, os autores apresentaram que existe um grande interesse na utilização de tório em reatores de potência e queimadores de resíduos. Mostraram que estudos apontam que reatores alimentados com  $(\text{U,Th})\text{O}_2$  têm uma queima prolongada em comparação com reatores alimentados com  $\text{UO}_2$  e reduzem significativamente a quantidade de resíduos de alto nível (Pu, actínídeos menores e produtos de fissão de vida longa). Além disso, a tecnologia para utilização de tório tem experiência comprovada e não requer modificações nos reatores atuais. Relataram que embora o reator de tório de fluoreto líquido seja o ideal para o uso de Th em uma implantação de curto prazo, segundo os autores, aparentemente os

primeiros reatores a utilizar Th poderiam ser os reatores avançados do tipo PWR ou PHWR. Para grandes reatores, eles poderiam operar em ciclo de combustível fechado U/Th, da mesma forma que o U/Pu fechado e produzir  $^{233}\text{U}$  suficiente para o futuro MSR auto sustentável. Para os autores, se tratando de SMR, o tório é um combustível adequado a ser usado. Portanto, a energia nuclear de fissão ainda tem um longo tempo como fonte de energia, limpa, sustentável e renovável.

Baskara et al. (2019) avaliaram a condição de criticalidade do reator AP1000, por meio da utilização de uma mistura de óxidos de urânio e tório, alterando o enriquecimento do  $^{235}\text{U}$ . O estudo foi conduzido a partir do código SRAC 2006, utilizando a biblioteca JENDL 4,0 para obtenção dos dados nucleares. A partir dos resultados obtidos, os autores observaram que o reator AP1000 tem a capacidade de alcançar a criticalidade  $\text{UO}_2$  enriquecido no mínimo à 4,45% e com a quantidade máxima de barra de combustível de  $\text{ThO}_2$  no conjunto combustível sendo de pelo menos 1,5%. Também foi observado no estudo, que a taxa de conversão tende a aumentar com o aumento da fração de combustível  $\text{ThO}_2$  no conjunto combustível e os espectros de nêutrons se tornam mais endurecidos ao passo que se aumenta o enriquecimento do dióxido de urânio, bem como a escalada da quantidade de combustível  $\text{ThO}_2$  no conjunto de combustível.

Kaffeziakis e Kotlyar (2019) detalharam o desenvolvimento e a otimização de um novo conjunto de combustível utilizando o conceito “seed and blanket” projetado para utilizar ciclos de combustível  $^{233}\text{U}$ -Th de alta conversão nos modelos de vasos de reatores de água pressurizada atuais. No trabalho, os autores apontam que estudos anteriores revelaram a necessidade de reduzir a potência total de núcleos carregados com conjuntos que utilizam o conceito “seed and blanket” devido a problemas com alta densidade de potência nas regiões “seed” e falha termohidráulica. Diante desta situação, o estudo realizado pelos autores apresenta alterações na região do “blanket” com o objetivo de aumentar a potência total e a competitividade econômica. Os estudos neutrônicos foram conduzidos por meio do código SERPENT e os cálculos termohidráulicos através do THERMO. Segundo os autores, um projeto favorável foi desenvolvido, atingindo um excesso de material físsil de 1,7% do carregamento inicial e que pode ser executado a uma potência máxima de até 66% maior do que os projetos comparáveis usados como referências para o estudo.



No trabalho de Stefani et al (2020) foram apresentados os estudos da viabilidade de conversão de um núcleo padrão ( $\text{UO}_2$ ) do AP1000 da Westinghouse, para um núcleo contendo óxidos de urânio e tório, almejando a reciclagem de combustível. O foco do trabalho foi estabelecer um primeiro núcleo que permitisse a operação normal do reator AP1000, além de investigar uma possível rota para a geração do  $^{233}\text{U}$  para reciclagem de combustível U/Th. O núcleo convertido denominado AP-Th1000 foi dividido em três zonas homogêneas com diferentes proporções de massa de  $\text{UO}_2/\text{ThO}_2$ . O procedimento de reprocessamento previsto foi separar produtos de fissão e isótopos de Pu, reter urânio, usar este material combustível em ciclos de combustível subsequentes e complementar o material físsil necessário com U com enriquecimento abaixo de 20%. O objetivo foi reduzir gradualmente a proporção em massa do combustível de urânio extraído e, eventualmente, obter um núcleo Th- $^{233}\text{U}$  com características de operação semelhantes às do atual núcleo AP1000. Os autores realizaram uma análise completa tridimensional detalhada do núcleo com o código SERPENT examinando a reatividade do núcleo, a distribuição da densidade de energia e também um estudo preliminar de ciclo fechado para os primeiros 4 ciclos, onde a produção de  $^{233}\text{U}$  também foi avaliada. O objetivo de converter o núcleo do reator AP1000 em um ciclo de combustível (U,Th) $\text{O}_2$  foi parcialmente alcançado. Embora o primeiro ciclo tenha sido examinado minuciosamente e atendesse a todos os requisitos, os autores não conseguiram encontrar uma rota para migrá-lo para um ciclo Th predominante. Segundo os autores, dois dos conjuntos de critérios adotados no estudo mostraram-se muito restritivos para atingir essa meta com arranjos homogêneos, que são, enriquecimento em U abaixo de 20% e a não reciclagem de Pu. Os resultados indicaram que a desconsideração desses dois critérios, faz com que o fator de conversão nos ciclos de combustível subsequentes possa ser aumentado e possivelmente atingir um ciclo Th sem comprometer a economia de geração de energia. Outro ponto foi que, as mudanças realizadas no projeto consistiram da eliminação das varetas IFBA e a substituição dos feixes de controle cinza por feixes de controle negros.

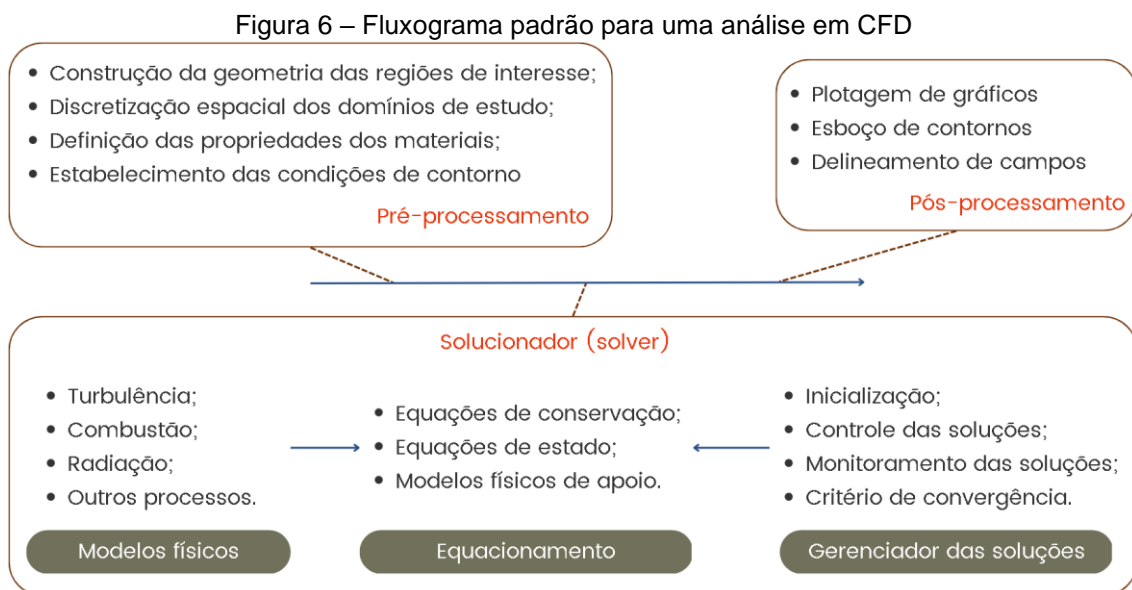
## 2.2 FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL (CFD)

A fluidodinâmica computacional (ou CFD – Computational Fluid Dynamics) consiste de uma série de equações e modelos estruturados em algoritmos numéricos

capazes de resolver problemas envolvendo escoamentos de fluidos, transferência de calor e/ou fenômenos associados, tais como reações químicas. A técnica é muito poderosa e abrange uma ampla gama de áreas de aplicação industrial e não industrial, como: aerodinâmica, hidrodinâmica, plantas de geração de energia, meteorologia, engenharia biomédica, engenharia eletrônica e elétrica, processos químicos e muitas outras ramificações da ciência.

### 2.2.1 Conceito e método de solução

A fim de fornecer um manuseio intuitivo do seu poder de resolução, os pacotes CFD comerciais incluem interfaces de usuário sofisticadas para auxiliar a construção dos modelos computacionais, desde a concepção do(s) domínio(s) até a avaliação dos resultados. A metodologia CFD pode ser dividida em três grandes etapas: (1) pré-processamento, (2) solução e (3) pós-processamento (Tu et al., 2023). A Figura 6 ilustra um fluxograma padrão para uma análise em CFD.



Fonte: Adaptado de Tu et al. (2023).

O pré-processamento consiste da definição do problema, na qual é realizada a elaboração do domínio de estudo, isto é, a construção da geometria da(s) região(ões) de interesse, seguida da discretização dos referidos domínios, também conhecida com a etapa de geração da malha. Ainda no pré-processamento é feita, a seleção dos fenômenos físicos e químicos, a modelagem da turbulência, da transferência de calor,

assim como, do tratamento do escoamento próximo a parede. Também são definidos os materiais envolvidos na análise, bem como as condições de contorno e de processo (Versteeg e Malalasekera, 2007).

O processamento consiste da solução numérica das equações de conservação, das equações de estado e dos respectivos modelos físicos de apoio. Os problemas em CFD são comumente resolvidos através do método dos volumes finitos, cuja solução das variáveis (velocidade, temperatura, pressão etc.) são definidas nos pontos nodais (ou nós) dentro de cada célula. A acurácia dos resultados em CFD é diretamente relacionada a qualidade da malha e a modelagem física do problema. Tanto a precisão de uma solução, quanto seu custo em termos de hardware e tempo de cálculo necessários, dependem da qualidade da malha (Tu et al., 2023).

As malhas ideais geralmente não são uniformes e consistem de mais refinadas em áreas onde ocorrem grandes variações das variáveis e mais grosseiras em regiões com relativamente poucas mudanças. O que significa que o usuário deve ter um conhecimento profundo do problema, para que saiba alinhar estes dois pilares: recurso e tempo, pois a viabilidade de uma análise depende diretamente destes fatores. Versteeg e Malalasekera (2007) apontam que, em linhas gerais, o algoritmo numérico consiste das seguintes etapas:

- Integração das equações que governam o escoamento sobre todos os volumes de controle do domínio gerados etapa de malha.

$$\int_{\Delta t} \frac{\partial}{\partial t} \left( \int_{CV} (\rho \phi) dV \right) dt + \int_{\Delta t} \int_A \mathbf{n} \cdot (\rho \phi \mathbf{u}) dA = \int_{\Delta t} \int_A \mathbf{n} \cdot (\Gamma \text{grad} \phi) dA + \int_{\Delta t} \int_{CV} S_\phi dV \quad (1)$$

$$\left[ \begin{array}{c} \text{Taxa de variação} \\ \text{da variável no volume} \\ \text{de controle com respeito} \\ \text{ao tempo} \end{array} \right] + \left[ \begin{array}{c} \text{Taxa de aumento} \\ \text{líquido da variável} \\ \text{devido a convecção} \\ \text{no volume de controle} \end{array} \right] = \left[ \begin{array}{c} \text{Taxa de aumento} \\ \text{líquido da variável} \\ \text{devido a difusão} \\ \text{no volume de controle} \end{array} \right] + \left[ \begin{array}{c} \text{Taxa líquida de} \\ \text{crescimento da} \\ \text{variável no volume} \\ \text{de controle} \end{array} \right]$$

A equação 1 apresenta a forma integral da equação geral do transporte e base para o método dos volumes finitos, podendo ser particularizada para problemas convectivos, difusivos ou mistos.

- Discretização, em que consiste da conversão do resultado da integração em um sistema de equações algébricas;
- Solução das equações algébricas por um método iterativo para cada volume de controle.

Após a solução do problema temos a etapa de pós-processamento, onde, devido a evolução dos recursos computacionais e ao aumento da popularidade das estações de trabalho de engenharia, muitas das quais possuem excelentes recursos gráficos, os principais pacotes CFD são equipados com ferramentas versáteis de visualização de dados, as quais incluem:

- Visualização do modelo CAD e da malha;
- Plotagem de gráficos;
- Esboço de contornos;
- Rastreamento de partículas;
- Manipulação visual (rotação, translação etc.);

Como em muitos outros ramos do CAE (Computer-Aided Engineering), os recursos de saída gráfica dos códigos CFD revolucionaram a comunicação de ideias tanto entre profissionais da área, quanto para os não-especialistas.

### **2.2.2 Modelos de turbulência**

A turbulência consiste fundamentalmente de flutuações espaciais e temporais no campo de escoamento. É um processo complexo devido principalmente a ele ser tridimensional, não estacionário, além de consistir de muitas escalas. A turbulência pode ter um efeito significativo nas características do escoamento. Ela ocorre quando as forças de inércia do fluido se tornam significativamente comparáveis às forças viscosas, sendo caracterizada por altos valores do número de Reynolds.

A turbulência provoca o surgimento de redemoinhos (eddies) no fluxo do escoamento com uma ampla gama de escalas de comprimento e de tempo, que interagem de uma forma dinamicamente complexa. Dada a importância de evitar ou promover a turbulência em aplicações de engenharia, não é surpresa que uma

quantidade substancial de esforço de pesquisa seja dedicada ao desenvolvimento de métodos numéricos para capturar os efeitos importantes advindos da turbulência. Os métodos de tratamento da turbulência podem ser divididos em DNS, LES e RANS (Wilcox, 2006).

- DNS – Direct Numerical Simulation: o método consiste da resolução direta das equações de Navier-Stokes e como o próprio nome já diz, não utiliza nenhum tipo de suposição para realização dos cálculos, por exemplo, a consideração de valores médios. Com isso, os únicos erros oriundos deste método são através do trabalho numérico, isto é, das discretizações. Embora seja o método mais preciso na determinação do escoamento turbulento e possua uma ideia bastante simples, sua aplicação tem um alto custo computacional, o que inviabiliza na maioria dos casos a sua aplicação para problemas de geometrias complexas, limitando-se então a geometrias simples e para baixos números de Reynolds.
- LES – Large Eddy Simulation: está é uma forma intermediária em cálculos de turbulência, a qual rastreia o comportamento dos redemoinhos maiores. O método consiste da filtragem espacial das equações instáveis de Navier-Stokes antes do cálculo, separando os redemoinhos maiores e rejeitando os redemoinhos menores. Isto é devido a existência de uma ampla gama de escalas espaciais e temporais dos fluxos turbulentos, onde as grandes escalas são as mais eficazes no transporte de propriedades, enquanto que as escalas menores são mais fracas e possui uma menor capacidade de transporte. Mesmo assim, esse tipo de simulação também é exigente tanto em termos de recurso computacional, quanto em tempo de cálculo. Felizmente, com o estado atual de processamento em paralelo (Parallel Virtual Machine - PVM) o LES tornou-se amplamente aplicável para problemas de engenharia.
- RANS – Reynolds Averaged Navier-Stokes: os modelos de turbulência pertencentes a esta categoria têm a atenção concentrada no tratamento médio das equações do fluido, em que, para todas as variáveis a avaliação é feita a partir de seu valor médio mais uma componente flutuante. De maneira geral, o método RANS consiste de modelos de turbulência estatísticos baseados nas

equações da média temporal de Reynolds, os quais, modificam as equações de Navier-Stokes através da inserção da média temporal (Reynolds Averaging). Por outro lado, este processo acarreta na adição de termos ao sistema que precisam ser resolvidos, para isto, necessita-se da inserção de outras equações para que se obtenha assim um sistema fechado. Para que um modelo de turbulência seja útil em um código CFD de uso geral, ele deve ter ampla aplicabilidade, ser preciso, econômico e simples de ser executado. Os modelos de turbulência RANS mais comuns são classificados com base no número de equações de transporte adicionais que precisam ser resolvidas junto com as equações de escoamento RANS.

O modelo  $k - \epsilon$  é um dos modelos mais comuns em análises de turbulência, sendo considerado o modelo padrão industrial, de forma que, para simulações de propósitos gerais, apresenta níveis de precisão significativos, estabilidade e robustez numérica (Versteeg e Malalasekera, 2007). É um modelo semiempírico que se baseia nas equações de transporte para o tratamento da energia cinética turbulenta ( $k$ ) e sua taxa de dissipação ( $\epsilon$ ). É um modelo de duas equações, ou seja, inclui duas equações de transporte extras para representar as propriedades turbulentas do escoamento (Launder e Spalding, 1974). Isso permite que um modelo de duas equações leve em consideração os efeitos da convecção e difusão de energia turbulenta.

O modelo supõe que o escoamento é completamente turbulento e que os efeitos da viscosidade molecular são desprezíveis. Portanto, o modelo  $k - \epsilon$  padrão (standard) só é válido para escoamentos completamente turbulentos. Conforme descrito em Versteeg e Malalasekera (2007), a energia cinética turbulenta,  $k$ , e sua taxa de dissipação,  $\epsilon$ , são obtidas das equações de transporte a seguir:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k + P_b - \rho \epsilon - Y_M + S_k \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\rho \epsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \epsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} (P_k + C_{3\epsilon} P_b) - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} + S_\epsilon \quad (3)$$

Onde,  $P_k$  e  $P_b$  representam a produção de energia cinética turbulenta em decorrência dos gradientes de velocidade média e das flutuações das velocidades,

respectivamente.  $Y_M$  representa a contribuição na taxa de dissipação total devido à variação volumétrica para o caso compressível.  $C_{1\varepsilon}$  e  $C_{2\varepsilon}$  são constantes e valem 1,44 e 1,92 respectivamente, já  $C_{3\varepsilon}$  também é uma constante, entretanto, depende da literatura a ser seguida, contudo, um possível valor é -0,33.  $\sigma_k$  e  $\sigma_\varepsilon$  são os números de Prandtl turbulentos para  $k$  e  $\varepsilon$  e tem o valor de 1 e 1,3, respectivamente.  $S_k$  e  $S_\varepsilon$  são termos fonte definidos pelo usuário (Versteeg e Malalasekera, 2007). A partir das equações 2 e 3 são obtidos os valores das variáveis para que possa ser calculada a viscosidade turbulenta, esta, por sua vez, é modelada da seguinte forma:

$$\mu_t = \bar{\rho} C_\mu \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4)$$

O modelo  $k - \varepsilon$  padrão possui ainda duas variações, portanto, temos que o modelo  $k - \varepsilon$  é dividido em  $k - \varepsilon$  padrão (ou Standard) e suas duas variações: RNG  $k - \varepsilon$  e Realizable  $k - \varepsilon$ . Suas três formas são muito similares, uma vez que as equações de transporte se baseiam em  $k$  e  $\varepsilon$ .

O modelo Realizable  $k - \varepsilon$  tem por objetivo corrigir as deficiências do modelo padrão através de duas mudanças. A primeira é adotando um novo equacionamento para a viscosidade nas paredes, considerando a variável  $C_\mu$ . A segunda é assumindo uma nova equação para dissipação ( $\varepsilon$ ). Mesmo com a correção dessas deficiências, o modelo ainda possui limitações, sendo uma delas, a produção de viscosidades turbulentas não físicas em situações onde o domínio computacional possui áreas de fluido tanto em rotação quanto estacionárias. O modelo Realizable  $k - \varepsilon$  difere do modelo padrão devido a uma formulação alternativa para a viscosidade turbulenta e por conter uma versão modificada da equação de transporte para taxa de dissipação ( $\varepsilon$ ), cuja derivação provém da equação exata para o transporte da flutuação quadrática média da vorticidade (Wilcox, 2006; Versteeg e Malalasekera, 2007).

O modelo proposto por Yakhot e Orzag (1986), também conhecido como modelo RNG  $k - \varepsilon$ , baseia-se na teoria do grupo de renormalização. Ele tem exatamente a mesma formulação do modelo  $k - \varepsilon$  padrão, exceto pelo cálculo da constante  $C_{2\varepsilon}$  que deixa de ser uma constante e passa a ser uma função da taxa de deformação média.

## 2.3 APLICAÇÃO DAS FERRAMENTAS CFD EM ANÁLISE DE REATORES DE ÁGUA PRESSURIZADA

Wang et al. (2017) realizaram uma análise de Choque Térmico Pressurizado (PTS) para o AP1000 sob Acidente de Perda de Refrigerante por Pequena Ruptura (SBLOCA), na qual, estabeleceram os modelos tridimensionais da linha de injeção direta de vasos (DVI- Direct Vessel Injection), bicos de vaso de pressão do reator (RPV - Reactor Pressure Vessel) e downcomer. Realizaram a simulação numérica da mistura termo-hidráulica utilizando o método de dinâmica de fluidos computacional (CFD) no cenário SBLOCA. Verificaram que a distribuição de temperatura no downcomer RPV dependia muito da velocidade de injeção em relação ao fluxo cruzado. Foi visto que a região do centro de resfriamento do RPV estava se movendo para cima com o aumento da velocidade de injeção. A distribuição da temperatura não foi uniforme ao longo da orientação circunferencial na parede do RPV e o grande gradiente de temperatura foi gerado entre o centro de resfriamento e outras regiões. Utilizou-se o método de Análise de Elementos Finitos (FEA) após estudo de mistura termo-hidráulica para a análise de tensão do RPV do AP1000. Os resultados mostram que a zona mais crítica foi localizada no entalhe do bocal DVI sob o transiente SBLOCA. A tensão foi induzida principalmente pelo gradiente de alta temperatura e a tensão máxima ocorreu quando a temperatura da parede tem a maior taxa de redução. Os autores mostraram que o trabalho é significativo para o estudo da integridade da estrutura da usina nuclear AP1000.

Uma análise termohidráulica do núcleo do reator AP1000 foi desenvolvida por Martínez em 2018, com o objetivo de determinar o comportamento da temperatura e da transferência de calor em um conjunto combustível típico do AP1000. Os cálculos termohidráulicos foram conduzidos a partir de um modelo computacional do conjunto combustível construído por meio do código ANSYS CFX. A determinação da distribuição de potência no conjunto foi obtida através de um cálculo neutrônico – termohidráulico acoplado via código MCNPX e ANSYS CFX, respectivamente. O autor constatou que a temperatura média na saída do canal aproxima-se do valor de projeto. Também verificou as zonas de maior temperatura no conjunto, bem como, as distribuições axial e radial no mesmo. Martinez observou que o modelo proposto foi capaz de reproduzir os dados de projeto do reator AP1000, assim como encontram-se de acordo com os dados da literatura. Em um estudo de variação do fluido



refrigerante na entrada do canal, observou-se o aumento da temperatura máxima do combustível em situações de perda de fluido refrigerante.

Qiu et al. (2019) investigaram o mecanismo de formação do fenômeno de estratificação térmica na linha de surto do pressurizador do reator AP1000 e estudaram as características termohidráulicas em situações transientes, para o caso de uma geometria tridimensional. Os resultados mostram que a estratificação térmica se torna mais fraca ao longo da direção do fluxo e a região mais perigosa é a entrada da posição horizontal. A estratificação térmica afetada pelo efeito da circunferência não é significativa durante a análise da fadiga térmica da linha de surto. Além disso, também mostraram que, através da comparação da distribuição de temperatura na linha de pico do pressurizador entre o PWR tradicional e o AP1000, pôde ser observado que a linha de pico do pressurizador AP1000 tem menor diferença de temperatura na posição correspondente com período mais curto. O novo conceito de design da linha de surto do AP1000 traz uma grande vantagem para reduzir o risco causado pela estratificação térmica. Este trabalho fornece uma orientação valiosa para a avaliação da fadiga da linha de pico do pressurizador AP1000.

A fim de resolver o problema de não convergência do CHF calculado diretamente pelo FLUENT sob pressão atmosférica e baixa taxa de fluxo, uma metodologia em CFD foi proposta por Zhang et al (2019) com base no modelo de quatro equações para o momento do fluxo e um modelo de ebulição de parede RPI melhorado para prever o CHF e características hidráulicas no canal de escoamento formado pela parede externa do RPV e pela parede interna do isolamento. Os modelos CFD desenvolvidos para a previsão de CHF foram validados usando dados experimentais, e os resultados da previsão tiveram uma concordância muito boa com os dados experimentais com desvios menores que 20%. A partir dos resultados obtidos no trabalho, a metodologia CFD proposta neste estudo teve uma boa convergência à pressão atmosférica e baixa vazão. Enquanto isso, a metodologia CFD poderia ser qualificada para prever as características do CHF, e forneceu uma maneira potencial de prever o CHF no canal de fluxo formado pela parede externa do RPV e a parede interna do isolamento sob condições IVR de usinas nucleares.

Wang et al (2019) realizaram um estudo hidráulico tridimensional do gerador de vapor do AP1000 sob as condições de obstrução (0% –20%) dos tubos, utilizando o software ANSYS FLUENT. O modelo em CFD foi construído empregando o método do meio poroso para simplificar a geometria complexa. Um método inovador de

marcação em grade foi proposto e adotado para realizar a simulação de entupimento de tubos com diferentes posições e frações de obstrução. Os campos de velocidade detalhados e campos de pressão em todo o lado primário do gerador de vapor, incluindo pleno de entrada, zona de tubo e pleno de saída, foram todos obtidos sob diferentes condições de obstrução de tubos. Segundo os autores, este trabalho pode fornecer algumas diretrizes para o projeto e manutenção do gerador de vapor nas futuras Plantas de Potência Nuclear (NPP) avançadas.

Um estudo de benchmark OECD / NEA (MATiS-H) CFD sobre a modelagem de feixes de hastes 5x5 com grades espaçadoras de palheta dividida foi realizado por Zhang et al (2020), onde as diretrizes das melhores práticas foram alcançadas para a simulação em CFD do conjunto combustível do núcleo de um reator de água pressurizada avançado. A análise detalhada em CFD do conjunto de combustível foi realizada a fim de prever o fluxo e as características de transferência de calor a jusante das grades espaçadoras de palheta dividida. No estudo é revelada a influência das grades espaçadoras e palhetas de mistura no fluxo e na transferência de calor em feixes de barras. Foi observado também que, conforme o refrigerante flui através das grades e das palhetas nos feixes de barras, o fluxo lateral drástico seria induzido e a queda de pressão aumentaria significativamente. Além disso, é reportado que a transferência de calor é notavelmente aprimorada devido aos fortes efeitos de mistura. Os resultados do cálculo podem fornecer diretrizes significativas para o projeto de conjunto combustível de um reator PWR avançado.

Uma estrutura de análise de acoplamento multi-escala foi proposta por Tian et al (2020a) para o estudo termohidráulico tridimensional do pleno superior e das pernas quentes do AP1000. O mapa de distribuição de temperatura na saída do núcleo foi obtido usando o código de sub-canal, COBRA-EN, enquanto a análise CFD detalhada da mistura do líquido refrigerante dentro do pleno superior e uma perna quente do reator de água pressurizada AP1000 foi conduzida a partir do software ANSYS FLUENT. Para diminuir a quantidade total de malha, os principais componentes internos, incluindo tubos de guia de controle com oito grandes janelas de abertura e colunas de suporte foram mantidos, enquanto outros pequenos componentes, incluindo conjuntos de haste de controle, foram omitidos. Observaram que em comparação com o campo de temperatura na saída do núcleo, a diferença máxima de temperatura na entrada da perna quente cai 10,0 K após a forte mistura no pleno superior. O fluido refrigerante advindo do conjunto combustível mais quente da região

central permanece na parte superior da perna quente, enquanto o refrigerante mais quente dos conjuntos de combustível situados na região da periferia permanece na parte inferior da perna quente. Também foi analisada a heterogeneidade da temperatura e sua evolução ao longo da perna quente. Os autores relatam que uma investigação mais aprofundada deve ser focada na sensibilidade dos resultados ao refinamento da distribuição da potência do núcleo e nos detalhes da geometria que não foram incluídos, como conjuntos de haste de controle dentro dos tubos-guia da haste de controle.

Tian et al (2020b) investigaram a influência de três tipos de estruturas internas no pleno inferior nas características de fluxo por meio de simulações tridimensionais em CFD. O tipo 1 consiste da placa de supressão de vórtice com os suportes secundários, no tipo 2 considera-se a calha de distribuição de fluxo com orifícios de refrigeração quadrados, já o último tipo é de tambores e suportes elipsoides perfurados. Os três tipos de estruturas internas foram adaptados na mesma instalação experimental “BORA”, que é um modelo mock-up de 4 loops em escala 1/5, para realizar o critério de variável única e obter um padrão uniforme durante a comparação. Os resultados indicam que as taxas de fluxo de massa em conjuntos combustíveis centrais são muito maiores do que em conjuntos de combustíveis situados nas periferias do núcleo com estruturas internas TIPO 1 e TIPO 2, enquanto a distribuição da taxa de fluxo de massa de entrada do núcleo com estrutura interna TIPO 3 é mais homogênea. Segundo os autores esta pesquisa tem alto valor de referência para o futuro projeto e otimização de estruturas internas de baixo pleno avançadas de PWR.

Yang et al (2020) estudaram as características de fluxo e transferência de calor de feixe tubular em U de acordo com um gerador de vapor do AP1000 de tamanho real. Foram analisadas as distribuições dos comportamentos de fluxo e transferência de calor do gerador de vapor, tais como qualidade do vapor, fração de vapor, temperatura e velocidade. Os resultados da simulação mostraram que a qualidade média do vapor de saída (0,26) e a temperatura de saída do refrigerante (554,28 K) estão de acordo com o valor do projeto. O coeficiente médio de transferência de calor do lado secundário foi visto estar de acordo com a fórmula de Rohsenow, com um desvio relativo de 2,6%. Os autores verificaram que a distribuição da velocidade do fluido torna-se não uniforme na região curva em U e a razão de escorregamento do lado secundário aumenta primeiro e depois diminui gradualmente ao longo da direção axial, estando de acordo com os estudos anteriores. Também foram observados dois

picos de FIV (flow-induced vibration) em ângulos de  $\theta = 110^\circ$  na perna quente e  $\theta = 60^\circ$  na perna fria da região U-bend, respectivamente. Enquanto isso, o pico na perna fria é maior, o que indica que o FIV mais severo pode ser induzido na perna fria. Os autores esperam que o trabalho forneça orientação para o projeto ideal de geradores de vapor.

## 2.4 REATOR AP1000: UMA EVOLUÇÃO DO PROJETO AP600

De maneira simplificada, o reator AP1000 é um projeto evolutivo do reator AP600, que por sua vez, também pertence a Westinghouse. Fundamentalmente, o surgimento do AP1000 foi devido à falta de competitividade econômica que o AP600 apresentou. Diante disso, a construtora decidiu desenvolver um novo projeto que sanasse esse problema, uma vez que em 1999 o AP600 recebeu a certificação de projeto pela NRC e se tornou na época, o único projeto de reator nuclear licenciado no ocidente e Ásia, com a tecnologia de segurança passiva.

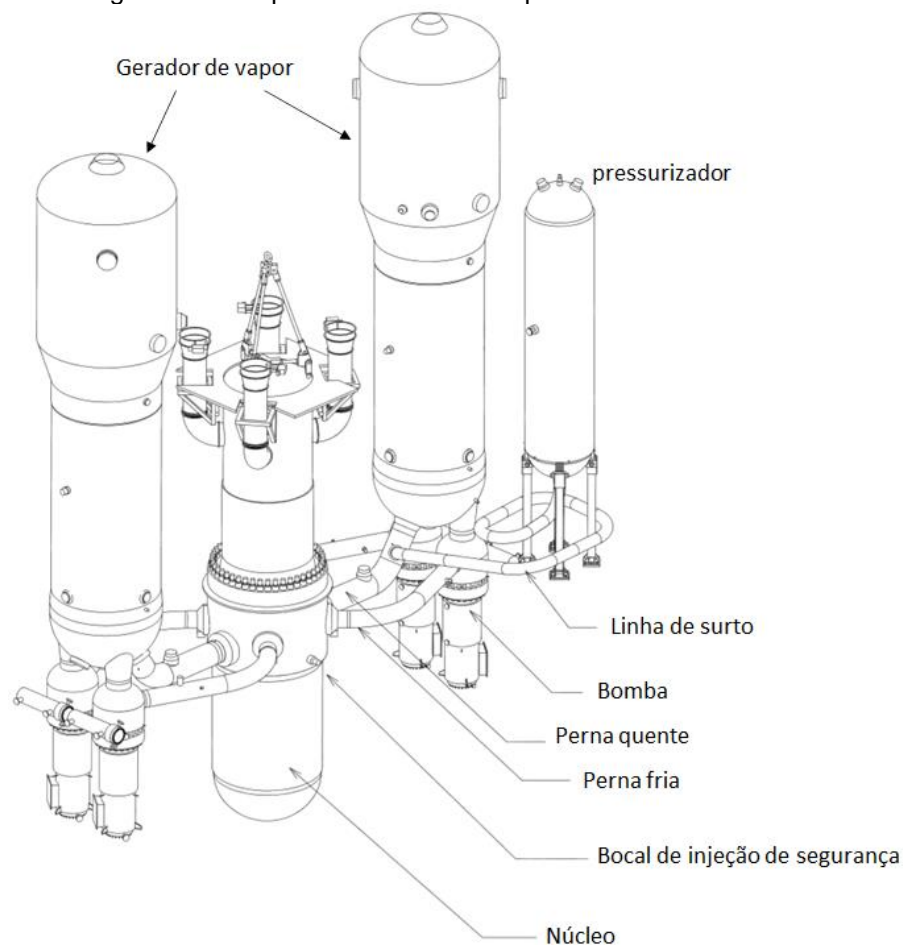
Para que essa viabilidade econômica fosse alcançada, a Westinghouse realizou algumas simplificações estruturais, entretanto, manteve os sistemas de segurança inalterados, visto que era um grande diferencial na época e que foi um dos fatores primordiais para a obtenção da certificação de projeto. Pode-se considerar que as principais diferenças do AP600 para AP1000 são: redução de custos de produção, operação e manutenção; aumento na geração de energia, sem alterar o conceito da planta e dos sistemas auxiliares; obtenção da característica modular.

Mediante a esta mudança no projeto, o reator AP1000, diferente do AP600, é classificado como um reator de geração III+. Os projetos pertencentes a esta geração de reatores, tem como um dos principais aspectos a melhoria nas questões de segurança. O AP1000 foi projetado com uma redução de aproximadamente 60% na quantidade de válvulas, 75% das tubulações, 80% dos cabos, além disso, 50% do volume de construção com requisitos sísmicos. Estas simplificações estruturais fizeram que fossem reduzidos uma larga quantidade de elementos suscetíveis a falhas. O outro fator de extrema importância que faz com que AP1000 seja caracterizado como um reator de geração III+, é manter os sistemas de segurança passiva. Estes sistemas são desenvolvidos para o reator consiga ser resfriado sem a ação de fontes externas (bombas, ventiladores etc.), utilizando apenas os fenômenos

físicos inerentes do próprio processo, como gravidade, convecção natural ou condensação.

O projeto do reator AP1000 mantém as principais características de projeto presentes nas plantas atuais, além de apresentar novos sistemas de segurança, que em sua maioria atuam de forma passiva. Esses incrementos no âmbito de segurança conferem ao AP1000 um aumento na segurança e na capacidade de manutenção do sistema. Quando observamos o sistema primário podemos essas mudanças. Este circuito possui dois geradores de vapor idênticos e cada um deles é conectado ao núcleo do reator através de três tubulações, as quais chamamos de pernas, como mostra a Figura 7. Em cada mecanismo de troca térmica temos duas pernas frias, uma perna quente e uma bomba de refrigeração, o que elimina a necessidade de um esquema primário de bombas e gerador de vapor.

Figura 7 – Componentes do sistema primário do reator AP1000

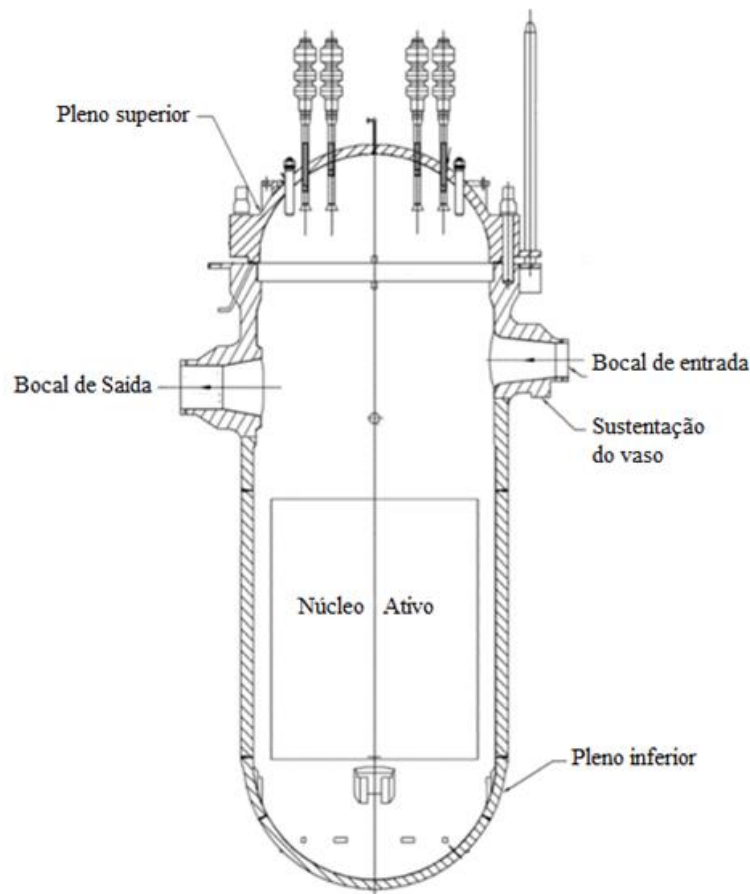


Fonte: Adaptado de Westinghouse (2011).

A este sistema também foi adotado um suporte estrutural simplificado, que acaba reduzindo a inspeção em serviço, além de tornar o local mais acessível para manutenção. Outro fator importante é que o limite de pressão estabelecido para o sistema de refrigeração do reator assegura o circuito contra liberação de radioatividade, além de fornecer um alto grau de integridade durante o funcionamento da planta.

Dentre as contenções existentes em uma planta, que vai desde o prédio do reator até o núcleo, uma estrutura fundamental é o vaso do reator, que é projetado a altas pressões para atuar no suporte e confinamento do núcleo do reator. O projeto do AP1000 reporta que o vaso do reator possui aproximadamente 12m de comprimento e 4,039 de diâmetro na região do núcleo. Outro ponto importante reportado no projeto é que devido a possibilidade de as superfícies ficarem molhadas tanto com o reator em operação, como em manutenção, a construtora revestiu as superfícies com aço inoxidável. A Figura 8 apresenta um esquema do vaso do reator AP1000.

Figura 8 – Vaso de pressão do reator AP1000



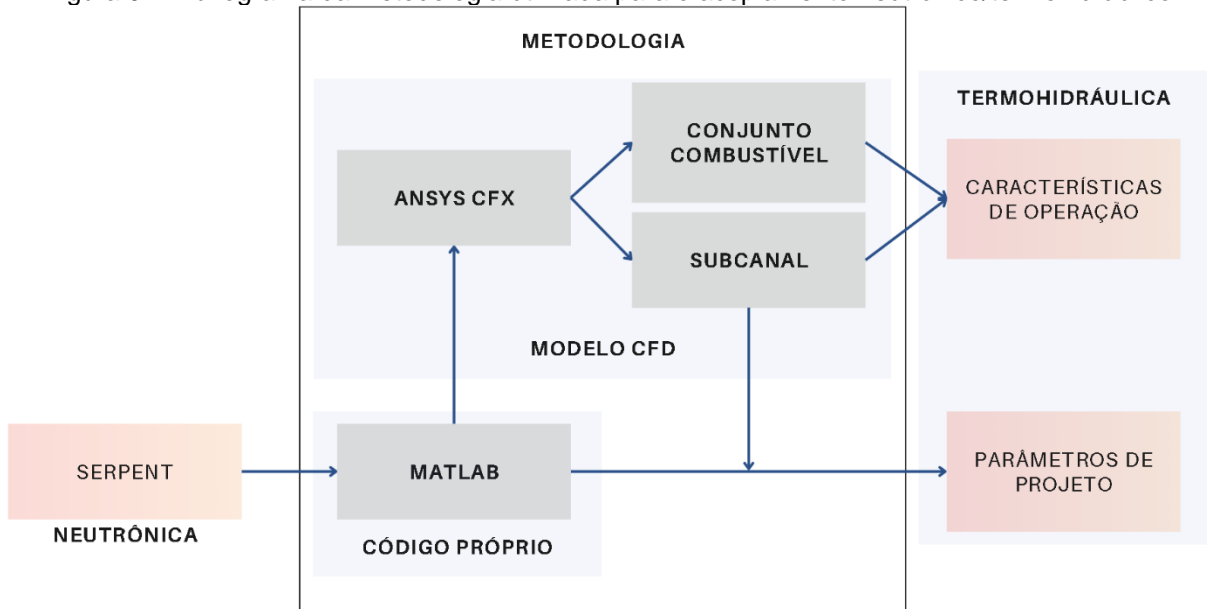
Fonte: Adaptado de Westinghouse (2011).

Segundo a Westinghouse (2011) o vaso do reator tem uma pressão e temperatura de projeto igual a 17,1MPa e 343°C, respectivamente, além de uma planta com vida útil de 60 anos. Um fator importante nessa melhoria na segurança é que não há penetração em nenhuma região situada abaixo do topo do núcleo, fazendo com que os resíduos oriundos de acidentes graves fiquem retidos dentro do vaso do reator. O núcleo também é posicionado de forma a minimizar o tempo de refluxo. De maneira geral, as novas questões de segurança impostas no projeto, assegura a construção perante grandes Acidente por Perda de Refrigerante (LOCA) já postulados e em situações de derretimento do núcleo. A descrição do núcleo do reator AP1000 será abordada na seção seguinte.

### 3 METODOLOGIA

Nesta seção é apresentada a metodologia utilizada para a condução das análises termohidráulicas do núcleo AP-Th 1000, a qual, consiste do emprego da fluidodinâmica computacional (CFD), por meio do software ANSYS CFX, além do desenvolvimento e implementação de códigos próprios desenvolvidos em MATLAB. Neste tópico também é apresentado a metodologia de cálculo dos Limites de Distribuição de Potência (LDP), através de considerações termohidráulicas e nucleares, como também, é feita a descrição do núcleo de referência e do núcleo proposto. Um esquema de todo o processo é lustrado pela Figura 9.

Figura 9 – Fluxograma da metodologia utilizada para o acoplamento neutrônico/termohidráulico



Fonte: O Autor (2023).

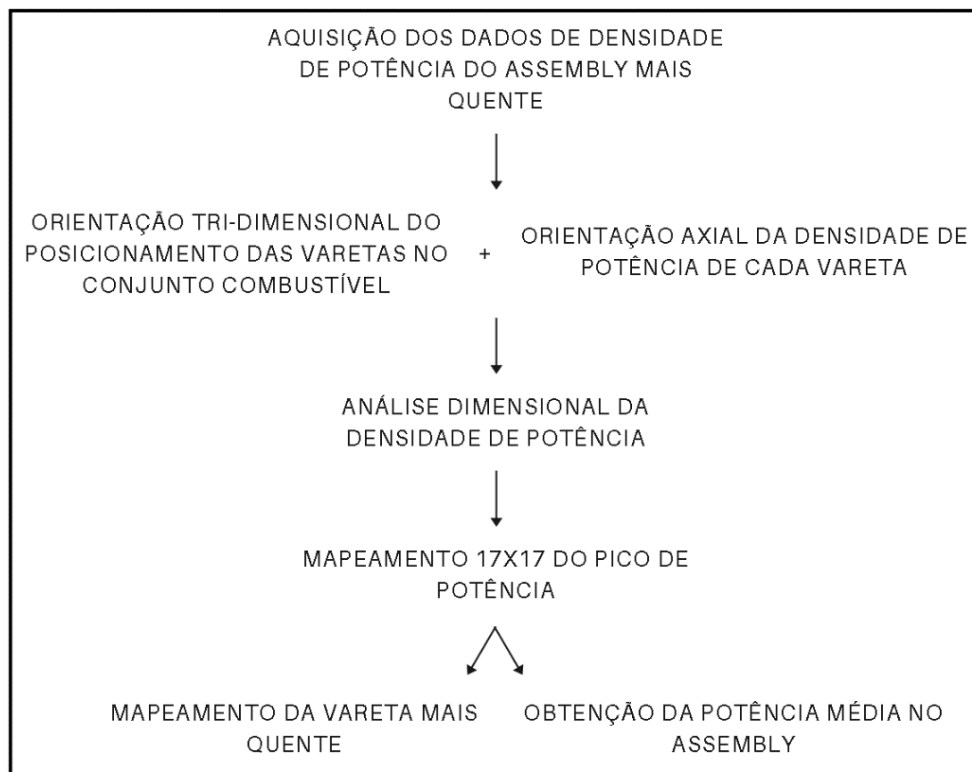
Conforme apresentado na Figura 8, o modelo em CFD tem por objetivo a determinação das características de operação do reator, isto é, temperatura, pressão, densidade etc. Os parâmetros de projeto, que no caso são os Limites de Distribuição de Potência, que compreende o DNBR (Razão da Saída da Ebulição Nucleada) e os fatores de pico de potência, são determinados por meio de um código em MATLAB, o qual, utiliza os resultados de temperatura e pressão do modelo em CFD para o subcanal.

O início da metodologia consiste do tratamento dos dados de densidade de potência advindos do código SERPENT, no qual, é feito um mapeamento de cada



vareta presente no conjunto combustível e sua respectiva densidade de potência, em seguida é feita a exportação dos dados referentes a vareta mais quente e ao conjunto combustível. Um fluxograma do mapeamento é descrito na Figura 10.

Figura 10 – Fluxograma do mapeamento do conjunto combustível  
**SAÍDA DO CÓDIGO SERPENT**



**FATORES DE PICO DE POTÊNCIA**

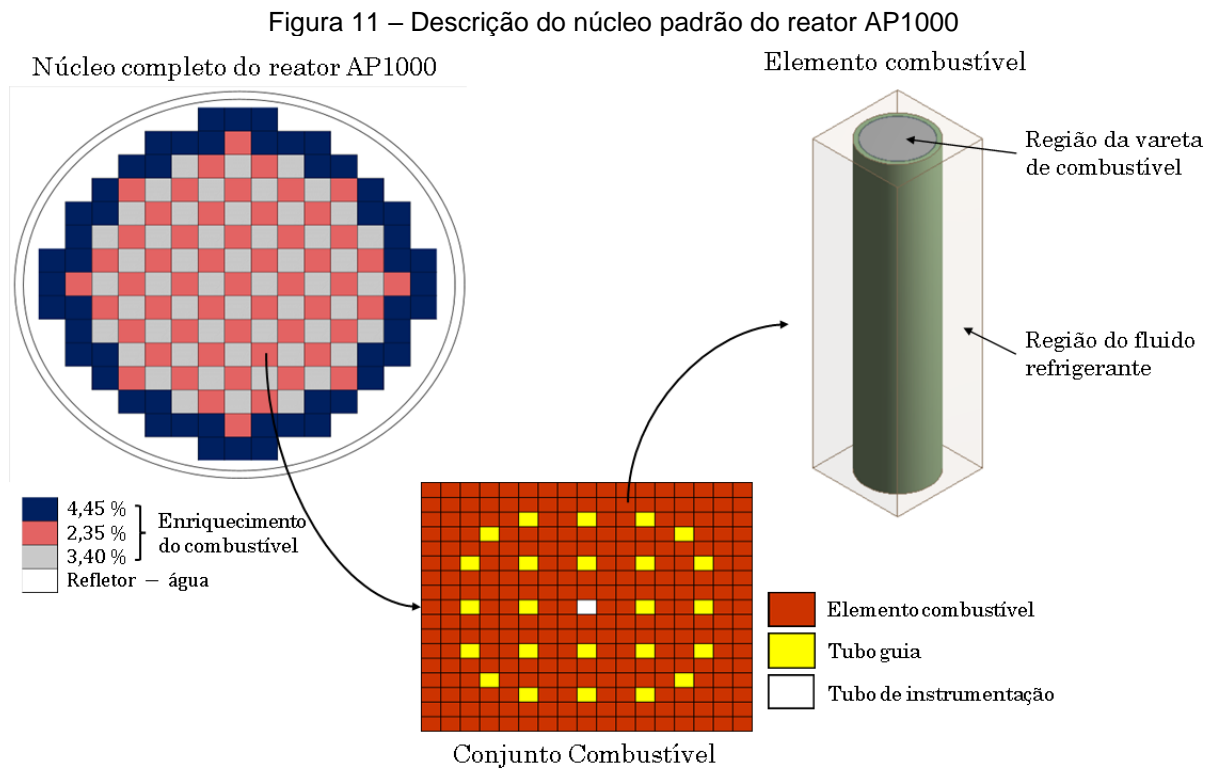
Fonte: O autor (2023).

Este tratamento é feito por um código desenvolvido em MATLAB, que realiza a orientação dos valores axiais da densidade de potência de cada vareta, bem como, a alocação das mesmas numa matriz 17x17 para que sejam organizadas conforme a distribuição do conjunto combustível, além de permitir ao usuário código, a seleção da unidade de media em quer coletar os dados. Por meio deste código, também é possível obter os fatores de pico de potência, que fazem parte dos Limites de Distribuição de Potência.

### 3.1 MODELAGEM EM CFD DO NÚCLEO AP-Th 1000.

O primeiro passo na elaboração de um modelo em CFD é a definição do(s) domínio(s) de estudo, e que, para tal, são utilizadas ferramentas CAD. No presente

trabalho é utilizada a ferramenta *Design Modeler* da ANSYS. O projeto do núcleo AP-Th 1000 mantém as mesmas dimensões de projeto do núcleo padrão do reator AP1000, cuja descrição é ilustrada pela Figura 11.

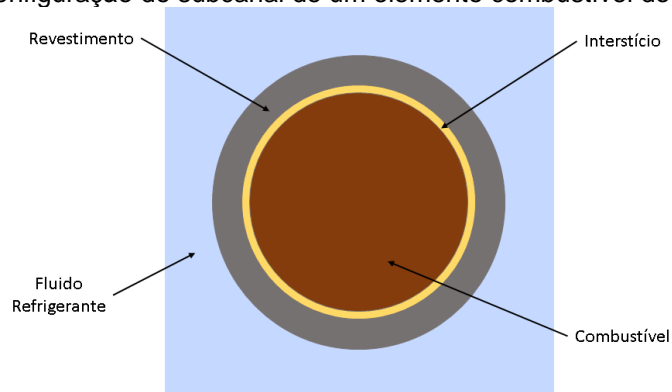


Fonte: Adaptado de Westinghouse (2011).

O núcleo do reator AP1000 é composto por 157 elementos combustíveis (fuel assembly), apresenta arranjos quadrados e utiliza dois tipos de venenos queimáveis, PYREX e IFBA (Absorvedor Integral de Combustível Queimado). Cada conjunto combustível é definido como sendo uma matriz de 17x17 elementos, sendo estes, varetas de combustível, venenos queimáveis e tubo de instrumentação. A disposição dessas varetas no núcleo depende de uma série de fatores, entretanto, no início da vida do reator, esta distribuição é ilustrada conforme Figura 11.

Uma vez definido o que vem a ser cada parte do núcleo e suas distintas disposições no mesmo, de acordo com a Figura 11, é possível observar que o reator de referência possui três zonas distintas de enriquecimento, entretanto, as varetas de combustível têm as mesmas dimensões estruturais, mudando apenas o enriquecimento. A configuração da vareta de combustível utilizada no reator AP1000 é apresentada na Figura 12.

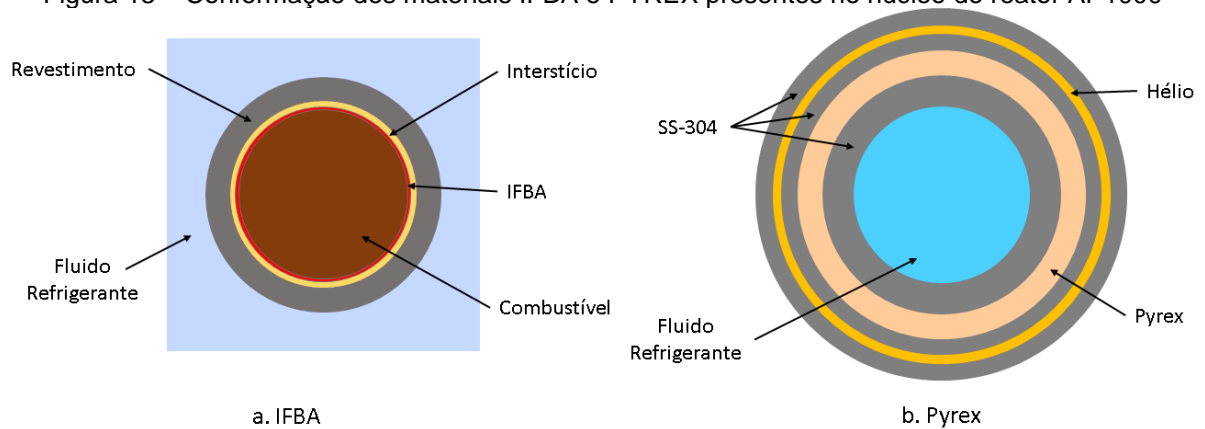
Figura 12 – Configuração do subcanal de um elemento combustível do reator AP1000



Fonte: Adaptado de Stefani, et al (2019).

Foi apresentado que o reator AP1000 utiliza dois tipos de venenos queimáveis, os quais, diferem tanto em questão de configuração espacial, quanto da conformação das varetas. O PYREX é encontrado nos locais das varetas de controle, já o IFBA, situa-se nas varetas de combustível. A Figura 13 apresenta a diferença entre cada veneno queimável.

Figura 13 – Conformação dos materiais IFBA e PYREX presentes no núcleo do reator AP1000



Fonte: Adaptado de Stefani, et al (2019).

Cada veneno queimável tem sua particularidade no controle da taxa de reação existente no reator, o que faz com que a quantidade mude de acordo com a posição no núcleo. A Tabela 4 apresenta as principais informações estruturais do núcleo do reator AP1000 utilizadas para a construção dos modelos geométricos para as análises termohidráulicas no modelo CFD, desde as dimensões do núcleo até os valores referentes a cada elemento.

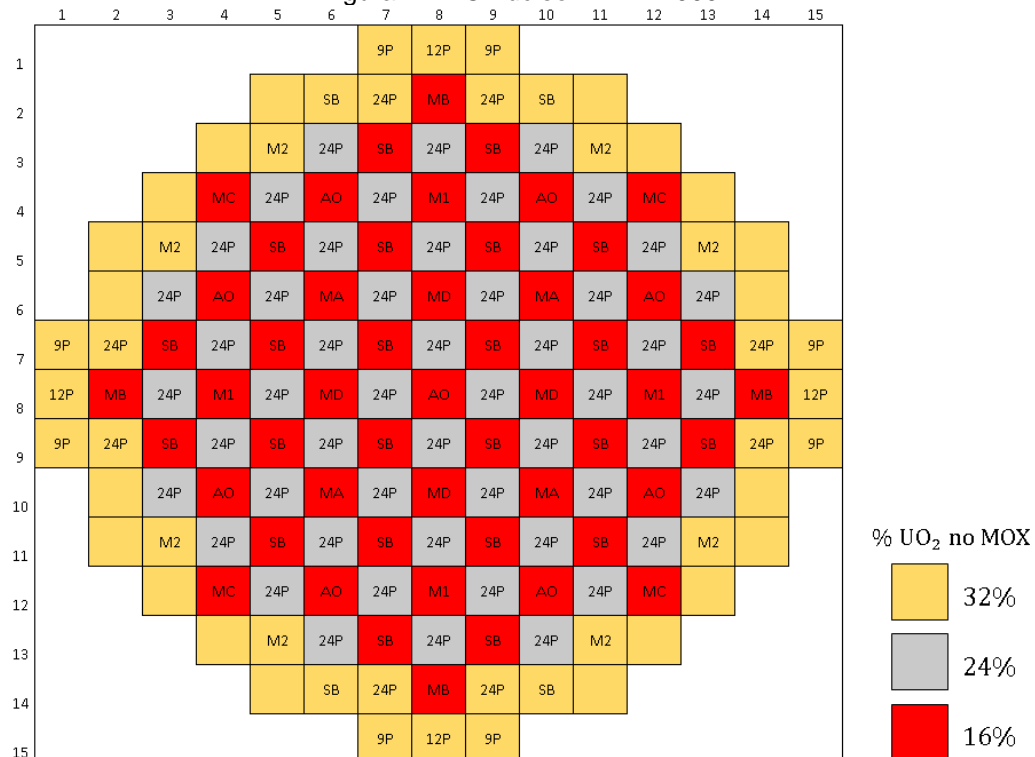
Tabela 4 – Dimensões do núcleo do reator AP1000

Elemento Combustível		
Nº	41448	
Altura do elemento combustível	426,76	cm
Raio do Combustível	0,409575	cm
Espessura do Interstício	0,008175	cm
Espessura do Revestimento	0,05715	cm
Raio do centro (Bulk) do refrigerante	0,63015	cm
Conjunto Combustível		
Quantidade	157	
Matriz	17x17	
Pitch	1,26	cm
Nº de varetas de combustível por conjunto	264	
Dimensões transversais do arranjo	21,40x21,40	cm²

Fonte: Adaptado de Westinghouse (2011).

A configuração do núcleo AP-Th1000 mantém quase todas as características do projeto original do reator AP1000, diferindo principalmente pela ausência do veneno queimável IFBA. A Figura 14 apresenta a configuração do primeiro ciclo do núcleo proposto para o conceito AP-Th 1000.

Figura 14 – O núcleo AP-Th 1000



Fonte: O Autor (2023).

O conceito AP-Th 1000 é uma proposta de núcleo que utiliza uma mistura de óxidos de urânio e tório como combustível nuclear. Este novo núcleo é uma adaptação do projeto original do núcleo do reator AP1000 e que visa realizar alterações no projeto

original do reator, fazendo com que o mesmo não perca suas características principais e que alcance a viabilidade de sua aplicação na maximização da produção do isótopo  $^{233}\text{U}$ , além da diminuição da produção de actínídeos menores.

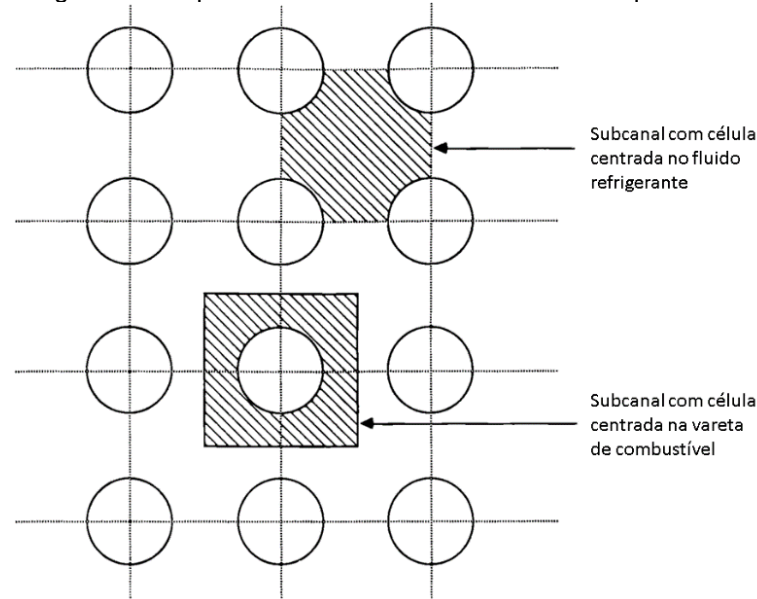
Como ilustrado na Figura 14, o núcleo proposto é formado por três regiões distintas e com três composições do combustível MOX, sendo 32%, 24% e 16%. Também é possível observar a distribuição dos bancos de controle e de segurança do conceito AP-Th 1000, no qual, os bancos de controle são descritos pelas abreviações MA, MB, MC, M1, M2 e AO, enquanto que os bancos de segurança são representados pela sigla SB. Para este novo núcleo são propostas duas alterações com relação ao projeto original, sendo a primeira delas em relação ao sistema de controle de reatividade, com a mudança dos feixes de controle cinza com 12 hastes SS-304 e 12 Ag-In-Cd (baixa absorção de nêutrons) para os feixes de controle pretos formados por 24 hastes Ag-In-Cd (Stefani et al., 2020). A segunda mudança é a retirada das varetas IFBA (Absorvedor Integral de Combustível Queimado), mantendo apenas com as varetas de veneno queimável de PYREX, cujas as quantidades em cada conjunto combustível são mostradas na Figura 14 através da letra P.

O núcleo AP-Th 1000 é formado por 157 conjuntos combustíveis e utiliza combustíveis a base de urânio e tório com o  $^{235}\text{U}$  enriquecido a 20% ao invés do combustível padrão de dióxido de urânio presente no projeto original do reator AP1000. Esta proposta mantém a mesma potência térmica de 3400MWth e as características geométricas do núcleo do AP1000, isto é, diâmetro da pastilha de combustível, espessura do revestimento e do interstício, bem como o tamanho do pitch.

### **3.1.1 Construção da geometria e discretização da região do subcanal e do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000**

Para a análise do subcanal do núcleo AP-Th 1000 foi utilizado o conceito da célula centrada na vareta (Figura 15) ao invés da célula centrada no fluido refrigerante. O modelo desconsidera a presença de grades espaçadoras e os suportes dos plenos superior e inferior.

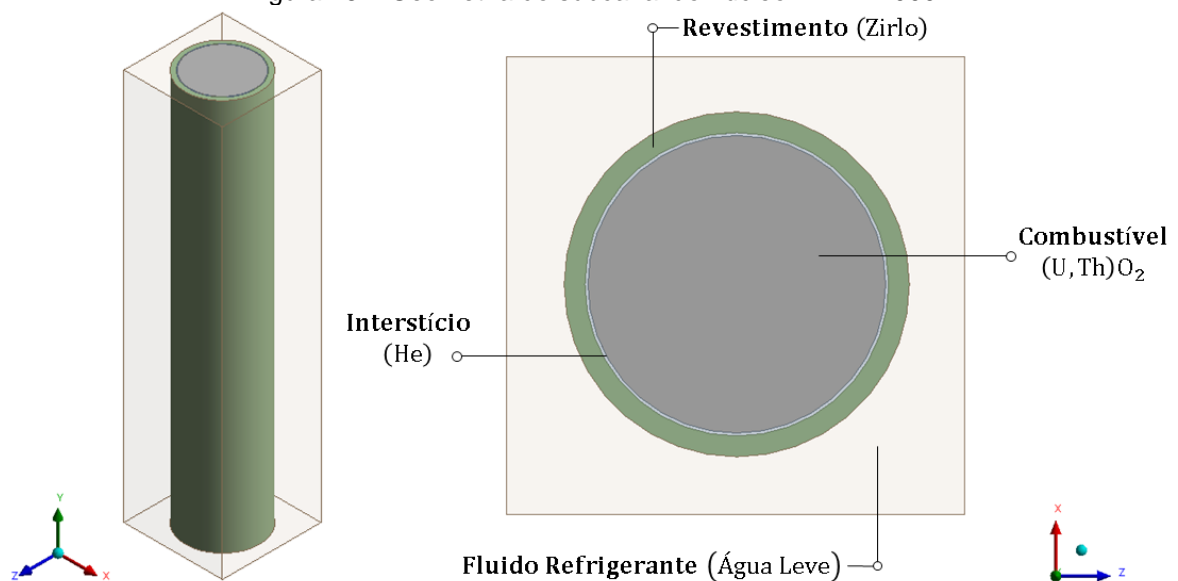
Figura 15 – Tipos de subcanais em núcleos PWR quadrados



Fonte: Adaptado de Todreas & Kazimi (1990).

Para as condições de análise propostas nesta tese, de acordo com Todreas e Kazimi (1990), não há diferença significativa entre as abordagens de arranjo para a região do subcanal, portanto, a escolha pela configuração da célula centrada na vareta de combustível foi tomada levando em consideração trabalhar o subcanal com apenas uma vareta ao invés de  $\frac{1}{4}$  de varetas de combustível, além de trabalhos na literatura, como o de Souza et al. (2021). A geometria utilizada para o estudo monofásico do subcanal é ilustrada pela Figura 16.

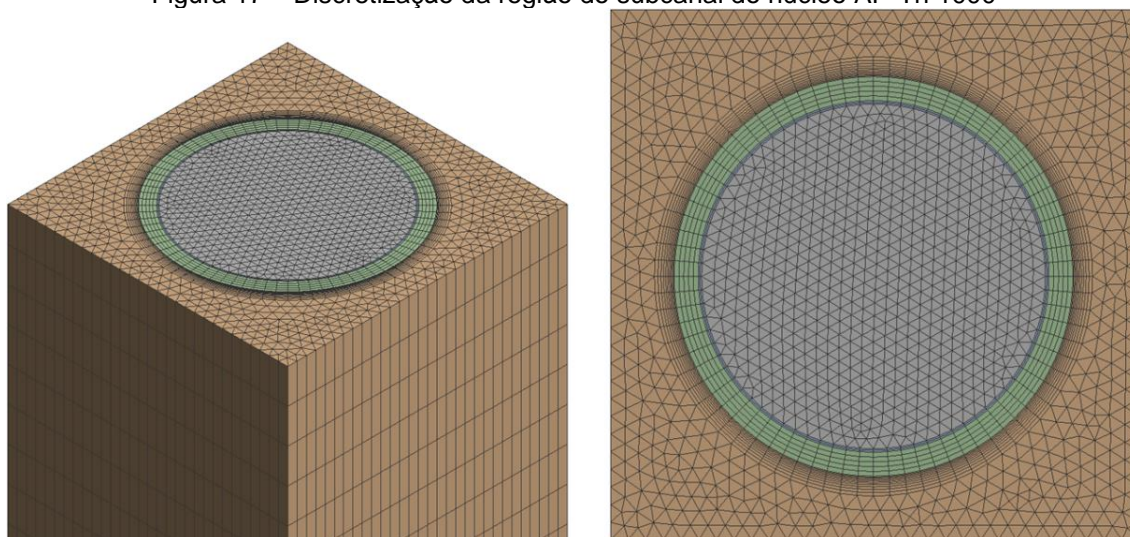
Figura 16 – Geometria do subcanal do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

A discretização espacial foi realizada por meio da ferramenta ANSYS Meshing, onde, a região do combustível e do revestimento foram assumidas como domínios sólidos, já a região do refrigerante e do interstício, como domínios fluidos. A Figura 17 ilustra a malha nas regiões de estudo.

Figura 17 – Discretização da região do subcanal do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

As regiões do combustível e do fluido refrigerante foram discretizadas nas formas de prisma, ao passo que o interstício e o revestimento por hexaedros. O interstício e o revestimento possuem duas e cinco divisões na direção radial, respectivamente. Já no sentido axial, todos os domínios foram discretizados por elementos com 0,2cm comprimento. Foi utilizada uma malha com 7.253.735 nós e 9.664.774 elementos para a região do subcanal, cujos parâmetros de qualidade de malha são apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 – Métrica da malha do modelo do subcanal do núcleo AP-Th 1000

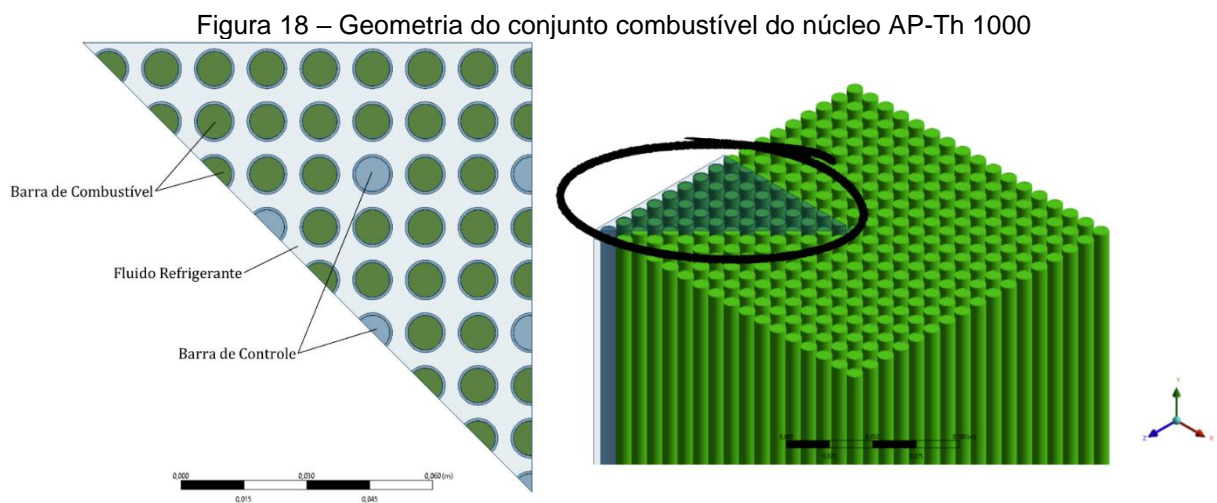
Parâmetro	Valor			
	Mínimo	Máximo	Médio	Desvio Padrão
Orthogonal Quality	0,65664	0,99963	0,95484	6,2003e-002
Skewness	3,7432e-004	0,34336	5,5939e-002	5,5994e-002
Aspect Ratio	6,8845	67,601	18,553	15,21

Fonte: O autor (2023).

A geometria do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000 (Figura 18), assim como no modelo do subcanal, foi construída admitindo as mesmas dimensões de projeto do núcleo de referência. Em face do objetivo traçado para a análise da região

do conjunto combustível, que é a determinação dos parâmetros médios de operação, além de questões de recurso computacional, foram desconsiderados os elementos estruturais como grades espaçadoras, pás de mistura e as estruturas de suporte dos plenos superior e inferior.

Esta consideração é assumida, tendo em vista que estas regiões requerem um alto grau refino da malha, no qual, conforme apresentado na seção 2.2 deste texto, estudos que incluem a presença de tais elementos estruturais são frequentemente conduzidos em geometrias com feixes de varetas arranjados numa matriz 3x3 ou 5x5.

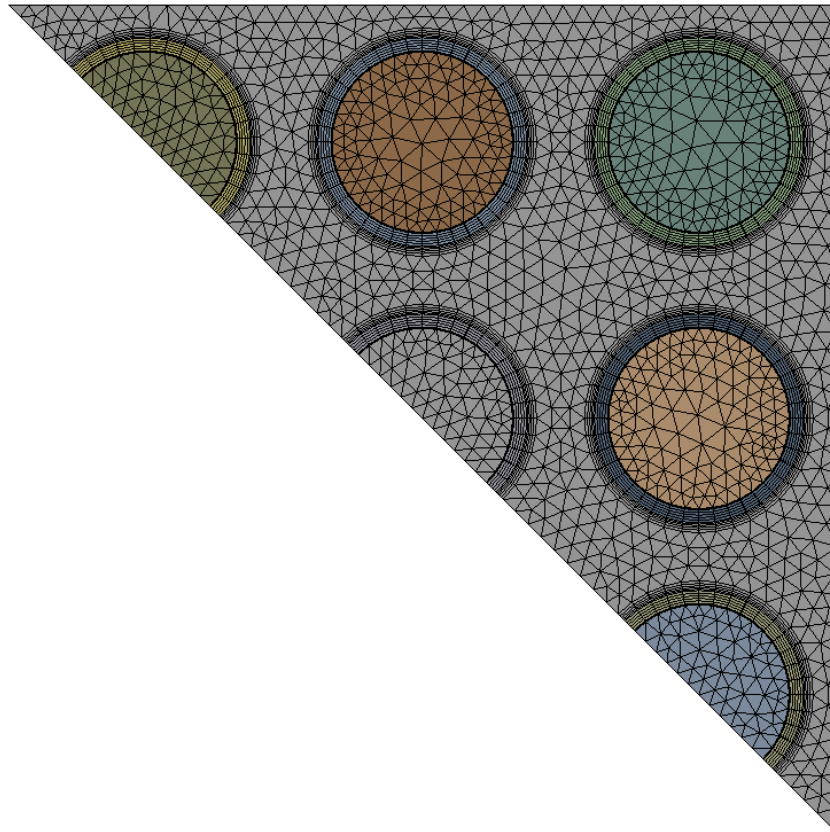


Com o intuito de otimizar as simulações aproveitando das características de simetria do domínio, as análises do conjunto combustível foram realizadas considerando 1/8 de sua geometria. O modelo adotado nas análises CFD do conjunto combustível é composto por 45 varetas circundadas pelo fluido refrigerante, sendo 39 varetas de combustível e 6 varetas de controle.

A malha do conjunto combustível, conforme ilustra a Figura 19, foi adaptada a partir da malha utilizada no subcanal, considerando as mesmas formas de discretização dos domínios e divisões do sentido radiais para o interstício e revestimento, adaptando a discretização na direção axial para elementos com 0,85396cm de comprimento.



Figura 19 – Malha do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

Com 15.270.981 nós e 17.025.000 elementos, a qualidade da malha foi avaliada por meio dos parâmetros métricos de malha disponíveis no software ANSYS Meshing, cujos resultados são apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 – Métrica da malha do modelo do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000

Parâmetro	Valor			
	Mínimo	Máximo	Médio	Desvio Padrão
Orthogonal Quality	0,51332	0,99856	0,93092	8,65e-002
Skewness	8,002e-004	0,48668	9,638e-002	6,8939e-002
Aspect Ratio	13,053	270,09	72,082	69,144

Fonte: O autor (2023).

Após a definição do(s) domínio(s) de estudo e feita a discretização espacial deste(s), ainda no pré-processamento, é feita a definição das características termofísica dos materiais presentes na análise, seguida dos modelos físicos e condições de contorno do problema.

### 3.1.2 Avaliação das propriedades termofísicas dos materiais presentes no núcleo AP-Th 1000

A partir deste ponto serão apresentadas e discutidas as correlações utilizadas na definição do combustível MOX, revestimento, interstício e do fluido refrigerante para o novo núcleo do reator AP1000. A definição das propriedades termofísicas de cada material utilizado no estudo será realizada por meio de uma avaliação das correlações apresentadas na literatura. O calor específico a pressão constante, a condutividade térmica e a densidade, são as propriedades apresentadas neste texto.

Em análises de engenharia é necessário definir as propriedades termofísicas dos materiais presentes no domínio de estudo. Os códigos termohidráulicos, em sua maioria, requerem do usuário as mesmas propriedades termofísicas. No caso do código CFX utilizado nesta tese, é necessário o conhecimento da densidade ( $\rho$ ), condutividade térmica ( $k$ ) e do calor específico a pressão constante ( $c_p$ ), para cada material utilizado no modelo. A agência internacional de energia atômica fornece dois robustos documentos acerca das propriedades termofísicas dos principais materiais utilizados em reatores nucleares (IAEA, 2006; IAEA, 2008).

Embora existam diversos estudos que visam avaliar as propriedades termofísicas de combustíveis MOX, tanto de urânio e tório, quanto urânio e plutônio e outras combinações, há uma série de possíveis composições de combustíveis aplicadas em diferentes faixas de temperatura. Diante disso, algumas correlações para diferentes composições e faixas de temperatura podem ser encontradas em trabalhos na literatura, assim como, em documentos recomendados pela IAEA.

A correlação utilizada nesta tese para descrever a densidade do combustível MOX é uma função da temperatura e da fração mássica do  $\text{UO}_2$  no MOX conforme a descrito na equação 5.

$$\rho_{(\text{U,Th})\text{O}_2} = 10,087 - 2,891 \times 10^{-4}T - 6,354 \times 10^{-7} \times \beta T + 9,279 \times 10^{-3} \times \beta + 5,111 \times 10^{-6} \times \beta^2 \quad (5)$$

A equação 5, proveniente do relatório da IAEA de 2006, estima a densidade do MOX em  $\text{kg/m}^3$ , onde “T” se refere a temperatura em K e  $\beta$  representa a fração mássica de  $\text{UO}_2$  na mistura. O mesmo relatório recomenda que a avaliação do calor

específico seja feita por meio de uma ponderação entre as correlações do  $\text{UO}_2$  e  $\text{ThO}_2$ , como mostra a equação 6.

$$C_{p(\text{U}_\beta, \text{Th}_{1-\beta})\text{O}_2} = \beta C_{p\text{UO}_2} + (1 - \beta) C_{p\text{ThO}_2} \quad (6)$$

A expressão referente ao calor específico de ambos materiais, conforme descrita nas equações 7 e 8, também podem ser encontradas no mesmo relatório da IAEA.

$$C_{p\text{UO}_2} = 52,1743 + 0,08795T - 8,4241 \times 10^{-5}T^2 + 3,1542 \times 10^{-8}T^3 - 2,6334 \times 10^{-12}T^4 - 7,1391 \times 10^5T^{-2} \quad (7)$$

$$C_{p\text{ThO}_2} = 55,9620 + 0,05126T - 3,6802 \times 10^{-5}T^2 + 9,2245 \times 10^{-9}T^3 - 5,7403 \times 10^{-5}T^{-2} \quad (8)$$

As expressões 7 e 8 apresentam resultados em J/kgK, onde “T” representa a temperatura medida em K. Apesar deste relatório fornecer uma correlação para a condutividade térmica do MOX de urânio e tório, esta, além de não abranger toda a faixa de operação do reator, nem mesmo em condições normais de operação, o erro associado aos resultados é significativamente alto tanto para sua faixa de aplicação, quanto para fora dela. Portanto, as equações utilizadas para estimar a variação da condutividade térmica do combustível por meio de uma ponderação, são descritas pelas Equações 9 a 16.

$$k_{\text{UO}_2} = \frac{100}{7,5408 + 17,692t + 3,6142t^2} + \frac{6400}{t^{\frac{5}{2}}} \exp\left\{\frac{-16,35}{t}\right\} \quad (9)$$

Na equação 9,  $k_{\text{UO}_2}$  é calculado em W/mK, em que, a variável  $t$  representa  $T/1000$ , onde “T” se refere a temperatura medida em K. Esta correlação é aplicável considerando 95% da densidade teórica, contudo, na proposta de núcleo da presente tese, é utilizada uma densidade de 95.5% da densidade teórica. Para encontrar os valores de condutividade para a densidade teórica ou qualquer outro valor de densidade, usamos a seguinte relação:

$$k_{th} = \frac{k_{1-p}}{1 - \alpha p} \quad (10)$$

$$p = 1 - \frac{\rho}{\rho_{th}} \quad (11)$$

$$k_0 = \frac{k_{0,95}}{1 - 0,05\alpha} = \frac{k_{1-p}}{1 - \alpha p} \quad (12)$$

$$k_{1-p} = (1 - \alpha p) \frac{k_{0,95}}{1 - 0,05\alpha} \quad (13)$$

Onde  $k_{1-p}$  é a condutividade térmica para o valor de porosidade  $p$ ,  $k_{th}$  é a condutividade para a densidade teórica.

$$k_{UO_2(95,5\%)} = k_{0,955} = k_{0,95} \frac{\left(1 - \left(2,6 - 0,5 \left(\frac{T}{1000}\right)\right) 0,045\right)}{1 - 0,05 \left(2,6 - 0,5 \left(\frac{T}{1000}\right)\right)} \quad (14)$$

$$k_{ThO_2} = \frac{1}{-0,0464 + 2,5185 \times 10^{-4}T} \quad (15)$$

$$k_{(U_{\beta}, Th_{1-\beta})O_2} = \beta k_{UO_2(95,5\%)} + (1 - \beta) k_{ThO_2} \quad (16)$$

Onde  $\beta$ , se refere a fração mássica de  $UO_2$  no MOX. Diferente do combustível MOX, a literatura apresenta boas correlações para a avaliação do comportamento das propriedades do Zirlo, mesmo não abrangendo uma grande faixa de aplicação, entretanto, demonstra acurácia em sua aplicação. Duas correlações em diferentes intervalos de temperatura são apresentadas para o cálculo da densidade do Zirlo, conforme as equações a seguir.

Para:  $T \leq 1083K$

$$\rho_{Zirlo} = 6595,2 - 0,1477 \times T \quad (17)$$

Para:  $1144 \leq T \leq 1800K$

$$\rho_{Zirlo} = 6690 - 0,1855 \times T \quad (18)$$

As expressões recomendadas pela IAEA para estimar o calor específico do Zirlo a pressão constante em diferentes intervalos de temperatura, são as seguintes:

Para:  $273 \leq T \leq 1093\text{K}$

$$C_{p_{\text{Zirlo}}} = 260,85 + 0,1371 \times T \quad (19)$$

Para:  $1093 \leq T \leq 1173\text{K}$

$$C_{p_{\text{Zirlo}}} = 260,85 + 0,1371 \times T + F1 \quad (20)$$

$$F1 = 565 \times \exp \left[ \frac{(T - 1163)^2}{1100} \right] \quad (21)$$

Para:  $1173 \leq T \leq 1293\text{K}$

$$C_{p_{\text{Zirlo}}} = 634,6 - 0,4 \times T + 1,6 \times 10^{-4}T^2 + F2 \quad (22)$$

$$F2 = 530 \times \exp \left[ \frac{(T - 1183)^2}{2390} \right] \quad (23)$$

Para:  $1320 \leq T \leq 2000\text{K}$

$$C_{p_{\text{Zirlo}}} = 634,6 - 0,4 \times T + 1,6 \times 10^{-4}T^2 \quad (24)$$

Dentre algumas correlações apresentadas no relatório da Agência Internacional de Energia Atômica (IAEA, 2006), como é o caso da expressão obtida pelo MATPRO e a equação cúbica, a correlação da condutividade térmica recomendada para aplicação é da forma quadrática, representada pela equação 25:

$$k_{\text{Zirlo}} = 12,767 - 5,4348 \times 10^{-4}T + 8,9818 \times 10^{-6}T^2 \quad (25)$$

A expressão acima tem seu resultado expresso em W/mK, onde “T” se refere a temperatura em K. Agência Internacional de Energia Atômica (IAEA, 2006) fornece

dados referente as principais propriedades termofísicas do Hélio, os quais foram utilizados no presente estudo, conforme apresentados abaixo.

$$\rho_{He} = 3,702 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad C_{p_{He}} = 5193 \frac{\text{J}}{\text{kgK}}$$

$$k_{He} = 1,960973 \times 10^2 - 1,128199T + 6,063106 \times 10^{-3}T^2 - 1,273454 \times 10^{-5}T^3 + 1,435352 \times 10^{-8}T^4 - 8,354640 \times 10^{-12}T^5 + 1,964745 \times 10^{-15}T^6 \quad (26)$$

As propriedades do fluido refrigerante foram consideradas de acordo com a formulação industrial de 1997 para as propriedades termodinâmicas da água e vapor (IAPWS-97), com um intervalo de temperatura de 500 – 900K e 1 – 20MPa para a pressão (Chen et, al., 2017).

### 3.1.3 Modelos físicos e condições de contorno do núcleo AP-Th 1000

De acordo com a versão 19 do Documento de Controle de Projeto do AP1000 (Westinghouse, 2011), Além dos valores referentes as dimensões do núcleo do reator, neste mesmo documento, estão disponíveis todos os dados de projeto tanto do reator, quanto de toda a usina. A Tabela 7 apresenta as principais as condições de operação utilizadas no modelo CFD do núcleo AP-Th 1000.

Tabela 7 – Condições de operação utilizadas no modelo CFD para o núcleo AP-Th 1000		
Pressão nominal do sistema	15,50	MPa
Parâmetros do Escoamento do Refrigerante		
Fluxo efetivo para troca de calor	13456,57	kg/s
Temperatura nominal na entrada do núcleo	279,44	°C

Fonte: Adaptado de Westinghouse (2011).

Nas regiões do combustível, interstício e revestimento são assumidas como adiabática, as superfícies inferior e superior. As superfícies inferior e superior na região do fluido refrigerante são consideradas como entrada e saída, respectivamente. Condição de simetria é adotada nas quatro faces laterais do fluido refrigerante no modelo do subcanal e nas três faces laterais da geometria do conjunto combustível. Na modelagem física, foi utilizado o modelo de Energia Térmica para todos os domínios. O modelo considerado como padrão industrial, o k-épsilon padrão, tem sido

amplamente utilizado na literatura devido a sua acurácia em diversas aplicações, portanto, foi utilizado o modelo k- $\epsilon$  padrão como modelo de turbulência no presente trabalho, pois é recomendado para este tipo de caso, conforme relatado por Tian (2020a) e Zhang (2020) ao realizar testes com outros modelos de turbulência.

Como informado ao longo do texto, o núcleo AP-Th 1000 preserva as mesmas características estruturais do núcleo de referência, assim como também, as mesmas condições de contorno e de operação para manter as configurações dos núcleos o mais próximo possível.

### 3.2 CÁLCULO DOS LIMITES DE DISTRIBUIÇÃO DE POTÊNCIA.

O conceito de “fatores de canal quente” ou “fatores de pico” nas análises do canal mais quente do núcleo do reator tem o intuito de limitar a potência máxima produzida no combustível a um valor consistente com as limitações do projeto do combustível. Essas limitações se enquadram em duas categorias básicas:

- Considerações de projeto termohidráulico;
- Considerações nucleares da distribuição de potência.

Estas características não são facilmente separadas, contudo, será discutida na sequência para facilitar o esclarecimento. As limitações do projeto do combustível fornecem uma transferência de calor adequada (considerações termohidráulicas) e compatível com a distribuição da geração de calor (considerações nucleares da distribuição de potência) no núcleo. Essas limitações de projeto garantem a remoção de calor adequada pelo sistema de refrigeração do reator durante condições normais ou por recursos de segurança de engenharia apropriados durante condições de emergência.

#### 3.2.1 Considerações termohidráulicas

O projeto do núcleo e de seu sistema de remoção de calor (sistema de refrigeração do reator) devem ser compatíveis. Isto é, a transferência de calor deve ser igual ou maior que a taxa de geração de calor, ou superaquecimento e possíveis

danos ao combustível podem ocorrer. Ambos os processos (geração e transferência de calor) devem ser compreendidos.

Os reatores de água pressurizada são projetados para operar na região de ebulição nucleada em altas potências e não podem operar, em momento algum, em condições de ebulição parcial do filme. A baixa condutividade térmica do filme de vapor formado entre a superfície da vareta de combustível e o fluido refrigerante leva a uma diminuição na taxa de transferência de calor entre estes respectivos domínios, conseqüentemente, leva ao aumento da temperatura da vareta de combustível.

Uma vez que o fluxo de calor crítico é atingido, o fluxo de calor não pode ser aumentado sem um grande aumento em  $\Delta T$  na forma de temperatura da superfície da haste de combustível. Isso pode resultar em uma falha do combustível. Por essa razão, o fluxo de calor das varietas de combustível deve ser limitado a algum valor abaixo do fluxo de calor crítico.

Em um núcleo real, muitas coisas influenciam no local onde ocorre o DNB ou o fluxo crítico. A taxa de escoamento no núcleo, a pressão e a temperatura do fluido refrigerante, a seção transversal do canal de escoamento do fluido refrigerante e variações localizadas na taxa de fissão ao longo do comprimento da haste de combustível podem causar alterações no valor crítico do fluxo de calor. Como muitos fatores variam o ponto de fluxo de calor crítico, é impossível predizê-lo com 100% de precisão.

Uma vez que, em um núcleo em operação, o fluxo de calor crítico é previsto e nunca realmente atingido, um grau de margem de segurança deve ser aplicado à correlação para garantir que o núcleo seja operado abaixo do ponto da saída da ebulição nucleada.

### 3.2.1.1 DNBR

A principal correlação utilizada na análise do combustível do reator AP1000 para a predição do DNBR é a WRB – 2M, uma vez que satisfaz a maioria das condições de operação. Esta correlação se aplica ao conceito de “Robust Fuel Assemblies”, que é usado no núcleo AP1000 (Westinghouse, 2011). A razão de fluxo de calor DNB, DNBR, aplicada a células típicas (células de fluxo com todas as paredes aquecidas), quanto a células de fluxo com paredes aquecidas e não aquecidas, é definida como:



$$\text{DNBR} = \frac{q''_{\text{CHF}}}{q''_{\text{local}}} \quad (27)$$

Onde  $q''_{\text{CHF}}$  é o fluxo de calor crítico, calculado por meio de correlações como a WRB – 2M, WRB – 2, W – 3 etc., já o  $q''_{\text{local}}$  é a distribuição do fluxo de calor ao longo da vareta de combustível, mais especificamente, na superfície externa do revestimento e que por sua vez está em contato com o fluido refrigerante. A determinação do fluxo de calor local  $q''_{\text{local}}$  pode ser feita a partir da densidade de potência linear, conforme a equação 28 (Todreas e Kazimi, 1990).

$$q''_{\text{local}} = \frac{q'(z)}{2\pi R_{\text{rod}}} \quad (28)$$

Em que  $q'(z)$  é a potência linear em função da altura da vareta (W/m) e  $R_{\text{rod}}$  é o raio da vareta de combustível (m). A Westinghouse utiliza atualmente a correlação WRB-2M para calcular o CHF, porém, relata que a correlação W-3 apresenta resultados satisfatórios, além de ter uma ampla aplicação, portanto, a correlação W-3 representada pela equação 29, é utilizada neste estudo para calcular o fluxo de calor crítico (Westinghouse, 2011).

$$q''_{\text{CHF,U(W-3)}} = \left\{ (2,022 - 0,06238P) + (0,1722 - 0,01427P)e^{[(18,177 - 0,5987P)x_{\text{eq}}]} \right\} \\ \times \left\{ [(0,1484 - 1,596x_{\text{eq}} + 0,1729x_{\text{eq}}|x_{\text{eq}}|)2,326G + 3271] \times (1,157 - 0,869x_{\text{eq}}) \right\} \quad (29) \\ \times \left\{ [0,2664 + 0,8357e^{(-124,1D_h)}] \times [0,8258 + 0,0003413(h_z - h_{\text{ent}})] \right\}$$

O intervalo de aplicação da correlação W-3 é apresentado na Tabela 8.

Tabela 8 – Faixa de aplicação da correlação W-3	
Pressão	$5,5 \leq P \leq 16 \text{ MPa}$
Fluxo mássico	$1356 \leq G \leq 6800 \text{ kg/m}^2\text{s}$
Diâmetro hidráulico aquecido	$0,015 \leq D_h \leq 0,018 \text{ m}$
Comprimento aquecido da vareta	$0,254 \leq L \leq 3,70 \text{ m}$
Título	$-0,15 \leq x_{\text{eq}} \leq 0,15$
Entalpia de entrada	$h_{\text{ent}} > 930 \text{ kJ/kg}$

Fonte: Todreas e Kazimi (1990).

Onde “G” é o fluxo mássico do fluido refrigerante, “D<sub>h</sub>” é o diâmetro hidráulico aquecido, “h<sub>z</sub>” é a entalpia na coordenada “z”, “h<sub>ent</sub>” é a entalpia de entrada do canal de escoamento, “p” é a pressão do sistema e “x<sub>eq</sub>” é o título de equilíbrio.

De maneira geral, o limite de aplicação das correlações nas análises do DNBR é de 1,14 para a WRB – 2M e 1,17 para a WRB – 2. A correlação W – 3 é aplicada na análise das condições de acidente onde a pressão do sistema está abaixo da faixa da correlação primária. Para pressões do sistema na faixa de 500 a 1000 psia, o limite da correlação W – 3 é 1,45. Para pressões do sistema superiores a 1000 psia, o limite de correlação W – 3 é 1,30. As pressões associadas a alguns dos pontos de ruptura da linha de vapor estão na faixa de 300 a 500 psia. Usando informações adicionais, a correlação W – 3 mostrou ser aplicável a essas pressões e um limite de correlação de 1,45 (Westinghouse, 2011).

### 3.2.2 Considerações nucleares

Os operadores das usinas não têm indicações diretas do DNBR e da temperatura do combustível. As variações locais na potência da vareta de combustível não são medidas pela instrumentação normalmente online durante a operação do reator. Para fornecer ao operador informações sobre a densidade de potência local, o sistema de instrumentação do núcleo é usado para construir mapas de fluxo do núcleo. As informações dos mapas de fluxo permitem o cálculo dos fatores de pico, que expressam a distribuição de energia do núcleo em termos de relações pico–média. Os dois fatores de pico aferidos periodicamente pela Westinghouse são o fator de canal quente de fluxo de calor (F<sub>Q(z)</sub>) e o fator de canal quente nuclear de aumento da entalpia (F<sub>ΔH</sub><sup>N</sup>).

As condições limitantes para operação (LCOs – limiting conditions for operation) destes fatores de pico são incluídas nas especificações técnicas e seus limites estão inclusos nos manuais de limites de operação do núcleo (COLRs – core operating limits reports) (Westinghouse, 2011). Conforme declarado nas bases de especificações técnicas, os LCOs dos fatores de pico (e os limites associados no COLR) estabelecem limites na densidade de potência em qualquer ponto do núcleo para que os critérios de projeto do combustível não sejam excedidos e que as premissas da análise de acidentes permaneçam válidas. O controle da distribuição de energia em relação a esses fatores garante que as condições locais nas varetas de

combustível e nos canais de refrigeração não desafiem a integridade do núcleo em nenhum local durante a operação normal ou em um evento de acidente postulado previsto nas análises de segurança.

### 3.2.2.1 Fator de canal quente de fluxo de calor ( $F_Q$ )

$F_Q$  é definido como a razão entre a densidade linear de potência da vareta de combustível local máxima e a densidade linear de potência da vareta de combustível média do núcleo. Em outras palavras:

$$F_Q = \frac{q'_{\text{máxima no núcleo}}}{q'_{\text{média no núcleo}}} \quad (30)$$

A taxa de geração de calor linear média no núcleo ou densidade de potência linear pode ser calculada dividindo a potência total do núcleo pelo comprimento total de haste ativa no núcleo.

$$q'_{\text{média no núcleo}} = \frac{\text{Potência total}}{(\text{N}^\circ \text{ conj. combustíveis})(\text{N}^\circ \text{ varetas/conjunto})(\text{comprimento/vareta})} \quad (31)$$

O fator  $F_Q$  apresenta o limite extrapolado que é imposto no projeto do núcleo do reator, entretanto, periodicamente é calculado um  $F_Q^N$ , que representa o fator de pico nuclear mensurado em um determinado estado de operação. Para este  $F_Q^N$  é acrescido um fator de incerteza nuclear que leva em consideração possíveis erros de mensuração do cálculo, além de um fator de engenharia que leva em conta as variações nos processos de fabricação e os desvios subsequentes na densidade e diâmetro das pastilhas, excentricidade da vareta de combustível e enriquecimento das pastilhas.

### 3.2.2.2 Fator de canal quente nuclear de aumento da entalpia ( $F_{\Delta H}^N$ )

Os limites do fator de canal quente do fluxo de calor  $F_Q$  garantem que a densidade de potência máxima não exceda seu limite e que a temperatura máxima alcançada no revestimento após um LOCA não exceda seu limite de fabricação. No

entanto, limitar o  $F_Q$  não assegura por si só que o DNB não ocorrerá. O DNB não depende apenas da densidade de potência, mas sobretudo da entalpia local e da vazão do fluido refrigerante.

Consideremos um exemplo onde o  $F_Q$  esteja abaixo do limite em cada elevação do núcleo, mas o fluxo de calor máximo em várias elevações do núcleo ocorre no mesmo canal de refrigeração. Nesse caso, o fluxo de calor é limitado em cada local, mas a entalpia do refrigerante aumenta mais nesse subcanal do que em qualquer outro. O DNB é mais provável de ocorrer nesse subcanal porque o fluxo de calor que causa o DNB é menor quando a entalpia do refrigerante é maior. Portanto, é necessário o estabelecimento de outro fator de pico para garantir a operação segura nestes casos. Este fator de pico é chamado de fator de canal quente de aumento da entalpia ( $F_{\Delta H}^N$ ) e é definido da seguinte forma:

$$F_{\Delta H}^N = \frac{\text{Max} \int_0^H q'(x_0 y_0 z_0) dz}{\frac{1}{N} \sum_{\text{todas as barras}} \int_0^H q'(x_0 y_0 z_0) dz} \quad (32)$$

$F_{\Delta H}^N$  é definido como a razão entre a integral da potência linear ao longo da vareta de combustível mais quente e a potência média integrada da vareta de combustível mais quente. Para a operação do reator a uma fração da potência total, a formulação utilizada para estimar este parâmetro é a seguinte:

$$F_{\Delta H}^N = F_{\Delta H}^{\text{RTP}} [1 + 0,3(1 - f_p)] \quad (33)$$

Onde  $F_{\Delta H}^{\text{RTP}}$  é o valor máximo permitido de  $F_{\Delta H}^N$  a 100% de potência e  $f_p$  é a fração da potência térmica nominal.

Os fatores de pico de potência são obtidos no primeiro código desenvolvido para o mapeamento do conjunto combustível, já o perfil do fluxo de calor crítico, o fluxo de calor local e o DNBR, além do MDNBR, são obtidos por meio de outro código também desenvolvido em MATLAB. O código utiliza os resultados de temperatura e pressão do modelo CFX e as características geométricas e operacionais do canal de escoamento. Também feito em MATLAB, o código Holmgren (2022) foi utilizado para calcular as propriedades termodinâmicas do fluido refrigerante.

## **4 CÁLCULOS TERMOHIDRÁULICOS DO NÚCLEO AP-Th 1000**

A análise de engenharia do núcleo AP-Th 1000 apresentada nesta tese está dividida em dois níveis de estudo, subcanal e conjunto combustível, respectivamente. Na análise em subcanal são determinados os limites máximos de operação do núcleo, bem como, da indicação dos principais parâmetros de segurança operacional, já no estudo do conjunto combustível são verificadas as condições médias de operação do núcleo proposto.

### **4.1 SUBCANAL**

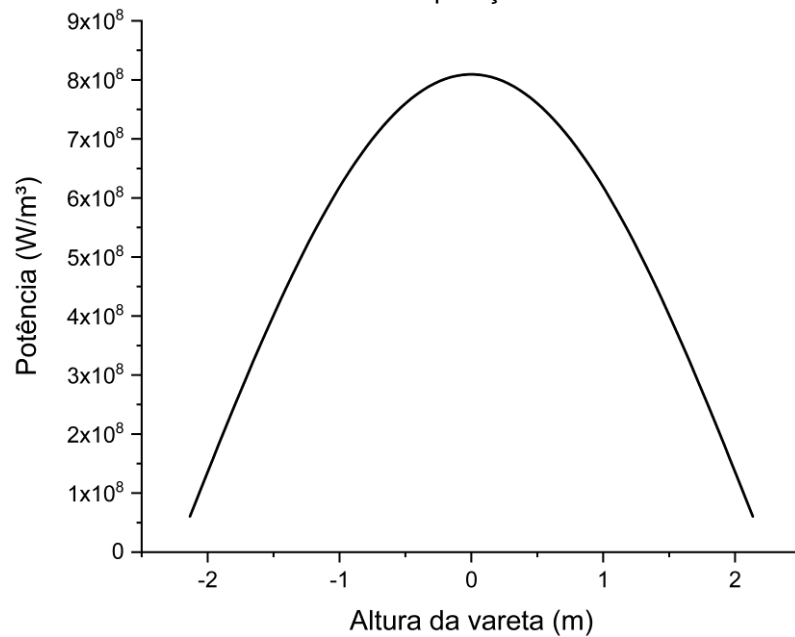
Foi conduzido um estudo monofásico na região do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000 para cada etapa do ciclo de combustível. Para verificar o modelo computacional, foi realizada uma análise para as condições padrão de operação do núcleo de referência AP1000.

#### **4.1.1 Verificação do modelo do subcanal com o núcleo de referência AP1000**

Para verificar o modelo com relação ao núcleo de referência, foi assumido sua operação sob condições normais, na qual, é reportado pela Westinghouse um pico de potência linear para condições normais de operação do reator AP1000 de 48,88 kW/m (Westinghouse, 2011). Entretanto, de acordo com as análises feitas por Isnaini, Deswandri e Sunaryal (2017a), estes concluíram que, ao realizar um ajuste na potência linear axial máxima do núcleo AP1000 para um valor de 42,66 kW/m, foi praticável caracterizar o subcanal utilizando um modelo de canal único.

As geometrias dos modelos computacionais foram orientadas axialmente com a origem no centro dos respectivos domínios. Foi obtida a distribuição da densidade de potência axial máxima do núcleo AP1000 sob condições normais de operação (Figura 20), utilizando a abordagem cossenoidal definida em Todreas & Kazimi (1990).

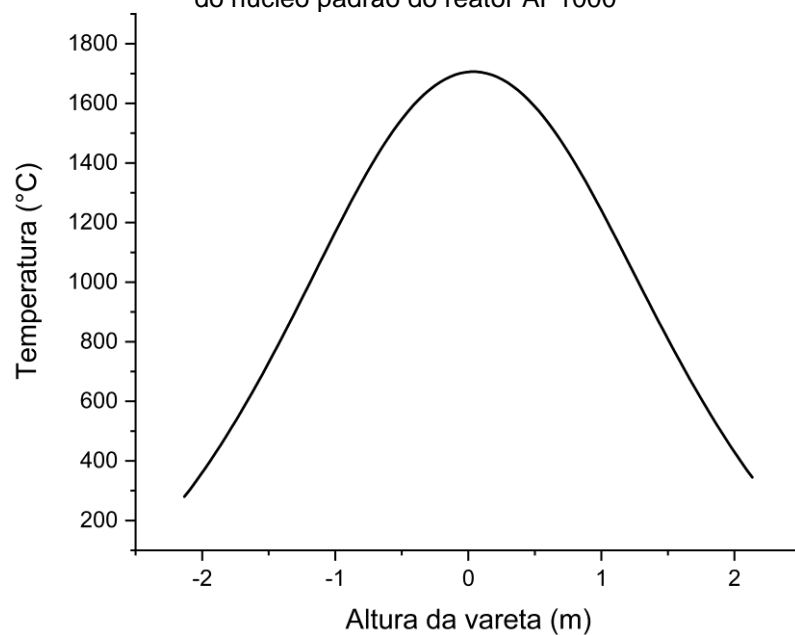
Figura 20 – Distribuição axial da densidade de potência máxima do núcleo AP1000 em condições normais de operação



Fonte: O autor (2023).

Um dos principais parâmetros de projeto observados durante a análise de segurança é a temperatura máxima alcançada no combustível, uma vez que este deve garantir que o material combustível e consequentemente o núcleo, não sejam conduzidos a uma situação de derretimento. A distribuição axial da temperatura na linha central do combustível é apresentada na Figura 21.

Figura 21 – Distribuição axial da temperatura na linha central da vareta de combustível mais quente do núcleo padrão do reator AP1000



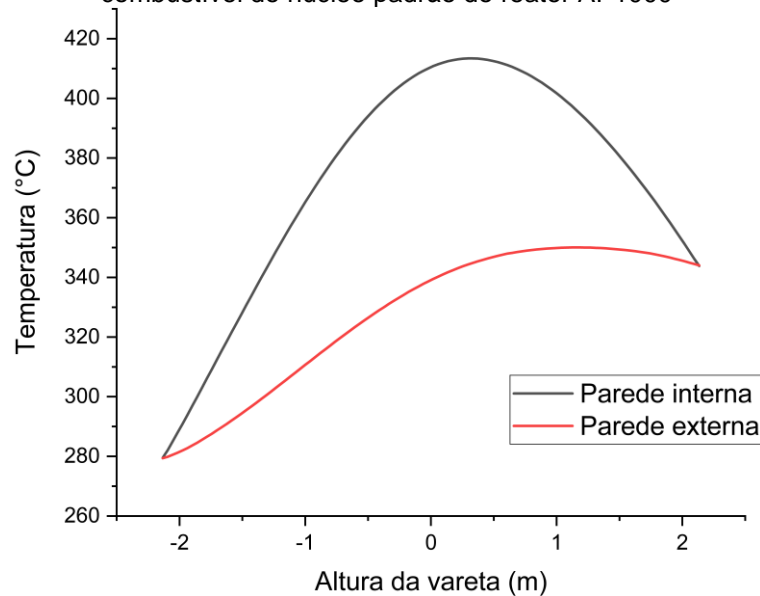
Fonte: O autor (2023).

A Westinghouse reporta apenas um valor limite de temperatura para evitar o derretimento do núcleo em caso de situações transitórias, contudo, uma ampla quantidade de trabalhos relacionados ao AP1000 estão presentes na literatura e aportam valores de temperatura em condições normais de operação, como os trabalhos de Isnaini et. al. (2017a, 2017b). Para condições normais de operação, o combustível alcançou na linha central uma temperatura máxima de 1706,26°C, próximo dos 1697,25°C encontrado por Isanini et. al. (2017a) utilizando o código COBRA-EN.

Ambos os valores estão suficientemente dentro do limite de prevenção de derretimento do núcleo informado pela Westinghouse (2011). Para situações de transientes de sobre potência/erros do operador, a qual, se admite uma sobre potência máxima de 118% e que leva a uma temperatura máxima limite de 2593,33°C, o presente modelo também foi testado nessas condições, e forneceu um valor de 2601,22°C para a temperatura máxima no combustível.

A integridade do material combustível e do revestimento são características estruturais cruciais para as varetas de combustível durante a operação do reator (Todreas e Kazimi, 1990). Assim como para o combustível, foi obtida a distribuição de temperatura na superfície interna e externa do revestimento da vareta de combustível do núcleo padrão do reator AP1000, conforme ilustra a Figura 22.

Figura 22 – Perfil de temperatura nas superfícies interna e externa do revestimento da vareta de combustível do núcleo padrão do reator AP1000

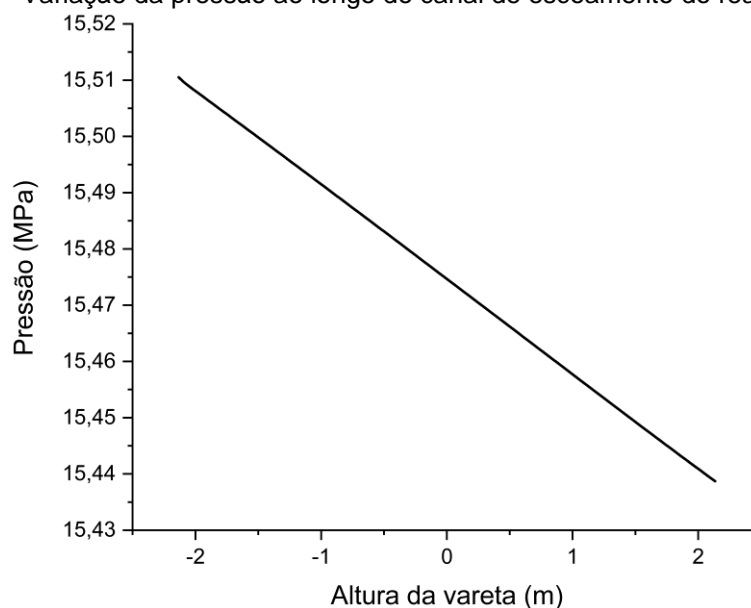


Fonte: O autor (2023).

A temperatura máxima alcançada na superfície interna do revestimento foi de 413,57°C. A Westinghouse indica que o valor máximo na região do revestimento está em torno de 400°C (Westinghouse, 2011), portanto, este resultado está de acordo com o reportado pela responsável técnica do reator de referência, bem como, significativamente distante de seu limite imposto pela mesma, que é de 1204,44°C, uma vez que seu limite de fusão é de 1850°C (TODREAS e KAZIMI, 1990).

Além da análise da região do combustível e do revestimento, o canal de escoamento do fluido refrigerante contém parâmetros essenciais para estimar os limites de segurança. Para o modelo proposto neste trabalho, foi obtida uma queda de pressão de 71,9kPa. A Figura 23 mostra a variação da pressão ao longo do canal de escoamento.

Figura 23 – Variação da pressão ao longo do canal de escoamento do reator AP1000



Fonte: O autor (2023).

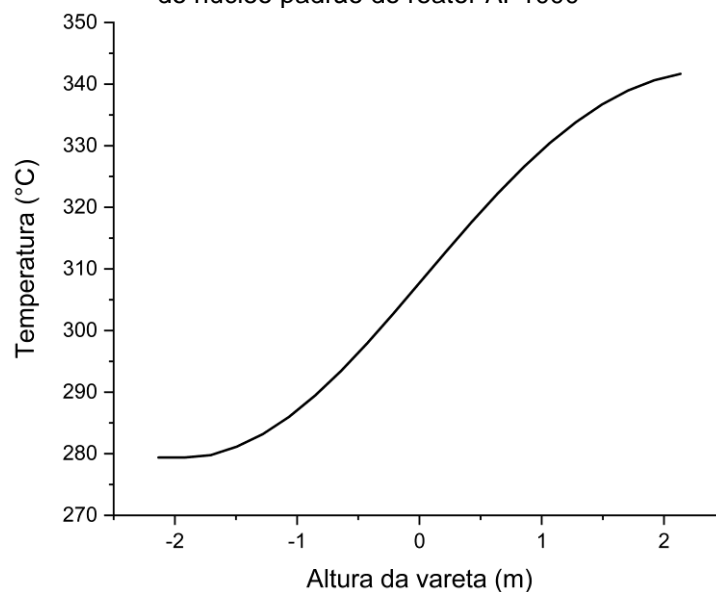
A ordem de grandeza dessa variação de pressão ao longo do canal se deve à ausência de grades espaçadoras e estruturas presentes na entrada e saída do canal de escoamento, o que acarretaria em um aumento significativo deste parâmetro. Foi obtido um valor de 73,7kPa para as condições de operação do núcleo AP1000, utilizando a abordagem unidimensional descrita em TODREAS e KAZIMI (1990) para calcular a queda de pressão através do canal de escoamento, admitindo a perda por fricção e por gravidade. Quando comparado o resultado do modelo unidimensional com o obtido pelo modelo tridimensional proposto neste estudo, o erro é de aproximadamente 2,44%.



O estudo do comportamento da temperatura no refrigerante é muito importante, pois, para este tipo de tecnologia de reatores, não deve ocorrer a Saída da Ebulição Nucleada (DNB – Departure from Nucleate Boiling). Por isso é indispensável para o projeto de engenharia a avaliação da região mais quente do núcleo, pois garantindo que o DNB não ocorra na zona mais quente do reator, também é possível garantir que em condições normais de operação do reator, o processo de DNB não ocorrerá em qualquer outra zona do núcleo do reator. No entanto, em uma situação de acidente, o DNB pode ocorrer em qualquer local do núcleo do reator.

Foi avaliada a temperatura do fluido refrigerante na região mais quente do núcleo para verificar a ocorrência de DNB nesta região. A Figura 24 esboça a distribuição da temperatura média do fluido refrigerante ao longo do canal de escoamento mais quente do núcleo padrão do reator AP1000.

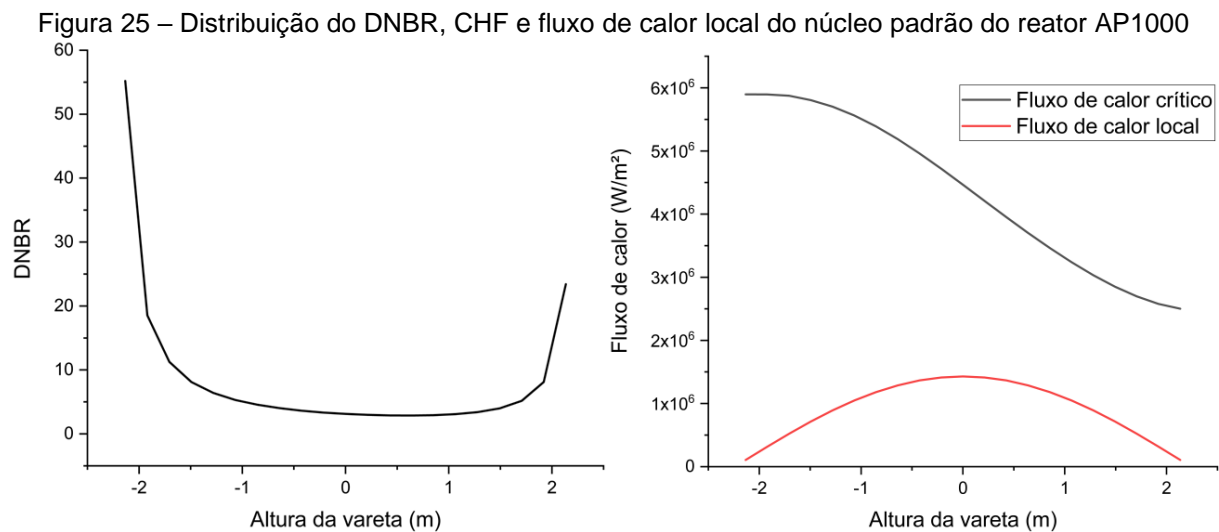
Figura 24 – Temperatura média do fluido refrigerante ao longo do canal de escoamento mais quente do núcleo padrão do reator AP1000



Fonte: O autor (2023).

O fluido refrigerante apresenta uma temperatura de 341,672°C na saída do canal, a uma pressão de 15,439MPa, estando abaixo de sua temperatura de saturação à esta pressão. Durante a análise do canal mais quente, é fundamental avaliar o perfil de fluxo de calor crítico (CHF) e consequentemente o MDNBR (Mínima Razão da Saída da Ebulição Nucleada), para que possamos estimar esses parâmetros ao longo de toda a operação do reator.

Foi desenvolvido um código em MATLAB para calcular o perfil do fluxo de calor crítico, do fluxo de calor local, do DNBR e o MDNBR. O código utiliza os resultados de temperatura e pressão do modelo em ANSYS CFX e as características geométricas e operacionais do canal de escoamento. Também feito em MATLAB, o código Holmgren (2022) foi utilizado para calcular as propriedades termodinâmicas do fluido refrigerante. A Figura 25 ilustra o comportamento do DNBR, do fluxo de calor crítico e do fluxo de calor local para o núcleo padrão do reator AP1000.



Fonte: O autor (2023).

Foi obtido um valor mínimo de 2,87 para o DNBR, considerando o núcleo padrão do reator AP1000 sob condições normais de operação. Nestas condições a Westinghouse reporta um valor de 2,80 para o MDNBR (Westinghouse, 2011). Portanto, tendo em vista os resultados apresentados nesta seção para o núcleo de referência, o modelo computacional, bem como as definições dos materiais e as condições de operação propostas, se tornam praticáveis nos cálculos do núcleo AP-Th 1000.

#### 4.1.2 Análise termohidráulica do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000

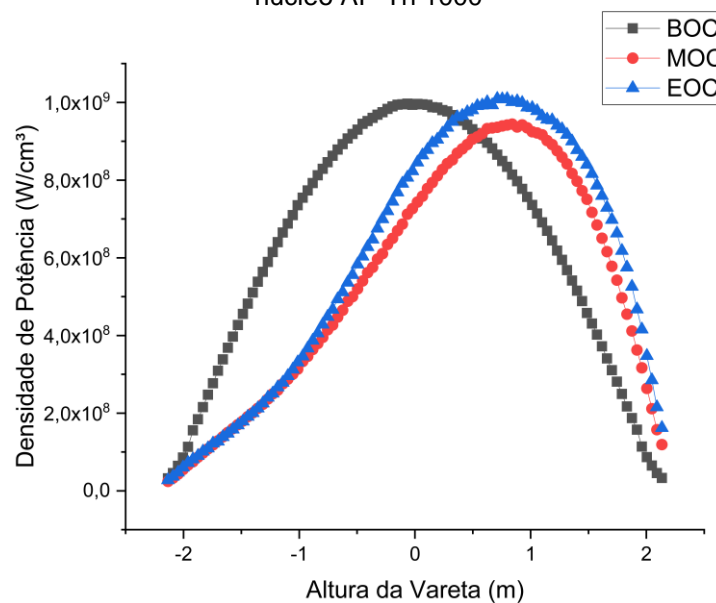
A partir dos dados de densidade de potência fornecidos pelo código SERPENT, um código próprio desenvolvido e implementado em MATLAB foi utilizado para realizar o mapeamento da distribuição da densidade de potência de cada vareta presente no conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000. Dividido em

duas etapas, este estudo consiste da avaliação das regiões sólidas (combustível e revestimento) e da análise dos domínios fluidos (fluido refrigerante e interstício).

#### 4.1.2.1 Cálculo da densidade de potência da vareta de combustível mais quente

A distribuição de potência para o início, meio e fim do ciclo de combustível analisado, foi obtida considerando o modelo de núcleo completo no código SERPENT, isto é, sem simetria. Foi assumida a mesma potência térmica do AP1000, que é 3400MWt, além de uma malha com a base igual ao comprimento do pitch e 100 células ao longo da altura da haste. A Figura 26 apresenta o perfil da densidade de potência da vareta mais quente do núcleo AP-Th 1000 em cada etapa do ciclo de combustível, obtidos por meio do código de mapeamento desenvolvido em MATLAB.

Figura 26 – Distribuição axial da densidade de potência da vareta de combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

No início do ciclo o núcleo AP-Th 1000 apresenta uma densidade de potência máxima de 996,7 W/cm³. No meio do ciclo esse valor passa a ser 944,29 W/cm³, alcançando 1009,18 W/cm³ no final do ciclo. A Westinghouse aponta que durante condições normais de operação, o valor máximo da densidade de potência é igual a 925,98W/cm³ (Westinghouse, 2011). Durante todo o ciclo de combustível avaliado, o núcleo AP-Th 1000 apresentou densidades de potência superiores ao reportado pela responsável técnica para o núcleo padrão do reator AP1000. O estado de início do

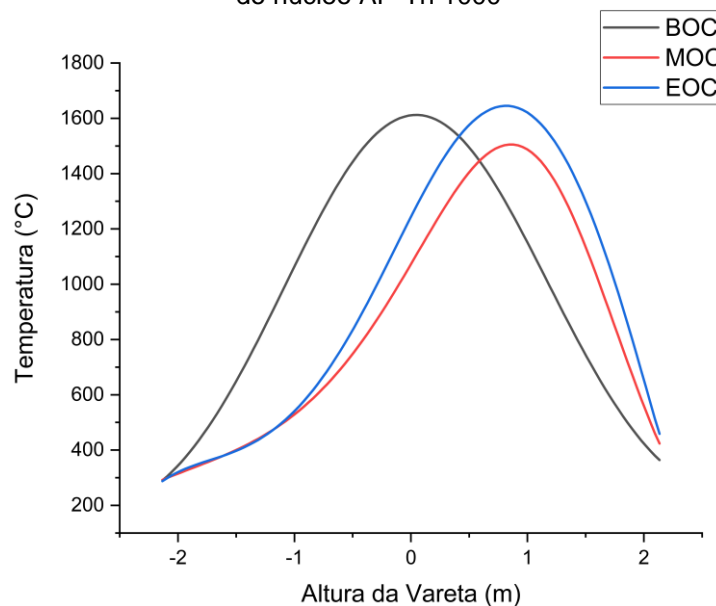
ciclo se refere a zero dias de operação, onde os 225 dias seguintes compreendem o meio do ciclo e os últimos 450 dias compreendem o final do ciclo.

A análise dos limites de operação deste novo núcleo foi realizada através da determinação da temperatura máxima na linha central do combustível; do valor máximo da temperatura alcançado no revestimento; da queda de pressão ao longo do canal de escoamento do fluido refrigerante; da temperatura média na saída do canal de escoamento do fluido refrigerante; do valor mínimo da Razão de Saída da Ebulição Nucleada (MDNBR – minimum departure from nucleate boiling), bem como, dos fatores de canal quente de fluxo de calor e de aumento de entalpia.

#### 4.1.2.2 Avaliação da região do combustível e do revestimento

O uso do tório como combustível nuclear proporciona uma extensão do limite de segurança contra a fusão do núcleo, uma vez que o limite do ponto de fusão recomendado pela Agência Internacional de Energia Atômica é 3377,85°C para ThO<sub>2</sub> e 2846,85 ± 30°C para o UO<sub>2</sub> (IAEA, 2006). Essa diferença no ponto de fusão e a alta condutividade térmica dos combustíveis de tório reforçam a possibilidade de aplicação segura do tório como combustível. A Figura 27 mostra a distribuição axial da temperatura da linha central na vareta de combustível mais quente durante as três etapas do ciclo do combustível.

Figura 27 – Distribuição axial da temperatura na linha central da vareta de combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000

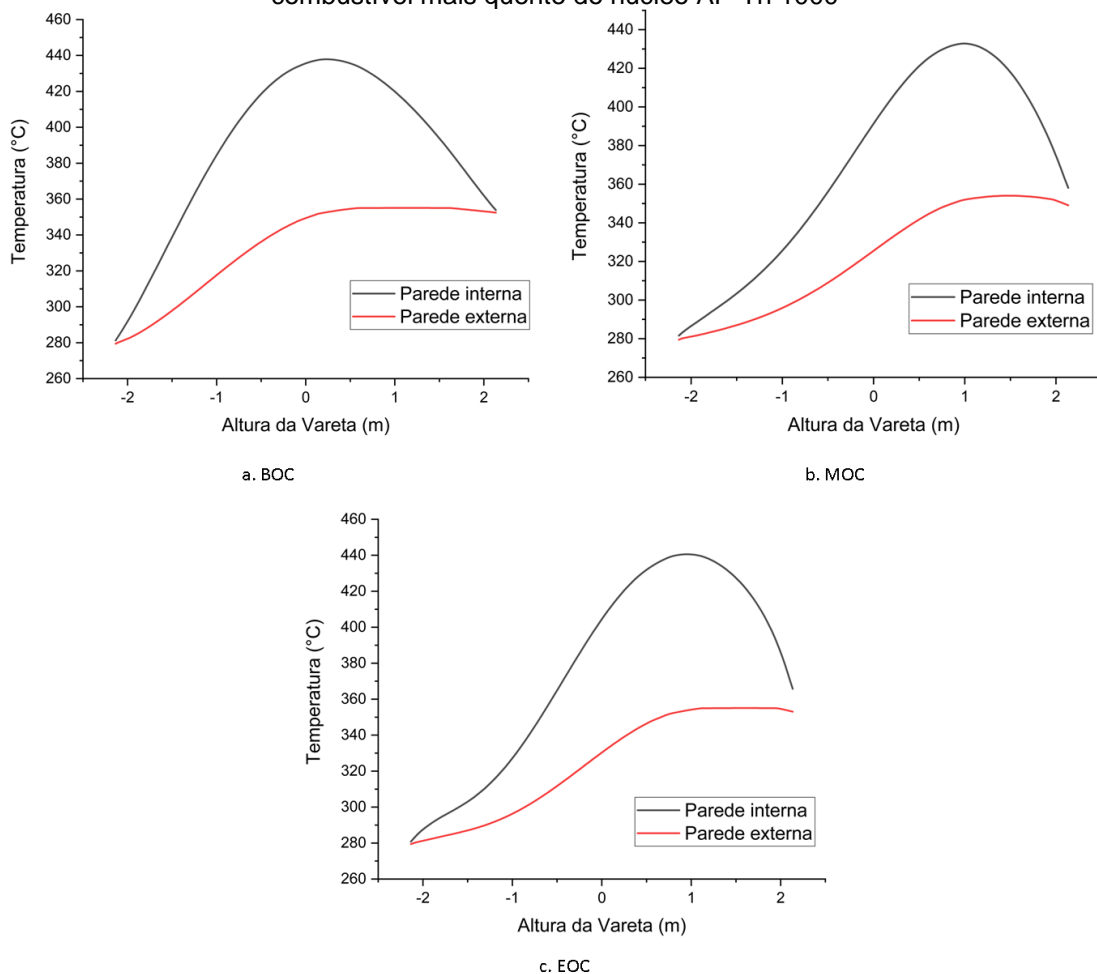


Fonte: O autor (2023).

Para o primeiro ciclo de combustível o núcleo AP-Th 1000 apresentou valores máximos de temperatura de 1614°C, 1507,04°C, e 1647,11°C para o início, meio e fim do ciclo, respectivamente. Conforme apresentado na seção anterior, a Westinghouse estabelece um limite de 2593,33°C para situações de sobre potência com 118%, tendo em vista o limite para a fusão do  $\text{UO}_2$  apresentado acima que é em torno de 2846,85°C (IAEA, 2006). Os valores máximos de temperatura encontrados no ciclo atual não apresentam risco de fusão do material combustível mesmo considerando os limites de segurança do núcleo de referência, o qual, utiliza o  $\text{UO}_2$  como combustível.

Também foi avaliada a região do revestimento das varetas de combustível (Figura 28), uma vez que, é de suma importância que durante a operação do reator, suas características estruturais estejam preservadas.

Figura 28 – Perfil de temperatura nas superfícies interna e externa do revestimento da vareta de combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000



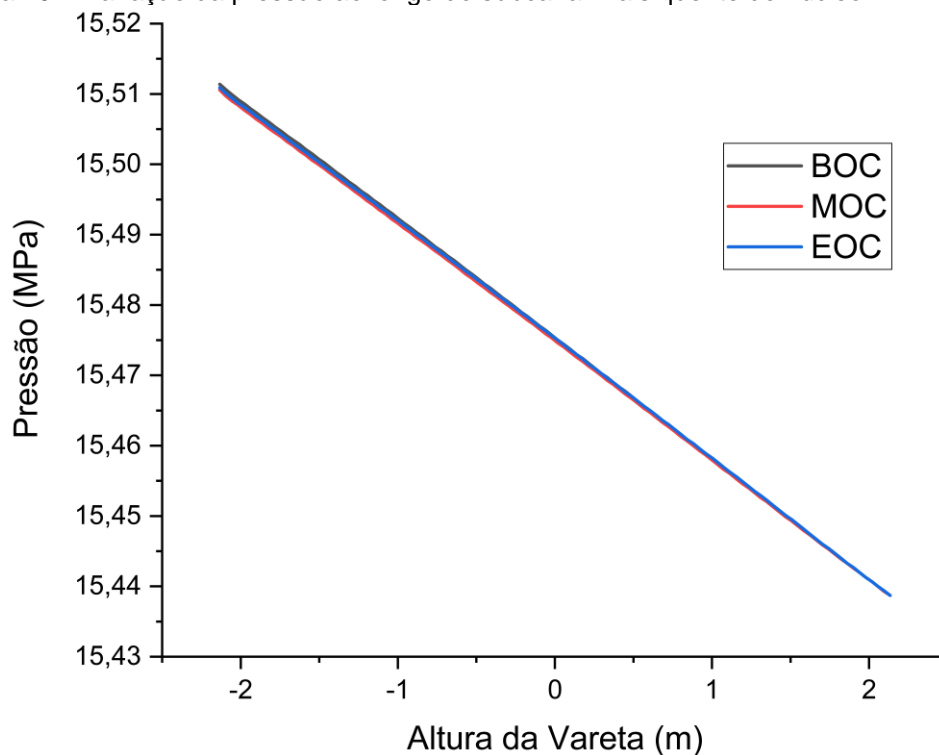
Fonte: O autor (2023).

O revestimento alcançou uma temperatura máxima de 439,10°C no início do ciclo, passando à 434,15°C e 441,75°C durante o meio e fim do ciclo, respectivamente. Os valores de temperatura máxima alcançados no revestimento durante todo o ciclo de combustível, se mantiveram próximos dos 400°C informado pela Westinghouse, para condições de operação normal (Westinghouse, 2011). Assim como para o AP1000, o núcleo AP-Th 1000 apresenta valores máximos de temperatura significativamente distantes de 1204°C e 1850°C, referentes ao limite para operação estabelecido pela Westinghouse e ao limite de fusão do material, respectivamente.

#### 4.1.2.3 Estudo das características termohidráulicas do canal de escoamento do fluido refrigerante

Além da análise nos domínios sólidos, parâmetros de operação fundamentais também são obtidos nas regiões dos domínios fluidos, principalmente na do fluido refrigerante. A Figura 29 apresenta o perfil da variação da pressão ao longo do canal de escoamento da região mais quente do núcleo AP-Th 1000.

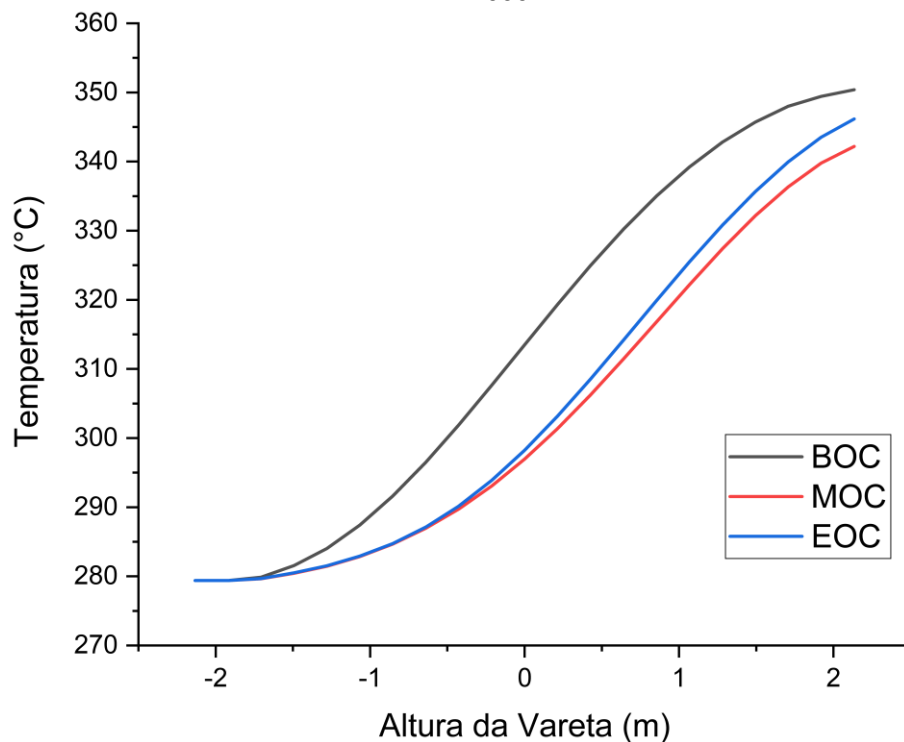
Figura 29 – Variação da pressão ao longo do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

Foi calculada a variação de pressão ao longo do canal de escoamento durante as três etapas do ciclo de combustível, cujo valor médio para o ciclo foi de 72,8kPa. Aplicando a mesma abordagem unidimensional utilizada no estudo do núcleo de referência, foi obtido 73,7kPa para a queda de pressão de durante o ciclo de combustível. Como citado anteriormente, esse valor para a queda de pressão no canal de escoamento desconsidera a existência de grades espaçadoras, pás de mistura, bem como as estruturas presentes na entrada e na saída do canal. Também no canal de escoamento foi avaliada a distribuição da temperatura média ao longo do comprimento do mesmo, conforme ilustra a Figura 30.

Figura 30 – Temperatura média do fluido refrigerante ao longo do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000

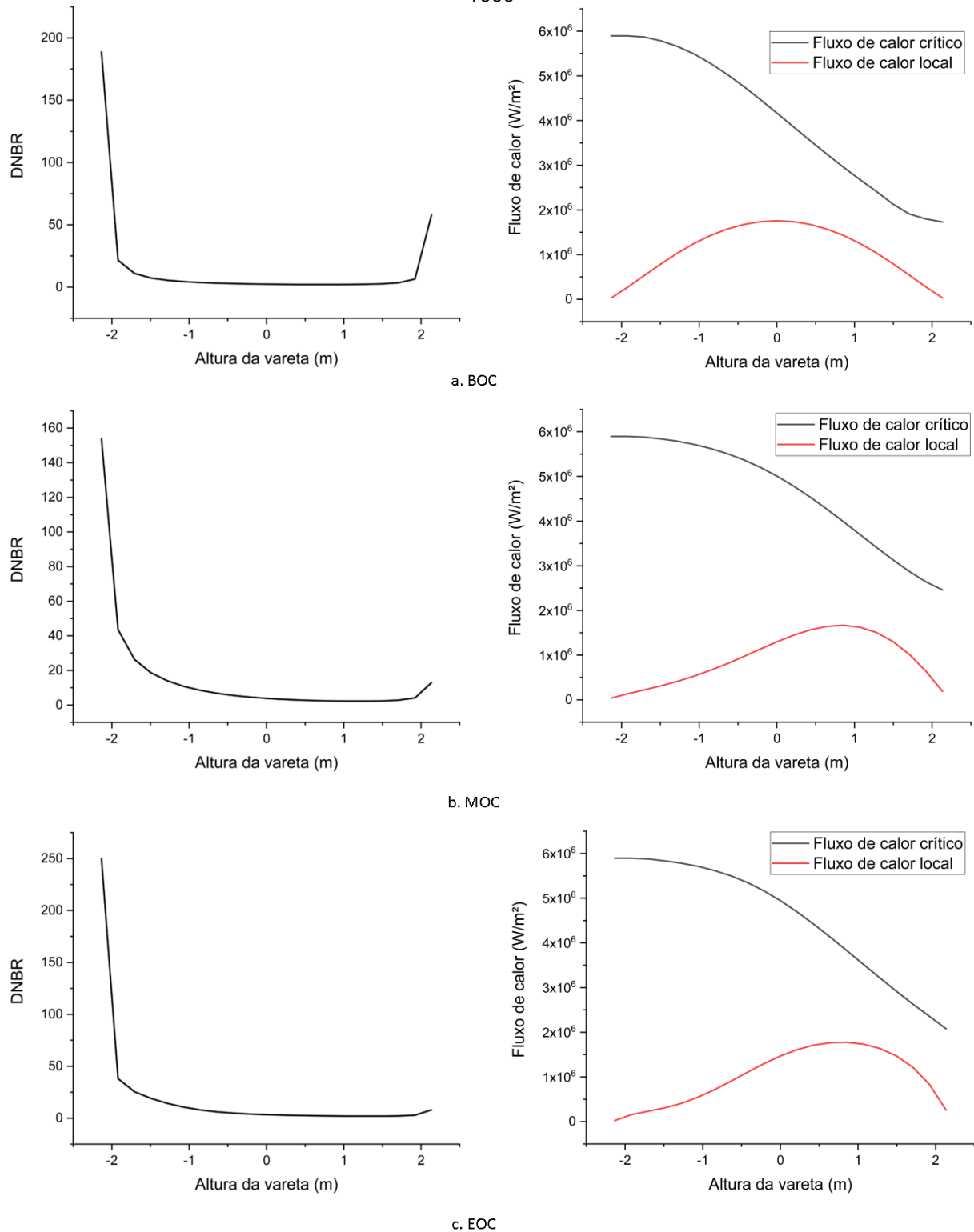


Fonte: O autor (2023).

Durante a operação do núcleo AP-Th 1000 para o primeiro ciclo de combustível, foram obtidas temperaturas médias de 351,95°C, 345,53°C e 349,65°C para o fluido refrigerante na saída do subcanal mais quente. Estes valores acima do reportado pela Westinghouse referente a média no núcleo, que é de 325°C, são esperados nesta região mais quente. Além da queda de pressão e da distribuição da temperatura ao longo do canal de escoamento, um parâmetro essencial numa avaliação

termohidráulica é o DNBR, que é consequência do estudo dos fluxos de calor crítico e local, como apresentado na Figura 31.

Figura 31 – Distribuição axial do DNBR, CHF e fluxo local do subcanal mais quente do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).



O núcleo AP-Th 1000 apresentou os valores de 2,07, 2,26 e 1,97 para a Mínima Razão da Saída da Ebulição Nucleada em BOC, MOC e EOC, respectivamente. O MDNBR informado pela Westinghouse para as condições normais de operação do reator AP1000 é de 2,80, já para situações de sobre potência/erros de operador, esse limite para 1,25. Portanto, de acordo com os valores obtidos neste estudo, o DNB não ocorre durante as condições normais de operação deste ciclo de combustível. Em geral, é esperado que na zona do canal mais quente de reatores PWR, ocorra o fenômeno de ebulição sub-resfriada.

Durante a operação, recargas ou em qualquer estágio de funcionamento de um reator nuclear, a verificação de determinados parâmetros térmicos e hidráulicos são necessários para garantir a segurança da operação deste. Por tanto, além da avaliação do DNBR, também foram avaliados os limites de operação,  $F_Q$  e  $F_{\Delta H}^N$ , cujos resultados são apresentados na Tabela 9.

Tabela 9 – Limites de distribuição de potência do núcleo AP-Th 1000

Parâmetro / Etapa	AP-Th 1000			AP1000[ref]
	BOC	MOC	EOC	Padrão
$F_Q$	2,73	2,59	2,77	2,60
$F_{\Delta H}^N$	1,58	1,76	1,71	1,59

Fonte: O autor (2023).

O núcleo AP-Th 1000 apresenta resultados promissores, referentes ao fator de canal quente de fluxo de calor e ao fator de canal quente nuclear de aumento da entalpia, quando comparados com os valores de referências informados pela Westinghouse para núcleo padrão do reator AP1000.

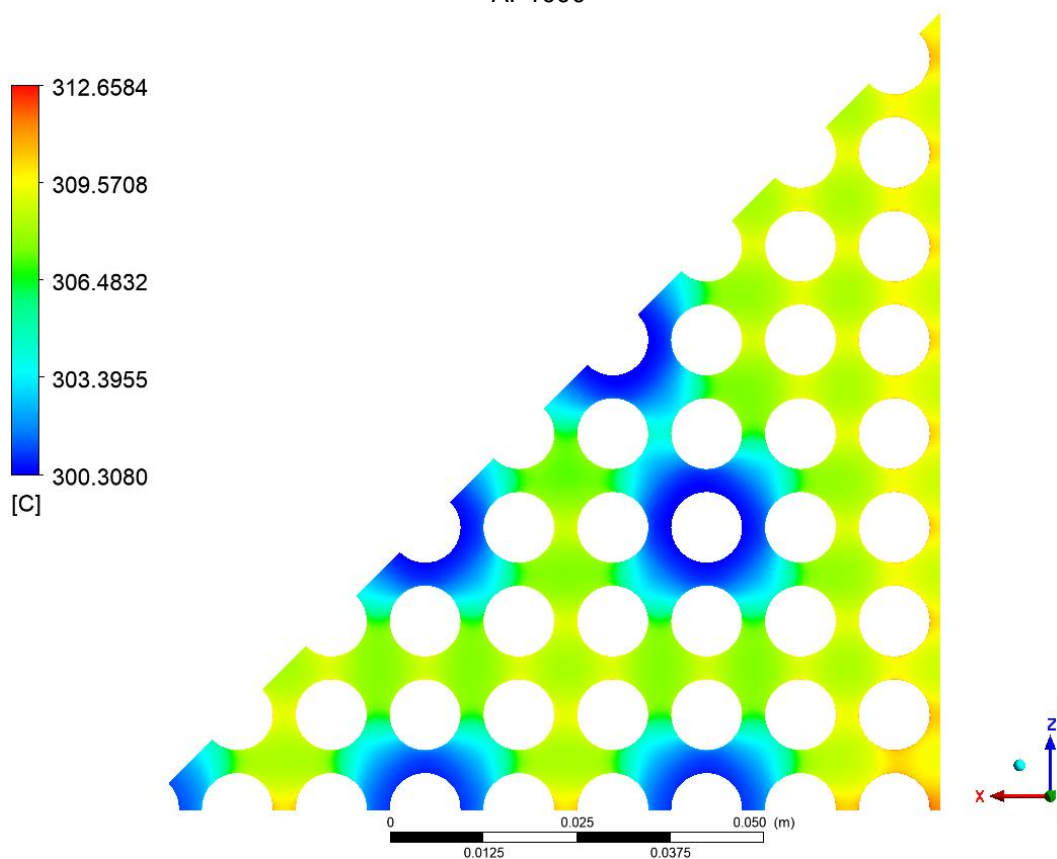
## 4.2 CONJUNTO COMBUSTÍVEL

Foi desenvolvido um modelo monofásico em CFD para o estudo do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000 durante o primeiro o ciclo de combustível. Assim como para o modelo do subcanal, no modelo do conjunto combustível também foi realizada uma verificação do modelo desenvolvido com o núcleo de referência do reator AP1000, contudo, para duas situações distintas, conforme descritas na seção seguinte.

#### 4.2.1 Verificação do modelo do conjunto combustível com o núcleo de referência AP1000

Para o primeiro caso, foi verificada a temperatura média do fluido refrigerante no núcleo do reator AP1000 utilizando uma densidade de potência linear média reportada pela Westinghouse (Westinghouse, 2011). A Figura 32 apresenta o resultado da aplicação do modelo em CFD do conjunto combustível para este caso.

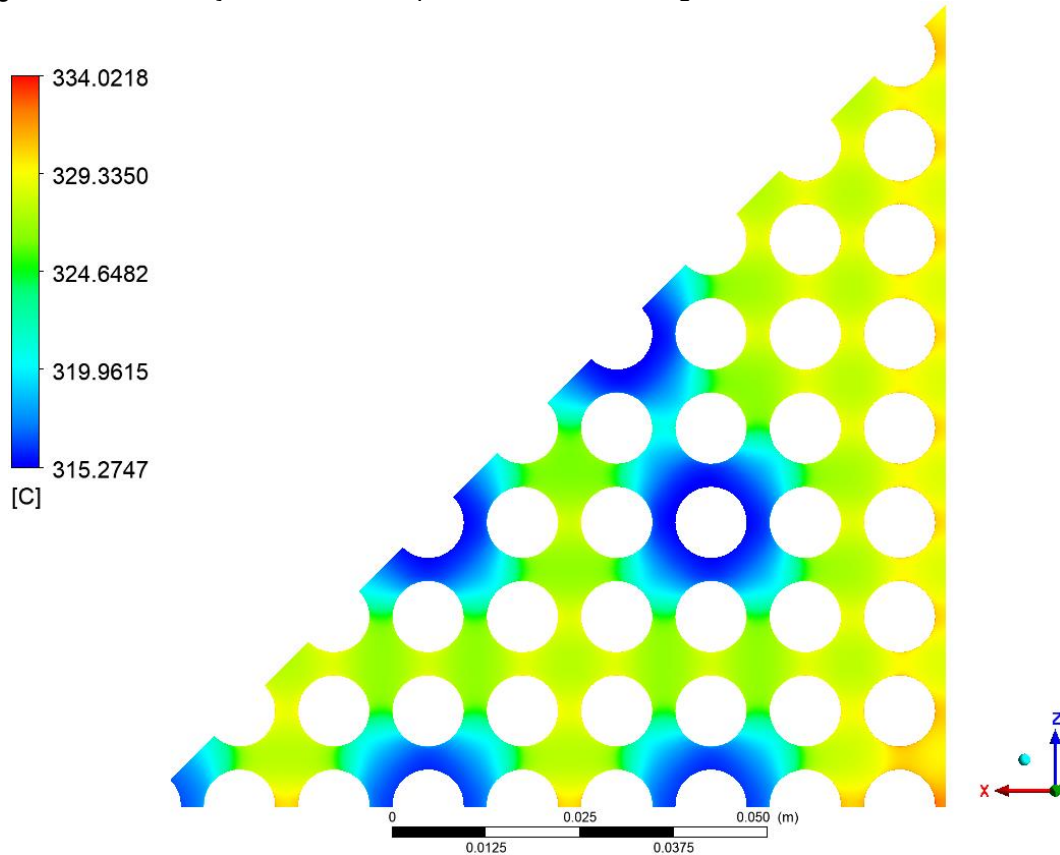
Figura 32 – Distribuição radial da temperatura média do fluido refrigerante no núcleo padrão do reator AP1000



De acordo com Westinghouse (2011) no núcleo padrão do reator AP1000, o fluido refrigerante apresenta uma temperatura média de 303,38°C, já na análise realizada com o modelo desenvolvido nesta tese, foi obtida uma temperatura média de 306,48°C, portanto, mesmo com as aproximações do modelo em questão, foi possível obter um resultado próximo do relatado pela fabricante do reator de referência.

Para o segundo caso, foi levado em consideração o trabalho publicado em 2021 por Martínez et. al., que consiste de um estudo termohidráulico de um conjunto combustível típico do núcleo AP1000. A Figura 33 apresenta o resultado obtido utilizando a mesma densidade de potência que Martínez et. al. (2021), no modelo em CFD apresentado nesta tese.

Figura 33 – Distribuição radial da temperatura do fluido refrigerante na saída do núcleo AP1000

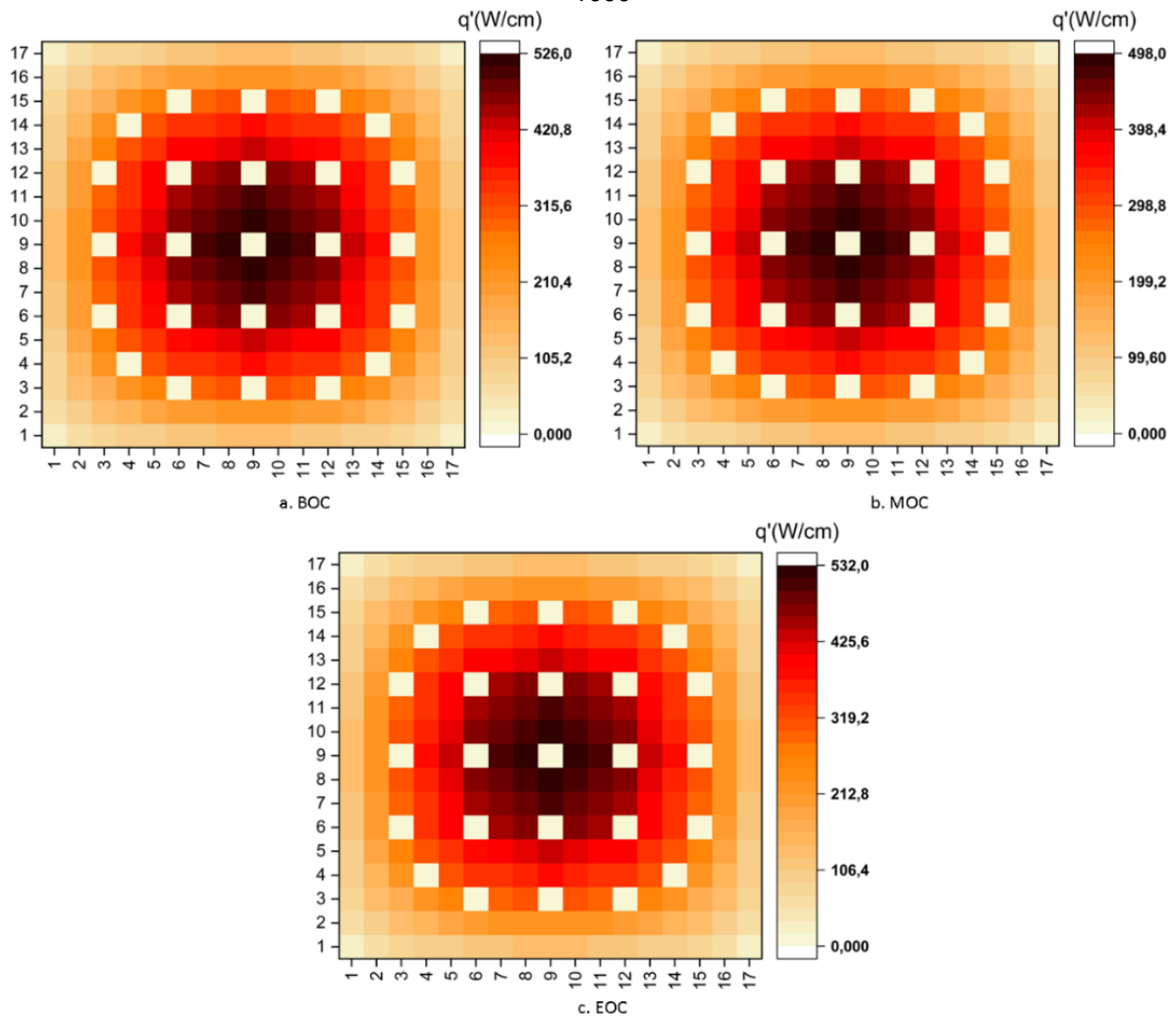


A Westinghouse estabelece 324,67°C como a temperatura média na saída do núcleo padrão do reator AP1000. Para este núcleo de referência, a partir do modelo e definições assumidas nesta tese, foi obtido 324,79°C para a temperatura média na saída do núcleo, já Martínez et., al. (2021) encontrou uma temperatura de 326°C. De maneira geral, o modelo proposto apresenta ótimos resultados em comparação com os relatórios da fabricante do núcleo de referência, bem como, com a literatura.

#### 4.2.2 Análise termohidráulica do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000

A análise de engenharia do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000 apresentada nesta tese, consiste do mapeamento do pico de potência linear no conjunto combustível; da avaliação das regiões do combustível, revestimento e vareta de controle, além da verificação das condições de operação no canal de escoamento do fluido refrigerante. A Figura 34 ilustra o mapa do pico de potência linear do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000 durante o ciclo de combustível estudado.

Figura 34 – Mapa do pico de potência linear do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000



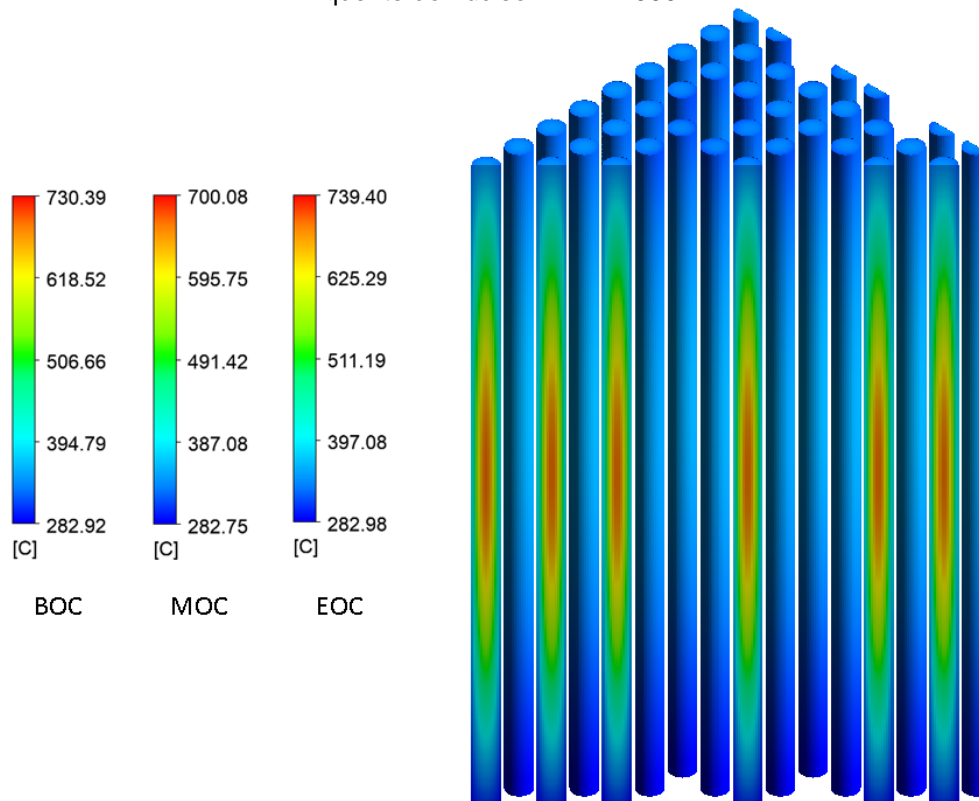
Fonte: O autor (2023).

No início do ciclo de combustível, foi alcançada uma potência linear máxima de 525,27W/cm na vareta n°162 situada na posição (8,9). A potência linear média do conjunto combustível obtida para o BOC foi de 239,55W/cm. As varetas de n°144(8,10) e 128(9,8), apresentaram a maior potência linear no MOC e EOC, com valores máximos de 497,65W/cm e 531,84W/cm, respectivamente. A potência linear média nestas duas últimas etapas do ciclo foram de 227,50W/cm, 243,06W/cm, respectivamente.

#### 4.2.2.1 Avaliação das regiões das varetas de combustível e de controle

Uma vez que as características de operação do núcleo AP-Th 1000 sob condições de pico de potência foram avaliadas no modelo de subcanal, no modelo do conjunto combustível foram analisadas as características de operação assumindo os parâmetros médios do conjunto combustível mais quente. O campo de temperatura das varetas de combustível na região do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000 é ilustrado na Figura 35.

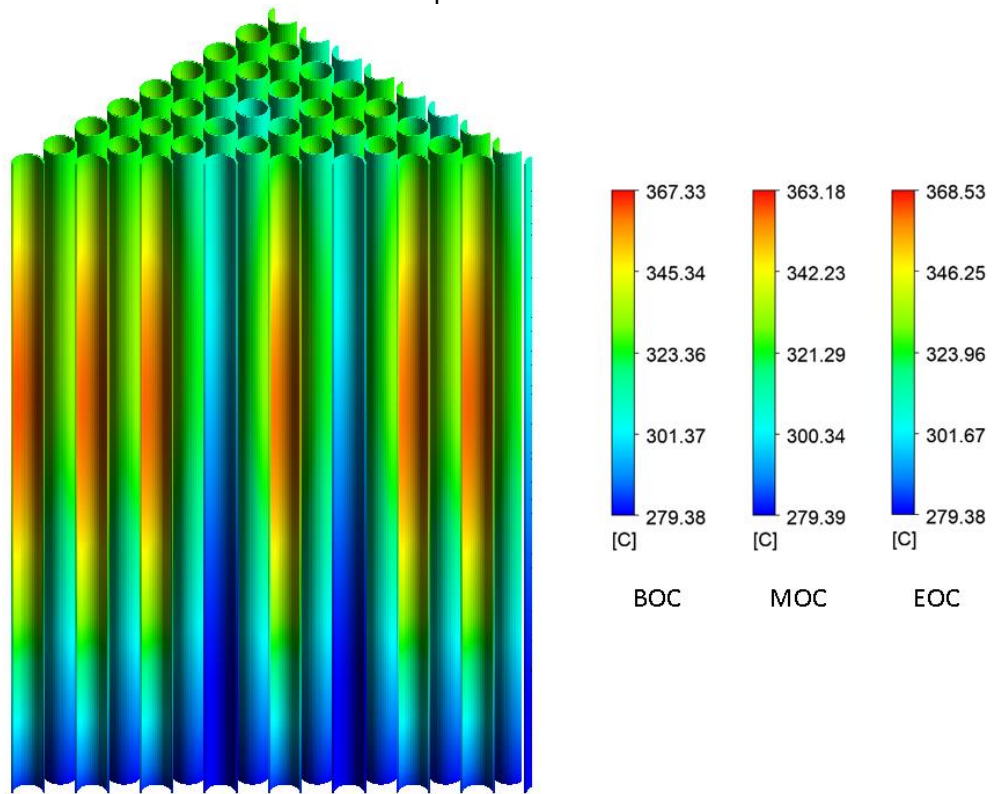
Figura 35 – Mapa de temperatura das varetas de combustível na região do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

Foi verificado que a temperatura média no conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000 varia entre 700,08°C e 739,40°C ao longo do ciclo de combustível estudado, podendo chegar a temperaturas de 1507,04°C e 1647,11°C na vareta mais quente. Também foram renderizados os mapas de temperatura do revestimento das varetas de combustível presentes no conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000, conforme ilustra a Figura 36.

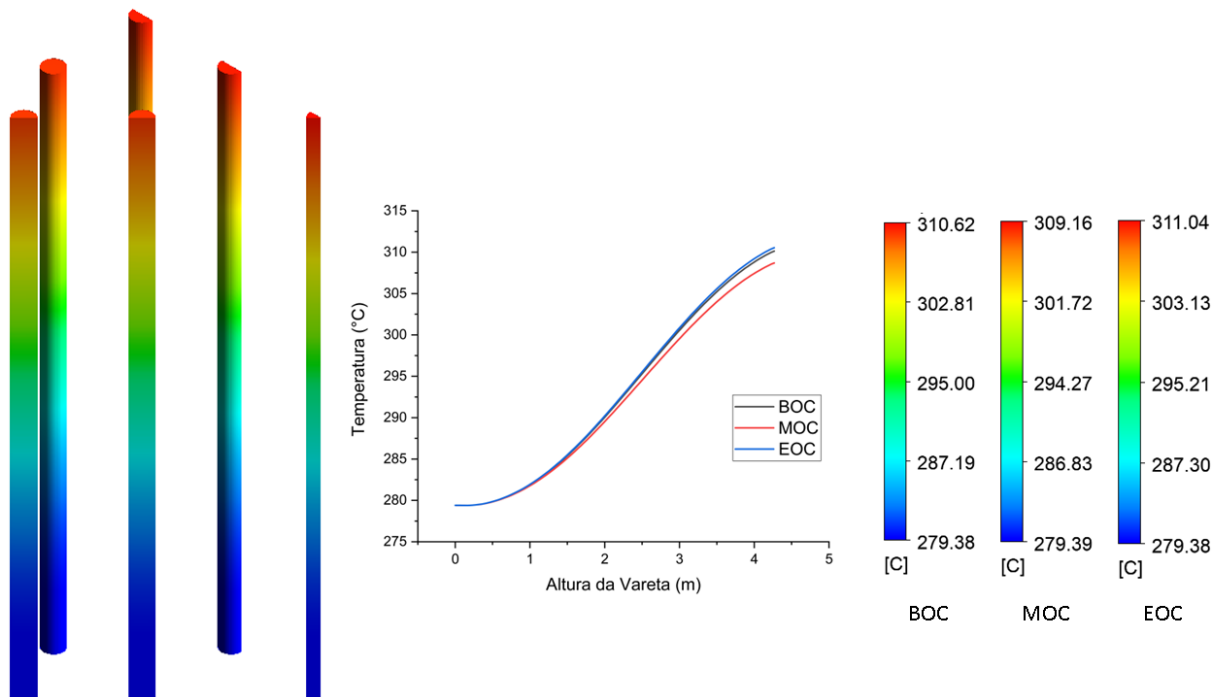
Figura 36 – Mapa de temperatura do revestimento das varetas de combustível presentes no conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

O conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000 apresentou valores entre 363,18°C e 368,53°C referentes as temperaturas médias alcançadas no revestimento durante o ciclo de combustível estudado, porém foi verificado que esta região pode alcançar temperaturas de 434,15°C e 441,75°C na vareta mais quente. Além da temperatura alcançada no combustível e no revestimento, a temperatura da região da vareta de controle também foi analisada, conforme ilustra a Figura 37.

Figura 37 – Mapa de temperatura das varetas de controle do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000



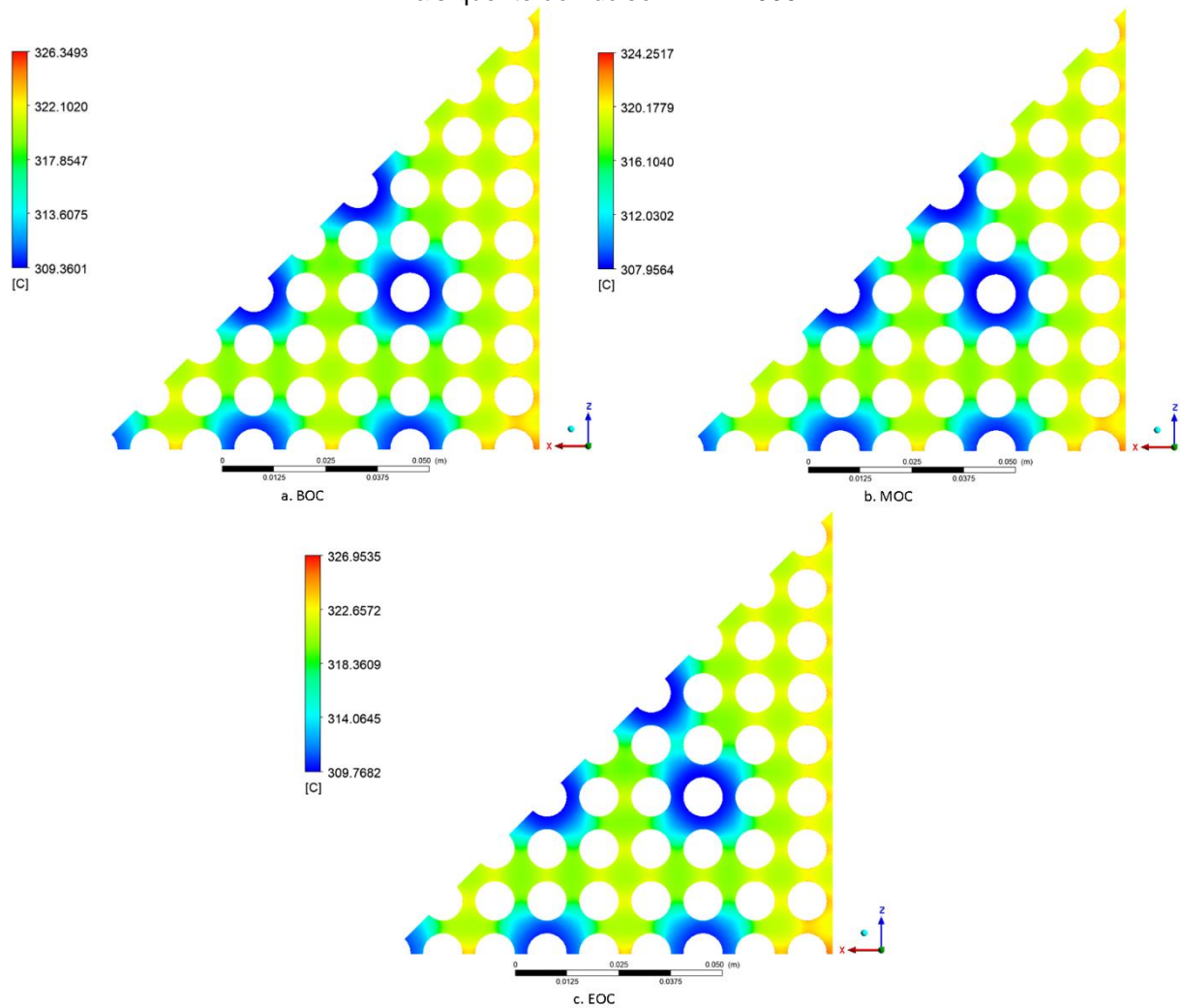
Fonte: O autor (2023).

Foi possível verificar que a região da vareta de controle apresentou um ínfimo aumento na temperatura, o que já era esperado, uma vez que não há geração de potência nesta região, apenas a troca de calor pelo contato com o fluido refrigerante. Além das regiões acima tratadas, as características do canal de escoamento do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000 também foram avaliadas, conforme apresentadas na seção seguinte.

#### 4.2.2.2 Estudo das características termohidráulicas do canal de escoamento do fluido refrigerante

Na saída do canal de escoamento foi avaliada a temperatura do fluido refrigerante, já ao longo do canal de escoamento, foi analisada a variação da pressão e a velocidade do fluido refrigerante. A distribuição radial de temperatura do fluido refrigerante na saída do conjunto combustível é ilustrada na Figura 38.

Figura 38 – Distribuição radial da temperatura do fluido refrigerante na saída do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000

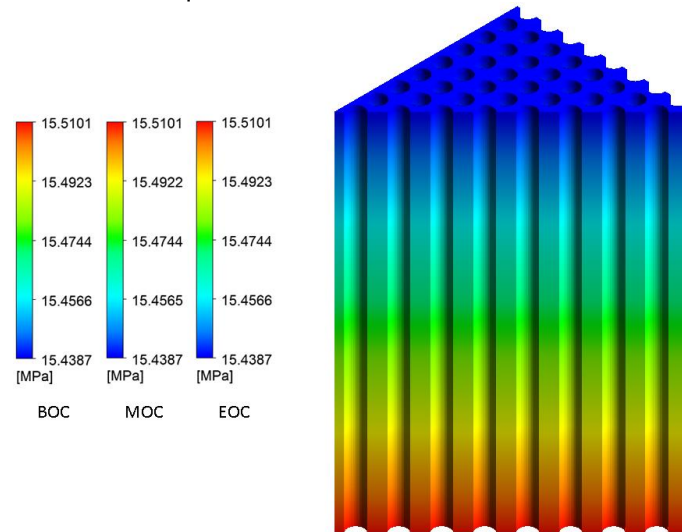


Fonte: O autor (2023).

Considerando a potência média do conjunto combustível mais quente, o núcleo AP-Th 1000 apresentou temperaturas médias de 317,9°C, 316,14°C e 318,4°C na saída do conjunto combustível mais quente para o início, meio e fim do ciclo de combustível, respectivamente. A variação da pressão ao longo do canal de escoamento também foi avaliada para o modelo de conjunto combustível, conforme apresentado na Figura 39.



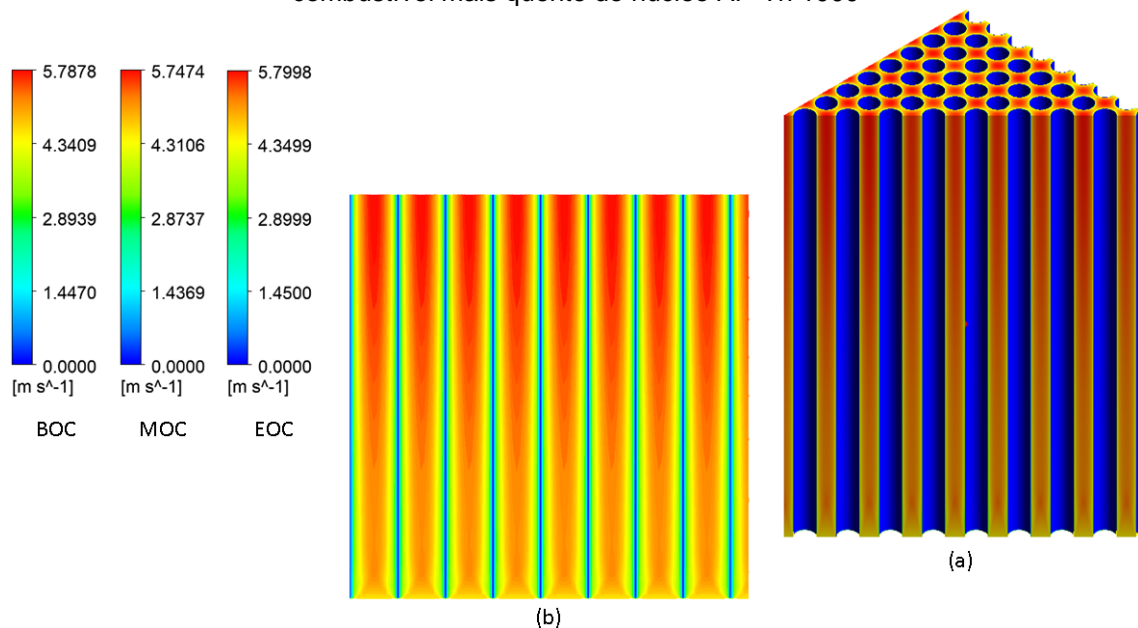
Figura 39 – Variação da pressão ao longo do canal de escoamento do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

Foi obtida uma variação de pressão de aproximadamente 71,4kPa durante o ciclo de combustível. Uma vez que o modelo em CFD do conjunto combustível desconsidera a presença de elementos estruturais que propiciam o aumento da variação de pressão no escoamento, fica evidente que, não há diferença significativa nos resultados da variação da pressão obtidos com ambos os modelos. Além da temperatura e da pressão, outro parâmetro avaliado no canal de escoamento foi a velocidade do fluido refrigerante, cujo comportamento é ilustrado na Figura 40.

Figura 40 – Perfil de velocidade do fluido refrigerante ao longo do canal de escoamento do conjunto combustível mais quente do núcleo AP-Th 1000



Fonte: O autor (2023).

A Figura 40 ilustra o campo de velocidade na região do fluido refrigerante (a) e o contorno da velocidade axial (b). Foi obtida uma velocidade média de 4,67m/s para o fluido refrigerante ao longo do canal de escoamento durante o ciclo de combustível avaliado. A Westinghouse (2011) reporta uma velocidade média de 4,82m/s para o núcleo de referência do reator AP1000. O núcleo AP-Th 1000 apresentou um bom resultado para a velocidade do fluido refrigerante, tendo em vista as simplificações em termos dos elementos estruturais que intensificam o escoamento do mesmo e consequentemente, a troca térmica entre o fluido refrigerante e as varetas de combustível.

## 5 CONCLUSÕES

Esta tese de doutorado apresentou uma metodologia para determinação das características termohidráulicas de operação e dos parâmetros de projeto de engenharia do núcleo AP-Th 1000 para seu primeiro ciclo combustível. Este objetivo foi atingido com sucesso, demonstrando sua aplicabilidade no desenvolvimento de projetos de reatores nucleares do tipo PWR.

Foi desenvolvido e implementado um modelo tridimensional do subcanal e do conjunto combustível do núcleo AP-Th 1000, por meio do pacote de fluidodinâmica computacional CFX da ANSYS. A modelagem das geometrias foi realizada pelo software Design Modeler, as malhas foram construídas pelo ANSYS Meshing e a modelagem física pelo software CFX. Foram desenvolvidos códigos em MATLAB para realizar o mapeamento das densidades de potência no conjunto combustível, o cálculo dos Limites de Distribuição de Potência, além de determinar o perfil do DNBR e o MDNBR, bem como, calcular o fluxo de calor crítico por meio da correlação W-3 e o fluxo de calor local.

Foi realizada uma avaliação refinada na literatura para definir as propriedades termofísicas dos materiais presentes no núcleo AP-Th 1000. Embora o núcleo proposto mantenha os mesmos materiais do núcleo de referência, com exceção do combustível, foram utilizadas as definições mais recentes para cada material presente no núcleo AP-Th 1000, tomando como referência relatórios da Agência Internacional de Energia Atômica e trabalhos da literatura.

Especificamente para o combustível MOX de urânio e tório, apenas a densidade foi definida com uma única correlação, o calor específico e a condutividade térmica foram definidos como uma ponderação entre as expressões de cada respectivo material. Foi utilizada essa abordagem para ambos os parâmetros, tendo em vista que o próprio relatório da IAEA sugere a utilização de uma média entre as expressões para o calor específico, além de não se ter uma correlação para a condutividade térmica que se encaixe dentro das condições de operação.

Tabela 10 – Projeto termohidráulico conceitual do núcleo AP-Th 1000

Parâmetros de Projeto	Etapa do Ciclo de Combustível		
	BOC	MOC	EOC
<b>Transferência de Calor</b>			
Potência térmica do núcleo (MWt)		3400	
Potência linear máxima (W/cm)	525,27	497,65	531,84
Potência linear média no conjunto combustível mais quente (W/cm)	239,55	227,5	243,06
Fluxo de calor local máximo (W/m <sup>2</sup> )	1,76x10 <sup>6</sup>	1,67x10 <sup>6</sup>	1,78x10 <sup>6</sup>
<b>Combustível e Revestimento</b>			
Temperatura máxima na linha central do combustível (°C)	1614	1507,04	1647,11
Temperatura média no combustível (°C)	730,39	700,08	739,4
Temperatura máxima no revestimento (°C)	439,1	434,15	441,75
Temperatura média no revestimento (°C)	367,33	363,18	368,53
<b>Fluido Refrigerante</b>			
Temperatura nominal de entrada do fluido refrigerante no núcleo (°C)		279,44	
Temperatura média na saída do subcanal mais quente (°C)	351,95	345,53	349,65
Temperatura média na saída do conjunto combustível mais quente (°C)	317,9	316,14	318,4
Pressão nominal do sistema (MPa)		15,50	
Queda de pressão no subcanal mais quente (kPa)		72,8	
Queda de pressão no conjunto combustível mais quente (kPa)		71,4	
Velocidade média (m/s)	4,67	4,66	4,68
Fluxo efetivo para troca de calor (kg/s)		13456,57	
<b>Limites de distribuição de potência</b>			
Correlação do DNB		W-3	
Mínimo DNBR em condições normais	2,07	2,26	1,97
Fator de canal quente de fluxo de calor ( $F_Q$ )	2,73	2,59	2,77
Fator de canal quente nuclear de aumento da entalpia ( $F_{\Delta H}^N$ )	1,58	1,76	1,71

Fonte: O Autor (2023).

Durante o ciclo de combustível analisado o núcleo AP-Th 1000, sob condições normais de operação, apresentou na região do combustível uma temperatura máxima de 1647,11°C na vareta mais quente e um valor máximo médio de 739,40°C no conjunto combustível mais quente. Mesmo com uma potência superior às condições normais do AP1000, está é uma das características da aplicação do tório como combustível nuclear, isto é, a possibilidade de aumentar os limites térmicos sem causar danos aos materiais.

Na região do revestimento, foram alcançadas temperaturas de 441,75°C e 370°C, na vareta mais quente e para o valor máximo médio no conjunto combustível, respectivamente. Assim como para a pastilha de combustível, a operação do núcleo proposto neste ciclo de combustível, não oferece risco a integridade estrutural do revestimento das varetas de combustível, uma vez que os valores de temperatura se encontram distante do limite máximo do material.

Foram obtidos 2,07, 2,26 e 1,97 para o MDNBR durante as três etapas do ciclo de combustível, respectivamente. Estes valores estão acima da média entre o 2,80 referente a operação normal e 1,25 para e transitórios operacionais reportado pela Westinghouse. Esses valores inferiores ao informado para as condições normais de operação do AP1000, são devido a densidade de potência superior à densidade de potência para condições normais do núcleo de referência. Ainda com uma potência superior, o núcleo apresenta resultados promissores referentes ao MDNBR.

Foram avaliados, além do DNBR, o fator de canal quente de fluxo de calor ( $F_Q$ ) e o fator de canal quente nuclear de aumento da entalpia ( $F_{\Delta H}^N$ ), cujos valores médios durante as três etapas do ciclo de combustível foram de 2,70 e 1,68, respectivamente. Estes valores ficam próximos dos 2,60 e 1,59, respectivamente, reportado pela Westinghouse para o núcleo padrão do reator AP1000. Estes valores, juntos com o DNBR, corroboram para uma viabilidade de aplicação do núcleo AP-Th 1000 para o ciclo de combustível proposto.

A proposta deste trabalho foi apresentar as condições de operação do núcleo AP-Th 1000 para o pico de potência e para as condições de operação médias no conjunto combustível mais quente em cada etapa do ciclo de combustível estudado. Sugere-se como trabalhos futuros:

- Aprimorar os cálculos neutrônicos para um melhor refinamento dos valores de densidade de potência;
- Aplicar a metodologia para demais ciclos de combustível;
- Desenvolver um modelo termohidráulico detalhado para um arranjo 5x5 de varetas, levando em consideração os elementos estruturais presentes no canal de escoamento, para um estudo mais aprofundado na região mais quente do núcleo.
- Ampliar as análises para a região do vaso do reator, podendo ser nos plenos, superior e inferior, bem como, no próprio vaso de pressão do reator.

- Automatizar o acoplamento neutrônico/termohidráulico, utilizando técnicas de aprendizado de máquinas (machine learning);
- Implementar modelos de inteligência artificial para auxiliar na verificação dos parâmetros de projeto, como os acima tratados.

## REFERÊNCIAS

- ALMOMANI, B.; JANG, D.; LEE, S. Structural integrity of a high-burnup spent fuel rod under drop impact considering pellet-clad interfacial bonding influence, *Nuclear Engineering and Design*, v. 337, p. 324-340, 2018.
- ALHAJ, M. Y.; BADAWAI, A.; ABOU-GABAL, H. H.; MOHAMED, N. M. A. Partial Loading of Thorium-Plutonium Fuel in a Pressurized Water Reactor. *Nuclear Technology*, v. 194, n. 3, p. 314-323, Junho 2016.
- ANANTHARAMAN, K.; SHIVAKUMAR, V.; SAHA, D. Utilization of thorium in reactors. *Journal of Nuclear Materials*, v. 383, n. 1, p.119-121, Dezembro 2008.
- ANSYS. ANSYS CFX – Introduction. 9ª ed. ANSYS, 2018.
- BELLE, J.; BERMAN, R. M. Thorium dioxide: Properties and nuclear applications. U.S. Department of Energy Publication, DOE/NE-0060, 1984.
- BASKARA, R. F.; WARIS, A.; KURNIADI, R.; BASAR, K.; WIDAYANI; SAHIN, S. Advanced Nuclear Reactor AP1000 with ThO<sub>2</sub>-UO<sub>2</sub> Fuel. *Journal of Physics*, v 1204, conference series 012135, Maio 2019.
- CHEN, G.; ZHANG, Z.; TIAN, Z.; LI, L.; DONG, X. Challenge Analysis and Schemes Design for the CFD Simulation of PWR. *Hindawi*, p. 1-15, v. 2017, 2017.
- DAVID S.; HUFFER E.; NIFENECKER H. Revisiting the thorium-uranium nuclear fuel cycle. *Europhysics News*, v. 38, n. 2, p. 24–27, Outubro 2007.
- EL-SEFY, M.; EZZELDIN, M.; EL-DAKHAKHNI, W.; WIEBE, L.; NAGASAKI, S. System dynamics simulation of the thermal dynamics process in nuclear power plants. *Nuclear Engineering and Technology*, v. 51, n.6, p. 1540-1553, Setembro 2019.
- EPE. Empresa de Pesquisa Energética. Balanço Energético Nacional 2023: Relatório Síntese / Ano Base 2022, Rio de Janeiro 2023.
- EPE. Empresa de Pesquisa Energética. Balanço Energético Nacional 2022: Ano base 2021, Rio de Janeiro 2022a.
- EPE. Empresa de Pesquisa Energética. Balanço Energético Nacional 2022: Relatório Síntese / Ano Base 2021, Rio de Janeiro 2022b.
- EPE. Empresa de Pesquisa Energética. PNE2050 Plano Nacional de Energia / Ministério de Minas e Energia, 2020.
- EPE. Empresa de Pesquisa Energética. Balanço Energético Nacional 2020: Relatório Síntese / Ano Base 2019, Rio de Janeiro 2020.
- EPE. Empresa de Pesquisa Energética. Balanço Energético Nacional 2018: Relatório Síntese / Ano Base 2017, Rio de Janeiro 2018.

FERNÁNDEZ-ARIAS, P.; VERGARA, D.; OROSA, A. J. A Global Review of PWR Nuclear Power Plants. *Applied Sciences*, v. 10, n. 13, p. 1-28, Junho 2020.

GIF. Generation IV International Forum. Use of Thorium in the Nuclear Fuel Cycle, Dezembro 2010.

GOLDBERG, S. M.; ROSNER, R. Nuclear Reactors: Generation to Generation. Report: American Academy of Arts & Sciences, 2011.

GOPALAKRISHNAN, A. Evolution of the India Nuclear Power Program. *Annual Review of Energy and Environment*, v. 27, p. 369-395, Novembro 2002.

HOLMGREN, M. X Steam, Thermodynamic properties of water and steam. <https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/9817-x-steam-thermodynamic-properties-of-water-and-steam>, MATLAB Central File Exchange. Retrieved January 22, 2022.

IAEA. International Atomic Energy Agency. Nuclear Power Reactors in the World, IAEA-RDS-2/40, Vienna, 2020.

IAEA. International Atomic Energy Agency. Uranium 2018: Resources, Production and Demand, NEA#7413, Vienna 2018.

IAEA. International Atomic Energy Agency. Thermophysical of Materials for Nuclear Engineering: A Tutorial and Collection of Data, IAEA-THPH, Viena, 2008.

IAEA. International Atomic Energy Agency. Thermophysical Properties Database of Materials for Light Water Reactors and Heavy Water Reactors, IAEA-TECDOC-1496, Viena, 2006.

IAEA. International Atomic Energy Agency. Thorium fuel cycle—potential benefits and challenges. IAEA TECDOC 1450, Vienna, 2005.

IAEA. International Atomic Energy Agency. Thorium fuel utilization: Options and Trends. IAEA-TECDOC-1319, Vienna, 2003.

ISNAINI, M. D.; DESWANDRI; SNARYA, G. R. Channel analysis of operation power fluctuation for AP1000 reactor. In: *Prosiding Seminar Nasional Teknologi Energi Nukir*, Makassar, Outubro 12, 2017a.

ISNAINI, M. D.; SUBEKTI, M.; SUNARYA, G. R. Prediction of fuel temperature of AP1000 due to the formation of crud and oxide layer. *Jurnal Teknologi Reaktor Nuklir*, v. 19, n. 2, p. 93-102, 2017b.

KAFFEZAKIS, N.; KOTLYAR, D. Fuel Cycle Analysis of Novel Assembly Design for Thorium- Uranium-Ceramic–Fueled Thermal, High-Conversion Reactor. *Nuclear Technology*, v. 206, n. 1, p. 48-72, Junho 2019.



KRAHN, S. L.; WORRALL, A. The Reemergence of the Thorium Fuel Cycle: A Special Issue of Nuclear Technology. Nuclear Technology, v. 194, n. 2, p. iii-iv, Março 2017.

LAUNDER, B. E.; SPALDING, D. B. The numerical computation of turbulent flows. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, v. 3, n. 2, p. 269 – 289, Março 1974.

LIN, W. S.; PEI, B. S.; LEE, C. H. Bundle critical power predictions under normal and abnormal conditions in Pressurized Water Reactors. Nuclear Technology, v. 98, n. 3, p. 354-365, Dezembro 1992.

MAIORINO J. R.; D'ÁURIA F. S.; REZAEI, D. Conversion of Small Modular Reactors Fuel to Use Mixed (U-Th)O<sub>2</sub> Fuel. In: 12th International Conference of the Croatian Nuclear Society, Croácia, Julho 3 – 6, 2018a.

MAIORINO J. R.; D'ÁURIA F. S.; AKBARI-JEYHOUNI, R. An Overview of Thorium Utilization in Nuclear Reactors and Fuel Cycles. In: 12th International Conference of the Croatian Nuclear Society, Croácia, Julho 3 – 6, 2018b.

MAIORINO J. R.; STEFANI G. L.; MOREIRA J. M. L.; ROSSI P. C. R.; SANTOS T. A. Feasibility to convert an advanced PWR from UO<sub>2</sub> to a mixed U/ThO<sub>2</sub> core – Part I: Parametric studies. Annals of Nuclear Energy, v. 102, p. 47 – 55, Dezembro 2016.

MARTÍNEZ, L. A. Simulación termohidráulica de un conjunto combustible del reactor nuclear AP1000, Trabalho de conclusão de curso, Havana: Universidad de La Habana, 2018, 83p.

MARTÍNEZ, L. A.; HERNÁNDEZ, C. R. G.; GARCÍA, J. R.; PUENTES, A. O. Simulação Termo-hidráulica de um Conjunto Combustível do Reator Nuclear AP1000. VETOR - Revista de Ciências Exatas e Engenharias, v. 31, n. 1, p. 60–71, 2021.

NEWELL, G. R.; RAIMI, D.; VILLANUEVA, S. PREST, B. Global Energy Outlook 2020: Energy Transition or Energy Addition? Report: Resources for the Future, Maio 2020.

NEWELL, G. R.; RAIMI, D.; ALDANA, G. Global Energy Outlook 2019: The Next Generation of Energy. Report: Resources for the Future, Julho 2019.

PÉREZ, Y.; GARCÍA, C.R.; MENA, F.L.; CASTRO, L. Coupled Analysis of Thorium-based Fuels in the High-Performance Light Water Reactor Fuel Assembly. Atom Indonesia, v. 47, p. 141-150, 2021.

QIU, S.; WANG, M.; FENG, T.; FANG, D.; HOU, T.; TIAN, W.; SU, G. H. Numerical study on the thermal stratification characteristics of AP1000 pressurizer surge line. Annals of Nuclear Energy, v. 130, p. 8-19, Agosto 2019.

ROSA, L. P. History of Nuclear Power in Brazil, Energy and Environment, v. 17, n. 3, p. 485-495, Julho 2006.

SANTOS, T. A. Desenvolvimento de um código mono canal para análise termo hidráulica de reatores PWR, Dissertação de Mestrado, Santo André: UFABC, 2016, 275p.

SELIM, H. K.; AMIN, E. H.; ROUSHDY, H. E. Using thorium-based fuel in AP1000: Steady state analysis. Arab Journal of Nuclear Sciences and Applications, v. 51, p. 9-21, Julho 2019.

SERP, J.; ALLIBERT, M.; BENE, O.; DELPECH, S.; FEYNBERG, O.; GHETTA, V.; HEUER, D.; HOLCOMB, D.; IGNATIEV, V.; KLOOSTERMAN, J. L.; LUZZI, L.; MERLE-LUCOTTE, E.; UHLÍ, J.; YOSHIOKA, R.; ZHIMIN, D. The Molten Salt Reactor (MSR) in Generation IV: Overview and perspective. Progress in Nuclear Energy, v. 77, p. 308-319, Março 2014.

SINHA, R. K.; KAKODKAR, A. Design and development of the AHWR—the Indian thorium fueled innovative nuclear reactor. Nuclear Engineering and Design, v. 236, p. 683-700, Setembro 2006.

SOUZA, W. F.; VELOSO, M.A.F.; COSTA, A.L.; PEREIRA, C. Thermal hydraulic analysis of a PWR loaded with annular fuel rods. Brazilian Journal of Radiation Sciences, v. 09, p. 1-16, 2021.

STEFANI, G. L.; MAIORINO, J. R.; MOREIRA, J. M. L. The AP-Th 1000 – An advanced concept to use MOX of thorium in a closed fuel cycle. International Journal of Energy Research, Abril 2020.

STEFANI, G. L.; MAIORINO, J. R.; MOREIRA, J. M. L.; ROSSI, P. C. R. Detailed neutronic calculations of the AP1000 reactor core with the Serpent code. Progress in Nuclear Energy, v. 116, p. 95-107, Setembro 2019.

STEFANI, G. L. Sobre a viabilidade de conversão de um reator avançado PWR com núcleo de UO<sub>2</sub> para (Th,U)O<sub>2</sub>, Tese de Doutorado, Santo André: UFABC, 2017, 275p.

TIAN, W.; WANG, M.; WANG, L.; DENG, J.; ZHANG, D.; QIU, S.; SU, G.H. Numerical simulation of temperature heterogeneity inside the AP1000 upper plenum and hot leg. Nuclear Engineering and Design, v. 362, 110525, Julho 2020a.

TIAN, W.; WANG, M.; WANG, L.; WANG, X. GE, J.; QIU, S.; SU, G.H. CFD simulation on the flow characteristics in the PWR lower plenum with different internal structures. Nuclear Engineering and Design, v. 364, 110705, Agosto 2020b.

TODREAS N. E.; KAZIMI M. S. Nuclear systems I – Thermal hydraulic fundamentals. 1ª ed. New York: Taylor & Francis Group, 1990.

TONG, L. S.; TANG, Y. S. Boiling Heat Transfer and Two-Phase Flow. 2ª ed. Boca Raton: Taylor & Francis Group, 1997.

TU, J.; YEOH, G. H.; LIU, C.; TAO, Y. Computational Fluid Dynamics: A Practical Approach. 4<sup>a</sup> ed. United Kingdom: Butterworth-Heinemann, 2023.

VIPER. Viper, 2023. Disponível em: <https://playvalorant.com/pt-br/agents/viper/>

VAN GOSEN, B. S.; TULSIDAS, H. Thorium as a nuclear fuel. Uranium for Nuclear Power, p. 253-296, 2016.

ZHANG, D.; WANG, Y.; WANG, W.; JU, H.; ZHAO, M.; TIAN, W.; LIU, T.; QIU, S.; SU, G.H. CFD simulation of flow and heat transfer characteristics in a 5x5 fuel rod bundles with spacer grids of advanced PWR. Nuclear Engineering and Technology, v. 57, n. 7, p. 1386-1395, 2020.

ZHANG, Y.; ZHANG, R.; TIAN, W.; SU, G. H.; QIU, S. Numerical prediction of CHF based on CFD methodology under atmospheric pressure and low flow rate. Applied Thermal Engineering, v. 149, p. 881-888, Fevereiro 2019.

WANG, M.; ZHAO, X.; CHEN, C.; WANG, X.; JU, H.; TIAN, W.; QIU, S.; SU, G.H. Three-dimensional study on the hydraulic characteristics under the steam generator (SG) tube plugging operations for AP1000. Progress in Nuclear Energy, v. 112, p. 63-74, Abril 2019.

WANG, M.; BAI, L.; WANG, L.; QIU, S.; TIAN, W.; SU, G. H. Thermal Hydraulic and Stress Coupling Analysis for AP1000 Pressurized Thermal Shock (PTS) Study under SBLOCA Scenario. Applied Thermal Engineering, v. 122, p.158-170, Julho 2017.

WESTINGHOUSE, E. C. Westinghouse AP1000 Design Control Document Rev. 19 U.S. Nuclear Regulatory Commission, ML11171A500, 2019. Disponível em: <https://www.nrc.gov/docs/ML1117/ML11171A500.html>

WILCOX, D. C. Turbulence Modelling for CFD. 3<sup>a</sup> ed. San Diego: DCW Industries, 2006.

WNA. World Nuclear Association. Nuclear Power in Brazil. Maio 2023. Disponível em: <https://world-nuclear.org/information-library/country-profiles/countries-a-f/brazil.aspx>

YANG, J.; SUY, Z.-G.; ZHANG, X.-Y.; YAO, Y. Numerical investigation of the thermal-hydraulic characteristics of AP1000 steam generator U-tubes. International Journal of Advanced Nuclear Reactor Design and Technology, v. 2, p. 52-59, 2020.

YAKHOT, V.; ORSZAG, S.A. Renormalization group analysis of turbulence. I. Basic theory. Journal of Scientific Computing, v. 1, p. 3–51, 1986.

## APÊNDICE A – CÓDIGO EM MATLAB PARA O CÁLCULO DO DNBR, CHF E FLUXO DE CALOR LOCAL EM NÚCLEOS PWR

```

clear all
clc

%-----%
%           CÓDIGO PARA CÁLCULO DO DNBR EM REATORES DE ÁGUA PRESSURIZADA           %
%-----%

format long
%% Características geométricas

% Altura do canal [m]
y=-2.1336:0.21336:2.1336;

% N° de conjuntos combustíveis no núcleo
nfuel_assemblies=157;

% N° de barras/conjunto combustível
nrods=289;

% Pitch [m]
pitch=0.0125984;

% Radio da pastilha de combustível [m]
rfuel=0.00409575;

% Espessura do interstício [m]
eg=0.00008255;

% Espessura do revestimento [m]
ec=0.0005715;

% Raio da vareta de combustível [m]
rrod=rfuel+eg+ec;

%% Características do escoamento

% Área de escoamento do subcanal [m]
Asubch=(pitch^2)-(pi*(rrod^2));

% Vazão mássica no reator [kg/s]
mreactor=14300.759;

% Vazão mássica no subcanal [kg/s]
msubch=mreactor/(nfuel_assemblies*nrods);

% Fluxo mássico [kg/m²s]
G=msubch/Asubch;

% Diâmetro hidráulico [m]
Dh=(4*Asubch)/(2*pi*rrod);

```

```

%% Variação da temperatura e da pressão ao longo do canal de escoamento

[teste] = xlsread('apth1000bochotchchannel.xls');
B=teste(:,1);           % [°C]           Temperatura
C=teste(:,2);           % [MPa]          Pressão

%% Fluxo de calor crítico (q"CHF) - correlação W-3 - descrição do modelo

% Determinação da qualidade do vapor na entrada
T1=B(1);
p1=C(1);
p1=p1*10;

Cpin=XSteam('Cp_pT',p1,T1);
Hfin=XSteam('hL_p',p1);
Hgin=XSteam('hV_p',p1);
Hfgin=Hgin-Hfin;

Tsatin=XSteam('Tsatsat_p',p1);
hin=Hfin-Cpin*(Tsatin-T1);
Xin=(hin-Hfin)/Hfgin;

for i=1:1:21

    % Cálculo da qualidade do vapor ao longo do canal de escoamento
    T=B(i);
    p=C(i);
    p=p*10; % Conversão de MPa para Bar por meio das tabelas XSteam

    Cp=XSteam('Cp_pT',p,T);
    Hf=XSteam('hL_p',p);
    Hg=XSteam('hV_p',p);
    Hfg=Hg-Hf;
    Tsat=XSteam('Tsatsat_p',p);
    h=Hf-Cp*(Tsat-T);
    hxteam=XSteam('h_pT',p,T);
    Final(i,1)=h;

    Xout=(h-Hf)/Hfg;
    Final(i,2)=Xout;

    % Cálculo do fluxo de calor crítico pela correlação W-3

    pCHF=p/10; % Retorno à MPa para uso na correlação W-3
    DhCHF=Dh;

    k1=(2.022-0.06238*pCHF)+(0.1722-0.01427*pCHF)*exp((18.177-
0.5987*pCHF)*Xout);
    k2=((0.1484-1.596*Xout+0.1729*Xout*abs(Xout))*2.326*G+3271)*(1.157-
0.869*Xout);
    k3=(0.2664+0.8357*exp(-124.1*DhCHF))*(0.8258+0.0003413*(Hf-hin));

    % W/m^2
    qCHF_W3=k1*k2*k3*1000;

    Final(i,3)=qCHF_W3;
    O=Final(:,3);
End

```

```

%% Cálculo do fluxo de calor local (q"local)

%Existem diferentes formas de calcular o fluxo de calor local, uma delas é
%através da relação com a densidade linear: q"=q'/(2*pi*rrod), onde q' é a
%densidade linear e o termo rrod refere-se ao raio da vareta de
combustível.

W1=(2.825656E+03*(y.^6))-(2.331463E+02*(y.^5))+(3.188774E+03*(y.^4))+...
    (4.352113E+02*(y.^3))-
    (4.524646E+05*(y.^2))+(2.531759E+03*y)+1.757649E+06;
M1=W1';

%% Cálculo do MDNBR e descrição do perfil do DNBR

DNBR=O./M1;
MDNBR=min(DNBR)

plot(y,DNBR,'.-')
title('SAÍDA DA RELAÇÃO DE EBULIÇÃO NUCLEADA')
xlabel('y (m)')
ylabel('q"CHF/q"local')
legend('DNBR')
grid on
hold on

figure
plot(y,O,'.-',y,M1,'.-')
title('q"CHF vs q"local')
xlabel('y (m)')
ylabel('Fluxo de calor (W/m²)')
legend('q"CHF','q"local')
grid on
hold on

```